HAL
open science

Influence de l'évolution granulométrique des abrasifs sur l'enlèvement de matière lors de la découpe par jet d'eau abrasif

Sophie Ferrendier

To cite this version:

Sophie Ferrendier. Influence de l'évolution granulométrique des abrasifs sur l'enlèvement de matière lors de la découpe par jet d'eau abrasif. Mécanique [physics.med-ph]. Arts et Métiers ParisTech, 2001. Français. NNT : . tel-00005625

HAL Id: tel-00005625

https://pastel.hal.science/tel-00005625v1

Submitted on 5 Apr 2004

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

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

N° ordre : 2001-23

Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers
Centre de Paris

THESE

PRESENTEE POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

DE

L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE D'ARTS ET METIERS

Spécialité : MECANIQUE

PAR

Sophie FERRENDIER

Influence de l'Evolution Granulométrique des Abrasifs sur l'Enlèvement de Matière lors de la Découpe par Jet d'Eau Abrasif

---

Soutenue le 14 décembre 2001 devant le jury d'examen :

MM.	J.P. CORDEBOIS, Professeur des Universités, Conservatoire National des Arts et Métiers de Paris……	Président du jury
	E. FELDER, Maître de Recherche, Ecole des Mines de Paris……..…	Rapporteur
	J.F. RIGAL, Professeur des Universités, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon……	Rapporteur
	G. COGNET, Professeur des Universités, Institut National Polytechnique de Grenoble……	Examinateur
	A. CORNIER, Professeur d'ENSAM, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Chambéry …… .	Examinateur
	D. FROELICH, Professeur des Universités, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Chambéry.…	Examinateur

L'ENSAM est un Grand Etablissement dépendant du Ministère chargé de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche, composé de huit Centres : Aix-en-Provence, Angers, Bordeaux, Châlons-en-Champagne, Cluny, Lille, Metz, Paris.

REMERCIEMENTS

Le présent travail a été réalisé au sein du Groupe Production et Recherche (PRD) de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers (ENSAM) de Paris sous la direction de Monsieur G. COGNET, ancien Directeur de la Recherche de cet établissement et Professeur des Universités à l'Institut National Polytechnique de Grenoble. Je le remercie pour l'attention et la disponibilité dont il a fait preuve tout au long de ce travail.

J'exprime ma profonde gratitude à Monsieur A. CORNIER, ancien Directeur du Laboratoire Procédés Conventionnels et Non Conventionnels (PNC²) de l'ENSAM Paris et Professeur d'ENSAM à Chambéry, pour m'avoir accueilli au sein de son Laboratoire. Sa présence de tous les instants, parfois même malgré la distance, en tant que co-directeur de thèse, m'a permis de réaliser ce travail dans les meilleures conditions.

J'adresse mes remerciements à Monsieur J.P. CORDEBOIS, Professeur au Conservatoire National des Arts et Métiers à Paris (CNAM), pour m'avoir fait l'honneur d'être président de mon jury de thèse. Je remercie Messieurs E. FELDER, Maître de Recherche au Centre de Mise en Forme des Matériaux (CEMEF) de l'Ecole des Mines de Paris et J.F. RIGAL, Directeur du Laboratoire de Conception et Analyse des Systèmes Mécaniques (CASM) de l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, qui ont accepté d'être les rapporteurs de ma thèse. Je remercie également Monsieur D. FROELICH, Directeur du Centre ENSAM de Chambéry, pour avoir accepté de juger mon travail. Cette tâche n'a pas été sans sacrifices au regard de leurs occupations respectives.

Je remercie chaleureusement tous les membres du groupe PRD, du Laboratoire Procédés Conventionnels et Non Conventionnels (PNC²), du Laboratoire de Mécanique des Systèmes et Procédés (LMSP), du service PROTOTYPE pour leur disponibilité et leur bonne humeur pendant toutes ces années. Je pense tout particulièrement à Madame S. CORNIER, Technicienne de Recherche à l'ENSAM Chambéry, Monsieur S. SCHWARTZ, ex-Technicien Supérieur au Laboratoire PNC² et Monsieur M. DOS SANTOS, Technicien de Recherche au Laboratoire LMSP.

Enfin, je remercie mon époux Hervé pour sa patience, mes parents et quelques amis très chers, le grand Tarek, Bénédicte, Frédéric, Mops, pour leur soutien constant dans cette entreprise.

SOMMAIRE

NOMENCLATURE 4

INTRODUCTION 9

CHAPITRE 1. PRINCIPES DE LA DECOUPE PAR JET D'EAU ABRASIF 12

1. PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT 13

2. ABRASIFS POUR LA DECOUPE PAR JET D'EAU 15

3. MODELE DU JET D'EAU A L'AIR LIBRE 16

4. ECOULEMENT EAU/AIR DANS LA CHAMBRE 19

5. ENTRAINEMENT DE L'ABRASIF 20

6. PROCESSUS DE COUPE 22

7. INFLUENCE DES PARAMETRES DU PROCEDE SUR LES PERFORMANCES DE COUPE 23

8. CONCLUSION 28

CHAPITRE 2. MODELES PREVISIONNELS D'ENLEVEMENT DE MATIERE 30

1. PRINCIPAUX MODELES 31

1.1. MODELE DE FINNIE 31
1.1.1. Hypothèses de travail 31
1.1.2. Modèle plan 32
1.1.3. Validité du modèle 35

1.2. MODELE DE BITTER 35
1.2.1. Erosion par déformation 36
1.2.2. Erosion par coupe 38
1.2.3. Synthèse du modèle 40

1.3. MODELE DE HASHISH 40
1.3.1. Enlèvement de matière 42
1.3.2. Erosion par coupe 51
1.3.3. Erosion par déformation 57
1.3.4. Vitesse du mélange 59
1.3.5. Synthèse du modèle 61

2. DISCUSSION SUR LES MODELES D'ENLEVEMENT DE MATIERE 63

2.1. ANALYSE CRITIQUE DES PARAMETRES RETENUS 63

2.2. MISE EN EVIDENCE DE L'INFLUENCE DE LA GRANULOMETRIE DE L'ABRASIF 65
2.2.1. Conditions expérimentales 66
2.2.2. Mesure des hauteurs de coupe 68
2.2.3. Résultats de mesure 69

2.3. PERSPECTIVE D'AMELIORATION DU MODELE DE HASHISH 71

2.4. CONCLUSION 71

CHAPITRE 3. EVOLUTION GRANULOMETRIQUE DES ABRASIFS AU COURS DU PROCESSUS DE COUPE 73

1. PHENOMENE DE FRAGMENTATION 74

1.1. DEFINITION 74

1.2. CARACTERISATION DE LA FRAGMENTATION 75
1.2.1. Nombre de désintégration 75
1.2.2. Diamètre particulaire après fragmentation 76

1.3. PARAMETRES INFLUANT SUR LE PHENOMENE DE FRAGMENTATION 79

1.4. CONSEQUENCE DE LA FRAGMENTATION SUR LA COUPE 84

2. EVOLUTION GRANULOMETRIQUE LORS DU PROCESSUS DE DECOUPE 85

2.1. EXPERIMENTATION 86
2.1.1. Conditions expérimentales 86
2.1.2. Méthodes de caractérisation des abrasifs 87

2.2. ANALYSE DU PHENOMENE DE FRAGMENTATION 92
2.2.1. Evolution de la distribution granulométrique 92
2.2.2. Evolution des paramètres de forme 101
2.2.3. Synthèse des comportements en fragmentation 103
2.2.4. Observation des effets de la fragmentation sur la coupe 104

3. MODELE PREDICTIF DE L'EVOLUTION GRANULOMETRIQUE 105

4. CONCLUSION 109

CHAPITRE 4. EVOLUTION D'UN MODELE PREDICTIF DE TYPE HASHISH 110

1. CONDITIONS D'APPLICATION DU MODELE DE HASHISH 111

1.1. GRANULOMETRIE DE L'ABRASIF 111

1.2. EXISTENCE DU MODE D'EROSION PAR COUPE 112

1.3. CONCLUSION 113

2. MISE EN EVIDENCE DE L'EVOLUTION DE LA FRACTION χ EN FONCTION DES PARAMETRES DU PROCEDE 113

2.1. CONDITIONS EXPERIMENTALES 114

2.2. RESULTATS 114
2.2.1. Performances de coupe 114
2.2.2. Expression de la fraction χ 117

3. MODELE AMELIORE 121

3.1. MODELE INITIAL 121

3.2. EXTENSION DU DOMAINE DE VALIDITE POUR UN AUTRE TYPE D'ABRASIF 124
3.2.1. Conditions expérimentales 124
3.2.2. Analyse du phénomène de fragmentation 125
3.2.3. Performances de coupe 132

3.3. MODELE FINAL 134
3.3.1. Synthèse – Modèle évolué 134
3.3.2. Comparaison des hauteurs de coupe prédites 135

3.4. PRECISION DES MESURES ET INCERTITUDE SUR LA FRACTION χ 137

3.5. APPORT DU MODELE 140

CHAPITRE 5. CONCLUSION ET PERSPECTIVES 142

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES 146

BIBLIOGRAPHIE COMPLEMENTAIRE 152

TABLE DES ILLUSTRATIONS 158

ANNEXES 161

NOMENCLATURE

a_0 : maille du réseau cristallin (m sauf spécification)

a : distance entre l'intersection particule / matériau impacté en avant de la particule et l'axe y passant par le centre du secteur sphérique associé à l'extrémité tranchante de la particule (m)

A : allongement

a_n : diamètre des particules après fragmentation (m sauf spécification)

A_p : aire d'une particule (m²)

b_p : largeur d'une particule (m)

C_1 : fonction du diamètre initial d'une particule

C_2 : constante dépendant du type de l'abrasif

C_D : coefficient de traînée

c_e : vitesse du son dans l'eau (m/s)

C_f : coefficient de frottement jet / matière

c_p : vitesse du son dans la particule (m/s)

c_v : coefficient de vitesse

c_y : coefficient de compressibilité de l'eau

d_c : diamètre de la chambre de mélange (m)

d_j : diamètre du jet (m)

d_p : diamètre initial d'une particule (m sauf spécification)

$\overline{d_p}$: diamètre moyen initial d'une particule (m sauf spécification)

$\overline{d_{pf}}$: diamètre moyen final d'une particule (m)

d_{pmin} : diamètre du cercle inscrit dans la particule (m)

d_{pmax} : diamètre du cercle circonscrit à la particule (m)

d_{ps} : diamètre d'une particule en sortie de tête de mélange (m sauf spécification)

d_s : diamètre de la buse (m)

d_t : diamètre de la sphère assimilée à l'extrémité tranchante de la particule (m)

d_{tf} : diamètre du canon de focalisation (m)

$d_{tf/m}$: distance entre le canon de focalisation et le matériau à découper (m)

dx : avance de coupe élémentaire (m)

dz : profondeur de coupe élémentaire (m)

e_0 : charge du proton (1,602 10^{-19} C)

E_{CL} : énergie cinétique du jet (J)

E_m : module d'Young du matériau à usiner (Pa)

E_p : module d'Young de la particule (Pa)

Es : largeur de coupe, saignée (m)

E_{SS} : énergie spécifique de surface (J/m²)

E_{TR} : énergie transférée à la particule (J)

F_0 : circularité d'une particule

F_f : force de frottement (N)

h_c : hauteur de coupe due au mode d'érosion par coupe (m)

h_d : hauteur de coupe due au mode d'érosion par déformation (m)

h_p : hauteur de l'arrivée d'abrasif dans la chambre (m)

h_T : hauteur de coupe totale (m)

I : moment d'inertie d'une particule (kg/m²)

k : nombre moyen de liaisons rompues par atome

L_c : longueur de la chambre de mélange (m)

L_p : longueur d'une particule (m)

L_{tf} : longueur du canon de focalisation (m)

$\overline{m}$: moyenne arithmétique

m_p : masse d'une particule (kg)

$\dot{m}_e$: débit massique de l'eau (kg/s)

$\dot{m}_{mél}$: débit massique du mélange en sortie du canon de focalisation (kg/s)

$\dot{m}_p$: débit massique d'une particule (kg/s)

$\dot{m}_{px}$: débit massique d'abrasif participant à l'enlèvement de matière pendant le déplacement dx (kg/s)

n_0 : nombre d'atomes par surface unitaire du réseau cristallin

n : nombre de particules participant à l'enlèvement de matière

N_{angle} : nombre d'angulosités de la particule

P_D : distribution particulaire

p_e : pression de l'eau (Pa)

p_{e0} : pression de l'eau à la pompe (Pa)

P_N : nouvelle surface développée lors de la fragmentation d'une particule (m²)

P_p : périmètre d'une particule (m)

$P_{réf}$: pression de référence (3.10^8 Pa)

r_0 : rayon atomique (m)

R : coefficient de charge

r_{angle} : rayon des angulosités de la particule (m)

R_f : facteur de forme

r_p : rayon d'une particule au moment de l'impact (m)

V : vitesse de l'eau en sortie du canon de focalisation (m/s)

V_a : vitesse d'avance de coupe (m/s)

V_{e0} : vitesse initiale de l'eau (m/s)

V_e : vitesse limite d'impact d'une particule au-delà de laquelle il y a détérioration du matériau (m/s)

V_{etf} : vitesse de l'eau en sortie du canon de focalisation (m/s)

V_k : vitesse caractéristique (m/s)

V_L : vitesse du jet à une distance L de la sortie du canon de focalisation (m/s)

$V_{mél}$: vitesse du mélange en sortie du canon de focalisation (m/s)

v_{MR} : volume d'enlèvement de matière particulaire (m^3)

V_{p0} : vitesse initiale d'une particule (m/s)

v_p : volume d'une particule (m^3)

V_p : vitesse d'une particule à la profondeur z (m/s)

S_p : sphéricité

t_p : hauteur d'une particule (m)

x : abscisse du centre de gravité d'une particule (m)

x_t : abscisse de l'extrémité tranchante d'une particule (m)

y : ordonnée du centre de gravité d'une particule (m)

y_t : ordonnée de l'extrémité tranchante d'une particule (m)

α : angle d'impact d'une particule sur la matière (°)

α_0 : angle d'impact d'une particule sur la matière dans le mode d'érosion par coupe (°)

α_1 : angle d'impact d'une particule sur la matière dans le mode d'érosion par déformation (°)

χ : fraction d'abrasif participant à la coupe dans le mode d'érosion par déformation

δp : variation de pression (Pa)

δv : volume d'enlèvement de matière (m^3)

δv_c : volume de matière enlevé par cisaillement (m^3)

δv_d : volume de matière enlevé par déformation (m^3)

δv_u : volume unitaire de matière enlevé par déformation (m^3)

$\delta \dot{v}_b$: débit de matière balayé

ε_0 : constante diélectrique du vide (8,854187187 10^{-12} F/m)

ε_1 : facteur d'enlèvement de matière dans le mode d'érosion par déformation

ε_2 : facteur d'enlèvement de matière dans le mode d'érosion par coupe

$\dot{\varepsilon}$: taux d'érosion

ϕ : rotation de la particule (°)

ν_m : coefficient de Poisson du matériau

ν_p : coefficient de Poisson de la particule

ρ_e : masse volumique de l'eau (kg/m^3)

ρ_{e0} : masse volumique de l'eau aux CNTP (kg/m^3)

ρ_m : masse volumique du matériau impacté (kg/m^3)

$\rho_{mél}$: masse volumique du mélange en sortie du canon de focalisation (kg/m^3)

ρ_p : masse volumique d'une particule (kg/m^3)

σ : écart-type

σ_y : limite élastique du matériau à usiner (Pa)

σ_{fi} : contrainte maximale à la rupture du matériau à usiner (Pa)

η : rendement de la tête de mélange (~ 0,7)

INTRODUCTION

L'idée d'utiliser un jet fluide à haute pression pour découper des matériaux est apparue aux Etats-Unis dans les années 1950. Dans les années 1970, le procédé fait son apparition dans le milieu industriel. Les industries aéronautiques et spatiales américaines furent les pionnières dans le domaine. Elles recherchaient un outil adapté à la découpe de tôles d'acier et de matériaux composites sans risques d'affectation thermique, de déformation, ou de délaminage.

En 1968, Norman Franz de la société Mac Cartney, filiale d'Ingersoll Rand – fabriquant de pompes haute pression - et sous-traitant aéronautique, dépose les premiers brevets. La première installation hors aéronautique date de 1971. Elle était destinée à la découpe, pour l'ameublement, de panneaux de contreplaqué de 10 mm d'épaisseur.

La nécessité d'étendre l'application du jet d'eau à la découpe de matériaux autres que les matériaux dits "tendres, fibreux ou composites" a favorisé les activités de recherche. En 1984, on mettait au point les premières installations de découpe par jet d'eau abrasif. Mais c'est avec la mise au point de groupes motopompes fiables travaillant à des pressions de plus de 3000 bars que la technique du jet hyperbare a pu se développer.

Le jet d'eau abrasif est maintenant utilisé dans de nombreux secteurs industriels. Il remplace aisément les procédés mécaniques ou thermiques conventionnels pour la découpe de matériaux réputés difficiles à usiner comme le titane, les céramiques ou le marbre. Les faibles efforts de coupe, de l'ordre de 20 N, permettent de découper les matériaux déformables, comme les composites en nid d'abeille, avec peu de risques de délaminage. La température de la pièce ne dépassant pas 60°C, les zones affectées thermiquement des faces de coupe sont inexistantes.

Bien que cette technique soit déjà bien maîtrisée industriellement, de nombreuses études destinées à une compréhension plus fine des phénomènes physiques mis en jeu sont entreprises. Plusieurs niveaux d'étude peuvent être considérés.

Certains travaux se focalisent sur l'étude des écoulements à l'intérieur de la tête de mélange. Ils sont importants à deux points de vue. Ils permettent d'une part de faire évoluer la géométrie interne des chambres de mélange pour optimiser le mélange, l'efficacité du jet d'eau dans les opérations de découpe résidant dans l'énergie transmise aux particules abrasives. Ils répondent d'autre part à un enjeu industriel croissant : la microdécoupe. De nouvelles têtes de découpe, capables de générer des jets de l'ordre de quelques dixièmes de millimètres, doivent être développées. Les têtes de mélange disponibles sur le marché permettent difficilement la génération de jets chargés d'abrasifs d'un diamètre inférieur à 0,8 mm, leur rendement de tête étant relativement faible et les vitesses d'éjection des particules étant souvent très inférieures à celles de l'eau (1/3).

La génération de jets fins nécessite l'utilisation d'éléments dont les dimensions impliquent une modification de la géométrie interne de la chambre de mélange et notamment une réduction de ses dimensions. Le volume interne de la chambre étant alors limité, les abrasifs utilisés doivent être plus fins. La maîtrise de l'évolution des caractéristiques de l'abrasif au cours du processus de mélange est importante pour la détermination de la granulométrie d'abrasif optimale.

Enfin, quelques chercheurs s'attachent à étudier le phénomène de coupe et à le modéliser afin de prévoir les performances de coupe d'un jet en fonction des paramètres du procédé et des propriétés du matériau considéré. C'est en particulier depuis près de quinze ans l'objectif des travaux de Hashish [Has. 1987].

L'objectif du projet de recherche présenté ici est de reprendre les travaux de Hashish et de proposer ensuite une méthode permettant de prédire avec précision l'enlèvement de matière en intégrant les paramètres habituels (pression de l'eau, diamètre de la buse et du canon de focalisation, matière usinée…), mais aussi, et c'est une nouveauté, en prenant en compte les caractéristiques de l'abrasif utilisé (qualité, forme, distribution granulométrique).

Nous montrerons qu'un tel objectif ne peut être dissocié d'une étude plus fine de l'évolution granulométrique des abrasifs au cours du processus de mélange. Pour cela, nous nous appuierons sur les travaux de Hlavac et Martinec [Hla. et al. 1998] qui se sont attachés à

montrer le rôle de l'évolution de la taille et de la forme de l'abrasif, en fonction du type d'écoulement, sur l'enlèvement de matière. Ainsi cette étude sur :

L'Influence de l'Evolution Granulométrique des Abrasifs sur l'Enlèvement de Matière lors de la Découpe par Jet d'Eau Abrasif

s'articule autours de 5 chapitres :

Le chapitre 1, *principes de la découpe par jet d'eau abrasif*, présente les principes physiques auxquels la technique de découpe par jet d'eau puis celle de la découpe par jet d'eau abrasif font appel.

Le chapitre 2, *modèles prévisionnels d'enlèvement de matière*, traite des principaux modèles d'enlèvement de matière, en mettant l'accent sur leurs apports et leurs limites. La nécessité de prendre en compte l'intégralité des caractéristiques de l'abrasif est alors mise en évidence.

Le chapitre 3, *évolution granulométrique des abrasifs au cours du processus de coupe*, permet de confirmer ce besoin en montrant expérimentalement l'évolution de la granulométrie des particules abrasives au cours du processus de mélange dans la tête de mélange.

Le chapitre 4, *évolution d'un modèle prédictif de type Hashish*, développe un modèle prédictif d'enlèvement de matière prenant en compte les évolutions granulométriques établies au chapitre précédent.

Le chapitre 5, *conclusions et perspectives*, permet de dégager les principaux résultats et de proposer de nouvelles perspectives d'étude.

CHAPITRE 1. PRINCIPES DE LA DECOUPE PAR JET D'EAU ABRASIF

Le jet d'eau abrasif peut se définir comme étant un moyen de découpe par érosion à grande vitesse. A vitesse supersonique dans l'air, l'impact du jet, mélange d'eau et d'abrasif, sur le matériau à usiner cause des dommages qui entraînent un enlèvement de matière.

La technologie de découpe par jet d'eau abrasif est en fait une évolution de la technologie par jet d'eau pure utilisée pour la découpe de matériaux tendres. L'obtention d'un jet triphasique, mélange d'eau, d'air et d'abrasif autorise la découpe de matériaux aux propriétés mécaniques élevées tel que l'acier inoxydable. L'efficacité accrue du jet réside dans l'énergie transmise aux particules abrasives.

Les principes énoncés dans les paragraphes suivants sont dégagés de travaux antérieurs. Ils mettent en évidence les grandes étapes intervenant lors de la découpe par jet abrasif : principes de mise en forme du jet, d'entraînement des particules abrasives et de découpe. Elles seront étudiées dans l'ordre.

1. PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT

L'eau du réseau est comprimée à une pression élevée à l'aide d'un groupe de pompage haute pression. Elle passe dans un amplificateur de pression constitué d'un piston alternatif à deux sections dont le rapport des surfaces est de l'ordre de 20. Une centrale oléo-hydraulique agit sur la plus grande section du piston qui, en se déplaçant, entraîne les extrémités de petite section. Elles agissent alors comme des pompes à piston et permettent de comprimer l'eau à une pression supérieure à 300 MPa à chaque alternance. L'eau pressurisée est recueillie dans une capacité permettant de lisser les fluctuations de pression engendrées par le fonctionnement alterné de l'intensifieur de pression, puis propulsée à une vitesse supersonique au travers d'une buse en saphir, monocristal d'Al_2O_3, percée d'un trou calibré de 0,08 à 0,3 mm.

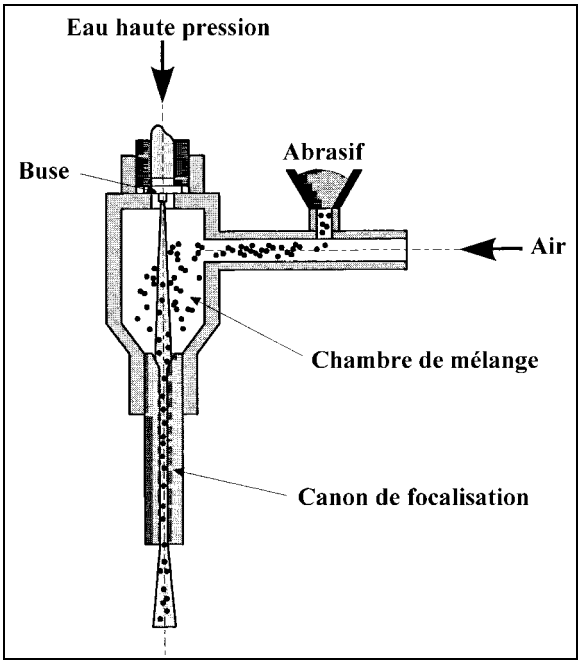


Figure 1 : Tête de mélange

Le pouvoir de cisaillement conféré au jet en fonction des paramètres pression et diamètre de buse choisis, permet ainsi la découpe de matériaux tendres tels que le cuir, le bois ou les produits alimentaires…

Les buses les plus couramment utilisées, comme celles de la Figure 2, comportent au moins un convergent prolongé par une partie droite. Les buses utilisées dans notre étude sont du type 3.

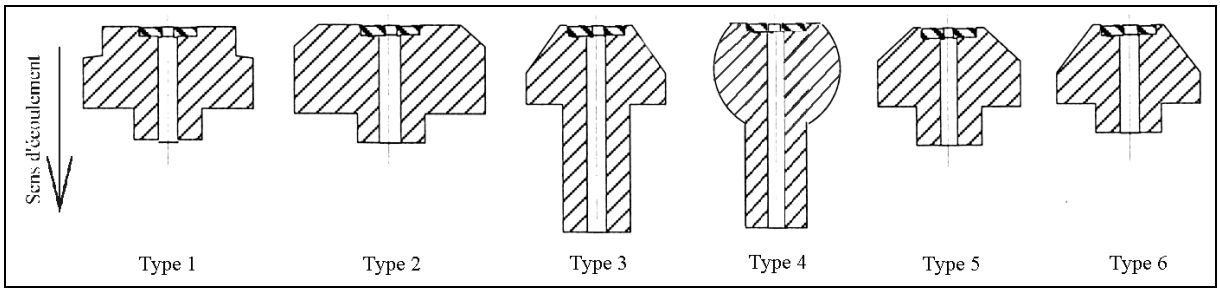


Figure 2 : Buses de découpe

La vitesse, V_{e0}, d'éjection de l'eau peut être évaluée à partir de l'équation de Bernoulli appliquée entre la pompe et la buse. L'application d'un coefficient correctif, c_v, permet de prendre en compte la non uniformité du profil des vitesses en sortie de buse.

$$V_{e0} = c_v \sqrt{\frac{2\, p_{e0}}{\rho_e}} \tag{1.1}$$

La mise en place d'une chambre de mélange et d'un canon de focalisation en sortie de buse (Figure 1) pour l'obtention du mélange triphasique (1 % d'abrasif, 4 % d'eau et 95 % d'air [Taz. 1996]) permet d'améliorer l'efficacité du jet pour la découpe de matériaux durs. En sortie de buse, le jet, dont la vitesse avoisine les 800 m/s, pénètre alors dans la chambre de mélange reliée à un réservoir d'abrasif. Le frottement jet/air dans la chambre crée une zone de dépression autour du jet (effet Venturi) qui entraîne une aspiration de l'abrasif.

L'énergie potentielle du jet pressurisé est transformée en énergie cinétique lors du passage dans la buse puis transmise aux particules abrasives lors de l'accélération et de la focalisation du mélange eau/air/abrasif dans le canon (diamètre < 1,2 mm). La continuité du mélange en sortie du canon de focalisation est directement liée à la longueur de ce dernier et c'est de cette continuité que dépend l'efficacité du jet d'eau abrasif. Raissi, [Rai. 1995], indique que la convergence du jet est optimale pour un canon de focalisation de longueur variant entre 50 et

75 mm. Ces valeurs correspondent à des diamètres de canon de focalisation compris entre 0,8 et 1,1 mm.

Par la suite, à une vitesse supersonique de l'ordre de 500 m/s, l'impact du jet, mélange d'eau et d'abrasif, sur le matériau à usiner, cause des dommages qui entraînent un enlèvement de matière. Cet enlèvement de matière est optimal pour un rapport diamètre de la buse /diamètre du canon de focalisation de 0,3.

2. ABRASIFS POUR LA DECOUPE PAR JET D'EAU

Les abrasifs sont des matériaux naturels ou synthétiques, plus ou moins durs, capables, par une action mécanique, d'enlever de la matière sous forme de copeaux minuscules. En découpe par jet d'eau abrasif, le mécanisme d'érosion est essentiellement lié à l'action des abrasifs dont les caractéristiques (nature, dureté…) influencent les performances de l'enlèvement de matière.

Les abrasifs sont généralement caractérisés par leur dureté et classés selon leur capacité à rayer un autre corps. L'échelle de Mohs prolongée classe ainsi, dans l'ordre de dureté croissante, différents minéraux et abrasifs, du talc (1) au diamant (16). Les abrasifs de découpe par jet d'eau abrasif sont répertoriés dans le Tableau 1. Ce sont tous des abrasifs naturels.

Abrasif	Formule chimique	Densité	Dureté (Mohs)	Provenance
Sable de silice	SiO_2	2,2 à 2,65	7	
Olivine	$(Mg, Fe)_2SiO_4$	1,8	8	Etats-Unis, Norvège
Grenat	$M_2 + M_3 + (SiO_4)_3$	3,4 à 4,3	10	Australie, Etats-Unis, Inde
Corindon	Al_2O_3	4	12	Afrique du sud, Canada, Madagascar

M : métal

Tableau 1 : Dureté Mohs de quelques minéraux et abrasifs

L'olivine et le grenat sont les plus couramment employés. Le grenat prend cependant le pas sur l'olivine, abrasif de faible densité, qui s'écoule plus difficilement et augmente les risques de colmatage de la tête de mélange.

Les granulométries de ces abrasifs sont généralement exprimées en MESH. Cette norme américaine définit le plus petit maillage de tamis permettant de laisser passer un grain d'abrasif. Au nombre de MESH correspond le nombre de mailles du tamis par inch².

MESH	µm
16	1180
40	425
80	180
120	125
150	100
220	67

Tableau 2 : Correspondance MESH - µm

3. MODELE DU JET D'EAU A L'AIR LIBRE

Plusieurs études ont été menées afin de déterminer le comportement d'un jet d'eau pure à l'air libre.

Yanaida, [Yan. 1974] et [Yan. et al. 1978] montre, par ses expérimentations, qu'un jet d'eau peut se décomposer en différentes régions (Figure 3), la transition entre chaque région étant définie par une abscisse X, distance depuis la sortie de buse, d_s, et un diamètre D. Il distingue ainsi :

➢ ***3 grandes régions phasiques :***

- une région à flux continu où l'écoulement peut être considéré comme monophasique. Elle débute en sortie de buse et est caractérisée par une longueur X_b et un diamètre D_b (variable).

- une région à flux en gouttelettes, caractérisée par une longueur X_v et un diamètre D_v (variable). En début de région, il n'y a pas de transfert de quantité de mouvement entre le jet fluide et le milieu environnant (air). La continuité du liquide ne permet pas la pénétration de l'air dans le jet.

  Un échange cinétique eau-air s'installe à partir de la sortie de la buse. Des gouttes sont arrachées à la surface du jet et apparaissent en périphérie. La pénétration de l'air dans le jet réduisant la proportion de la phase continue, un mélange eau-air apparaît.

- une région à flux diffus où l'écoulement est diphasique. Les gouttelettes très fines forment un brouillard à faible énergie dans la phase gazeuse (air), dominante.

➢ ***3 grandes régions cinétiques :***

- une région initiale où la vitesse axiale est constante. Cette région est divisée en 2 zones :
  - la **région à cœur potentiel,** où la pression dynamique est constante, caractérisée par une longueur X_p et un diamètre D_p (variable) ;
  - la **région de transition,** où la pression dynamique diminue lentement, caractérisée par une longueur X_c et un diamètre D_c (variable).
- une région principale, où la vitesse axiale diminue lentement, définie par ***Xc*, point d'éclatement du jet**. En réalité, la vitesse diminue dès la fin de la région à cœur potentiel.
- une région finale de grande diffusion où le jet perd tout pouvoir coupant.

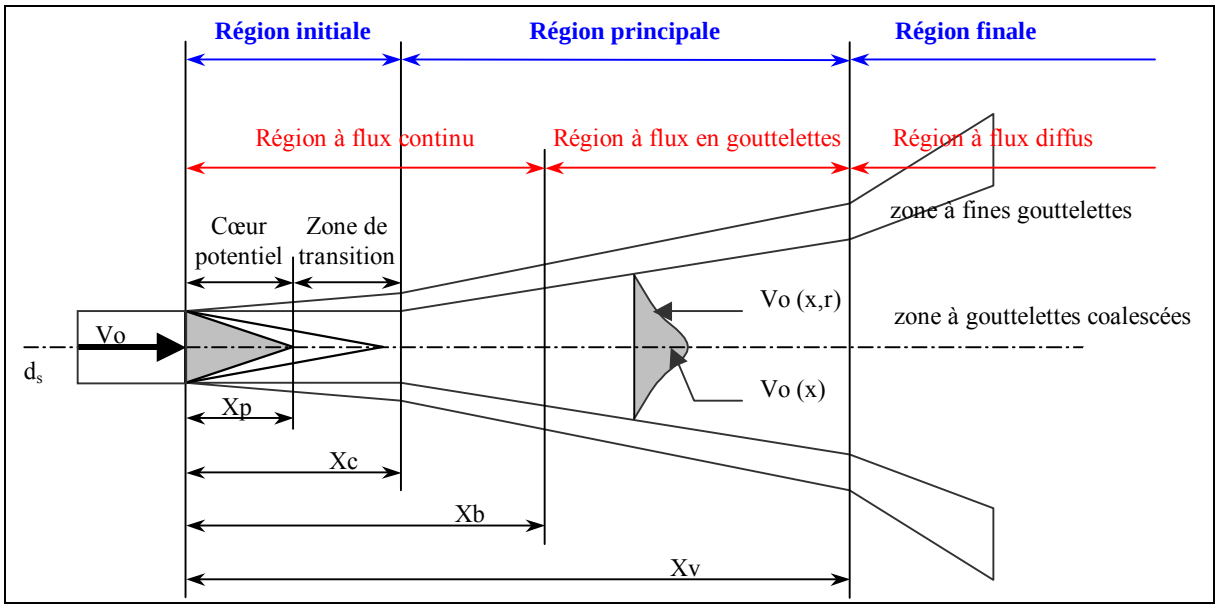


Figure 3 : Régions d'écoulement d'un jet dans l'air

Comme le montre la Figure 3, quelle que soit la région considérée, on trouve une zone de grande densité d'eau, au centre du jet, et une zone de brouillard d'eau, en périphérie, où la densité de gouttelettes d'eau dans l'air diminue quand on s'éloigne de l'axe du jet.

Yanaida, [Yan. 1974] et [Yan. et al. 1978], a étudié le comportement de jets dans l'air pour des pressions inférieures à 100 MPa. Ainsi il a montré que :

- le diamètre du jet est quasiment constant dans la région du cœur potentiel et équivaut au diamètre de la buse.
- la longueur de cohérence X_c est fonction de quatre paramètres qui sont : l'angle du convergent de la buse, le rapport du diamètre et de la longueur de la buse, le nombre de Weber et le nombre de Reynolds caractérisant l'écoulement. Le nombre de Reynolds n'intervient plus s'il est supérieur à 460 000.
- l'évasement du jet, R, dans la région principale, en fonction de la distance axiale à la buse s'exprime selon une loi parabolique :

$$R = k\sqrt{X} \tag{1.2}$$

avec $k = 0{,}335$

- la valeur de l'angle de divergence du jet, α, peut être représentée par $\tan\alpha = 0{,}03$ soit environ 1,7°.
- les longueurs X_b et X_v sont liées au diamètre de buse par les expressions suivantes :

$$\begin{cases} X_b = 480\ d_s \\ X_v = 1191\, d_s \end{cases} \tag{1.3}$$

Ces travaux ont été confirmés par d'autres chercheurs pour des valeurs de pression de l'ordre de 300 MPa, pressions utilisées en découpe à l'eau pure. Ranz notamment, [Ran. 1958], définit l'angle de divergence d'un liquide, de masse volumique ρ_{liq}, dans un gaz, de masse volumique ρ_{gaz}, à partir de la nature de l'écoulement, caractérisée par le nombre de Reynolds, Re_{jet}, et de l'énergie nécessaire à l'atomisation du jet fluide dans l'air, caractérisée par le nombre de Weber, We_{jet}.

$$\tan\alpha = \frac{4\pi}{A}\sqrt{\frac{\rho_{gaz}}{\rho_{liq}}}\ f\left[\frac{\rho_{liq}}{\rho_{gaz}}\left(\frac{Re_{jet}}{We_{jet}}\right)^2\right] \tag{1.4}$$

Ranz détermine expérimentalement l'évolution de la fonction $f\left[\frac{\rho_{liq}}{\rho_{gaz}}\left(\frac{Re_{jet}}{We_{jet}}\right)^2\right]$.

Pour des pressions supérieures à 200 MPa, elle tend vers $\frac{\sqrt{3}}{6}$ quand $\frac{\rho_{liq}}{\rho_{gaz}}\left(\frac{Re_{jet}}{We_{jet}}\right)^2 \rangle\ 1$.

La constante *A*, qui dépend de la géométrie de la buse, est déterminée expérimentalement par Wu, [Wu. et al. 1986]. Elle vaut 4 pour les buses couramment utilisées. On retrouve alors bien, dans le cas d'un jet d'eau pure, la valeur de 0,03 donnée par Yanaida, [Yan. 1974].

Un jet d'eau à l'air libre présente donc une zone cohérente et une zone diffuse reliées par une zone de transition, la longueur de chacune des zones dépendant de la géométrie de la buse. Son pouvoir de cisaillement peut être utilisé à condition toutefois que l'impact avec la matière se fasse au niveau de la région initiale où l'écoulement a une vitesse axiale constante et peut-être considéré comme monophasique.

4. ECOULEMENT EAU/AIR DANS LA CHAMBRE

Les travaux d'Osman, [Osm. 1999], ont permis de valider certaines hypothèses concernant les écoulements d'eau et d'air dans une chambre de mélange. L'utilisation de têtes de découpe réalisées dans un matériau transparent lui a permis d'observer l'évolution du processus de mélange.

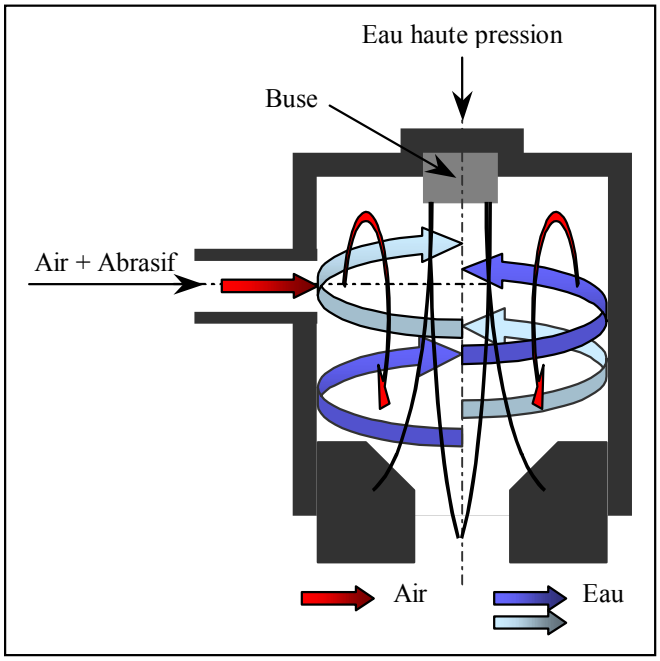


Figure 4 : Ecoulements d'eau et d'air dans la chambre de mélange

Les gouttelettes d'eau arrachées à la périphérie du jet, aussi bien dans la région initiale que dans la région principale, créent un film d'eau en mouvement dans la chambre. Elles glissent et remontent le long des parois de la chambre en formant deux hélicoïdes contrarotatifs. Ce phénomène montre l'existence de grandes structures tourbillonnaires de part et d'autre du plan défini par l'axe du jet et par l'axe d'amenée d'abrasif et d'air.

Dans le même temps, s'installe un mouvement de recirculation méridienne d'air turbulent, depuis l'arrivée de l'abrasif vers la buse. L'écoulement d'air se fait donc, dans un premier temps, à contre courant par rapport à l'écoulement du jet d'eau.

5. ENTRAINEMENT DE L'ABRASIF

A son entrée dans la chambre de mélange, une large fraction de l'abrasif se répartit autour du jet et vient frapper les parois tandis que l'autre part, minime, percute le jet. Les particules entrant en contact avec les parois sont entraînées par le film d'eau et d'air (Ch. 1, 4) et s'y mélangent. Elles s'accumulent ensuite sous forme d'amas qui tournent autour du jet jusqu'à ce qu'ils se déposent et s'accumulent en entrée du canon de focalisation.

L'air, aspiré avec l'abrasif par effet Venturi, favorise l'évasement du jet au niveau de l'éclatement. A ce niveau la proportion de la zone en gouttelettes par rapport à la zone cohérente du jet est la plus importante. Les gouttelettes, ralenties par les frottements jet / air, permettent une meilleure pénétration des abrasifs dans le jet. En entrée de canon, les abrasifs se mélangent au jet qui les entraîne ensuite par paquets dans le canon de focalisation où ils sont accélérés.

L'évacuation de l'abrasif par le canon de focalisation se fait plus lentement que l'alimentation de la chambre ; il s'ensuit une augmentation du taux de présence d'abrasif dans la chambre. Dans le cas d'abrasifs fins, on observe un phénomène de mouillage des abrasifs : ils s'agglutinent sous la forme d'une boue impossible à évacuer par le canon de focalisation. La tête finit par se colmater.

Yanaida, [Yan. 1974] et [Yan. et al. 1978], montre qu'en jet d'eau pure la longueur de la zone de cohérence, Xc, varie avec la géométrie de la buse (Ch. 1, 3 page 17). En jet d'eau abrasif, elle est aussi fonction de la pression d'eau et du débit d'air qui favorisent l'augmentation de la zone de diffusion en gouttelettes.

Le mode d'entraînement des abrasifs est directement lié à la position de l'éclatement du jet par rapport à l'entrée du canon de focalisation et se fait donc de manière différente en fonction des paramètres actifs : pression d'eau, débit d'air et longueur de la chambre de mélange. La Figure 5 montre les trois positions d'éclatement d'un jet dans une chambre de mélange définies par Raissi [Rai. et al. 1995].

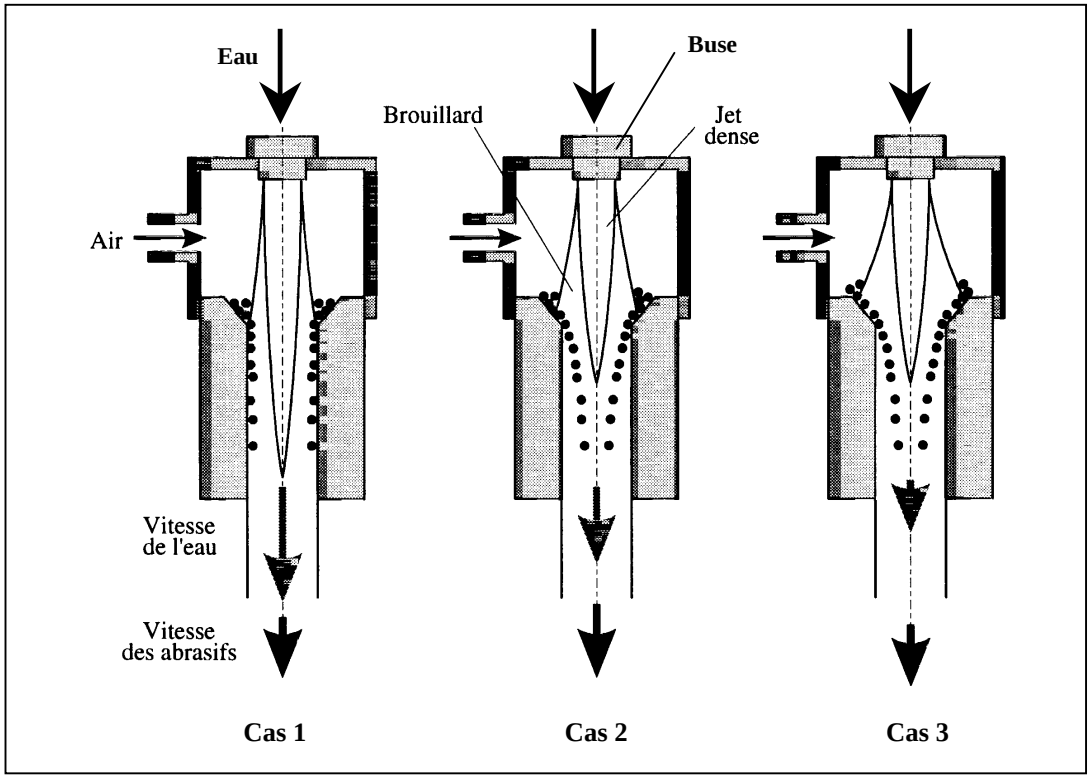


Figure 5 : Configurations d'éclatement d'un jet dans une chambre de mélange

➢ ***Cas 1 : éclatement dans le canon de focalisation***

Le diamètre du jet est sensiblement identique à celui du canon de focalisation et la zone de diffusion en gouttelettes n'entre pas en contact, ou très peu, avec les particules abrasives accumulées en entrée du canon. Le débit d'air n'est pas assez important pour permettre un ralentissement suffisant des gouttelettes en périphérie de jet. Le jet est trop énergétique, les particules ne peuvent y pénétrer. Elles sont entraînées dans le canon de focalisation par la couche limite extérieure du jet. Le mélange eau-air-abrasif s'effectue dans une zone annulaire : les abrasifs circulent le long des parois, favorisant les phénomènes d'usure, tandis que le mélange eau-air se trouve au centre du jet.

Dans cette configuration le jet, peu ralenti dans la chambre, est très énergétique en sortie de canon et très agressif. En revanche, les abrasifs n'ont pas été suffisamment accélérés. L'efficacité de coupe s'en trouve réduite.

- ***Cas 2 : éclatement à mi-hauteur dans le canon de focalisation***

Le débit d'air est optimal, il permet un éclatement du jet dans le cône d'entrée du canon de focalisation. Les particules accumulées en entrée de canon peuvent pénétrer dans la zone de diffusion en gouttelettes et se mélanger au jet de manière homogène. Lors de leur séjour dans le canon, elles vont être accélérées jusqu'à atteindre sensiblement la vitesse du jet.

Dans cette configuration, le jet, ralenti dans la chambre, est suffisamment énergétique en sortie de canon pour permettre la coupe. Les abrasifs ayant atteint une vitesse optimale, sont bien répartis dans le jet et améliorent la capacité de coupe.

- ***Cas 3 : éclatement avant le canon de focalisation***

Le débit d'air est très important et entraîne un évasement excessif du jet au niveau de l'entrée du canon de focalisation. La pénétration des particules abrasives dans le jet est favorisée, mais le phénomène de mélange est poussé à l'extrême. L'aération du jet entraîne une réduction excessive de sa vitesse par augmentation des pertes par frottement. En sortie de canon, les particules abrasives ont une vitesse identique à celle du jet, mais faible.

Dans cette configuration, le jet, fortement ralenti dans la chambre, n'est pas suffisamment énergétique en sortie de canon pour permettre une coupe optimale.

En conséquence, la configuration optimale pour la découpe correspond à un jet dont l'éclatement se fait à mi-hauteur du cône d'entrée du canon de focalisation.

6. PROCESSUS DE COUPE

Hashish, [Has. 1995], décrit le processus de coupe comme un processus cyclique d'enlèvement de matière. Sa décomposition (Figure 6) est basée sur l'observation du processus de coupe dans des matériaux transparents (plexiglas, verre).

Les particules abrasives heurtent la surface avec de faibles angles d'impact et cisaillent la matière sous forme de copeaux. Cette action induit une dissipation énergétique : les particules sont ralenties puis déviées sous les efforts de réaction du matériau. On observe alors une courbure du jet caractérisée par son angle de déflection. Cette courbure augmente quand le volume de matière enlevé augmente et devient maximale (~90°) pour la hauteur de coupe finale h_T.

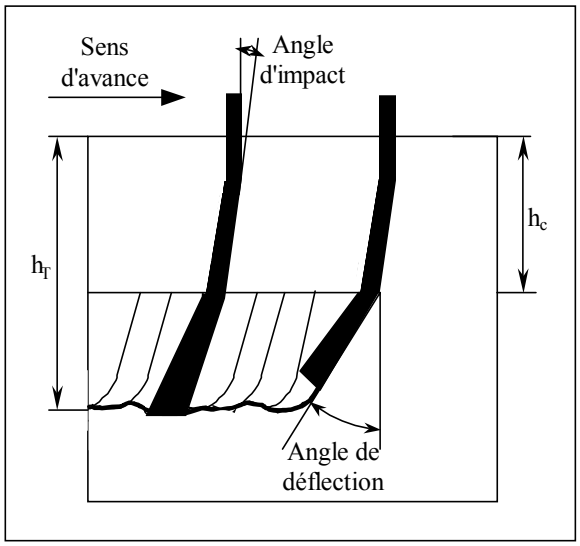


Figure 6 : Déroulement de la coupe

L'arrachement de matière engendré par les particules abrasives localisées sur le front incurvé du jet entraîne la formation d'une petite marche. La partie du jet située au-dessus de la marche (h_c) continue à avancer avec le déplacement du jet tandis que la partie inférieure du jet reste attachée à la marche. La marche avance et la courbure de la partie inférieure du jet augmente jusqu'à une taille de marche limite au-delà de laquelle le jet est dévié. Avec l'avance du jet dans la matière, débute le processus de formation de la marche suivante. Ce changement de mode d'enlèvement de matière est caractérisé par l'apparition de stries sur la face de coupe dont la profondeur est liée à l'angle de déflection du jet.

7. INFLUENCE DES PARAMETRES DU PROCEDE SUR LES PERFORMANCES DE COUPE

Les paragraphes 4 et 5 de ce chapitre décrivent les modes d'écoulement des constituants du jet d'eau abrasif dans la chambre de mélange puis dans le canon de focalisation. Ils précisent les conditions de formation du mélange permettant une configuration de jet optimale (qualité

du mélange, cohérence et capacité énergétique du jet) pour la coupe. Nous nous intéressons ici aux paramètres du procédé ayant une influence sur les modes d'écoulement des constituants et aux phénomènes qu'ils engendrent.

Différentes études [Has. 1989b], [Has. 1991a], [Has. 1995], [Lab. et al. 1989], [Rai. et al. 1996], [Sch. et al. 1994] ont permis d'identifier les paramètres qui régissent la découpe par jet d'eau abrasif (Figure 7) et de déterminer leur influence sur le comportement des têtes de mélange et les performances de la découpe. Le Tableau 3 page 29 récapitule les comportements observés.

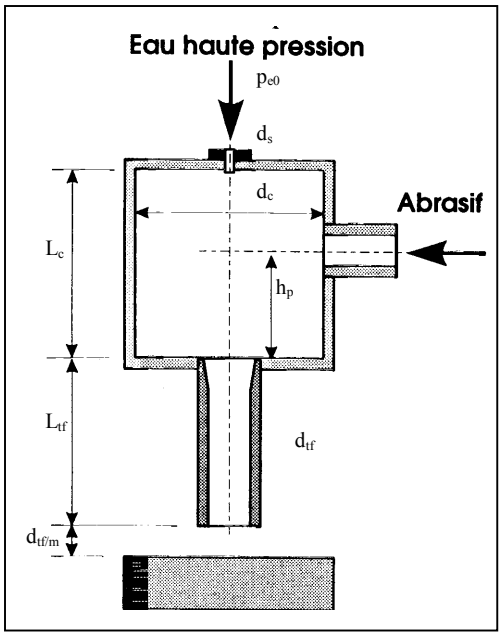


Figure 7 : Paramètres du jet d'eau

➢ ***Pression et débit d'eau (p_{e0})***

L'augmentation de la pression d'eau s'accompagne d'une augmentation de la capacité du jet à aspirer l'abrasif dans la chambre de mélange (augmentation de l'effet Venturi) et à l'entraîner dans le canon de focalisation. Les performances de coupe sont améliorées à condition toutefois de ne pas excéder un seuil de pression, variable selon les configurations de travail. Hashish, [Has. 1991a], donne une pression maximale de 320 MPa pour une buse de 0,3 mm de diamètre, un canon de focalisation de 1,1 mm de diamètre et un débit d'abrasif de 7,3 g/s.

Une pression trop élevée (supérieure à 350 MPa) associée à un fort débit limite l'efficacité hydraulique par augmentation des pertes visqueuses dues aux frottements jet/air dans la chambre de mélange. L'efficacité hydraulique diminue de 5% pour une augmentation de la

pression de 150 MPa à 450 MPa [Has. 1991a]. L'évasement plus important du jet, à partir d'un certain degré, réduit l'efficacité du mélange et limite les performances de coupe. L'usure du canon de focalisation augmente : sa durée de vie peut-être divisée par deux quand on passe d'une pression de 170 MPa à une pression de 310 MPa [Has. 1989a]. Dans certains cas, on peut observer un mouillage de l'abrasif entraînant un colmatage de la tête de mélange.

- ***Nature de l'abrasif***

Les critères de caractérisation des abrasifs ainsi que leur influence sur la coupe seront définis au Ch. 3. On peut déjà dire que les abrasifs de faible densité (de l'ordre de 2 ou 3) comme l'olivine limitent la quantité d'air dans le jet et occupent plus d'espace réduisant ainsi l'efficacité d'entraînement et d'accélération du jet. A paramètres du procédé identiques, la vitesse d'un mélange eau-olivine en sortie de canon de focalisation est inférieure de 10 % à celle d'un mélange eau-grenat [Sch. et al. 1994]. Les abrasifs de faible densité nécessitent de plus grandes dimensions de passage.

Les abrasifs de grande dureté entraînent, en revanche, une usure rapide du canon de focalisation.

- ***Débit de l'abrasif (q_p)***

L'augmentation du débit d'abrasif améliore les performances de coupe, mais limite l'efficacité du mélange : la largeur de saignée augmente et des stries apparaissent sur les faces de coupe.

Au-delà d'un seuil critique, la vitesse du mélange en sortie de canon n'est pas homogène : les particules abrasives ne sont pas suffisamment accélérées et leur vitesse peut-être inférieure de 30 % à celle de la phase liquide [Taz. et al. 1994]. La profondeur de coupe est réduite. Pour une pression de l'ordre de 200 MPa et une buse de 0,46 mm de diamètre, la profondeur de coupe dans un acier devient maximale au-delà d'un débit d'abrasif de type grenat de 15 g/s [Has. 1991a].

- ***Débit de l'air (q_a)***

Le niveau de turbulence généré au sein de l'amenée d'air dans la chambre est le paramètre déterminant de l'évolution de la structure du jet. Les turbulences provoquent une instabilité du diamètre de jet dont l'évasement double quand l'énergie cinétique turbulente dans la conduite

d'amenée d'air double. Le phénomène d'arrachement de gouttelettes d'eau en périphérie de jet est accentué et la proportion de la phase continue se réduit considérablement. [Osm. 1999].

Osman montre aussi qu'il n'y a plus de recirculation d'air et d'eau dans la chambre pour un faible débit d'air.

- ***Pression de l'air***

Osman, [Osm. 1999], observe une augmentation du phénomène de diffusion du jet lors de l'augmentation de la pression absolue de l'air dans la chambre. Ce phénomène peut s'expliquer par une augmentation des forces d'interaction entre les écoulements d'eau et d'air qui favorise un mouvement en sens inverse des écoulements dans la chambre (Ch. 1, 4). L'air circule à contre-courant par rapport à l'eau, la diffusion radiale du jet est plus importante et son éclatement plus rapide.

- ***Longueur de la chambre (L_c)***

Si l'on se réfère au paragraphe 5 de ce chapitre, la chambre de mélange doit être conçue de manière à ce que l'éclatement du jet se produise à mi-hauteur de l'entrée du canon de focalisation, favorisant ainsi le mélange eau-abrasif sans toutefois limiter la capacité énergétique du jet et donc son efficacité de coupe.

L'augmentation de la longueur de la chambre favorise la diffusion du jet et une meilleure proportion de la zone en gouttelettes par rapport à la phase continue du jet. La pénétration des particules abrasives dans le jet à l'entrée du canon de focalisation est plus aisée.

Pour une longueur de chambre trop réduite, le contact jet / canon se fait après l'entrée dans le canon de focalisation. Le jet a une configuration annulaire : une couche d'abrasifs en contact avec la paroi du canon enserre le jet dont les performances de coupe sont réduites.

La longueur de chambre optimale est définie en fonction des paramètres principaux que sont la pression d'eau, le diamètre de la buse et le débit d'air. Cependant les meilleures performances de coupe sont obtenues avec des longueurs de chambre inférieures à 10 mm [Osm. 1996]

➢ ***Position de l'arrivée d'air ou d'abrasif***

- Hauteur d'arrivée (h_p)

Si l'arrivée d'abrasif est proche de l'entrée du canon de focalisation, les particules abrasives sont entraînées par le flux d'air qui circule en sens contraire de l'écoulement d'eau. Elles s'accumulent d'abord dans la partie supérieure de la chambre, au niveau de la buse, puis forment des amas entraînés petit à petit par le jet sans toutefois y pénétrer [Osm. 1999].

- Angle d'arrivée

Lorsque l'arrivée d'abrasif est inclinée, la majeure partie des particules vient heurter les parois de la chambre sur le côté opposé à leur injection. Elles sont ensuite entraînées par le mouvement tourbillonnaire d'eau et d'air décrit au paragraphe 4 de ce chapitre et s'agglutinent en amas au niveau de l'arrivée d'abrasif avant d'être entraînées par le jet [Osm. 1999].

➢ ***Diamètre du canon de focalisation (d_{tf})***

Un diamètre de canon de focalisation trop élevé rend inefficace le processus d'accélération limitant ainsi les performances de coupe. Par ailleurs, une diminution de son diamètre favorise les phénomènes d'usure par érosion au niveau des parois dus aux impacts des particules abrasives [Has. 1991a].

➢ ***Longueur du canon de focalisation (L_{tf})***

L'augmentation de la longueur du canon de focalisation favorise les phénomènes d'usure notamment en augmentant les risques de mauvais alignement entre la sortie de la buse et le canon [Has. 1991a]. A partir d'une certaine longueur de canon (75 mm pour un diamètre de 1,1 mm) l'efficacité de coupe chute [Rai. 1995].

La maîtrise du procédé de découpe par jet d'eau abrasif est difficile, mais la corrélation des résultats des travaux de recherche menés jusqu'ici permet de définir une plage de réglage des paramètres procédés favorable pour la coupe de matériaux tels que l'acier ou le laiton :

- pression d'eau : 300 à 350 MPa ;
- diamètre de la buse : 0,25 à 0,30 mm ;
- diamètre du canon de focalisation : 1,1 mm ;
- longueur du canon de focalisation : 50 à 75 mm ;
- type d'abrasif : grenat ;

- débit d'abrasif : < 7 g/s ;
- longueur de la chambre de mélange : < 10 mm
- position de l'arrivée d'abrasif : partie haute de la chambre de mélange ;
- angle de l'arrivée d'abrasif : perpendiculaire au sens d'écoulement du jet dans la chambre de mélange.

Les travaux présentés aux paragraphes 3 et 4 ont été réalisés dans ces conditions.

8. CONCLUSION

Les études faites jusqu'à ce jour se sont attachées à déterminer l'influence des différents paramètres sur l'efficacité du mélange eau/air/abrasif et donc sur la coupe. Personne n'a pu prouver les hypothèses avancées concernant le processus de mélange.

La première étude permettant l'observation des trajectoires de l'abrasif, de l'air et de l'eau dans la chambre de mélange est récente [Osm. 1999]. Elle remet en cause les hypothèses faites jusqu'alors et notamment par Raissi, [Rai. et al. 1996]. Le mélange ne se ferait pas dans la chambre, mais plutôt à l'entrée du canon de focalisation. Il semble aussi qu'il n'y ait pas homogénéisation progressive de l'écoulement eau-air dans le canon, ce que veut montrer Osman dans une nouvelle étude.

L'influence des différents paramètres du procédé sur les performances de coupe vient d'être définie de manière générale. D'autres travaux [Fin. 1958], [Bit. 1963a], [Bit. 1963b], et [Has. 1987], ont abouti au développement de modèles mathématiques prédictifs de la hauteur de coupe en fonction des paramètres du procédé cités précédemment. Ces modèles sont présentés dans le chapitre suivant.

X \ Y	Débit abrasif	Débit d'air	Pression air chambre	Longueur canon	Forme jet	Processus de mélange	Coupe	Largeur saignée	Dépouille	Ra	Wt	Usure canon
Pression eau	↗				longueur cohérente ↘	efficacité du mélange ↗ - risque de mouillage	performance ↗	aucun effet			stries face coupe↗	↗
Débit d'eau						risque mouillage si trop élevé	efficacité de coupe ↘	↗				
Nature abrasif		si de faible densité limitation quantité d'air				si de faible densité limitation efficacité d'entraînement						dureté abrasif = usure
Taille abrasif										↘	si ↘, ↗	
Débit abrasif		peu d'influence				nbre particules intactes ↗ car ↘ efficacité mélange	si trop élevé performance ↘	↗	pas d'influence	↘	↗	
Débit d'air				dépendante si pression faible	évasement ↗		efficacité de coupe ↘					↗
Pression air chambre					si ↘, ϕj ↗ jusqu'à ϕj limite							
Longueur chambre		↗	↗ légèrement		évasement ↗	mélange ↗	si ↘, efficacité de coupe ↗					
Hauteur d'arrivée d'abrasif		aucun effet	aucun effet			si proche entrée canon, pénétration ↘						
Angle d'arrivée d'abrasif						si incliné, pénétration ↘						
Diamètre canon		↗				efficacité mélange ↘						favorise usure
Longueur canon							efficacité ↘					favorise usure

Nb : sauf spécification, les paramètres X augmentent.

Tableau 3 : Influence des paramètres du jet d'eau (X) sur les paramètres du procédé (Y)

CHAPITRE 2. MODELES PREVISIONNELS D'ENLEVEMENT DE MATIERE

Le présent chapitre fait le point des principaux travaux de modélisation du mécanisme d'érosion des matériaux ductiles par impacts de particules.

Trois modèles sont présentés. Le modèle de Finnie, [Fin. 1958], considère des impacts particulaires dans lesquels le fluide porteur est de l'air. Les modèles de Bitter, [Bit. 1963a], [Bit. 1963b], et de Hashish, [Has. 1987], ont été établis dans le cas de mélanges diphasiques eau/particules. Parmi ces modèles, seul le modèle développé par Hashish est destiné à la prédiction de l'enlèvement de matière dans le cas de la découpe par jet d'eau abrasif.

1. PRINCIPAUX MODELES

Les premiers travaux de modélisation du mécanisme d'érosion des matériaux ductiles par impacts de particules ont été réalisés par Finnie, [Fin. 1958]. Il estime le volume d'enlèvement de matière unitaire à la fois à partir de la trajectoire d'une particule interagissant avec la surface et de l'évaluation des efforts agissant sur la particule. L'enlèvement de matière total est la somme des enlèvements unitaires réalisés par chacune des particules impactant le matériau.

1.1. Modèle de Finnie

1.1.1. Hypothèses de travail

Dans son modèle, Finnie, [Fin. 1958], fait les hypothèses de base suivantes :

- le phénomène de coupe n'est dû qu'à de la déformation plastique,
- aucune propagation de fissure n'apparaît en avant de la particule,
- le phénomène d'enlèvement de matière n'est dû qu'à une action de coupe de la particule.

L'observation des cratères ou rayures laissés par une particule sur la surface impactée lui a permis de dire que :

- seule la face avant de la particule est en contact avec la surface pendant la majeure partie du processus de coupe,
- la hauteur de contact entre la particule et le matériau est supérieure à la profondeur de coupe.

La Figure 8 décompose le processus d'interaction particule/surface impactée, processus valable uniquement pour des angles d'impacts inférieurs à 20°. L'angle d'impact α est défini, dans le repère *x,y* dont l'origine est le centre de gravité de la particule, par l'angle entre le vecteur vitesse de la particule et la surface impactée.

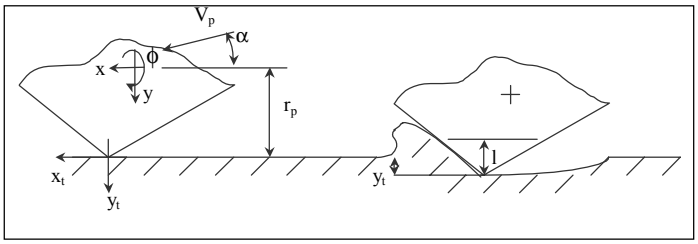


Figure 8 : Enlèvement de matière par une particule

1.1.2. Modèle plan

Le volume érodé étant la conséquence de la trajectoire de la particule, il faut résoudre les équations du mouvement de la particule.

L'interaction particule/surface impactée dépend de la géométrie et de la taille de la particule, or la surface de contact entre l'extrémité tranchante de la particule et la surface érodée est difficile à évaluer du fait de la méconnaissance de la forme, aléatoire, des particules. La mise en équation de l'enlèvement de matière est d'autant plus complexe.

Finnie simplifie le problème et considère que

- la particule :
  - est animée d'un mouvement plan,
  - a une forme quelconque,
  - est de largeur constante, b_p,
  - ne se fragmente pas à l'impact ;
- le rapport $\frac{l}{y_t}$ entre la longueur de contact particule/surface impactée et l'ordonnée de l'extrémité tranchante de la particule dans le repère x_t,y_t lié à la surface impactée, est une constante Ψ équivalant à 2 ;
- le rapport des composantes horizontales et verticales des efforts est une constante K ;

Cette constante ne peut être mesurée expérimentalement. Une valeur approchée, 2, a pu être déterminée en simulant le phénomène d'érosion par coupe par des essais de rayure d'un acier par un pion en diamant ou en carbure de silicium ;

- les contraintes moyennes dues aux efforts de contact restent constantes pendant le processus de coupe ;
- la limite de déformation plastique du matériau est atteinte dès le début de l'impact et demeure constante pendant le processus de coupe – les contraintes élastiques sont négligées.

Les équations du mouvement de la particule dans le repère *x,y* lié à la particule sont :

$$\begin{cases} m_p \ddot{x} + \sigma_y \Psi b_p y = 0 & (2.1) \\ m_p \ddot{y} + \sigma_y K \Psi b_p y = 0 & (2.2) \\ I \ddot{\phi} + \sigma_y \Psi b_p y r_p = 0 & (2.3) \end{cases}$$

Les relations (2.1) et (2.2) décrivent respectivement le déplacement de la particule suivant les axes *x* et *y*, tandis que la relation (2.3) est représentative de la rotation de la particule.

En introduisant les conditions limites

$$\begin{cases} x = y = 0 & (2.4) \\ \dot{x} = V_p \cos\alpha & (2.5) \\ \dot{y} = V_p \sin\alpha & (2.6) \\ \dot{\phi} = \phi_0 & (2.7) \end{cases}$$

à *t=0* dans les équations (2.1), (2.2) et (2.3), on obtient

$$\begin{cases} x = \left[\left(\frac{V_p \sin\alpha}{\beta K}\right)\sin\beta t\right] + V_p \cos\alpha\, t - \left[\left(\frac{V_p \sin\alpha}{K}\right)t\right] & (2.8) \\ y = \left[\left(\frac{V_p \sin\alpha}{\beta}\right)\sin\beta t\right] & (2.9) \\ \phi = \left[\left(\frac{m_p r_p V_p \sin\alpha}{\beta KI}\right)(\sin\beta t - \beta t)\right] + \dot{\phi}_0 t & (2.10) \end{cases}$$

où

$$\beta = \sqrt{\frac{\sigma_y \psi b_p K}{m_p}} \qquad (2.11)$$

Finnie considère alors que :

- la composante de vitesse due à la rotation de la particule est négligeable par rapport aux autres composantes de vitesse ;
- $\dot{\phi}$ est nul ;
- la coupe se fait dans un plan.

La profondeur de coupe, y, est maximale pour $\beta\ t = \frac{\pi}{2}$ ce qui correspond à un maximum de la rotation de la particule, ϕ, pour $\beta t = \pi$. En considérant que $I = \frac{1}{2} m r_p^2$, $K=2$ et $\frac{y_{max}}{r_p} = 0{,}1$, on obtient $\phi_{max} = 18°$.

Le volume d'enlèvement de matière en fonction de l'angle d'impact s'écrit alors

$$v = \rho_m b_p \int_0^{t_c} y \ d(x + r_p \phi) \tag{2.12}$$

- En considérant que $\dot{\phi}_0 = 0$ et $\beta t_c = \pi$ $\left(tan\alpha \leq \frac{K}{6}\right)$, l'expression (2.12) donne

$$v = \frac{\rho_m\ m_p\ V_p^{\ 2}}{\sigma_y\ \psi\ K} \left[sin\,2\alpha - \frac{6}{K} sin^2\alpha \right] \tag{2.13}$$

- En considérant que $\dot{\phi}_0 = 0$ et $\beta t_c = 1 - \frac{K}{3} tan\alpha$ $\left(tan\alpha \geq \frac{K}{6}\right)$, l'expression (2.12) donne

$$v = \frac{\rho_m\ m_p\ V_p^{\ 2}}{\sigma_y\ \psi\ K} \left[\frac{K\,cos^2\alpha}{6} \right] \tag{2.14}$$

Le modèle final peut alors se mettre sous la forme :

$$\boxed{\begin{cases} \delta v = \left(\dfrac{\rho_m}{\dfrac{l}{y_t}\sigma_y} \right) \dfrac{(n \times m_p) V_p^{\ 2}}{2} \left(sin\,2\alpha - 3\,sin^2\alpha \right) & pour\ \alpha \leq 18{,}5° \quad (2.15) \\ \delta v = \left(\dfrac{\rho_m}{\dfrac{l}{y_t}\sigma_y} \right) \dfrac{(n \times m_p) V_p^{\ 2}}{6} cos^2\alpha & pour\ \alpha \geq 18{,}5° \quad (2.16) \end{cases}}$$

Le volume d'enlèvement de matière est déterminé en fonction des paramètres intrinsèques du matériau impacté, sa limite élastique, de l'énergie cinétique de la particule et de sa trajectoire au moment de l'impact.

1.1.3. Validité du modèle

Les essais réalisés par Finnie pour valider son modèle montrent une bonne adéquation entre les volumes d'enlèvement de matière prédits et ceux mesurés. Cependant, dans le cas d'angles d'impact avoisinant 90°, l'enlèvement de matière théorique est trop faible voire nul pour 90° contrairement au comportement réel. Ceci peut s'expliquer de trois façons :

- les angles d'impact réels varient autour de l'angle de référence. Les collisions entre particules ou leur rebond sur la surface modifient l'angle d'attaque théorique proche de 90° ;
- dans le cas d'angles d'impact variant de 17° à 90°, la surface impactée ne doit pas être considérée comme lisse, mais comme rugueuse. Il faut alors introduire un coefficient correcteur dans les expressions (2.15) et (2.16) ;
- les impacts répétés des particules abrasives entraînent un écrouissage de la surface et une évolution des caractéristiques mécaniques du matériau impacté jusqu'à atteindre un comportement fragile dans les cas extrêmes. On suppose que le phénomène d'écrouissage est plus important dans le cas de grands angles d'impact.

Le modèle de Finnie nécessite d'être développé afin de prendre en compte les différents comportements du matériau en fonction de l'angle d'impact de la particule abrasive.

1.2. Modèle de Bitter

Les travaux de Bitter sont motivés par les problèmes de détérioration de conduites rencontrés par les industriels. Les particules transportées par des fluides, en heurtant continuellement les parois des conduites, les déforment ou en arrachent des éléments qui à leur tour contribuent à la destruction prématurée des conduites.

Bitter, [Bit. 1963a et b], fait évoluer le modèle de Finnie en considérant un deuxième mode d'érosion : l'érosion par déformation. Il suppose que l'impact d'une particule sur un matériau entraîne une érosion selon deux modes d'enlèvement de matière :

- l'érosion par coupe ou cisaillement, due à la composante tangentielle du vecteur vitesse de la particule : $V_p \cos\alpha$;

- l'érosion par déformation, due à la composante normale du vecteur vitesse de la particule $V_p \sin\alpha$;

sachant que, dans le cas de matériaux ductiles, le mode d'érosion par coupe est prédominant.

1.2.1. Erosion par déformation

Bitter, [Bit. 1963a], suppose que la particule :

- est assimilée à une sphère,
- ne subit qu'une déformation élastique ;

➢ ***Vitesse limite d'endommagement à l'impact***

Au moment de l'impact d'une sphère sur un plan, la contrainte maximale dans le matériau est obtenue à une profondeur équivalant à deux fois le rayon de la surface de contact projetée.

L'impact est considéré comme élastique si la contrainte maximale à l'impact ne dépasse pas la limite élastique du matériau. Dans le cas contraire, les impacts répétés entraînent une déformation plastique de la surface impactée. Cette déformation influe sur la valeur de la limite élastique du matériau qui augmente jusqu'à atteindre la valeur de contrainte à la rupture. La surface endommagée s'enlève alors par fragments.

Selon la théorie de Hertz, la pression de surface maximale applicable sans qu'il y ait détérioration du matériau est égale à 2/3 de la limite élastique du matériau. On peut alors définir la vitesse d'impact, au-delà de laquelle il y a détérioration du matériau, par l'équation suivante :

$$V_p = V_e = \frac{\pi^2}{2\sqrt{10}} \sigma_y^{\frac{5}{2}} \sqrt{\frac{1}{d_p}} \left(\frac{1-\nu_p^{\ 2}}{E_p} + \frac{1-\nu_m^{\ 2}}{E_m} \right)^2 \qquad (2.17)$$

➢ ***Volume d'enlèvement de matière***

Bitter, [Bit. 1963a], fait de nouvelles hypothèses. Il considère une collision élasto-plastique entre la particule et le matériau érodé : la particule se déforme de manière élastique et le matériau se déforme de manière élastique et plastique. La dureté et la limite élastique du matériau restent constantes.

Pour un impact vertical :

- il y a déformation élastique jusqu'à ce que la limite élastique soit atteinte à la profondeur *2r*, au niveau de l'aire de contact ;
- quand la limite élastique est atteinte, on considère qu'il y a déformation plastique au centre de l'aire de contact et que celle-ci augmente ;
- un effort de réaction s'exerce alors sur la particule pour la repousser hors du matériau avec une vitesse V_p.

La somme des énergies de déformation stockées par la particule (énergie, Q_e, absorbée par la zone de déformation plastique) et le matériau impacté (énergie, Q_p, nécessaire à la déformation permanente et énergie potentielle, Q_{pe}, de déformation élastique de la zone de déformation élasto-plastique) équivaut à l'énergie cinétique de la particule.

$$\frac{1}{2} m_p \left(V_p \sin\alpha\right)^2 = Q_e - Q_p - Q_{pe} \tag{2.18}$$

Le facteur d'enlèvement de matière, ε_1, représente l'énergie nécessaire à l'enlèvement d'un volume de matière unitaire défini par

$$\delta v_u = \frac{Q_p}{\varepsilon_1} \tag{2.19}$$

Si l'on considère l'enlèvement de matière réalisé par plusieurs particules, on peut écrire

$$\delta v_d = \frac{1}{2} \frac{n\, m_p \left(V_p \sin\alpha - V_e\right)^2}{\varepsilon_1} \tag{2.20}$$

1.2.2. Erosion par coupe

Elle intervient dans le cas de faibles angles d'impact.

Si lors de l'impact, la composante verticale de la vitesse dépasse la vitesse limite V_e, le matériau se déforme plastiquement et la composante horizontale de la vitesse induit une contrainte de cisaillement sur une surface égale à la section verticale de la particule ayant pénétré dans la matière. Si la contrainte dans cette section est supérieure à la contrainte de cisaillement du matériau, le matériau est endommagé.

Deux cas sont à considérer :

- la particule quitte la surface avec une composante horizontale de la vitesse non nulle ;
- la composante horizontale de la vitesse s'annule pendant l'impact.

➢ ***Cas 1 : la composante horizontale de la vitesse n'est pas nulle après l'impact***

Bitter , [Bit. 1963b], fait les hypothèses suivantes :

- la particule est assimilée à une sphère ;
- la collision est de type élasto-plastique.

On considère A, l'aire soumise au cisaillement. En appliquant le principe fondamental de la dynamique au système particule/matériau impacté, on peut dire que l'énergie nécessaire à un déplacement Δb de la particule équivaut à

$$A\,\Delta b\varepsilon_2 = m_p \frac{d\left(V_p \cos\alpha\right)}{dt}\Delta b \qquad (2.21)$$

L'action de la particule peut ensuite se décomposer en deux phases. Pendant la première phase de déformation élasto-plastique, la part d'enlèvement de matière est essentiellement due aux effets de la déformation plastique. Cette phase se termine quand la composante verticale de la particule devient nulle. Pendant le seconde phase, la particule est repoussée hors du matériau sous l'effet des forces de réaction dues à la déformation élastique de la particule lors de l'impact. La profondeur de pénétration diminue et on suppose qu'elle est faible par rapport au diamètre de la particule.

Le volume d'enlèvement de matière s'exprime à partir de l'expression des énergies nécessaires à une particule pour réaliser cet enlèvement de matière.

$$\delta v_{c1} = 2\,n\,m_p \frac{c\left(V_p \sin\alpha - V_e\right)^2}{\sqrt{V_p \sin\alpha}} \left[V_p \cos\alpha - \frac{c\left(V_p \sin\alpha - V_e\right)^2}{\sqrt{V_p \sin\alpha}} \varepsilon_2 \right] \tag{2.22}$$

avec

$$c = \frac{0{,}288}{\sigma_y} \sqrt[4]{\frac{\rho_m}{\sigma_y}} \tag{2.23}$$

➢ ***Cas 2 : la composante horizontale de la vitesse s'annule pendant l'impact***

Bitter considère que si la composante horizontale s'annule pendant la première ou la seconde phase, l'énergie absorbée par la surface soumise à contrainte et restituée à la particule est inférieure à ce qu'elle devrait être. Il en déduit une expression du volume d'enlèvement de matière de la même forme que l'expression (2.22).

$$\delta v_{c2} = \frac{1}{2} \frac{n\,m_p \left[V_p^{\,2} \cos^2\alpha - k_1 \left(V_p \sin\alpha - V_e\right)^{\frac{3}{2}} \right]}{\varepsilon_2} \tag{2.24}$$

avec

$$k_1 = 0{,}82\,\sigma_y^2 \sqrt[4]{\frac{\sigma_y}{\rho_m}} \left(\frac{1-\nu_p^{\,2}}{E_p} + \frac{1-\nu_m^{\,2}}{E_m} \right)^2 \tag{2.25}$$

➢ ***Détermination de l'angle de transition α_0***

L'angle de transition est donné par la relation

$$\frac{\cos\alpha_0}{\left(\sin\alpha_0\right)^{\frac{3}{2}}} = 0{,}576\,\varepsilon_2 \frac{\sqrt[4]{\rho_m}\sqrt{V_p}}{\sigma_y^{\frac{5}{4}}} \tag{2.26}$$

1.2.3. Synthèse du modèle

Les relations (2.27) et (2.28) permettent de déterminer le volume d'enlèvement de matière enlevé par les impacts de particules en fonction de l'angle d'impact. Elles sont valables si la composante normale du vecteur vitesse est supérieure à la vitesse limite à partir de laquelle il y a déformation plastique du matériau : $V_p \sin\alpha \rangle V_e$.

$$\begin{cases} \delta v = n\, m_p \left(V_p \sin\alpha - V_e\right)^2 \left\{ \dfrac{1}{2\varepsilon_1} + \dfrac{2c}{\sqrt{V_p \sin\alpha}} \left[V_p \cos\alpha - \dfrac{c\left(V_p \sin\alpha - V_e\right)^2}{\sqrt{V_p \sin\alpha}} \varepsilon_2 \right] \right\} & pour\ \alpha \le \alpha_0 \quad (2.27) \\ \delta v = \dfrac{n\, m_p}{2} \left\{ \dfrac{\left(V_p \sin\alpha - V_e\right)^2}{\varepsilon_1} + \dfrac{\left[V_p^{\,2} \cos^2\alpha - k_1 \left(V_p \sin\alpha - V_e\right)^{\frac{3}{2}} \right]}{\varepsilon_2} \right\} & pour\ \alpha \ge \alpha_0 \quad (2.28) \end{cases}$$

Bitter distingue les deux modes d'érosion intervenant lors d'un enlèvement de matière par impact. Pour chaque relation,

- le premier terme de la somme correspond au mode d'érosion par déformation dû à la composante normale du vecteur vitesse de la particule. Il ne dépend que de l'énergie cinétique de la particule libérée au moment de l'impact.
- le second terme de la somme correspond au mode d'érosion par coupe dû à la composante tangentielle du vecteur vitesse de la particule. Il tient compte de la nature de la collision (élastique ou élasto-plastique) au travers des caractéristiques mécaniques de la particule et du matériau impacté.

1.3. Modèle de Hashish

Les travaux de Hashish, [Has. 1987], sur l'enlèvement de matière ont été effectués dans le cas de la découpe par jet d'eau abrasif. Il a fait évoluer le modèle de Finnie, [Fin. 1958], afin de prédire les hauteurs de coupe obtenues par impact d'un jet, mélange d'eau et d'abrasif, sur un matériau métallique ductile.

Il utilise, comme Finnie (Ch. 2, 1.1.2) les équations du mouvement de la particule pour déterminer le volume unitaire d'enlèvement de matière. Mais son modèle prend en compte les caractéristiques physiques et géométriques de l'abrasif dans le calcul de la hauteur de coupe.

On retrouve aussi les notions de coupe par érosion et coupe par déformation énoncées précédemment (Ch. 2, 1.2), dans le modèle de Bitter, [Bit. 1963a et b]. La décomposition du volume unitaire sous la forme d'une profondeur de pénétration et d'un déplacement lui permet de déterminer la profondeur de coupe pour chacun des modes d'enlèvement de matière (coupe h_c et déformation h_d – Figure 9).

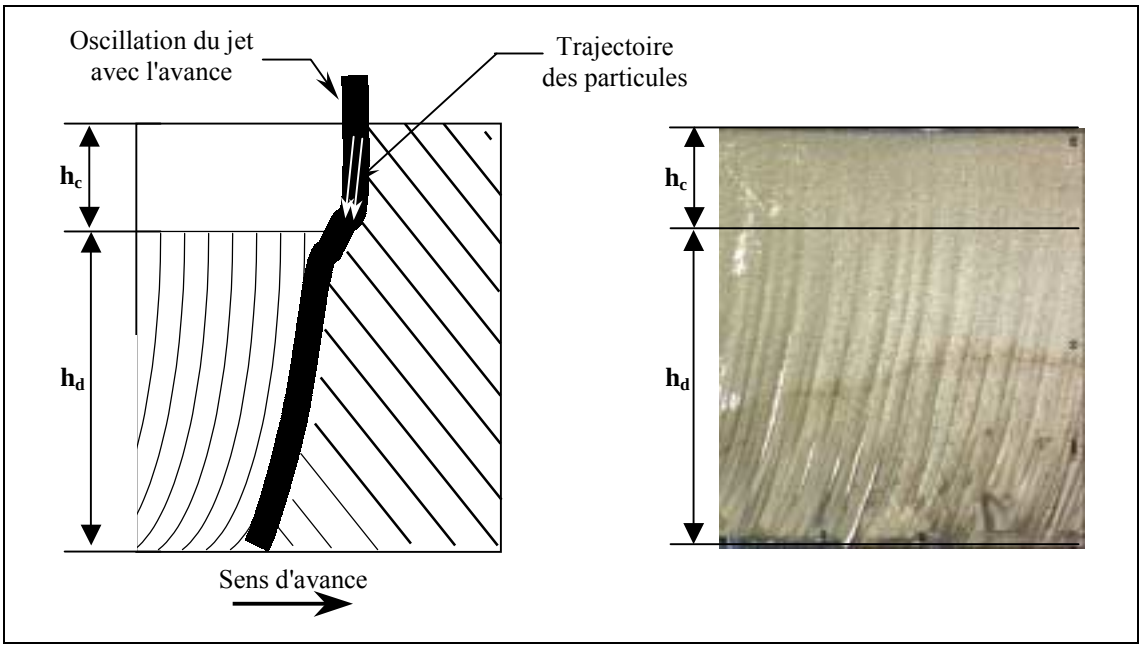


Figure 9 : Zones d'érosion correspondant aux modes de découpe

➢ ***Le mode d'érosion par coupe :*** apparaît pour de faibles angles d'impact.

Il s'agit d'un état stationnaire du jet où le taux d'enlèvement de matière correspond au taux d'avancement du jet dans le matériau. La trajectoire du jet est sensiblement verticale jusqu'à une profondeur de coupe h_c.

Les faces de coupe ne présentent pas d'irrégularités de surface.

➢ ***Le mode d'érosion par déformation :*** apparaît pour des angles d'impact élevés.

Il s'agit d'un état instable du jet. Le jet oscille entre une verticale et une parallèle à la surface de la pièce jusqu'à une profondeur h_d. Le taux d'enlèvement de matière diminue avec la profondeur de pénétration jusqu'à devenir nul pour h_d.

Le diamètre du jet varie, provoque des instabilités et favorise l'apparition de stries sur les faces de coupe caractéristiques de ce mode de découpe.

L'érosion par déformation est essentiellement liée à la vitesse d'avance de coupe. Au-delà d'une certaine vitesse d'avance de coupe, dite critique, seul le mode d'érosion par déformation apparaît.

Ce mode peut aussi être la conséquence d'une instabilité de pression ou d'irrégularités dans l'alimentation en abrasif.

Cette théorie n'est pas unique. Blickwedel, [Bli. 1990], met en évidence la formation de plusieurs marches sur le front de coupe et montre qu'elles apparaissent à une profondeur qui varie entre 30 et 40 % de la profondeur maximale de coupe. Ses travaux sont confirmés par ceux de Ohlsson, [Ohl. et al. 1994], puis Mohaupt et Burns, [Moh. et al. 1994].

Guo, [Guo 1994], base sa théorie sur l'étude des états de surface et met en place un modèle en trois modes comprenant les deux modes définis par Bitter et Hashish entre lesquels il insère un mode transitionnel. La partie supérieure des faces de coupe est caractérisée par un état de surface micro géométrique (surface rugueuse) tandis que la partie inférieure est caractérisée par un état de surface macro géométrique (ondulation).

➢ ***Modèle***

Dans un premier temps, sera présentée la démarche suivie pour déterminer les volumes de matière enlevés en fonction du comportement de la particule au moment de l'impact.

Ensuite, les modèles obtenus seront appliqués aux deux modes d'érosion : l'érosion par coupe et l'érosion par déformation, afin d'en déduire les hauteurs de coupe prévisionnelles.

1.3.1. Enlèvement de matière

Pour établir son modèle, Hashish, [Has. 1987], fait les hypothèses suivantes :

- le volume de matière enlevé est directement lié à la vitesse des particules en sortie de canon de focalisation ;
- le matériau impacté est ductile ;
- l'extrémité tranchante de la particule est assimilée à un secteur sphérique de diamètre d_t ;
- les efforts de réaction sont normaux à la surface ;
- les forces de frottement sont négligées ;
- la largeur de contact particule / matériau impacté varie.

1.3.1.1. Équation du mouvement des particules

L'application du principe fondamental de la dynamique au système particules abrasives / matériau impacté conduit à établir les équations du mouvement des particules qui permettront par la suite de déterminer les volumes d'enlèvement de matière.

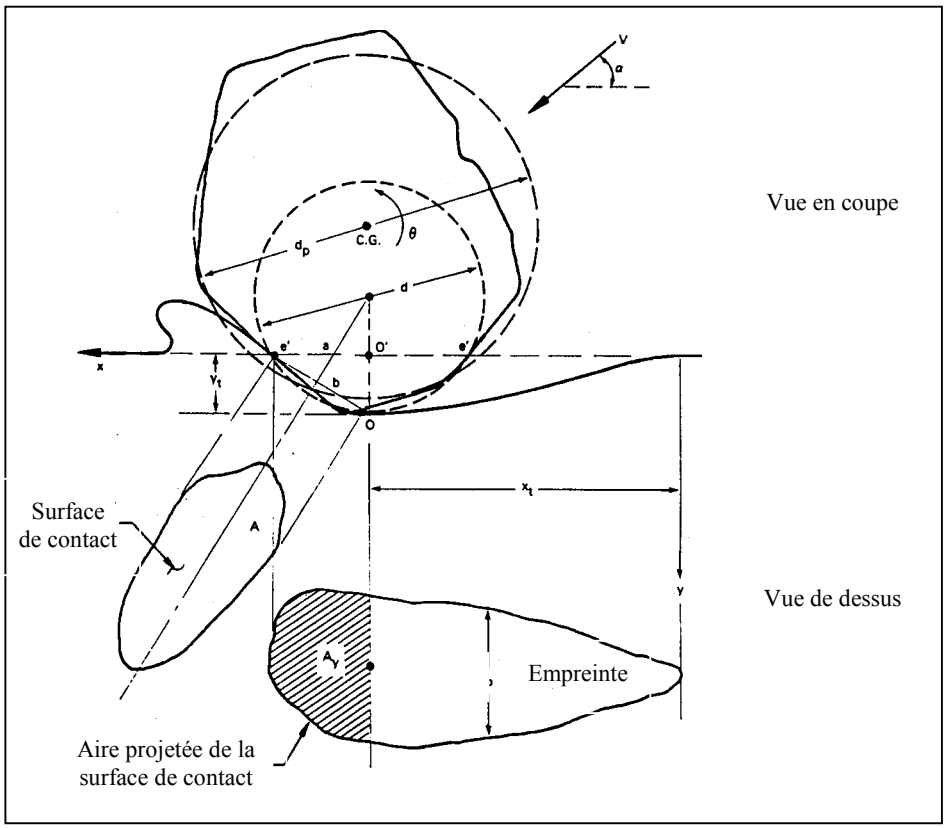


Figure 10 : Enlèvement de matière par impact de particule [Has. 1987]

Suivant la Figure 10, les coordonnées de la particule dans le repère *x,y* lié à la surface du matériau impacté sont :

$$\begin{cases} x_t = x - \dfrac{d_p}{2}\phi & (2.29) \\ y_t = y & (2.30) \end{cases}$$

Dans ce même repère, on peut écrire les équations du mouvement de la particule en négligeant le moment selon *y*, M_y.

$$\begin{cases} m_p \ddot{x} = -\dfrac{4}{3}\, y\sqrt{y d_t}\ \sigma_f & (2.31) \\ m_p \ddot{y} = -\dfrac{\pi}{2}\, y\, d_t\ \sigma_f & (2.32) \\ I\ddot{\phi} = \dfrac{2}{3}\, a y\sqrt{y d_t}\ \sigma_f & (2.33) \end{cases}$$

Les relations (2.31) et (2.32) décrivent respectivement le déplacement de la particule suivant les axes x et y, tandis que la relation (2.33) est représentative de la rotation de la particule.

Les solutions de ces équations du mouvement de la particule sont :

$$\dot{x}_t = V_P \cos\alpha - \Omega \left(\frac{V_P \sin\alpha}{\beta_1} \right)^{\frac{3}{2}} \int_0^t (\sin \beta_1 t)^{\frac{3}{2}} dt \tag{2.34}$$

$$y = y_t = \frac{V_P \sin\alpha}{\beta_1} \sin \beta_1 t \tag{2.35}$$

$$\ddot{\phi} = \frac{4}{3\pi} \frac{m_P}{I} \frac{d_p}{\sqrt{d_t}} \beta_1^2 \, y\sqrt{y} \tag{2.36}$$

On suppose que $d_p = d_t$ et on pose

$$\beta_1 = \sqrt{\frac{\pi}{2} \frac{d_t}{m_p} \sigma_f} \tag{2.37}$$

$$\Omega = -\frac{8}{3\pi\sqrt{d_t}} \beta_1^2 \left(1 + \frac{m_P r_0^2}{I} \right) \tag{2.38}$$

$$\gamma = 1 + \frac{m_P r_0^2}{I} \tag{2.39}$$

Il faut rappeler que le moment d'inertie I de la particule est donné par :

- $I = 0{,}5 m_p r_p^2$ si la sphéricité (Ch. 3, 2.1.2) est supérieure ou égale à 0,7 ;
- $I = 0{,}3 m_p r_p^2$ si la sphéricité est inférieure à 0,7.

1.3.1.2. Volume d'enlèvement de matière

Le volume d'enlèvement de matière δv dépend des conditions limites à l'impact de la particule abrasive avec le matériau. Trois cas d'impact sont à considérer :

- Cas a : la particule heurte le matériau et ressort ($\dot{x}_t = 0$ et $y = 0$) ;
- Cas b: la particule rebondit ($\dot{x}_t = 0$) ;
- Cas c : la particule s'enfonce dans le matériau ($\dot{x}_t = 0$ et $\dot{y} \rangle 0$).

Le processus d'enlèvement de matière peut être décomposé en trois éléments de volume (Figure 11):

- δv_a est le volume de matière se trouvant en arrière de la particule ;
- δv_b est le volume de matière se trouvant en avant de la particule ;
- δv_c est le volume de matière se trouvant en avant et sous la particule.

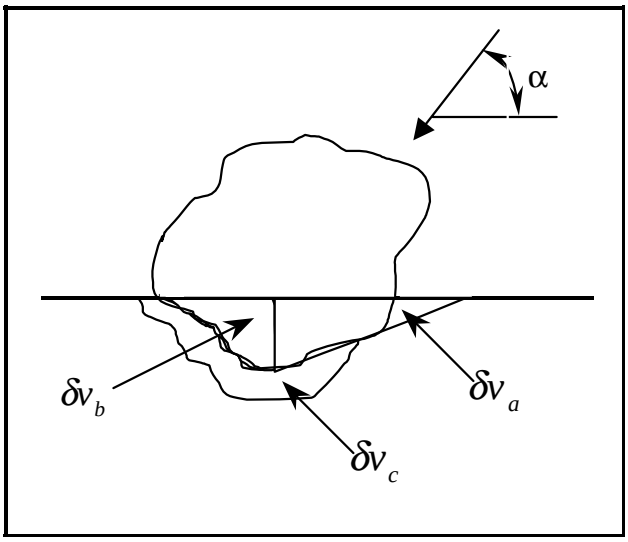


Figure 11 : Volumes d'érosion sous de grands angles d'impact particulaire

L'expression générale du volume d'enlèvement de matière δv peut se mettre sous la forme

$$\delta v = \delta v_a + \delta v_b + \delta v_c \tag{2.40}$$

ou encore

$$\delta v = \int_0^t A_x \dot{x}_t \, dt + \int_0^t A_y \dot{y} \, dt + \int_t^{t_c} 2A_y \dot{y} \, dt \tag{2.41}$$

où A_x et A_y sont définies à partir des relations (2.42) et (2.43) :

$$A_x = \frac{4}{3} y\sqrt{yd_t} \tag{2.42}$$

$$A_y = \frac{\pi}{2} yd_t \tag{2.43}$$

On pose pour la suite :

$$\begin{cases} \Omega_1 = \dfrac{4}{3}\sqrt{d_t}\left(\dfrac{V_P \sin\alpha}{\beta_1}\right)^{\frac{3}{2}} & (2.44) \\ \Omega_2 = V_P \cos\alpha & (2.45) \\ \Omega_3 = \Omega\left(\dfrac{V_P \sin\alpha}{\beta_1}\right)^{\frac{3}{2}} & (2.46) \end{cases}$$

- δv_a s'obtient à partir des équations (2.41) à (2.46). Il s'exprime sous la forme suivante

$$\delta v_a = \Omega_1\Omega_2\int_0^t (\sin\beta_1 t)^{\frac{3}{2}} - \Omega_1\Omega_3\int_0^t \left[(\sin\beta_1 t)^{\frac{3}{2}}\int_0^t (\sin\beta_1 t)^{\frac{3}{2}}\,dt\right]dt \qquad (2.47)$$

En posant

$$\begin{cases} In = \displaystyle\int_0^z (\sin z)^{\frac{3}{2}}\,dz & (2.48) \\ z = \beta_1 t & (2.49) \end{cases}$$

l'expression de δv_a devient

$$\delta v_a = In\frac{\Omega_1\Omega_2}{\beta_1}\left(1 - \frac{1}{2}\frac{In\,\Omega_3}{\beta_1\Omega_2}\right) \qquad (2.50)$$

- De la même manière, en posant $t = y$, on obtient l'équation de δv_b

$$\delta v_b = \frac{\pi}{4}d_t\left(\frac{V_P \sin\alpha}{\beta_1}\right)^2(\sin\beta_1 t)^2 \qquad (2.51)$$

Nous allons maintenant détailler la démarche suivie pour déterminer les expressions du volume d'enlèvement de matière en fonction des conditions limites considérées.

➢ ***Cas a : la particule heurte le matériau et ressort ($\dot{x}_t = 0$ et y = 0)***

- Ce cas est à considérer quand l'angle d'impact, α_{impact}, est inférieur à l'angle d'attaque, α_0.

Le volume d'enlèvement de matière se réduit à l'expression de δva, volume de matière évacué par l'extrémité tranchante de la particule, en contact avec le matériau.

$$\frac{\delta v}{d_t^{\,3}} = \frac{7}{6}\left(\frac{V_P}{V_k}\right)^{\frac{5}{2}} \sin 2\alpha \sqrt{\sin\alpha}\left[1 - \left(\frac{7\gamma}{3\pi}\sqrt{\frac{V_P}{V_k}} \times \frac{(\sin\alpha)^{\frac{3}{2}}}{\cos\alpha}\right)\right] \tag{2.52}$$

expression valable tant que $\alpha_{impact} \leq \alpha_0$, angle critique, soit pour les valeurs limites suivantes

$$t = t_c = \frac{\pi}{\beta_1} \qquad \begin{cases} y = 0 & (2.53) \\ \dot{x}_t = 0 & (2.54) \end{cases}$$

- L'angle critique, α_0, se détermine à partir des relations (2.34), (2.48) et (2.54). Elles permettent d'écrire

$$\frac{In\,\Omega_3}{\beta_1 \Omega_2} = 1 \tag{2.55}$$

L'introduction des valeurs de Ω_1 (2.44) et Ω_2 (2.45) dans l'expression (2.55) permet d'exprimer α_0

$$\frac{3\pi}{14\gamma}\sqrt{\frac{V_k}{V_p}} = \tan\alpha_0 \sqrt{\sin\alpha_0} \tag{2.56}$$

- Le volume d'enlèvement de matière correspondant est

$$\delta v = \frac{7}{6} d_t^3 \left(\frac{V_P}{V_k}\right)^{\frac{5}{2}} \sin 2\alpha_0 \sqrt{\sin\alpha_0} \tag{2.57}$$

où la vitesse caractéristique, V_k, prend la forme

$$V_k = \sqrt{\frac{3\sigma_f R_f^{\,3}}{\rho_P}} \tag{2.58}$$

avec

$$R_f = \frac{d_t}{d_p} \tag{2.59}$$

- On pose C_k, vitesse caractéristique modifiée, telle que

$$C_k = \sqrt{\frac{3\sigma_f R_f^{\frac{3}{5}}}{\rho_p}} = \frac{V_k}{R_f^{1,2}} \tag{2.60}$$

La rupture du matériau dans le premier mode d'enlèvement de matière, érosion par coupe, est une rupture de type fragile. En considérant l'énergie nécessaire pour séparer complètement les liaisons ioniques, Griffith a déterminé σ_{fI}, la contrainte maximale, telle que

$$\sigma_{f_I} = \frac{E_m}{10} \tag{2.61}$$

On obtient alors l'expression suivante

$$\boxed{\delta_v = \frac{7}{\pi}\frac{m_p}{\rho_p}\left(\frac{V_p}{C_k}\right)^{\frac{5}{2}} \sin 2\alpha_0 \sqrt{\sin\alpha_0}} \tag{2.62}$$

où

$$m_p = \frac{\pi}{6}\rho_p d_p^{\,3} \tag{2.63}$$

➢ ***Cas b : la particule rebondit ($\dot{\mathbf{x}}_t = \mathbf{0}$)***

Ce cas est à considérer quand l'angle d'impact, α_{impact}, est supérieur à l'angle d'attaque, α_0, et inférieur à l'angle critique, α_1. Le volume d'enlèvement de matière est la somme des expressions de δv_a, et δv_b, volume de matière évacué en avant de l'extrémité tranchante de la particule.

- Cas b_1 : $\dot{\mathbf{x}}_t = \mathbf{0}$ et $\dot{\mathbf{y}} \neq \mathbf{0}$

La relation (2.50) devient

$$\delta v_a = \frac{\pi}{4\gamma} d_t^{\,3}\left(\frac{V_P}{V_k}\right)^2 \cos^2\alpha \tag{2.64}$$

de même, la relation (2.51) devient

$$\delta v_b = \frac{\pi}{4} d_t^{\,3}\left(\frac{V_P}{V_k}\right)^2 \sin\alpha^2 \left(\sin\beta_1 t_c\right)^2 \tag{2.65}$$

et l'expression générale de δv s'écrit sous la forme

$$\delta v = \frac{\pi}{2\gamma} d_t^{\,3} \left(\frac{V_P}{V_k}\right)^2 cos^2\,\alpha \left[1 + \left(\frac{\gamma}{2} tan\,\alpha^2 \left(sin\,\beta_1 t_c\right)^2\right)\right] \tag{2.66}$$

Pour $\alpha = \alpha_0$ et $t_c = \dfrac{\pi}{\beta_1}$, on obtient

$$\delta v_{(\alpha=\alpha_0)} = \frac{\pi}{2\gamma} d_t^{\,3} \left(\frac{V_P}{V_k}\right)^2 cos\,\alpha_0^{\,2} \tag{2.67}$$

- Cas b_2 : $\dot{\mathbf{x}}_\mathbf{t} = \mathbf{0}$ et $\dot{\mathbf{y}} = \mathbf{0}$

A partir de l'expression de y dans (2.35), on peut déterminer la valeur de t_c correspondant aux conditions suivantes

$$t_c = \frac{\pi}{2\beta_1} \qquad \begin{cases} \dot{y} = 0 & (2.68) \\ \dot{x}_t = 0 & (2.69) \end{cases}$$

In est calculé à partir des expressions (2.34) et (2.46)

$$In = \frac{\beta_1\,\Omega_2}{\Omega_3} = \frac{1}{2}\int_0^{\pi} \left(sin\,z\right)^{\frac{3}{2}} dz \tag{2.70}$$

En introduisant, dans (2.70), les valeurs de Ω_2, (2.44), et Ω_3, (2.46), on en déduit la valeur de l'angle critique α_1

$$\frac{3\pi}{7\gamma}\sqrt{\frac{V_k}{V_p}} = tan\,\alpha_1 \sqrt{sin\,\alpha_1} \tag{2.71}$$

Pour $\alpha = \alpha_1$ et $t_c = \dfrac{\pi}{2\beta_1}$, on obtient

$$\delta v_{(\alpha=\alpha_1)} = \frac{\pi}{4\gamma} d_t^{\,3} \left(\frac{V_p}{V_k}\right)^2 cos\,\alpha_1^{\,2} \left(1 + \gamma\,tan\,\alpha_1^{\,2}\right) \tag{2.72}$$

- Cas b généralisé

Si on ne considère que les conditions limites suivantes

$$\begin{cases} \sin\beta_1 t_c = 0 & \alpha = \alpha_0 \\ \sin\beta_1 t_c = 1 & \alpha = \alpha_1 \end{cases} \quad \begin{matrix} (2.73) \\ (2.74) \end{matrix}$$

on peut remplacer $\sin\beta_1 t_c$ par $\dfrac{\alpha-\alpha_0}{\alpha_1-\alpha_0}$. La relation donnant δv devient alors

$$\boxed{\delta v = \frac{\pi}{4\gamma} d_t^{\,3}\left(\frac{V_P}{V_k}\right)^2 \cos\alpha_1^{\,2}\left(1+\gamma\,\frac{\alpha-\alpha_0}{\alpha_1-\alpha_0}\tan\alpha^2\right)} \qquad (2.75)$$

➢ ***Cas c : la particule s'enfonce dans le matériau ($\dot{x}_t = 0$ et $\dot{y} \rangle 0$)***

Ce cas est à considérer quand l'angle d'impact, α_{impact}, est supérieur à l'angle critique, α_1.

- δv_a est identique à celui du cas b.
- Si on ne considère que les conditions limites suivantes

$$\begin{cases} \sin\beta_1 t_c = 0 & \alpha = 90° \\ \sin\beta_1 t_c = 1 & \alpha = \alpha_1 \end{cases} \quad \begin{matrix} (2.76) \\ (2.77) \end{matrix}$$

L'équation de δv_b devient

$$\delta v_b = \frac{\pi}{4} d_t^{\,3}\left(\frac{V_P}{V_k}\right)^2 \sin\alpha^2\left(\frac{90-\alpha}{90-\alpha_1}\right) \qquad (2.78)$$

- δv_c peut être assimilé à la différence entre deux empreintes sphériques ; l'une correspondant au temps t où $\dot{x}_t = 0$ (δv_{c1}) et l'autre au temps t où $\dot{y} = 0$ (δv_{c2}). L'expression générale de δv_c est donc

$$\delta v_c = \frac{\pi}{2} d_t^{\,3}\left(\frac{V_P}{V_k}\right)^2 \sin\alpha^2\left(1-\frac{90-\alpha}{90-\alpha_1}\right) \qquad (2.79)$$

- δv peut s'exprimer en négligeant δv_a, δv_b et δv_{c2}, ce qui revient à dire que

$$\boxed{\delta v = \frac{\pi}{4} d_t^{\,3}\left(\frac{V_P}{V_k}\right)^2 \sin\alpha^2} \qquad (2.80)$$

➢ ***Récapitulatif***

Hashish, [Has. 1987], définit trois cas d'impact particulaire auxquels correspondent trois expressions du volume d'enlèvement de matière.

Pour $\alpha_{impact} \leq \alpha_0$ $$\delta v = \frac{7}{6} d_t^{\,3} \left(\frac{V_P}{V_k}\right)^{\frac{5}{2}} \sin 2\alpha \sqrt{\sin\alpha} \qquad (2.57)$$

Pour $\alpha_0 \leq \alpha_{impact} \leq \alpha_1$ $$\delta v = \frac{\pi}{4\gamma} d_t^{\,3} \left(\frac{V_P}{V_k}\right)^{2} \cos\alpha_1^{\,2} \left(1 + \gamma \frac{\alpha - \alpha_0}{\alpha_1 - \alpha_0} \tan\alpha^2\right) \qquad (2.75)$$

Pour $\alpha_1 \leq \alpha_{impact}$ $$\delta v = \frac{\pi}{4} d_t^{\,3} \left(\frac{V_P}{V_k}\right)^{2} \sin\alpha^2 \qquad (2.80)$$

Seules les caractéristiques de l'abrasif sont prises en compte dans ces relations : caractéristiques géométriques et mécaniques, vitesse et trajectoire.

1.3.2. Erosion par coupe

➢ ***Débit d'enlèvement de matière***

On assimile la largeur de coupe, *Es*, au diamètre du jet d'eau abrasif et on suppose que :

- le débit d'enlèvement de matière par les particules abrasives, $\delta \dot{v}$, est égal au débit matière balayé par le jet pendant un déplacement *dx* ;

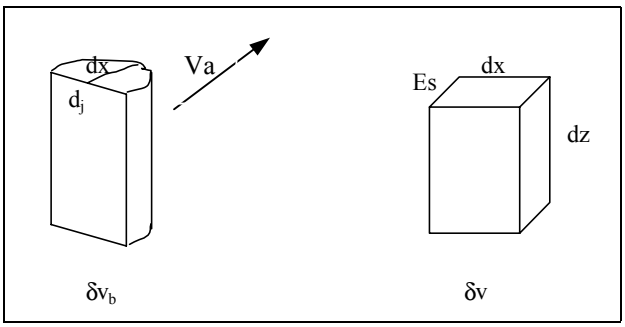


Figure 12 : Débit de matière

- le volume de matière enlevée est cubique et de dimensions $dx \times Es \times dz$;
- l'avance élémentaire de coupe est identifiée à la vitesse d'avance de coupe du jet.

On obtient

$$\delta \dot{v}_b = V_a \; Es \, dz = V_a \; d_j \; dz \tag{2.81}$$

Si on se réfère à la Figure 12, on peut écrire que :

- $\dot{m}_{px}$ débite au travers de la section équivalente $d_j \times dx$;

- $\dot{m}_p$ débite au travers de la section équivalente $\frac{\pi}{4} d_j^{\,2}$.

En supposant que l'abrasif est uniformément distribué dans le jet, on peut écrire

$$\frac{\dot{m}_{px}}{\dot{m}_p} = \frac{d_j \; dx}{\frac{\pi}{4} d_j^{\,2}} = \frac{4}{\pi} \frac{dx}{d_j} \tag{2.82}$$

Dans le cas d'érosion par impact particulaire avec de faibles débits d'abrasif, on peut considérer que la relation entre le débit de matière enlevé, $\delta \dot{v}$, et le débit massique d'abrasif, $\dot{m}_{px}$, est linéaire.

➢ ***Volume d'enlèvement de matière***

Pour la découpe par jet d'eau, on se place dans le **cas a** d'enlèvement de matière (Ch. 2, 1.3.1.2), où la particule impacte le matériau puis ressort de la matière.

Le débit d'enlèvement de matière $\delta \dot{v}$ est donné par :

$$\delta \dot{v} = \frac{7}{\pi} \frac{\dot{m}_{px}}{\rho_p} \left(\frac{V_p}{C_k} \right)^{\frac{5}{2}} \sin 2\alpha \sqrt{\sin \alpha} \tag{2.83}$$

➢ ***Expression générale de la profondeur de coupe***

Dans le mode érosion par coupe on suppose que :

– les angles d'impact sont faibles (α<15°), on peut donc dire que $\sin\alpha \approx \alpha$. Les relations (2.81) et (2.83) permettent alors d'écrire :

$$dz = \frac{56}{\pi^2} \frac{\dot{m}_p}{\rho_p} \frac{1}{d_j^{\,2}} \frac{1}{Va} \left(\frac{V_p}{C_k} \right)^{\frac{5}{2}} dx \; \alpha^{\frac{3}{2}} \tag{2.84}$$

– l'angle d'impact α varie linéairement avec l'avance du jet sur la pièce (Figure 13)

$$\alpha = \alpha_0 \left(1 - \frac{x}{c\, d_j} \right) \tag{2.85}$$

avec

$$c = 1 - \frac{\alpha_0}{\alpha_1} \tag{2.86}$$

α ne peut augmenter avec la profondeur de coupe tant que α_0 est inférieur à l'angle de transition entre les deux modes d'érosion (coupe et déformation).

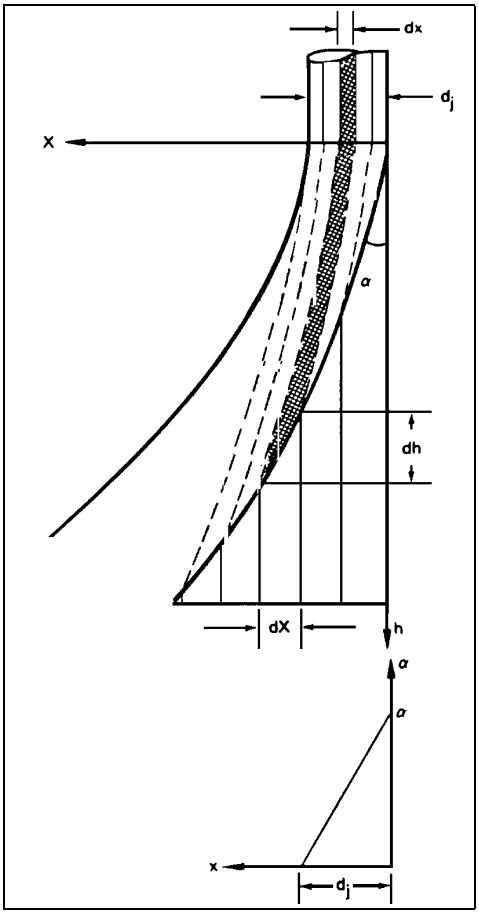


Figure 13 : Angle d'impact en fonction de la profondeur de coupe

La profondeur de coupe peut être obtenue en intégrant l'expression (2.84) par rapport à z et α. On aura au préalable exprimé dx en fonction de $d\alpha$.

$$\int_0^{h_c} dz = \frac{56}{\pi^2} \frac{\dot{m}_p}{\rho_p} \frac{1}{d_j^{\,2}} \frac{1}{V_a} \left(\frac{V_p}{C_k} \right)^{\frac{5}{2}} \frac{c\, d_j}{\alpha_0} \int_0^{\alpha_0} \alpha^{\frac{3}{2}}\, d\alpha \tag{2.87}$$

Sa solution est

$$h_c = \frac{112}{5\pi^2} \frac{\dot{m}_p}{\rho_p} \frac{c}{d_j} \frac{1}{V_a} \left(\frac{V_p}{C_k} \right)^{\frac{5}{2}} \alpha_0^{\frac{3}{2}} \tag{2.88}$$

où

$$\alpha_0 = \frac{1}{\left(\frac{56}{\pi^2} \frac{\dot{m}_p}{\rho_p} \frac{1}{d_j^2} \frac{1}{V_a} \right)^{\frac{2}{5}} \frac{V_p}{C_k}} \tag{2.89}$$

On fait ensuite l'hypothèse que la vitesse de la particule en sortie de canon de focalisation, V_p, est identique à celle du mélange eau-air-abrasif, $V_{mél}$. En introduisant les valeurs de α_0 (2.89) et c (2.86) dans l'équation (2.88), on obtient l'expression de h_c suivante

$$h_c = \frac{2}{5} \left(\frac{56\, \dot{m}_p}{\pi^2 \rho_p d_j^2 V_a} \right)^{\frac{2}{5}} \frac{V_{mél}}{C_k} - \frac{2}{5\alpha_1} \tag{2.90}$$

où α_1 est déduit de l'expression (2.71) :

$$\alpha_1 = \frac{3\pi}{14\gamma} R_f^{\frac{3}{5}} \sqrt{\frac{C_k}{V_p}} \tag{2.91}$$

➢ ***Prise en compte du frottement jet/matière***

Les frottements du jet contre les faces de la saignée entraînent une diminution de la vitesse du jet avec la profondeur de coupe et de la vitesse des particules abrasives. La vitesse peut être approchée en utilisant l'équation de conservation de la quantité de mouvement :

$$\dot{m}_{mél} V_p = \dot{m}_{mél} V_{mél} - F_f \tag{2.92}$$

Le débit massique du mélange peut être déterminé à partir de l'équation de continuité :

$$\dot{m}_{mél} = \rho_{mél} V_{mél} \left(\frac{\pi}{4} d_j^2 \right) \tag{2.93}$$

Pour un écoulement fluide, on définit l'effort de frottement F_f par :

$$F_f = C_f \frac{1}{2} \rho_{mél} V_{mél}{}^2 A_c \tag{2.94}$$

Hashish, [Has. 1989a], détermine une valeur moyenne du coefficient de frottement C_f dépendant de la profondeur de coupe. Il estime qu'une valeur de 0,002 est optimale pour des découpes n'excédant pas 50 mm.

A_c, l'aire de contact, s'exprime sous la forme :

$$A_c = \pi \frac{d_j}{2} z \tag{2.95}$$

En remplaçant $\dot{m}_{mél}$ et F_f par leurs expressions dans (2.92) et en posant

$$K_f = \frac{C_f}{d_j} \tag{2.96}$$

on obtient

$$V_p = V_{mél} \left(1 - K_f z\right) \tag{2.97}$$

En remplaçant V_p par sa valeur dans (2.87), on obtient la relation :

$$\int_0^{h_c} \frac{dz}{\left(1 - K_f z\right)^{\frac{5}{2}}} = \frac{2}{5} c\, d_j \left(\frac{56}{\pi^2} \frac{\dot{m}_p}{\rho_p} \frac{1}{d_j{}^2} \frac{1}{V_a} \right)^{\frac{2}{5}} \frac{V_{mél}}{C_k} \tag{2.98}$$

On pose

$$B = \frac{2}{5} c\, d_j \left(\frac{56}{\pi^2} \frac{\dot{m}_p}{\rho_p} \frac{1}{d_j{}^2} \frac{1}{V_a} \right)^{\frac{2}{5}} \frac{V_{mél}}{C_k} \tag{2.99}$$

et h_c s'écrit :

$$h_c = \frac{\left(1 + 1{,}5\ K_f\ B\right)^{\frac{2}{3}} - 1}{K_f \left(1 + 1{,}5\, K_f\ B\right)^{\frac{2}{3}}} \tag{2.100}$$

➢ ***Prise en compte de la vitesse limite***

Lors de l'impact d'une particule sphérique avec un matériau sous un angle d'impact α et une vitesse $V_p \sin\alpha$, Hertz considère deux cas :

- cas d'une collision élastique : la particule ne subit aucune déformation ;
- cas d'une collision élasto-plastique ($V_p \sin\alpha > V_e$) : la particule subit une déformation élastique.

On suppose qu'il y a déformation plastique du matériau à partir d'une vitesse de jet V_e, vitesse limite de transition entre les deux modes de déformation.

$$V_e = \frac{\pi^2}{2\sqrt{10}} \frac{\sigma_y^{\frac{5}{2}}}{\rho_p} \left(\frac{1-\nu_m^2}{E_m} + \frac{1-\nu_p^2}{E_p} \right)^2 \tag{2.101}$$

Pour prendre en compte cette vitesse, on remplace $V_p \sin\alpha$ par $V_p \sin\alpha - V_e$ dans l'expression (2.62) du volume d'enlèvement de matière δv qui s'écrit

$$\delta v = \frac{14}{\pi} \frac{m_p}{\rho_p} \left(\frac{V_p \sin\alpha - V_e}{C_k} \right)^{\frac{5}{2}} \cot g\alpha \tag{2.102}$$

L'application de la nouvelle expression de δv dans l'équation (2.83) donne

$$\frac{dz}{dx} = \frac{56}{\pi^2} \frac{\dot{m}_p}{\rho_p d_j^2 Va} \left(\frac{V_p \sin\alpha - V_e}{C_k} \right)^{\frac{5}{2}} \cot g\alpha \tag{2.103}$$

- L'effet de la vitesse limite est pris en compte dans le mode d'érosion par coupe à condition que la vitesse particulaire et l'angle d'impact soient constants pendant ce mode où la ligne d'interaction jet / matière est une verticale. On peut alors écrire que

$$\begin{cases} h_c \approx d_j \cot g\alpha_0 \\ \cot g\alpha_0 \approx \dfrac{1}{\sin\alpha_0} \end{cases} \tag{2.104}$$

Pour $z = 0$,

$$\left.\frac{dz}{dx}\right|_{z=0} = \frac{56}{\pi^2} \frac{\dot{m}_p}{\rho_p d_j^2 Va} \left(\frac{V_p \sin\alpha - V_e}{C_k} \right)^{\frac{5}{2}} \cot g\alpha_0 = \cot g\alpha_0 \tag{2.105}$$

et

$$\sin\alpha_0 = \frac{V_e}{V_p} + \frac{1}{\left(\frac{56}{\pi^2}\frac{\dot{m}_p}{\rho_p d_j^{\,2} V_a}\right)^{\frac{2}{5}} \frac{V_p}{C_k}} \tag{2.106}$$

- On fait l'hypothèse que la vitesse de la particule en sortie du canon de focalisation, V_p, est identique à celle du mélange eau-air-abrasif, $V_{mél}$. Les équations (2.104) et (2.106) donnent alors

$$\boxed{h_c = \frac{d_j \frac{V_{mél}}{C_k}}{\frac{V_e}{C_k} + \left(\frac{56}{\pi^2}\frac{\dot{m}_p}{\rho_p d_j^{\,2} V_a}\right)^{-\frac{2}{5}}}} \tag{2.107}$$

➢ ***Validité du modèle***

Le mode d'érosion par coupe a lieu si

- $\alpha_0 \langle \alpha_1$: α_0, l'angle d'impact est défini par l'équation (2.89) et α_1, l'angle limite de transition entre les modes de coupe par érosion et par déformation est défini par la relation (2.91)
- $V_{mél}\ \sin\alpha_0 \rangle V_e$;
- $h_c \langle\ d_j \frac{V_{mél}}{V_e}$.

1.3.3. Erosion par déformation

➢ ***Débit d'enlèvement de matière***

- Le débit d'enlèvement de matière par les particules abrasives δv peut être assimilé au produit de la vitesse de pénétration du jet dans la matière par l'aire de la marche formée soit

$$\delta \dot{v} = A_m \frac{dz}{dt} \tag{2.108}$$

A_m est supposée égale à la section du jet, soit

$$A_m = \frac{\pi}{4} d_j^{\,2} \tag{2.109}$$

• L'attaque du matériau sous de forts angles d'impact entraîne une déformation plastique excessive et un enlèvement de matière. Le mode d'érosion par déformation correspond au **cas c** d'enlèvement de matière (Ch. 2, 1.3.1.2).

En exprimant V_k en fonction de C_k, dans l'équation (2.80), on obtient

$$\delta v = \frac{m_p V_P^{\,2} \sin\alpha^2}{2\sigma_{f\,II}} \tag{2.110}$$

Dans le mode d'enlèvement de matière selon un processus d'érosion par déformation, la rupture de type ductile du matériau est liée aux propriétés de déformation en cisaillement du matériau. En utilisant la relation de Mc Lean [McL. 1977] entre les modules de cisaillement et d'élasticité d'un matériau, on peut écrire la contrainte maximale

$$\sigma_{f_{II}} = \frac{E_m}{16{,}8} \tag{2.111}$$

Dans le cas d'angles d'impact élevés (proche de 90°), en introduisant la notion de vitesse limite et en substituant à V_p l'expression (2.97), on obtient :

$$\delta v = \frac{m_p \left(V_{mél}\left(1 - K_f z\right) - V_e\right)^2}{2\ \sigma_{f_{II}}} \tag{2.112}$$

Le débit d'enlèvement de matière est déterminé à partir de l'expression précédente en remplaçant la masse abrasive par le débit massique d'abrasif participant à la coupe. Si l'on considère que seule une fraction χ des particules participe à la coupe, on obtient l'expression corrigée

$$\delta \dot{v} = \frac{\chi\ \dot{m}_p \left(V_{mél}\left(1 - K_f z\right) - V_e\right)^2}{2\ \sigma_{f_{II}}} \tag{2.113}$$

On pose

$$j = \frac{V_{mél}}{V_{mél} - V_e} \tag{2.114}$$

la relation (2.113) devient

$$\delta \dot{v} = \frac{\chi \dot{m}_p (V_{mél} - V_e)^2 (1 - K_f jz)^2}{2 \sigma_{f_{II}}} \tag{2.115}$$

➢ ***Profondeur de coupe***

En égalant les relations (2.108) et (2.115), on obtient

$$\frac{dz}{(1 - K_f j z)^2} = \frac{2 \chi \dot{m}_p (V_{mél} - V_e)^2}{\pi \sigma_{f_{II}} d_j^2} dt \tag{2.116}$$

L'intégration de cette équation permet d'obtenir la hauteur de coupe par déformation

$$\int_0^{h_d} \frac{dz}{(1 - K_f j z)^2} = \frac{2 \chi \dot{m}_p (V_{mél} - V_e)^2}{\pi \sigma_{f_{II}} d_j^2} \int_0^t dt \tag{2.117}$$

On pose

$$t = \frac{d_j}{Va} \tag{2.118}$$

et on remplace K_f et j par leurs valeurs respectives données par (2.96) et (2.114),

$$\boxed{h_d = \frac{1}{\frac{V_{mél}}{V_{mél} - V_e} \frac{C_f}{d_j} + \frac{\pi \sigma_{f_{II}} d_j Va}{2 \chi \dot{m}_p (V_{mél} - V_e)^2}}} \tag{2.119}$$

1.3.4. Vitesse du mélange

➢ ***Equation du mouvement du mélange***

Les expressions de h_c (2.107) et h_d (2.119) utilisent la notion de vitesse du mélange eau-air-abrasif. Cette vitesse peut être déterminée à partir de l'équation de la conservation de quantité de mouvement entre l'entrée et la sortie de la tête de mélange. En général, la présence d'air et la vitesse de l'abrasif au niveau de son conduit d'amenée sont négligées.

En régime permanent, les variations de vitesse sont négligées et les quantités de mouvement sont remplaçables par des quantités de mouvement débitantes. On obtient la vitesse de l'eau

$$V_{e_{tf}} = \frac{\eta \dot{m}_e V_{e0} - \dot{m}_p V_p}{\dot{m}_e} \tag{2.120}$$

On pose R, coefficient de charge du jet tel que

$$R = \frac{\dot{m}_p}{\dot{m}_e} \tag{2.121}$$

En considérant qu'en sortie de canon l'eau et l'abrasif ont la même vitesse, $V_{mél}$, on obtient

$$V_{mél} = \eta \frac{1}{1+R} V_{e0} \tag{2.122}$$

- ***Vitesse initiale de l'eau***

Elle a été définie au Ch. 1, 1. Son expression est

$$V_{e0} = c_v \sqrt{\frac{2\, p_{e0}}{\rho_e}} \tag{1.2}$$

- ***Compressibilité de l'eau***

Si l'on tient compte de la compressibilité de l'eau dans l'expression de la vitesse en sortie de buse [Has. 1989b], on peut écrire

$$V_c = \sqrt{2 \frac{\delta p}{\rho}} \tag{2.123}$$

La loi de Tait donne

$$\frac{\rho_e}{\rho_{e0}} = \left(1 + \frac{p_e}{P_{réf}}\right)^c \tag{2.124}$$

où $c = 1/n = 1/7{,}15$ est une constante qui vaut *0,1368* et $P_{réf}$ vaut *3000 bars.*

En utilisant le facteur de compressibilité c_y

$$c_y = \frac{V_c}{V_{e0}} \tag{2.125}$$

et en introduisant les valeurs de c et $P_{réf}$ dans (2.124) on obtient

$$c_y = 1{,}076 \sqrt{\frac{3000}{p_{e0}} \left(1 + \frac{p_{e0}}{3000}\right)^{0{,}8632} - 1} \tag{2.126}$$

➢ ***Vitesse du mélange***

Par extension de l'expression (2.122), la vitesse du mélange à tout instant est de la forme

$$V_{mél} = \eta \frac{1}{1+R} \; c_v \, c_y \sqrt{\frac{2\, p_{e0}}{\rho_e}} \qquad (2.127)$$

Les coefficients c_v et c_y varient respectivement entre *0,84* et *0,98* et entre *0,974* et *0,950*. le rapport R varie entre *0,805* et *0,936*.

1.3.5. Synthèse du modèle

- Le modèle de Hashish, [Has. 1989 a et b], a été validé pour plusieurs matériaux et pour les paramètres du procédé suivants :
  - Diamètre de la buse : 0,127 à 0,635 mm ;
  - Pression d'eau : 69 à 350 MPa, $\Delta p_{e0} = \pm$ 3,5 MPa ;
  - Type d'abrasif : grenat (0,40 < R_f < 0,52 – S_p : 0,78), sable, corindon… ;
  - Granulométrie d'abrasif : 150 à 16 MESH (0,10 mm à 1,18 mm) ;
  - Débit d'abrasif : 0,50 à 25 g/s, $\Delta \dot{m}_p = \pm$ 2,25 g/s ;
  - Vitesse d'avance de coupe : 0,20 à 25 mm/s, $\Delta Va = \pm$ 0,04 mm/s ;
  - Distance du canon de focalisation à la pièce : 10 mm ;
  - Angle d'attaque : 90° ;
  - Type de matériau découpé : 23 matériaux différents dont aluminium (NF A 50-451 : 2024), acier (NF A 35-574 : Z6 CND 17-11, Z5 CNU 17-04, Z5 CNU 15-5, NC 30 Fe), titane (AFNOR L14-601 : TA6V).

- Il permet de distinguer les deux modes de découpe : érosion par coupe et érosion par déformation.

  Le mode érosion par coupe existe si trois conditions sont vérifiées :
  - l'angle d'impact doit être constant et inférieur à l'angle limite de transition entre les deux modes de coupe - $\alpha_0 \langle \alpha_1$;

$$\alpha_0 = \frac{1}{\left(\frac{56}{\pi^2}\frac{\dot{m}_p}{\rho_p}\frac{1}{d_j^{\,2}}\frac{1}{Va}\right)^{\frac{2}{5}}\frac{V_p}{C_k}} \tag{2.89}$$

$$\alpha_1 = \frac{3\pi}{14\gamma} R_f^{\frac{3}{5}} \sqrt{\frac{C_k}{V_p}} \tag{2.91}$$

- la composante verticale de la vitesse doit être supérieure à la vitesse limite au-delà de laquelle il y a déformation plastique du matériau - $V_e \langle V_{mél}\ sin\alpha_0$;
- la vitesse particulaire doit être constante et la ligne d'interaction jet/matériau doit être verticale - $h_c \langle d_j \frac{V_{mél}}{V_e}$.

Si une de ces conditions n'est pas vérifiée, seul le calcul du deuxième terme de l'expression de la hauteur de coupe (érosion par déformation) s'applique.

- La profondeur de coupe prédictive est obtenue à partir de l'expression suivante

$$\boxed{h_T = \frac{d_j \frac{V_{mél}}{C_k}}{\frac{V_e}{C_k} + \left(\frac{56}{\pi^2}\frac{\dot{m}_p}{\rho_p d_j^{\,2} Va}\right)^{-\frac{2}{5}}} + \frac{1}{\frac{V_{mél}}{V_{mél} - V_e}\frac{C_f}{d_j} + \frac{\pi \sigma_{f_{II}} d_j Va}{2\chi \dot{m}_p (V_{mél} - V_e)^2}}} \tag{2.128}$$

Le premier terme (2.107) correspond au calcul de la hauteur de coupe dans le premier mode d'enlèvement de matière (érosion par coupe). L'enlèvement de matière est considéré comme proportionnel au débit massique de l'abrasif, $\dot{m}_p$. Sont donc prises en compte pour son calcul : les caractéristiques géométriques et mécaniques de l'abrasif ainsi que celles du matériau impacté, C_k. Le type de collision intervient au travers du paramètre V_e, vitesse limite au-delà de laquelle il y a déformation plastique du matériau impacté.

Le deuxième terme (2.119) correspond au calcul de la hauteur de coupe dans le second mode d'enlèvement de matière (érosion par déformation). Les caractéristiques mécaniques à la rupture du matériau impacté, σ_{fII}, interviennent dans la détermination de l'enlèvement de

matière, de même que le type de collision au travers de V_e. La diminution de l'efficacité de l'abrasif (pertes cinétiques) est prise en compte dans le coefficient de frottement jet/matériau, C_f, mais aussi dans la fraction χ d'abrasif participant à l'érosion par déformation. Cette fraction χ de particules abrasives dont l'énergie cinétique est suffisante pour entraîner un endommagement de la matière par impacts répétés dépend du matériau heurté [Has. 89].

2. DISCUSSION SUR LES MODELES D'ENLEVEMENT DE MATIERE

2.1. Analyse critique des paramètres retenus

Le modèle de Hashish prend en compte tous les paramètres du procédé intervenant dans le processus de coupe et décrits au Ch. 1, 7.

➢ ***Caractéristiques du jet d'eau abrasif***

Il définit tout d'abord les caractéristiques du jet en sortie de tête de mélange.

- Vitesse du mélange : elle est déterminée en fonction du type de mélange en présence et du rendement de la tête.

On fait l'hypothèse que l'air intervient peu dans le processus de mélange ; le mélange est assimilé à un mélange diphasique eau / abrasif dont les concentrations sont prises en compte.

Le rendement de la tête de mélange est déterminé expérimentalement. C'est le rapport du débit du mélange en sortie de tête de mélange sur les débits d'eau et d'abrasif entrant dans la chambre de mélange. On considère ensuite les pertes de charge dues aux variations géométriques de la buse et les dissipations visqueuses au cours du séjour dans la tête de mélange. L'eau est considérée comme compressible.

- Diamètre du jet d'eau abrasif : il est assimilé à celui du canon de focalisation.

➢ ***Processus de coupe***

Il tient compte :

- des pertes de vitesse des particules avec la profondeur de coupe qu'il approche à partir de la théorie des frottements jet / matière ;

- de l'évolution du mode de coupe qu'il établit à partir de l'évolution de la trajectoire du jet. Une hauteur de coupe est calculée pour chacun des modes d'enlèvement de matière rencontrés, modes qui dépendent :
  - de l'évolution de l'angle d'attaque des particules abrasives tout au long du processus de coupe,
  - de la vitesse d'avance de coupe du jet qui influe sur le mécanisme de formation de stries sur les faces de coupe dans le cas du mode érosion par déformation ;
- du type de matériau utilisé :
  - dans le mode d'érosion par coupe, il est pris en compte dans l'expression de la vitesse caractéristique modifiée basée sur le calcul des contraintes de frottement abrasif / matériau,
  - dans le mode d'érosion par déformation, il intervient dans le calcul de la vitesse limite d'impact avant déformation du matériau ;
- de la quantité d'abrasif participant à la coupe. Seule une fraction χ des particules abrasives participe à la coupe lors du mode d'érosion par déformation. Ce coefficient est considéré comme invariant pour un type de matériau découpé.

➢ ***Caractéristiques de l'abrasif***

La plupart des caractéristiques de l'abrasif interviennent dans le calcul des hauteurs de coupe : masse volumique, module d'Young, coefficient de Poisson, forme (angulosité). Un paramètre n'est pas directement pris en compte pour l'évaluation de la hauteur de coupe : l'évolution de la taille des particules tout au long du procédé.

Le diamètre moyen de l'échantillon d'abrasif est utilisé pour le calcul des angles d'impact limites, condition d'apparition du mode érosion par coupe, mais il n'intervient pas directement dans le calcul de la hauteur de coupe, constante quelle que soit la granulométrie de l'abrasif utilisé, à condition que les autres paramètres du procédé soient identiques. Hashish, [Has. 1987], valide son modèle pour une très large gamme granulométrique d'abrasifs (100 à 1180 µm).

Selon les modes d'entraînement et de mise en vitesse des abrasifs décrits au Ch. 1, on ne peut pas considérer un enlèvement de matière constant pour une large gamme de taille d'abrasifs.

A titre d'exemple, pour un débit de 2,8 g/s et un abrasif de type grenat de deux granulométries différentes, le nombre de particules projetées sur la surface pour un temps unitaire d'une minute est de l'ordre de :

- 40 MESH (425 µm) : 4.10^5 particules ;
- 120 MESH (125 µm) : $15,8.10^6$ particules.

Par ailleurs, plus les abrasifs sont fins (sans toutefois dépasser les 425 µm), plus le mélange eau/abrasif dans la chambre de mélange puis l'entraînement et l'accélération dans le canon de focalisation sont efficaces. L'énergie cinétique des particules à l'impact est élevée.

On peut supposer qu'à débit d'abrasif identique, une plus grande quantité de particules abrasives, même fines, associée à une énergie cinétique élevée se traduit par une augmentation des performances de découpe. Si cette hypothèse est vérifiée, Hashish ne peut pas considérer que la hauteur de coupe est constante quelle que soit la granulométrie de l'abrasif utilisé.

Dans le paragraphe suivant nous nous attacherons à valider ce point.

2.2. Mise en évidence de l'influence de la granulométrie de l'abrasif

Une série d'essais a été réalisée pour vérifier l'importance de la prise en compte du diamètre de la particule abrasive dans les modèles d'enlèvement de matière et notamment dans le mode d'érosion par déformation. L'idée est d'évaluer l'écart du modèle de Hashish dans le cas d'abrasifs fins (63 µm), abrasifs à faible efficacité de coupe, [Bah. et al. 1990], le modèle n'ayant été validé que pour des abrasifs de diamètre supérieur à 120 µm.

A partir des écarts obtenus entre modèle et expérimentations nous évaluerons la conséquence de la non prise en compte de la taille de l'abrasif sur la hauteur de coupe.

Dans un premier temps, nous avons limité l'étude au laiton (Annexe 1). Sur ce matériau, les différences entre les deux modes de coupe sont les plus visibles.

2.2.1. Conditions expérimentales

➢ ***Description de l'installation de découpe***

Les essais de découpe sont réalisés avec une installation de découpe par jet d'eau abrasif classique (Photo 1).

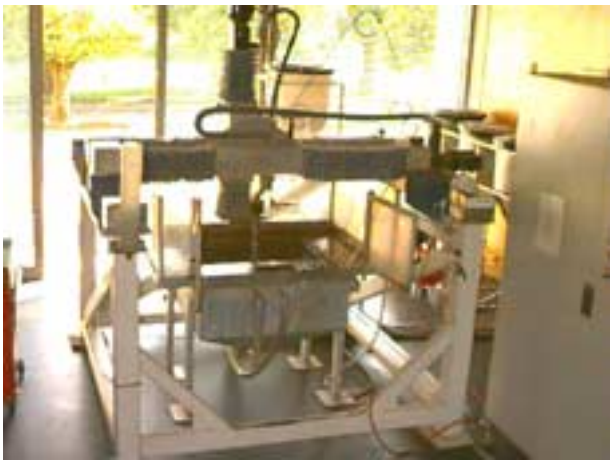


Photo 1 : Installation de découpe par jet d'eau abrasif de l'ENSAM Chambéry

L'installation comprend :

- un système d'alimentation en eau composé d'un système de filtration des impuretés et d'un système de déminéralisation permettant de limiter l'endommagement et l'encrassement de la buse ;
- un générateur haute-pression composé d'une pompe hydraulique basse pression et d'un intensifieur, dispositif multiplicateur de pression, lui-même constitué de 2 vérins double effet permettant d'obtenir des pressions de 400 MPa ;
- un système d'alimentation en abrasif composé d'une trémie directement reliée à la tête de mélange ;
- un capteur de pression permettant de contrôler la pression d'eau au niveau de la tête de mélange ;
- une tête de mélange du type de celle présentée à la Photo 2 et montée sur un axe z. La tête utilisée diffère par la position horizontale de la conduite d'amenée d'abrasif ;

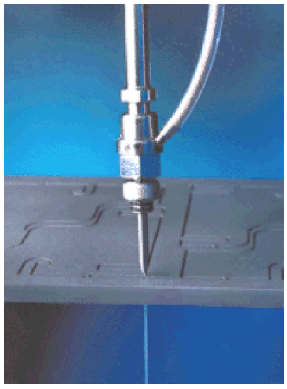


Photo 2 : Tête de mélange Digital Control

- une table xy de découpe à commande numérique ;
- un système de récupération des abrasifs et des résidus de découpe contenant des billes d'acier inox destinées à dissiper l'énergie du jet après découpe ; les résidus sont ensuite récupérés et traités dans un décanteur ;
- un équipement électrique rassemblant tous les organes de puissance, contrôle et sécurité, disposé dans une armoire.

➢ ***Paramètres opératoires***

Les paramètres fixes sont :

- le diamètre de la buse à 0,25 mm ;
- le diamètre du canon de focalisation à 1,1 mm ;
- la longueur du canon de focalisation à 50 mm ;
- le type d'abrasif, un grenat Barton ;
- la pression d'eau à 310 MPa ;
- le type de matériaux, un laiton (NF A 51-101 : CuZn39Pb2) – caractéristiques spécifiées en Annexe 1.

Les paramètres variables sont :

- le débit d'abrasif : 2,8 et 5,1 g/s ;
- la vitesse d'avance de coupe : 1,7 et 2,5 mm/s ;
- la taille des abrasifs : 106 à 466 µm.

2.2.2. Mesure des hauteurs de coupe

Les découpes réalisées pour les besoins de notre étude sont des découpes non débouchantes d'une hauteur h_T (Photo 3).

Le processus cyclique d'enlèvement de matière décrit au Ch. 1, 6 et responsable de l'apparition de stries sur la partie inférieure de la face de coupe, entraîne une variation de la profondeur de coupe tout au long de la saignée. La hauteur de coupe totale, h_T, varie dans un intervalle défini par h_{min} et h_{max} sur la photo 3. Cet intervalle peut atteindre quelques millimètres.

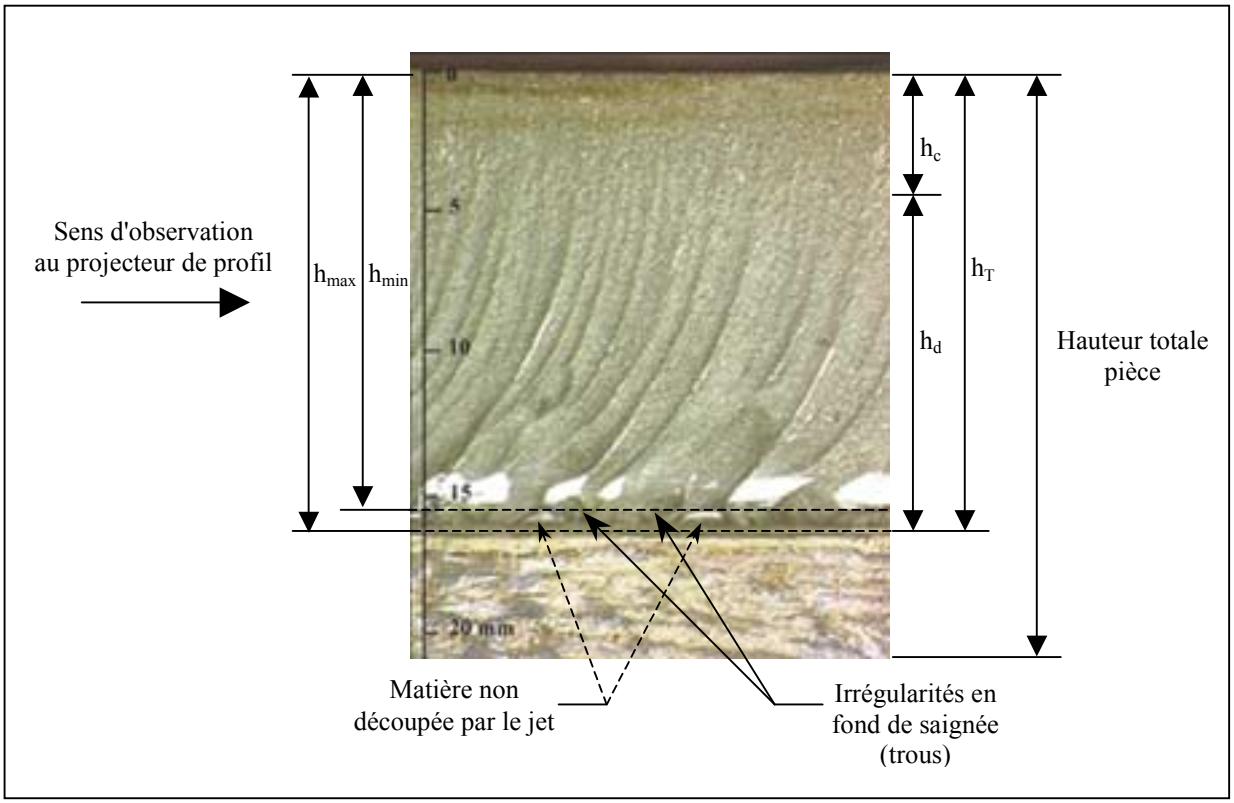


Photo 3 : Face de coupe d'une découpe non débouchante

Pour nos travaux, la profondeur de coupe ou profondeur de pénétration à partir de laquelle l'enlèvement de matière devient nul, h_T, est considérée comme étant égale à la hauteur de coupe minimale, h_{min}. Elle est mesurée à l'aide d'un projecteur de profil.

Cet appareil de métrologie est utilisé dans le cas de contrôles optiques par diascopie. Il permet de projeter sur un écran une image agrandie de la saignée : le faisceau lumineux d'une lampe, placée au foyer objet d'un système optique, est partiellement occulté par les parties opaques de l'échantillon à mesurer. La lumière transmise autour de ces parties opaques éclaire

l'objectif de projection et tombe sur le plan de l'écran de visualisation dans le plan conjugué du plan objet. L'image observée montre ainsi, comme en ombre chinoise, le contour extérieur de l'échantillon ainsi que les contours de la partie évidée correspondant à la saignée. La profondeur de saignée observée correspond à h_{min}.

2.2.3. Résultats de mesure

Les hauteurs de coupe exposées dans le Tableau 4 sont des moyennes des hauteurs de coupe obtenues sur 4 échantillons réalisés dans des conditions expérimentales identiques.

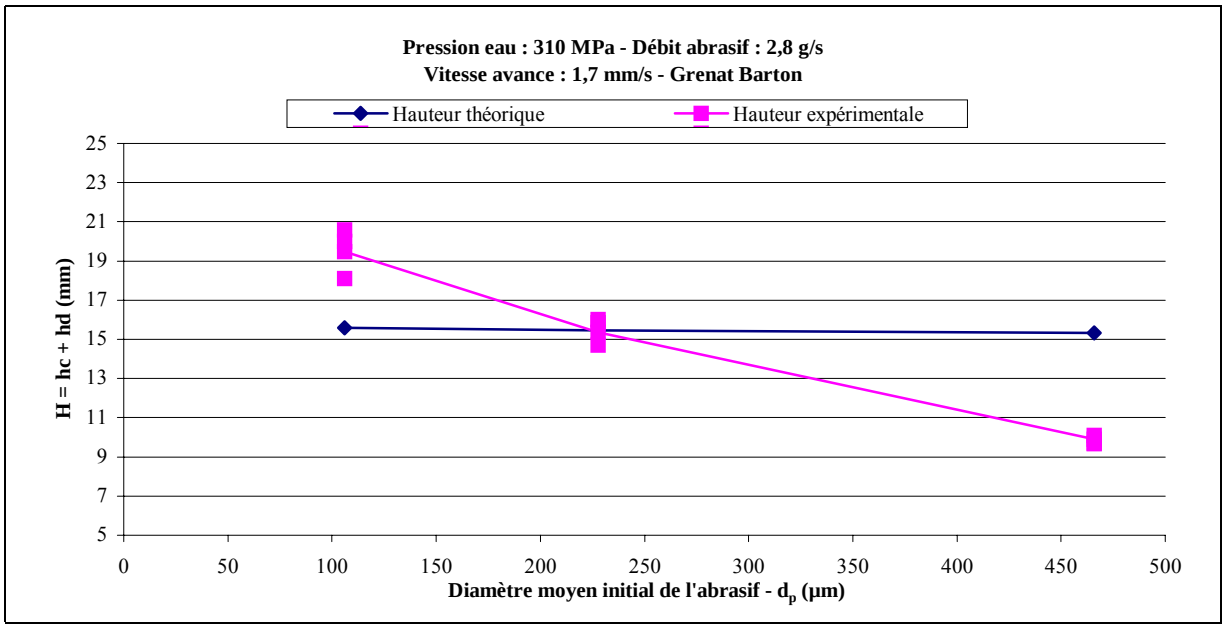
Vitesse avance	**Diamètre moyen initial abrasif**		**Débit abrasif**	**Hauteur de coupe théorique χ = 0,25**	**Hauteur de coupe moyenne mesurée**
mm/s	MESH	µm	g/s	(mm)	(mm)
1,7	40	466	2,8	15,3	9,9
1,7	80	228	2,8	15,4	15,4
1,7	220	106	2,8	15,6	19,5
2,5	40	466	2,8	11,1	6,7
2,5	80	228	2,8	11,2	10,7
2,5	220	106	2,8	11,4	15,0

Tableau 4 : Synthèse des essais de confirmation

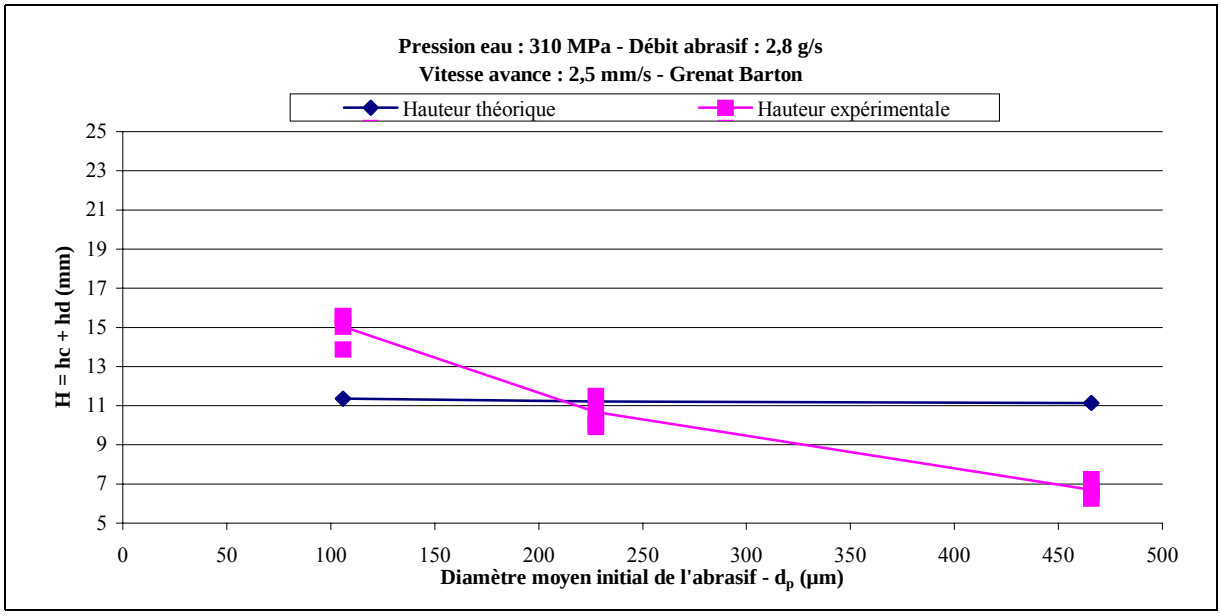
Hashish n'a pas validé son modèle sur le laiton. Ce travail a été fait par Latif, [Lat. 1998]. Les hauteurs de coupe théoriques ont été calculées pour une valeur de χ de 0,25, valeur obtenue expérimentalement par Latif.

Les hauteurs de coupe correspondent à la profondeur de coupe totale (coupe + déformation). C'est à dire $H_{mesurée} = h_T = h_c + h_d$. Il est en de même pour toute l'étude.

Le Graphe 1 et le Graphe 2 mettent en évidence l'évolution de l'efficacité de coupe en fonction de la taille des particules abrasives alors que les hauteurs prédites par le modèle sont constantes. L'augmentation de la profondeur de coupe peut atteindre 10 mm quand on passe d'un abrasif de 425 µm à un abrasif de 106 µm pour une vitesse d'avance de coupe de 2,5 mm/s.



Graphe 1 : Evolution de la hauteur de coupe en fonction de la taille des particules abrasives à 1,7 mm/s - Comparaison entre valeurs théoriques et expérimentales



Graphe 2 : Evolution de la hauteur de coupe en fonction de la taille des particules abrasives à 2,5 mm/s - Comparaison entre valeurs théoriques et expérimentales

Ces observations montrent la nécessité de prendre en compte la taille des particules abrasives dans le modèle de prédiction d'enlèvement de matière.

2.3. Perspective d'amélioration du modèle de Hashish

La variation de la hauteur de coupe h_c (érosion par coupe) en fonction de la granulométrie d'abrasif utilisée est négligeable devant celle de la hauteur de coupe h_d (érosion par déformation). La notion de diamètre moyen de l'échantillon d'abrasif doit être introduite au niveau du terme h_d.

$$h_d = \frac{1}{\dfrac{V_{mél}}{V_{mél} - V_e}\dfrac{C_f}{d_j} + \dfrac{\pi\,\sigma_{f_{II}}\,d_j\,Va}{2\,\chi\,\dot{m}_p\left(V_{mél} - V_e\right)^2}} \tag{2.119}$$

Hashish considère que seule une fraction χ des particules abrasives participe à la coupe dans le mode d'érosion par déformation. Il démontre expérimentalement, [Has. 1987], que cette fraction χ dépend du matériau découpé et serait constante pour un matériau donné. Les premiers essais (Ch. 2, 2.2.3) montrent que ce n'est pas le cas.

Vitesse avance de coupe	**Diamètre moyen initial abrasif**		**Débit abrasif**	**Hauteur de coupe théorique** $\chi = 0,25$	**χ calculé**	**Hauteur de coupe mesurée**
mm/s	MESH	µm	g/s	mm		mm
1,7	40	466	2,8	15,3	0,12	9,7
1,7	80	228	2,8	15,4	0,25	10,9
1,7	220	106	2,8	15,6	0,34	20,0
2,5	40	466	2,8	11,1	0,09	6,5
2,5	80	228	2,8	11,2	0,23	10,1
2,5	220	106	2,8	11,4	0,39	15,2

Tableau 5 : Evolution de χ

La fraction χ semble étroitement liée à la granulométrie de l'abrasif de même que la hauteur de coupe. C'est elle que nous allons préciser en l'exprimant en fonction du diamètre moyen de l'échantillon d'abrasif utilisé.

2.4. Conclusion

Les premières expérimentations ont fait apparaître une limite du modèle de Hashish. La non prise en compte du diamètre de l'abrasif dans le calcul de la hauteur de coupe introduit une erreur sur la hauteur de coupe prévisible qui peut atteindre 50 % de la hauteur réelle.

Partant de ce constat, nous envisageons de faire intervenir le diamètre d'abrasif dans le calcul de la hauteur de coupe par déformation.

Hashish, dans son modèle, considérait les caractéristiques de l'abrasif en amont de la tête de mélange. Après lui, Hlavac et Martinec, [Hla. et al. 1998], se sont attachés à mettre en évidence un phénomène de dégradation de l'abrasif au cours de son passage dans la tête de mélange. Ceci amène à modifier le diamètre moyen de l'abrasif. Doit-on considérer le diamètre de l'abrasif introduit dans la tête de mélange ou celui observé au moment de l'impact avec la matière ?

Les modèles d'enlèvement de matière sont basés sur les équations du mouvement de la particule abrasive juste avant l'impact. On ne peut théoriquement pas considérer l'abrasif en amont de la tête de mélange, à moins que ses caractéristiques soient rigoureusement identiques quel que soit le lieu considéré.

Nous avons entrepris une étude de l'évolution granulométrie et géométrique de l'abrasif en cours de procédé afin de contrôler son intégrité après le processus de mélange. Au regard des tendances obtenues, nous avons décidé de modifier le modèle précédemment développé par Hashish. Le chapitre suivant justifie la prise en compte des caractéristiques de l'abrasif en sortie de tête de mélange.

CHAPITRE 3. EVOLUTION GRANULOMETRIQUE DES ABRASIFS AU COURS DU PROCESSUS DE COUPE

Ce chapitre est entièrement consacré à l'étude des abrasifs.

Dans un premier temps nous définirons le processus de fragmentation caractéristique de l'évolution des particules abrasives lors de leur passage dans la chambre de mélange. Nous en profiterons pour énoncer les principales tendances mises en évidence lors de précédentes études.

La seconde partie de ce chapitre regroupe les résultats des expérimentations mises en oeuvre pour modéliser l'évolution des caractéristiques des abrasifs dans le cas d'une tête de mélange. Les essais étaient destinés à déterminer :

- l'influence des caractéristiques de l'abrasif sur la fragmentation dans la tête de mélange ;
- l'étape du processus où se situe principalement la fragmentation (lors du processus de mélange ou lors de la découpe) en fonction de la granulométrie de l'abrasif ;

et de confirmer les points d'amélioration du modèle : expression, en fonction de la granulométrie de l'abrasif, de la fraction de particules abrasives participant à la coupe dans le mode d'érosion par déformation.

1. PHENOMENE DE FRAGMENTATION

1.1. Définition

Le phénomène de fragmentation, se traduisant par une réduction de la taille des particules abrasives au cours des processus de mélange et de coupe, affecte 70 à 80% des particules. Elle a lieu essentiellement dans la chambre de mélange, [Lab. et al. 1989], au niveau du cône d'entrée dans le canon de focalisation, mais apparaît aussi au moment de l'impact sur le matériau à découper.

Le mécanisme de la fragmentation a été mis en évidence par Buhlman, [Buh. 1970]. Selon cet auteur, au point d'impact, zone primaire de fissuration, se créent des ondes de contraintes qui se propagent vers l'arrière du grain. Les ondes réfléchies heurtent le front de fissure et stoppent la propagation de fissure. L'arrière du grain, zone secondaire, se fragmente alors en fragments plus gros.

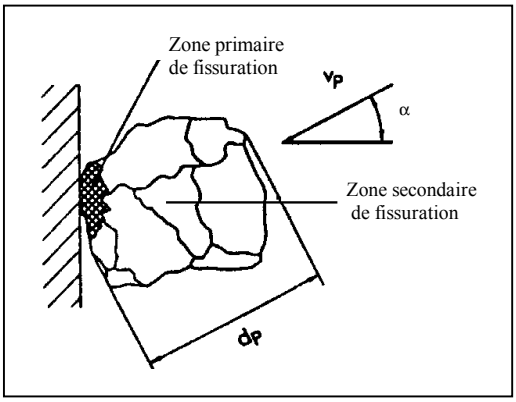


Figure 14 : Mode de fissuration d'une particule lors de l'impact sur un solide

Simpson, [Sim. 1990], pense que le mécanisme décrit par Buhlman, [Buh. 1970], permet d'expliquer la présence de nombreuses particules abrasives très fines après les processus de mélange et d'accélération dans la tête de mélange.

Le phénomène de fragmentation ne conduit pas seulement à une réduction de taille des particules abrasives ; les parties anguleuses des particules abrasives disparaissent, l'effet érosif s'amenuise. Les paramètres caractérisant la géométrie des abrasifs (Ch. 3, 2.1.2) augmentent alors. La rondeur, fonction du nombre d'angulosité et la sphéricité tendent vers 1 (sphère). Il en va de même pour le facteur de forme.

1.2. Caractérisation de la fragmentation

Dans la littérature, on relève deux types de modèles permettant de caractériser la fragmentation des particules abrasives : le nombre de désintégration, adimensionnel, basé sur le rapport des diamètres initiaux et finaux et le diamètre après fragmentation, prédéterminé en fonction des paramètres du procédé.

1.2.1. Nombre de désintégration

Ohlsen, [Ohl. 1997], détermine le nombre de désintégration, ϕ_D, tel que

$$\phi_D = 1 - \frac{\overline{d_{pf}}}{\overline{d_p}} \tag{3.1}$$

si $\phi_D = 0$, il n'y a pas fragmentation.

Lors de ses différentes expérimentations sur le grenat, il obtient des valeurs de ϕ_D variant de 0,15 à 0,70.

Il montre par ailleurs que le nombre de désintégration :

- augmente linéairement avec la pression d'eau, l'augmentation étant cependant moins sensible pour les hautes pressions ;
- augmente linéairement avec le diamètre des particules ;
- n'est pas influencé par le débit d'abrasif ;
- n'est pas influencé par les changements de géométrie de la chambre de mélange ;
- décroît quand on augmente la longueur du canon de focalisation.

Martinec, [Mar. 1992], précise que le degré de désintégration est directement fonction des propriétés de l'abrasif.

1.2.2. Diamètre particulaire après fragmentation

Buhlmann, [Buh. 1970], Grady, [Gra. 1990], Glenn, [Gle. et al. 1986] et Hlavac, [Hla. 1996] et [Hla. 1999], ont développé des modèles permettant de prédire la taille moyenne des particules abrasives après fragmentation en fonction des paramètres caractérisant l'abrasif initial (taille, facteurs de forme, densité, résilience…) et des paramètres liés au processus d'accélération des particules abrasives (vitesse de la particule, …). Seul le modèle de Hlavac sera développé ici.

La fragmentation des particules abrasives pendant le processus de mélange est le résultat de l'interaction jet d'eau / particule. Hlavac considère deux cas :

- le diamètre du jet est comparable au diamètre des particules abrasives : on observe une fragmentation complète de l'abrasif ;
- le diamètre du jet est beaucoup plus grand que le diamètre des particules abrasives : le coefficient de traînée de la particule est alors très faible ; les forces de réaction particule / jet ainsi que les contraintes internes sont trop faibles pour conduire à une fragmentation des particules abrasives.

Il étudie l'interaction jet d'eau / particule à l'échelle microscopique à partir de l'analyse de l'évolution de la structure des matériaux. Les particules abrasives sont considérées comme des matériaux fragiles, non homogènes, cubiques aussi bien dans leur état initial qu'après fragmentation. Chaque interaction eau / particule se caractérise par un transfert de l'énergie cinétique du liquide, le jet d'eau, en énergie interne dans le matériau cible, l'abrasif. L'augmentation de l'énergie interne entraîne une augmentation de la surface libre, P_N, qui se traduit, soit par une augmentation des défauts internes, soit par une fragmentation du grain en multiples éléments de volume total identique, mais dont la surface totale est supérieure.

Son modèle développé avec Martinec permet de déterminer la taille moyenne, a_n des particules abrasives après leur n^{ième} fragmentation. a_n est obtenu à partir des équations de l'énergie du jet transférée à la particule et de l'énergie spécifique de surface nécessaire à la fragmentation de la particule.

➢ ***Nouvelle surface développée***

La taille moyenne des particules après leur n^{ième} fragmentation, a_n, s'exprime en fonction de P_N, nouvelle surface moyenne développée lors de l'interaction jet/particule.

$$P_N = \frac{E_{TR}}{E_{SS}} \tag{3.2}$$

- Energie spécifique de surface

L'énergie spécifique de surface, E_{ss}, est l'énergie nécessaire à la génération de la nouvelle surface libre apparaissant lors de la fragmentation de la particule. Pour établir son expression on considère que seules les forces de Coulomb, forces de cohésion atomique, interviennent lors du processus de dislocation du réseau cristallin. L'énergie spécifique de surface dépend donc du type et des paramètres du réseau cristallin et de la structure atomique du matériau. Elle est donnée par :

$$E_{SS} = k\, n_0 \frac{e_0^2}{4\pi\, \varepsilon_0\, r_0\, a_0^2} \tag{3.3}$$

L'abrasif utilisé est un grenat de type Almandin ($Fe_3Al_2Si_3O_{12}$). Ses paramètres sont les suivants : a_0, maille du réseau cristallin, 1,154 nm ;

k, nombre moyen de liaisons rompues par atome, 4 ;

n_0, nombre d'atomes par surface unitaire du réseau cristallin, 8 ;

r_0, rayon atomique, 0,204 nm.

L'énergie spécifique, E_{SS}, de ce type de grenat équivaut à 27,17 J/m² [Hla. et al. 1999].

- Energie transférée à la particule

L'énergie transférée à la particule s'exprime à partir de l'énergie cinétique du jet, E_{CL}, à la distance L.

$$E_{TR} = \frac{1}{2}\, C_D\, E_{CL} \tag{3.4}$$

L'énergie cinétique du jet en sortie du canon de focalisation est définie par l'expression

$$E_C = \frac{1}{2}\, m_e\, V_e^2 \tag{3.5}$$

La masse d'eau, m_e, s'exprime en fonction du débit d'eau et du temps d'interaction.

$$m_e = \rho_{e0} V_e \frac{\pi d_{tf}^{\ 2}}{4} t \tag{3.6}$$

La vitesse du jet en sortie du canon de focalisation s'exprime en fonction de la pression et de la compressibilité de l'eau. On considère qu'elle diminue avec l'augmentation de la distance par rapport à la sortie du canon. En utilisant un coefficient d'atténuation de la forme $e^{-\xi L}$, la vitesse est définie par

$$V_L = c_v c_y \sqrt{\frac{2 p_{e0}}{\rho_{e0}}} \quad e^{-\xi L} \tag{3.7}$$

L'énergie cinétique devient

$$E_{CL} = \frac{\pi d_{tf}^{\ 2}}{4} c_v^3 c_y^3 \sqrt{\frac{2 p_{e0}^{\ 3}}{\rho_{e0}}} \quad e^{-2\xi L} \ t \tag{3.8}$$

En considérant un temps d'interaction, t, équivalent à $\frac{d_p}{c_e}$, on peut écrire E_{TR} sous la forme

$$E_{TR} = \frac{C_D d_p \pi d_{tf}^{\ 2}}{8 c_e} c_v^3 c_y^3 p_{e0} \sqrt{\frac{2 p_{e0}}{\rho_{e0}}} \quad e^{-2\xi L} \tag{3.9}$$

- Nouvelle surface moyenne développée

En introduisant les expressions de E_{SS} (3.3) et E_{TR} (3.9) dans l'expression (3.2), on obtient

$$P_N = \frac{C_D d_p \pi^2 d_{tf}^{\ 2} \ \varepsilon_0 r_0 a_0^2}{2 c_e k n_0 e_0^2} c_v^3 c_y^3 p_{e0} \sqrt{\frac{2 p_{e0}}{\rho_{e0}}} \quad e^{-2\xi L} \tag{3.10}$$

➢ ***Taille moyenne des particules après leur n^{ième} fragmentation***

La taille moyenne des particules après leur n^{ième} fragmentation, a_n, s'exprime en fonction de P_N, nouvelle surface moyenne développée lors de l'interaction jet/particule.

$$a_n = \frac{6 d_p^{\ 3}}{6 d_p^{\ 2} + P_N} \tag{3.11}$$

ou encore en utilisant (3.10)

$$a_n = \frac{d_p^{\,2}}{d_p + \frac{C_D\ \pi^2\ d_{tf}^{\,2}\ \varepsilon_0 r_0\ a_0^2}{12\ c_e\ k\ n_0 e_0^2}\ c_v^3\ c_y^3\ p_{e0}\sqrt{\frac{2\ p_{e0}}{\rho_{e0}}}\ e^{-2\xi L}} \tag{3.12}$$

1.3. Paramètres influant sur le phénomène de fragmentation

Comme le montre le modèle de Hlavac développé au paragraphe précédent, l'intensité de la fragmentation dépend de nombreux paramètres.

Les résultats des travaux ayant permis de mettre en évidence l'influence de chacun de ces paramètres sur le phénomène de fragmentation sont détaillés dans les paragraphes suivants. Une synthèse est présentée dans le Tableau 6 page 83.

➢ ***Influence de la pression d'eau***

Une pression d'eau élevée (350-400 MPa) entraîne une augmentation de la vitesse du jet. Les échanges cinétiques eau-air augmentent favorisant la pénétration de l'air dans le jet. Les collisions particule / particule ainsi que particule / paroi de la chambre de mélange augmentent considérablement. L'efficacité du mélange en est réduite et les particules abrasives fragmentées sont moins efficaces lors de la coupe, [Mar. 1992].

Labus, [Lab. et al. 1989], remarque que, pour un grenat de granulométrie élevée, 80 MESH, la distribution particulaire est particulièrement affectée par l'augmentation de la pression dans le cas de faibles débits d'abrasif (7,5 g/s). Il observe une diminution du nombre des particules abrasives de diamètre supérieur à 180 µm au profit des particules fines dont le diamètre est inférieur à 63 µm.

➢ ***Influence de la qualité de l'abrasif***

Lors des différents chocs que subissent les particules abrasives au cours du processus de mélange et d'accélération, des contraintes se créent dans les particules provoquant leur fissuration. Le risque de fissuration est d'autant plus élevé que les grains comportent des impuretés.

Le grenat Barton qui est très homogène et ne contient pratiquement aucune inclusion a une résistance particulière à la fragmentation [Mar. 1992] et [Vas. et al. 1993]. Son efficacité de coupe est supérieure aux autres grenats et il peut être recyclé.

Cependant, le grenat offrant la meilleure résistance à la fragmentation est le grenat de Bohème, [Fol. et al. 1992]. Il présente la plus haute dureté Vickers (1202 à 1453 Hv).

D'après Cleaver, [Cle. et al. 1993], et Murugesh, [Mur. et al. 1991], une faible dureté, une densité et une résilience élevées ainsi qu'un faible diamètre particulaire réduisent considérablement les risques de fragmentation à l'impact.

- ***Influence de la taille de l'abrasif***

La probabilité de fissuration dépend de la structure du grain, du nombre et de la répartition des défauts (microfissures, joints de grains, dislocations). Le nombre de défauts augmente avec le volume du grain.

Aussi observe-t-on d'autant mieux le phénomène de fragmentation qu'il concerne les grains de diamètre élevé. Il se traduit par une fissuration importante entraînant des changements de forme plus prononcés : les faces abruptes et les angles disparaissent augmentant les paramètres de forme (Ch. 3, 2.1.2) tels que la rondeur et la sphéricité. Ce changement de forme de l'abrasif lors de sa fragmentation influence le mécanisme d'enlèvement de matière.

Les particules de grenat de petit diamètre sont très homogènes, leurs propriétés sont proches du monocristal et elles montrent une bonne stabilité de taille et de forme lors des processus de mélange et d'accélération. Elles se fragmentent sous forme de grains cubiques ou parallélépipédiques [Mar. 1992].

Les particules de dimensions comprises entre 75 et 150 µm sont moins affectées par les processus de mélange et de coupe. Seules 20 à 22 % des particules de 180 à 250 µm restent intactes en sortie du canon de focalisation [Lab. et al. 1989].

- ***Influence du débit d'abrasif***

Ohlsen, [Ohl. 1997], montre que le nombre de particules intactes diminue avec l'augmentation du débit d'abrasif. Les collisions particule / particule augmentent et favorisent le phénomène de fragmentation.

- ***Influence de la géométrie de la chambre de mélange***

Galecki et Mazurkiewicz, [Gal. et al. 1987], notent que des variations de géométrie de la chambre, lieu privilégié de la fragmentation, ont un effet significatif sur la fragmentation.

Foldyna et Martinec, [Fol. et al. 1992], définissent deux groupes d'abrasifs :

- les abrasifs fortement sensibles aux changements de géométrie de la chambre : grenat, ilmenite, staurolite ;
- les abrasifs moins sensibles aux changements de géométrie de chambre : quartz, silice, carbure.

- ***Influence de la géométrie du canon de focalisation***

Pour Labus, [Lab. et al. 1989], Galecki et Mazurkiewicz, [Gal. et al. 1987], la longueur du canon de focalisation n'a pas d'effet sur la distribution particulaire. Les impacts contre les parois du canon ne sont pas assez nombreux pour avoir un effet significatif sur la fragmentation.

En revanche, Labus, [Lab. et al. 1989], qui a étudié différentes géométries d'entrée de canon, note qu'un canon à entrée cylindrique donne lieu à une diminution de la proportion des particules fines (< 63 µm).

- ***Influence des propriétés du matériau à découper***

La coupe de matériaux durs comme l'acier 1018 (95 Rb) entraîne une augmentation des particules de diamètre inférieur à 75 µm provenant essentiellement de la fragmentation des particules de 180 µm [Lab. et al. 1989].

- ***Influence de l'épaisseur de matériau à découper***

Quand l'épaisseur de matériau à découper augmente, le nombre de collisions particule / pièce augmente.

Labus, [Lab. et al. 1989], observe une évolution de la distribution particulaire du grenat en fonction de l'épaisseur de matériau découpée. L'augmentation de l'épaisseur de la pièce entraîne une augmentation des particules fines (< 63 µm) provenant essentiellement de la fragmentation des particules de 180 µm. L'abrasif devient alors difficilement recyclable.

Martinec, [Mar. 1992], signale que les dommages causés à l'abrasif sont plus importants dans le cas de découpes non débouchantes que dans le cas de découpes débouchantes. Dans le cas de découpes non débouchantes, les collisions particule / particule sont plus importantes. La forme du grain n'est pas affectée. Mais pour Foldyna, [Fol. et al. 1992], l'interaction particule / matériau en fond de saignée diminue la sphéricité des abrasifs et augmente l'effilement des angles, rendant le recyclage plus difficile dans le cas de la gravure.

- ***Influence de la vitesse et de l'angle d'impact***

Au moment de l'impact avec la surface, il se crée des contraintes dans le grain. La probabilité de fissuration du grain croit avec la vitesse et l'angle d'impact qui sont fonction de la pression d'eau et de la géométrie de la chambre de mélange.

Si la vitesse d'impact n'est pas assez élevée, il n'y a pas fragmentation. Hutchings, [Hut. 1991], fait la même constatation en ce qui concerne le diamètre de particule : à un diamètre de particule correspond une vitesse limite d'impact à partir de laquelle il y a fragmentation.

- ***Influence de la vitesse d'avance de coupe***

L'augmentation de la vitesse d'avance de coupe entraîne une augmentation des collisions particule / matériau.

La distribution particulaire du grenat varie avec la vitesse de coupe. Son augmentation entraîne une fragmentation intense des particules abrasives comprises entre 150 et 180 µm au profit des particules fines (< 63 µm) [Lab. et al. 1989].

Jet \ Abrasif	Fragmentation	Nombre de désintégration	Processus de mélange	Facteur forme abrasif	Distribution particulaire
Fragmentation				dépend de	
Nombre de désintégration	aucun effet				dépendant de (= k . ϕp)
Processus de mélange	180-250 µm : 20% intactes 75-150 µm : - affectées				
Géométrie chambre	rôle essentiel pour grenat			modification	modification
Pression eau	↗ Pcrit = 400 bars				faible influence si p>205 MPa sauf si faible débit abrasif ⇨ ↗ dp < 63µm
Nature abrasif	Grenat Barton et Bohème résistance particulière				
Densité abrasif	↘ si grande densité				
Dureté abrasif	↘ si faible dureté				
Pureté abrasif	fortement sensible au nombre défauts, contraintes locales, dislocations probabilité fissuration ↗ si pureté grain ↘				↗ défauts avec ↗ taille
Facteur forme abrasif			↗ avec mélange ↘ faces abruptes stable pour grenat Barton		Changements plus prononcés sur ϕp >100 µm
Taille abrasif	dp<100µm, bonne stabilité Barton de ϕp faible très homogènes ⇨ pptés monocristal cubique				
Débit abrasif	↗	aucun effet			↗ nombre particules intactes si faible, ↘ grosses particules au profit des fines
Géométrie entrée canon					↘ fines entrée cylindrique
Longueur canon	aucun effet	si ↗ , dp ↘			aucun effet
Type découpe	découpe non débouchante favorise fragmentation				
Angle d'impact	↗ risque				
Vitesse d'impact	↗ risque				
Vitesse d'avance					↗ ⇨ ↘ dp=180µm et ↗dp< 63 µm
Dureté matériau					↗ ⇨ ↘dp=180µm et ↗dp< 75 µm
Epaisseur matériau					↗ ⇨ ↘dp=180µm et ↗dp< 63 µm

Tableau 6 : Influence des caractéristiques du jet d'eau sur les paramètres caractéristiques de l'abrasif

1.4. Conséquence de la fragmentation sur la coupe

Plusieurs études ont permis de mettre en évidence le rôle des différentes tailles de particules abrasives dans le processus de coupe.

Les particules de dimensions comprises entre 180 et 250 µm sont responsables de la plus grande partie de l'action de coupe. Ces résultats ont été confirmés par des essais avec abrasifs recyclés. Les résultats de coupe étaient moins bons, les échantillons d'abrasifs ne contenaient pas assez de particules de diamètre suffisamment élevé [Lab. et al. 1989].

Les particules fines ne participent pas à la coupe car leur impact ne produit qu'une faible déformation élastique en surface du matériau à découper [Bah. et al. 1990].

Martinec, [Mar. 1992], qui a travaillé sur le volume d'enlèvement de matière en fonction du diamètre de particule utilisé, confirme les résultats de Labus. Par ses essais, il montre que :

- pour les particules de diamètre supérieur à 100 µm, la masse de matière enlevée ne dépend pas de la taille de la particule ;
- pour les particules de diamètre inférieur à 100 µm, l'érosion décroît quand la taille de la particule diminue.

Outre la taille de l'abrasif à l'impact, il faut tenir compte de sa forme. L'évolution de la rondeur et de la sphéricité au cours du processus de mélange influe sur le mécanisme de coupe, [Bah. et al. 1990]. Les particules abrasives peu anguleuses impactent le matériau avec de grands angles. Le mode d'érosion par déformation plastique est prédominant et l'enlèvement de matière est réduit.

En revanche, la fragmentation à l'impact a un effet positif sur la qualité de coupe. On observe une diminution de la rugosité en partie haute de la saignée, au niveau de la surface impactée.

L'enlèvement de matière étant réalisé par les grains qui ne se fragmentent pas lors de l'impact, [Mar. 1992], il est nécessaire de prendre en compte le phénomène de fragmentation lors du choix de la granulométrie de l'abrasif afin d'obtenir dès la sortie de la tête de mélange un abrasif moins sensible à la fragmentation à l'impact et optimal pour la coupe.

Coupe / Abrasif		Mode de coupe	Efficacité de coupe	Rugosité des faces de coupe (Ra)	Ondulation des faces de coupe (Wt)
Fragmentation			Diminue l'efficacité		
Taille abrasif	Coupe réalisée par d_p : 180-250 µm qui ne fragmentent pas à impact	Hauteur de coupe par érosion ↘ si d_p<100µm		Fonction ↗ de d_p	Fonction ↘ de d_p
Forme abrasif			Influe sur		
Pureté abrasif			↗ si pureté ↗		

Tableau 7 : Effet des caractéristiques de l'abrasif sur la coupe d'après la littérature

2. EVOLUTION GRANULOMETRIQUE LORS DU PROCESSUS DE DECOUPE

En fin de Ch. 2, la nécessité de réaliser une étude sur l'évolution des particules abrasives au cours du processus de découpe a été démontrée. Les résultats sont présentés dans ce paragraphe. Ils sont issus de campagnes de mesures réalisées sur des échantillons d'abrasifs de granulométries différentes, prélevés en sortie de la tête de mélange et après découpe, pour différentes configurations d'essai. Ils permettent de confirmer ou d'infirmer les phénomènes décrits au paragraphe précédent.

L'observation de Labus, [Lab. et al. 1989], selon laquelle la coupe est essentiellement réalisée par les particules abrasives de diamètre compris entre 180 et 250 µm sera confrontée aux résultats obtenus avec les abrasifs utilisés pour nos expérimentations puis corrélée avec les performances de coupe obtenues pour différentes granulométries.

La comparaison des distributions granulométriques initiales en sortie de tête de mélange et après découpe, en fonction de la granulométrie de l'abrasif, permet de déterminer la zone majeure pour la fragmentation. Les premières études menées par Guo, [Guo et al. 1994], montrent qu'elle est plus intense dans la tête de mélange.

L'analyse des caractéristiques géométriques des particules abrasives lors du processus de mélange permet de déterminer l'origine de leur évolution : géométrie interne de la tête de mélange ou modes de fissuration des grenats.

2.1. Expérimentation

2.1.1. Conditions expérimentales

L'étude de la fragmentation est réalisée sur un abrasif de type silicate de la famille des grenats : un grenat Barton originaire des Etas-Unis.

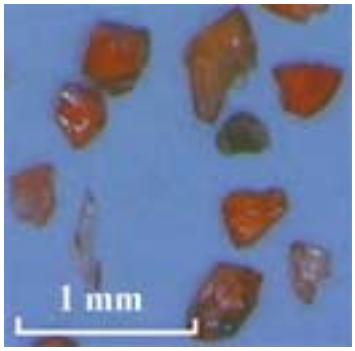


Photo 4 : Grenat Barton – 228 µm

Des informations précises sur la composition chimique et les caractéristiques mécaniques de cet abrasif sont données en Annexe 2.

Les conditions expérimentales fixées sont

- le diamètre de la buse : 0,25 mm ;
- le diamètre du canon de focalisation : 1,1 mm ;
- la longueur du canon de focalisation : 50 mm ;
- la pression d'eau : 310 et 380 MPa ;
- la distance du canon de focalisation à la surface du matériau impacté : 2 mm.

Sont variables :

- le débit d'abrasif : 2,8 et 5,1 g/s ;
- le diamètre moyen des abrasifs : entre 106 et 466 µm ;
- la vitesse de coupe : 1,7 et 2,5 mm/s.

Pour chacune des configurations d'essai, le mélange eau-abrasif est collecté en sortie de tête de mélange ou après découpe, puis filtré afin de ne récupérer que les particules abrasives. Elles sont ensuite caractérisées selon deux méthodes : caractérisation granulométrique et caractérisation géométrique.

2.1.2. Méthodes de caractérisation des abrasifs

➢ ***Caractérisation granulométrique***

La caractérisation granulométrique d'un abrasif peut être obtenue selon trois techniques différentes données dans le Tableau 8.

Technique	Mesure
Tamisage	Plus grande dimension
Vidéo-microscopie	Surface de plus grande section
Granulométrie laser	Diamètre de la sphère de même volume

Tableau 8 : Techniques pour déterminer une distribution granulométrique

- Le tamisage permet de mesurer la plus grande dimension d'une particule abrasive. Selon la manière dont se présente une particule abrasive par rapport aux mailles du tamis, elle peut passer au travers des mailles ou faire partie des rejets. Certaines mailles peuvent se boucher et cela est d'autant plus constaté que les mailles du tamis sont plus fines et les particules sphériques. Les résultats peuvent aussi être différents en fonction de la force et de la durée du tamisage.

  Le tamisage est donc peu représentatif de la distribution granulométrique d'un abrasif.

- La vidéo-microscopie permet de mesurer la surface de plus grande section d'une particule abrasive.

  Elle ne donne qu'une image 2D, mais plus intéressante pour la caractérisation géométrique.

- La granulométrie laser est une technique de mesure qui permet d'évaluer le diamètre équivalent à la sphère de même volume qu'une particule abrasive en utilisant le principe de diffraction et de diffusion d'un faisceau laser.

Deux théories peuvent être appliquées en fonction de la taille des particules considérées :

- la théorie de Mie s'applique aux particules dont le diamètre est faible par rapport à la longueur d'onde de la source laser ($d \ll 830$ nm) et utilise les principes de diffraction et de diffusion ;
- la théorie de Fraunhofer s'applique aux particules dont le diamètre est grand par rapport à la longueur d'onde de la source laser ($d \gg 830$ nm) et n'utilise que le principe de diffraction.

Si le diamètre d'une particule est plus grand que la longueur d'onde du faisceau laser, les rayons absorbés par la particule ne peuvent pas diffuser au travers de la particule. Ils ne seront jamais réfléchis.

Les particules abrasives de grenat que nous utilisons ont des diamètres compris entre 0 et 500 µm. La théorie de Fraunhofer est alors applicable à condition de vérifier les hypothèses que son application impose. Nous assimilons les particules abrasives à des particules sphériques bien qu'elles aient des rondeurs de l'ordre de 0,6. Nos échantillons étant constitués de particules de nature différente, nous ne pouvons pas définir un coefficient d'absorption commun, il est inconnu. Les particules abrasives seront considérées comme non poreuses et opaques.

Un granulomètre est constitué d'une lentille placée entre une source laser et un ensemble de détecteurs. Les particules abrasives circulent en circuit fermé dans un courant d'eau. Elles coupent le faisceau laser en sortie de lentille et diffractent la lumière sous la forme d'une figure de diffraction de révolution constituée d'anneaux concentriques (I=f(α)) dont la taille et l'espacement sont liés à la taille des particules abrasives (Figure 15). Les rayons diffractés sont reçus par les détecteurs. Le signal obtenu est alors traité par la méthode de Fourrier.

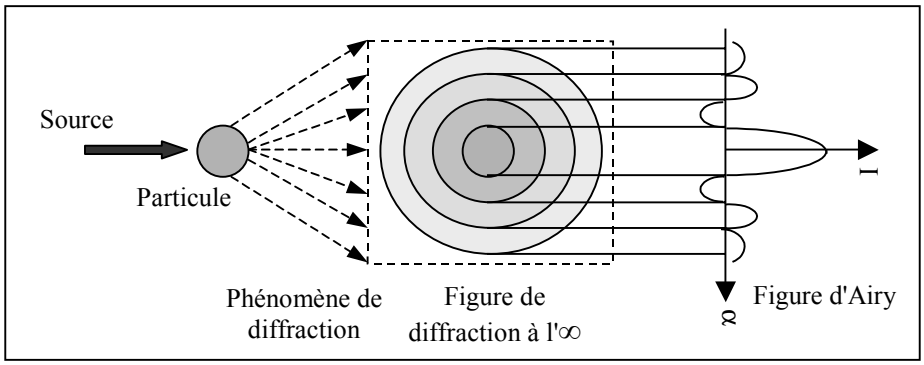


Figure 15 : Principe de la théorie de Fraunhofer

L'intensité de la figure de diffraction d'une particule, figure d'Airy, est la transformée de Fourier de l'image placée devant la lentille. Le premier point d'annulation est lié au diamètre d_p de la particule $\left(\frac{1{,}22\,\lambda_{laser}}{d_p}\right)$. 75 % de l'énergie est située dans le premier lobe.

La répartition granulométrique est la solution $P=M^{-1}S$ du système matriciel :

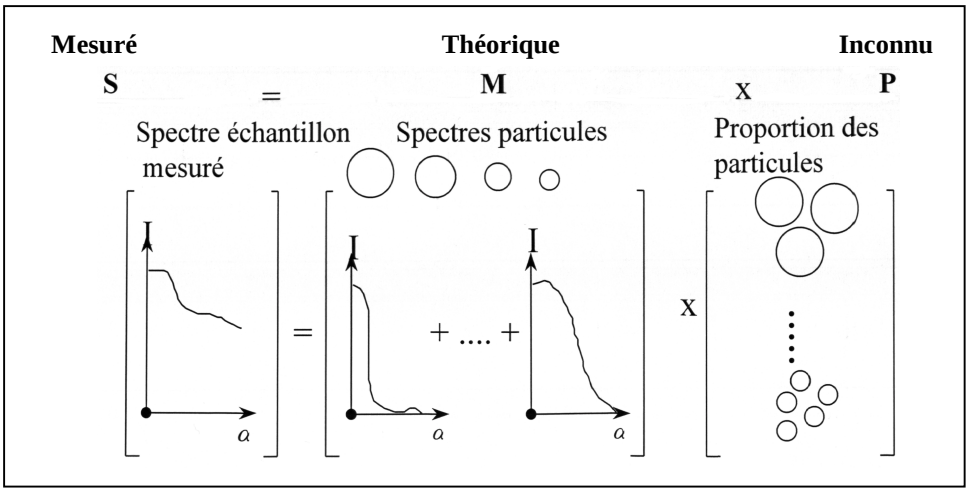


Figure 16 : Détermination de la répartition granulométrique

Chacune de ces techniques permet de mesurer la granulométrie avec un niveau de précision différent. De ce fait, toute comparaison entre elles n'est pas réaliste. Par la suite nous utiliserons la granulométrie laser, méthode de mesure la plus précise et la plus représentative de la distribution granulométrique d'un abrasif.

➢ ***Caractérisation géométrique***

Rappelons tout d'abord les principaux paramètres de forme représentatifs de la géométrie des particules abrasives. Ils sont utilisés dans les modèles prédictifs d'enlèvement de matière ou donnés plus loin pour caractériser l'évolution des abrasifs au cours du processus de découpe.

- Allongement

Ce paramètre de forme tridimensionnel est le rapport de la plus grande dimension à la plus petite. Il tend vers 1 dans le cas d'une sphère.

$$A=\frac{L_p}{b_p} \tag{3.13}$$

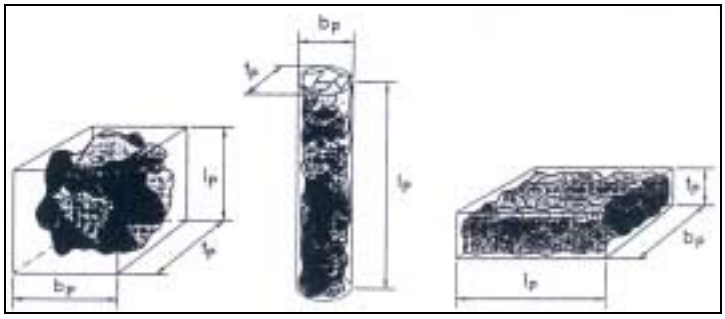


Figure 17 : Différents cas d'allongement

- Rondeur et sphéricité

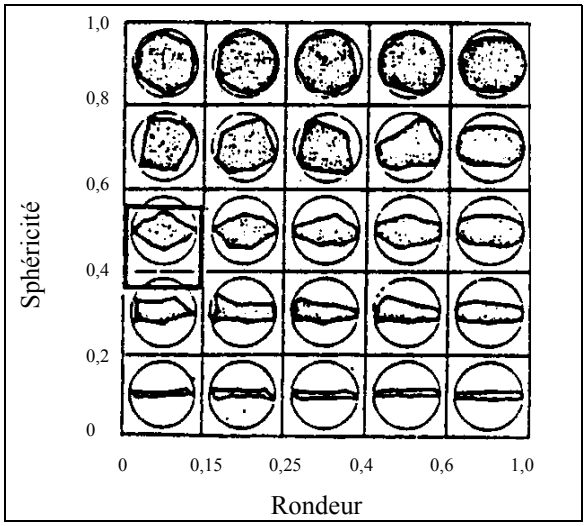


Figure 18 : Rondeur et sphéricité

La rondeur est un facteur de forme bidimensionnel.

$$S_r = \frac{\sum \left(\frac{2\, r_{angle}}{d_p} \right)}{N_{angle}} \tag{3.14}$$

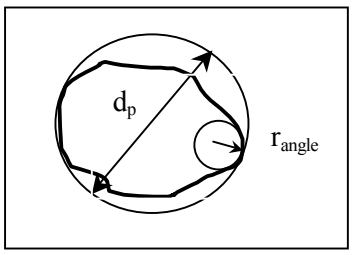


Figure 19 : Rondeur

La sphéricité est un facteur de forme volumique.

$$S_p = \frac{\sqrt{\frac{4}{\pi} b_p L_p}}{d_{p\,\max}} \tag{3.15}$$

Ces deux paramètres varient de 0 à 1, la valeur 1 correspondant à une sphère.

- Circularité

Ce paramètre de forme est le rapport $\frac{A_p}{P^2}$, où A_p représente l'aire de la surface projetée de la particule et P le périmètre. Il permet de comparer quantitativement la géométrie d'une particule quelconque à la géométrie d'une particule bien définie. L'application du coefficient 4π au rapport précédent permet de comparer la particule à une sphère. On obtient ainsi la circularité Fo, définie par l'expression suivante,

$$F_0 = \frac{4\pi A_p}{P^2} \tag{3.16}$$

La caractérisation géométrique des particules abrasives est effectuée par vidéo-microscopie. Une caméra 3CCD prend des clichés des particules abrasives. Les images obtenues sont traitées numériquement afin de déterminer les paramètres géométriques tels que l'allongement, les facteurs de forme, la circularité. Le logiciel utilisé permet de mesurer la surface projetée des grains d'abrasif et d'y associer une surface correspondant à une géométrie simple, connue, qui peut être un cercle, une ellipse, un carré ou un rectangle. Les paramètres de forme sont calculés à partir de cette géométrie associée. Ceux donnés dans cette étude sont déterminés à partir de surfaces elliptiques. Elles permettent d'obtenir une meilleure précision.

Dans les modèles numériques, la rondeur caractérise la forme des grains. Ne disposant pas de moyens de mesure numériques nécessaires à la détermination de ce paramètre, nous utiliserons la circularité, qui s'en approche par la définition et qui est identique par ses valeurs. Elle est obtenue par vidéo-microscopie, méthode permettant d'évaluer rapidement les caractéristiques d'un échantillon.

2.2. Analyse du phénomène de fragmentation

Les paragraphes 2.2.1 et 2.2.2 détaillent les caractéristiques granulométrique et géométrique des abrasifs testés. Ces caractéristiques sont ensuite confrontées à celles généralement décrites dans la littérature.

2.2.1. Evolution de la distribution granulométrique

Les données comparatives des distributions granulométriques des abrasifs sont répertoriées en Annexe 3 (distribution initiale), 4 (distribution en sortie de tête de mélange) et 5 (distribution après découpe).

En Annexe 6, on présente :

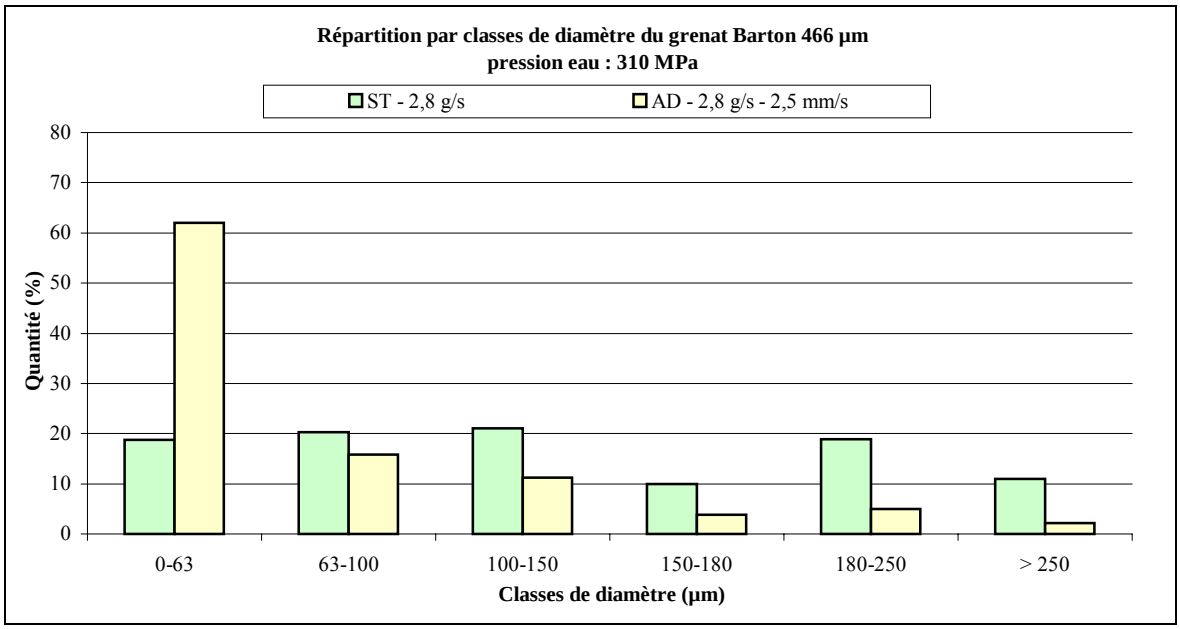
- le graphe montrant l'évolution de l'ensemble des abrasifs et permettant de comparer le comportement des abrasifs entre eux ;
- l'ensemble des courbes représentatives de l'évolution des distributions granulométriques, au cours du procédé de découpe, pour chaque granulométrie.

➢ ***Grenat Barton 466 µm – Graphe 3***

Le diamètre moyen initial a été déterminé par vidéo-microscopie. Sa granulométrie élevée se situe en limite d'un des domaines d'application du granulomètre et seules les mesures granulométriques en sortie de tête de mélange et après découpe ont pu être réalisées.

On constate une diminution du diamètre moyen de deux tiers au cours du processus de mélange. Cette observation rejoint celle de Martinec, [Mar. 1992], selon laquelle la quantité de défauts internes augmente dans le cas d'abrasifs de granulométrie élevée et favorise la fissuration du grain lors des collisions.

Le processus de coupe engendre une diminution systématique de toutes les classes au profit des particules fines : 90 % des particules sont inférieures à 150 µm, parmi celles-ci 63 % sont inférieures à 63 µm.



ST : en sortie de tête de mélange AD : Après découpe

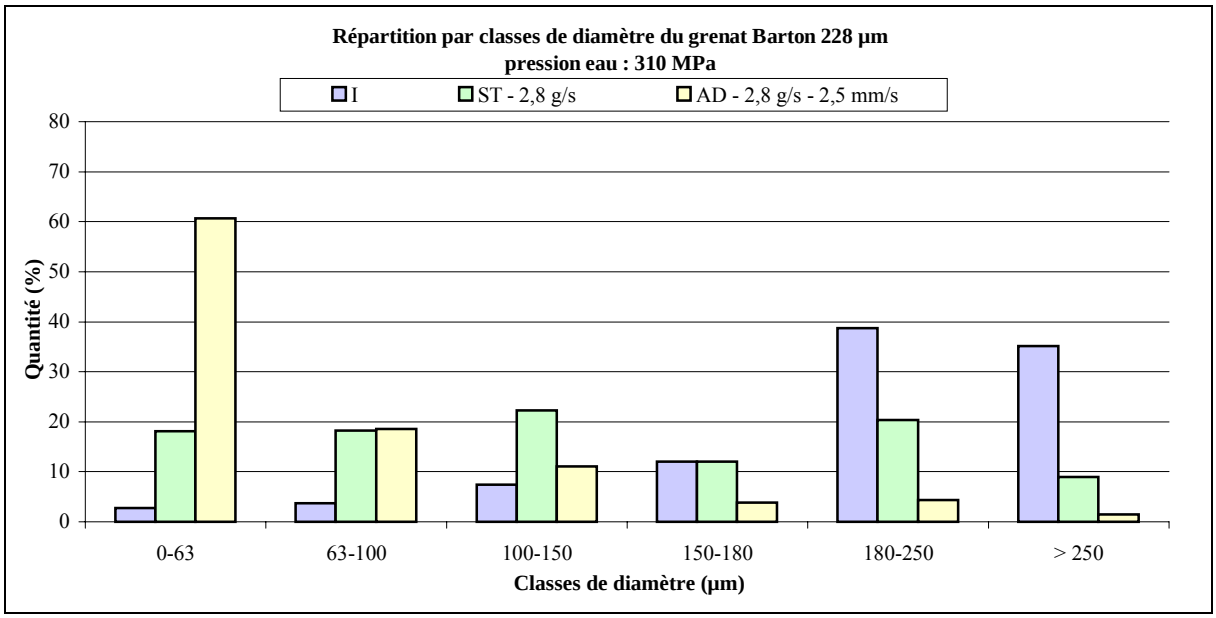
Graphe 3 : Evolution granulométrique du grenat Barton 466 µm - pression d'eau : 310 MPa

➢ ***Grenat Barton 228 µm - Graphe 4***

Le processus de mélange engendre une diminution de plus de 50 % du nombre de particules abrasives de diamètre supérieur à 180 µm au profit de particules abrasives de diamètre inférieur à 150 µm et tout particulièrement de la classe 0-63 µm.

Le processus de coupe engendre une diminution systématique de toutes les classes au profit des particules fines : 90 % des particules sont inférieures à 150 µm, parmi celles-ci 60 % sont inférieures à 63 µm.

Cette fragmentation au profit des particules abrasives de diamètre inférieur à 63 µm est décrite dans les travaux de Buhlman, [Buh. 1970], et Simon, [Sim. 1990] : les chocs subis par les particules abrasives lors des processus de mélange et de coupe entraînent une fissuration intense.



Granulométrie I : initiale ST : en sortie de tête de mélange AD : Après découpe

Graphe 4 : Evolution granulométrique du grenat Barton 228 µm - pression d'eau : 310 MPa

Pour Labus, [Lab. et al. 1989], les particules de dimensions comprises entre 75 et 150 µm sont moins affectées par les processus de mélange et de coupe que les autres particules. En effet, en sortie de tête de mélange, on ne constate pas de diminution de population pour les classes correspondant à ces tailles de particules. Ce résultat n'est cependant pas vérifié lors du processus de coupe pendant lequel cette même population est réduite de moitié.

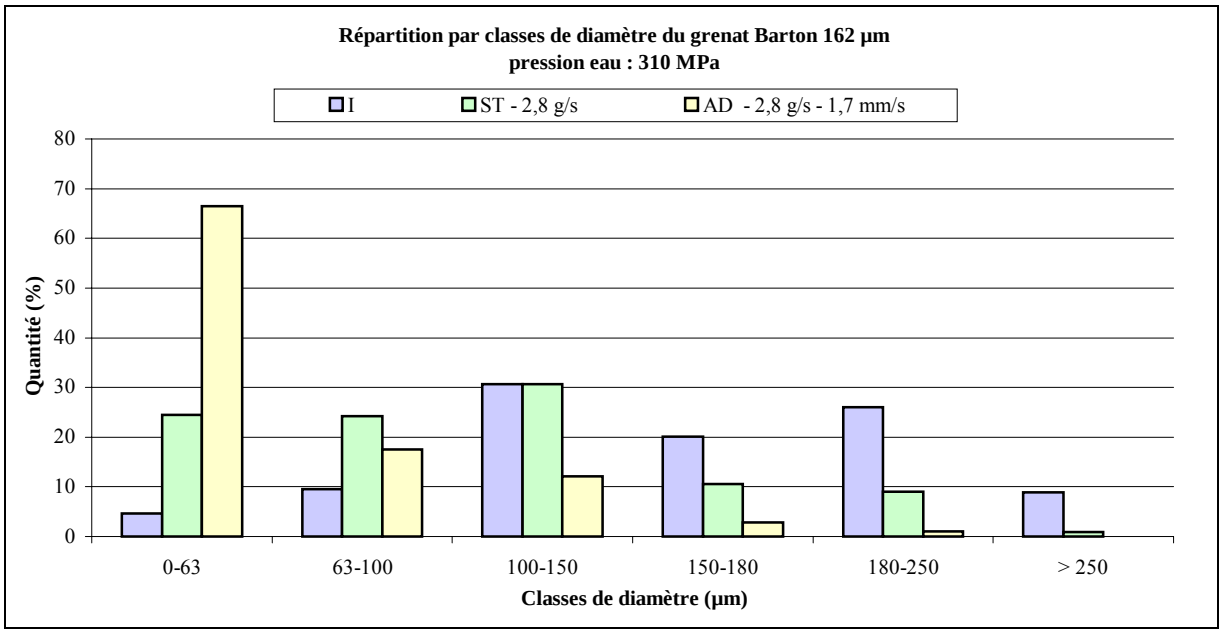
Il constate aussi que seules 20 à 22 % des particules de 180 à 250 µm restent intactes en sortie de tête de mélange. Dans nos configurations, on atteint 50 %.

- ***Grenat Barton 162 µm - Graphe 5***

Le comportement en fragmentation du grenat Barton 162 µm est très proche de celui du 228 µm.

La fraction de particules abrasives de diamètre supérieur à 150 µm fragmentées au profit de particules abrasives de diamètre inférieur à 100 µm au cours du processus de mélange n'est plus que de 35 % .

Après découpe, parmi les 96 % de particules qui sont inférieures à 150 µm, 66 % sont inférieures à 63 µm.



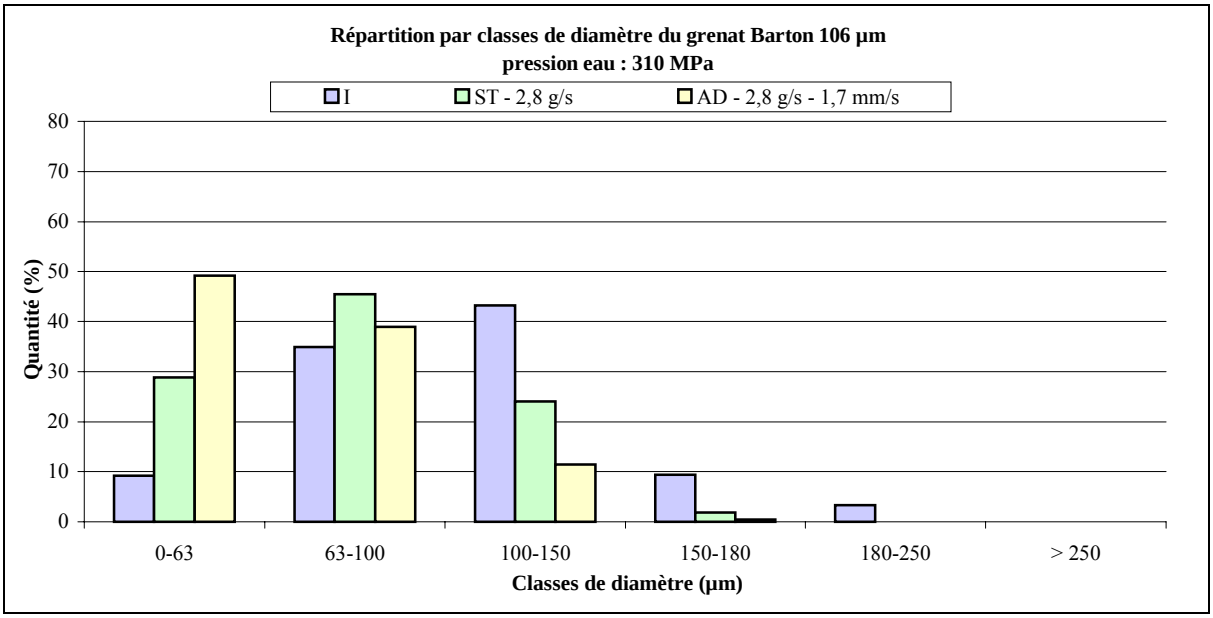
Graphe 5 : Evolution granulométrique du grenat Barton 162 µm - pression d'eau : 310 MPa

Les observations de Labus, [Lab. et al. 1989], ne sont confirmées qu'en sortie de tête de mélange. Dans nos configurations, 34 % des particules comprises entre 180 et 250 µm restent intactes en sortie de tête de mélange. Labus n'en trouve que 20 à 22 %.

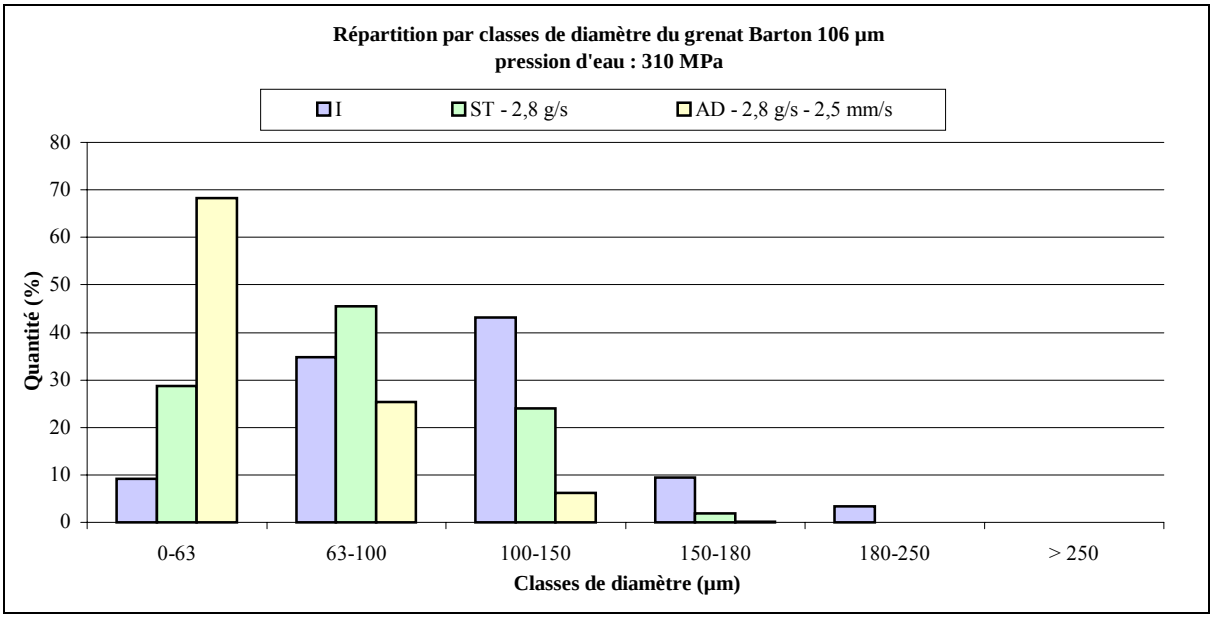
➢ ***Grenat Barton 106 µm – Graphes 6 à 8***

Quel que soit le débit d'abrasif, 2,8 ou 5,1 g/s, le processus de mélange engendre une diminution de 32 % du nombre de particules abrasives de diamètre supérieur à 100 µm au profit de particules abrasives de diamètre inférieur. Les particules abrasives se répartissent en 10 % pour la classe 63-100 µm et 22 % pour la classe 0-63 µm.

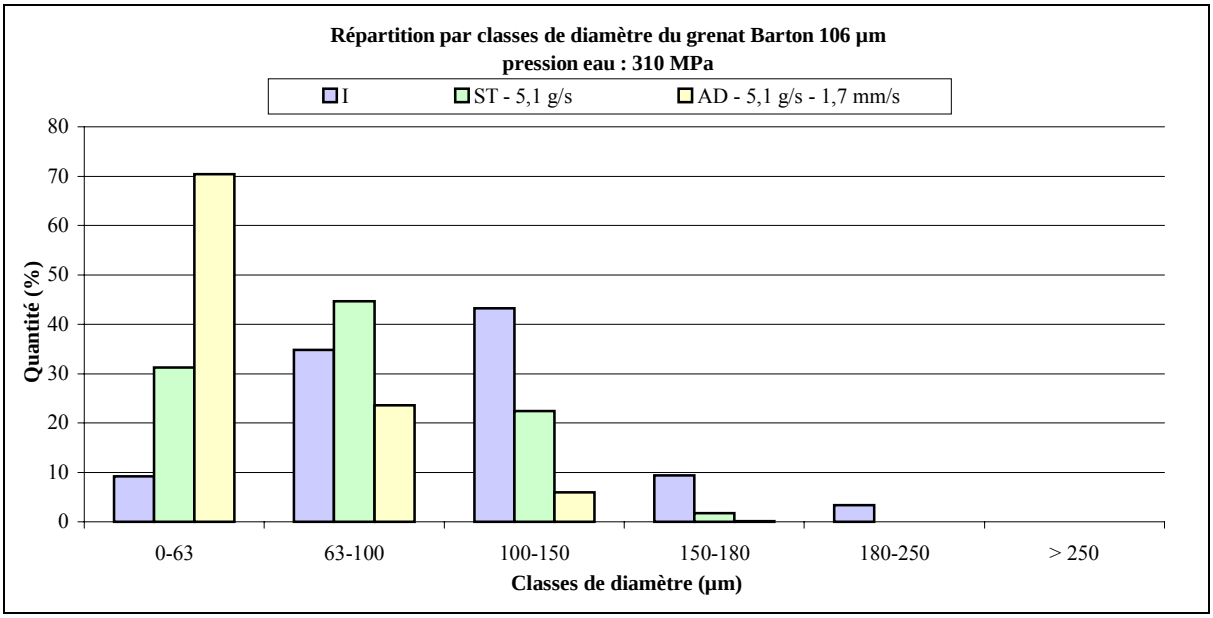
Après découpe, plus de 99,6 % des particules abrasives ont un diamètre inférieur à 150 µm et environ 90 % ont un diamètre inférieur à 100 µm. Dans le cas d'un débit de 2,8 g/s et d'une vitesse de 1,7 mm/s, il y a une répartition homogène des particules entre les classes 0-63 µm et 63-100 µm. Pour les autres conditions, vitesse de coupe de 2,5 mm/s et débit de 5,1 g/s, la fragmentation des classes 63-100 µm et 100-150 µm au profit de la population de la classe 0-63 µm est plus importante. Cette dernière représente alors 70 % de la population totale.



Graphe 6 : Evolution granulométrique du grenat Barton 106 µm - pression d'eau : 310 MPa - débit d'abrasif : 2,8 g/s - vitesse d'avance de coupe : 1,7 mm/s



Graphe 7 : Evolution granulométrique du grenat Barton 106 µm - pression d'eau : 310 MPa - débit d'abrasif : 2,8 g/s - vitesse d'avance de coupe : 2,5 mm/s



Graphe 8 : Evolution granulométrique du grenat Barton 106 µm - pression d'eau : 310 MPa - débit d'abrasif : 5,1 g/s - vitesse d'avance de coupe : 1,7 mm/s

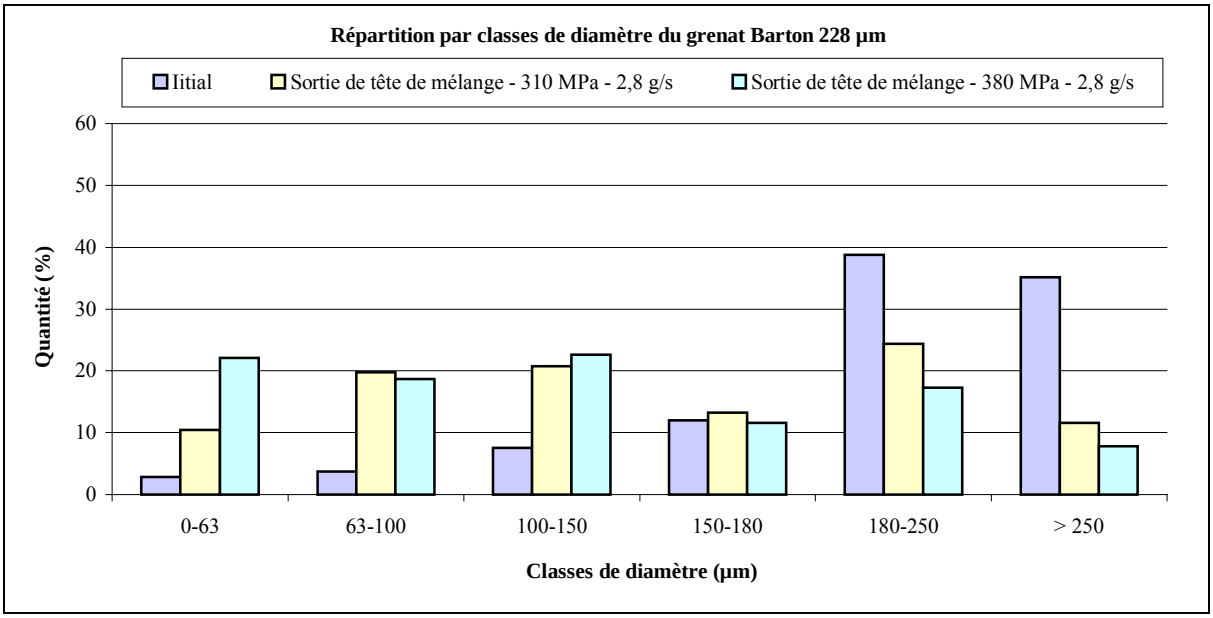
Les abrasifs de faibles granulométries initiales ne vérifient l'analyse de Labus, [Lab. et al. 1989], que pour les particules abrasives inférieures à 100 µm. Mais la moitié des particules comprises entre 180 à 250 µm restent bien intactes en sortie de buse.

➢ ***Comportement global – Graphes 9 et 10***

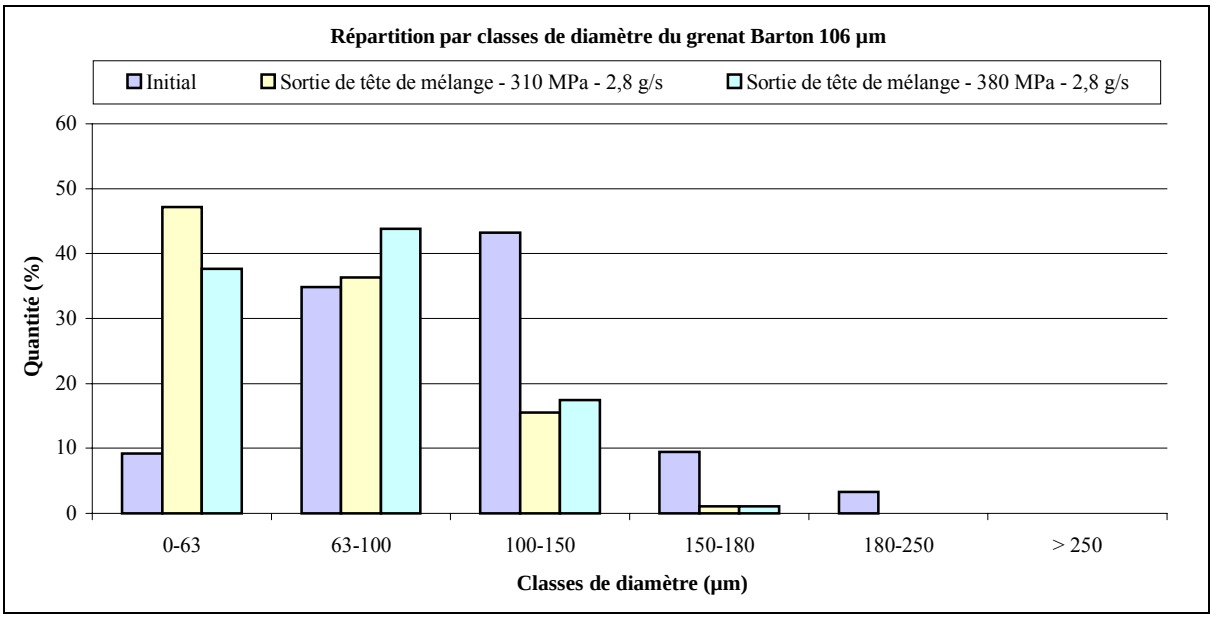
- Influence de la pression d'eau

L'augmentation de la pression d'eau se traduit généralement par une augmentation de la vitesse du jet et une augmentation de sa capacité à aspirer l'air. Les structures tourbillonnaires en présence dans la chambre, [Osm. 1999], augmentent et favorisent la fragmentation sous forme de particules fines (< 63 µm) des particules abrasives relatives à des populations de diamètre supérieur à 180 µm.

A 380 MPa, pour une granulométrie de 228 µm, seules 33% des particules de ces populations restent intactes en sortie de la tête de mélange (Graphe 9). Elles disparaissent complètement pour une granulométrie de 106 µm (Graphe 10). On devrait donc observer une diminution des performances de coupe pour de telles pressions, d'autant plus marquée que les particules abrasives initiales sont fines.



Graphe 9 : Evolution granulométrique du grenat Barton 228 µm en fonction de la pression d'eau



Graphe 10 : Evolution granulométrique du grenat Barton 106 µm en fonction de la pression d'eau

- Influence de la taille des particules abrasives

Le phénomène de fragmentation au cours du processus de mélange affecte tout particulièrement les abrasifs de diamètre moyen initial supérieur à 150 µm. On observe une diminution de 35 à 50 % du nombre de particules abrasives de diamètre supérieur à 150 µm au profit de particules abrasives de diamètre inférieur et tout particulièrement de la classe 0-63 µm.

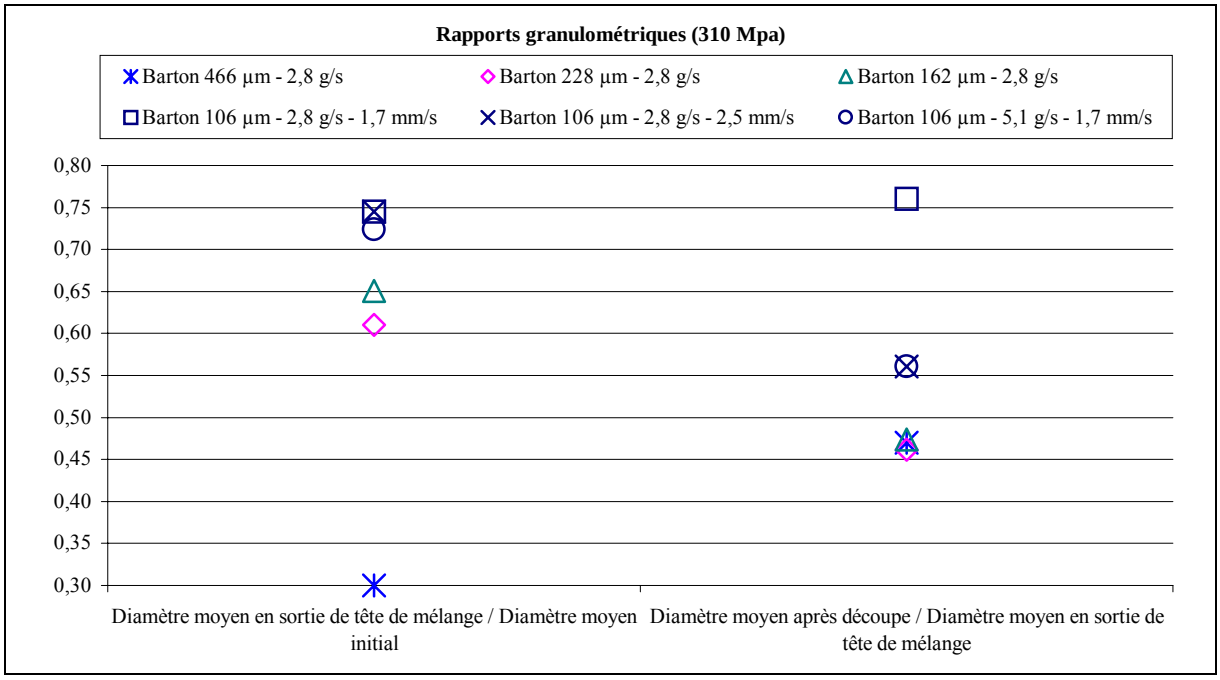
Toujours dans le cas d'abrasifs de diamètre moyen initial supérieur à 150 µm, 34 à 50 % des particules de diamètre compris entre 180 et 250 µm restent intactes en sortie de tête de mélange. Cette fraction se réduit à 20 % dans le cas d'un abrasif initialement fin. On peut en déduire que :

- quelle que soit la granulométrie initiale, le phénomène de fragmentation est davantage marqué sur la plus grande classe granulométrique ;

- plus la granulométrie initiale est élevée, plus le nombre de particules intactes en fin de processus de mélange et appartenant à la classe 180-250 µm est grand.

D'après Martinec, [Mar. 1992], la quantité de défauts internes diminuant avec la taille des particules abrasives, la propension à la fragmentation se réduit. Il semble donc que les structures tourbillonnaires mises en évidence par Osman, [Osm. 1999] et Ch. 1, 4 accentuent le phénomène de fragmentation au cours du processus de mélange au point de masquer cette propriété des particules abrasives fines.

Le Graphe 11 présente le rapport entre les valeurs de diamètre moyen obtenues en sortie de tête de mélange et celles initiales puis entre les valeurs de diamètre moyen obtenues après découpe et celles obtenues en sortie de tête de mélange.



Graphe 11 : Fragmentation au cours du processus de découpe – pression d'eau : 310 MPa

Le phénomène de fragmentation affectant particulièrement la gamme de particules abrasives 180-250 µm, plus l'abrasif est initialement fin, moins la fragmentation globale de l'échantillon est importante.

On peut considérer que le diamètre moyen de l'échantillon diminue du tiers (taux de fragmentation proche de 0,65) au cours du processus de mélange pour des abrasifs de granulométrie initiale supérieure à 150 µm. Il est proche du quart (taux de fragmentation 0,75) pour un abrasif initialement fin (diamètre moyen initial de 106 µm). Le grenat d'une granulométrie initiale de 466 µm est plus sensible au phénomène de fragmentation. Son diamètre moyen diminue des deux tiers au cours du processus de mélange. Le nombre de défauts internes est plus important du fait de sa granulométrie initiale élevée. Il favorise la fragmentation lors des collisions particule / particule ou particule / parois de la chambre de mélange.

Le processus de coupe affecte considérablement les particules abrasives quelles que soient leur granulométrie en sortie de tête de mélange et les conditions de coupe. Le diamètre moyen est réduit de moitié. Il existe toutefois une exception, un abrasif fin de diamètre moyen initial de 106 µm, pour des paramètres du procédé peu contraignants : un débit de 2,8 g/s et une vitesse d'avance de coupe de 1,7 mm/s.

- Influence du débit d'abrasif

Ohlsen, [Ohl. 1997], montre qu'en sortie de la tête de mélange, le nombre de particules abrasives intactes diminue avec l'augmentation du débit d'abrasif. Le phénomène n'est pas visible en sortie de notre tête de mélange. En revanche, la population 100-150 µm est deux fois moins importante après coupe dans le cas d'un débit de 5,1 g/s que dans le cas d'un débit de 1,7 g/s. L'évolution de population se fait au profit de celle des particules fines.

- Influence de la vitesse d'avance de coupe

L'augmentation de la vitesse d'avance de coupe entraîne une augmentation des collisions particule/matériau favorisant ainsi le phénomène de fragmentation intense des particules comprises entre 150 à 180 µm au profit des plus fines (< 63µm), [Lab. et al. 1989].

Après analyse, on remarque que la population 100-150 µm est deux fois moins importante après coupe dans le cas d'une vitesse d'avance de coupe de 2,5 mm/s que dans le cas d'une vitesse d'avance de coupe de 1,7 mm/s. L'évolution de la population se fait donc au profit des particules fines qui augmentent de 40 %.

2.2.2. Evolution des paramètres de forme

L'évolution des paramètres de forme n'a pu être étudiée qu'en sortie de tête de mélange, la très faible taille des particules abrasives et leur effilement après découpe rendant difficile une analyse au vidéo-microscope.

Sur la Photo 5, la plupart des particules sont inférieures à 10 µm. Il est alors délicat d'évaluer avec précision la forme des particules.

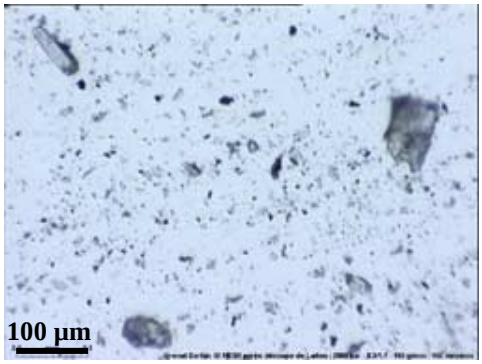


Photo 5 : Grenat Barton – 228 µm - après découpe – 2,8 g/s – 2,5 mm/s

Le Tableau 9 montre l'évolution des paramètres de forme, allongement, circularité, entre l'entrée et la sortie de la tête de mélange.

Classe de diamètres	(µm)	Allongement I	Allongement ST	Circularité I	Circularité ST
162 µm 300 MPa 2,8 g/s	0-63		1,56		1,61
	63-100	1,30	1,56	1,20	1,97
	100-150	1,35	1,56	1,44	2,27
	150-180	1,39	1,49	1,36	2,31
	180-250	1,45	1,41	1,45	1,68
	>250	1,69	1,02	1,57	2,16
106 µm 300 MPa 2,8 g/s	0-63	1,27	1,56	1,51	1,76
	63-100	1,39	1,49	1,51	1,87
	100-150	1,52	1,39	1,55	1,68
	150-180	1,61	1,35	1,58	1,86
	180-250	2,04		1,77	
	>250	1,49		1,62	
106 µm 300 MPa 5,1 g/s	0-63	1,27	1,52	1,51	1,60
	63-100	1,39	1,47	1,51	1,71
	100-150	1,52	1,43	1,55	1,63
	150-180	1,61	1,67	1,58	1,67
	180-250	2,04	1,89	1,77	2,01
	>250	1,49		1,62	

Tableau 9 : Facteurs de forme des particules abrasives d'un grenat Barton - pression d'eau : 310 MPa

- ***Allongement***

On distingue deux comportements en fonction de la classe de diamètre considérée pour un échantillon. En revanche, les variations d'allongement sont indépendantes de la granulométrie initiale de l'abrasif. Elles varient entre 9 et 65 %.

Une partie des particules de diamètre initial supérieur à 150 µm restent quasiment intactes au cours du processus de mélange. Elles s'émoussent et leur allongement diminue légèrement (entre 4 et 8 %).

Celles qui subissent le phénomène de fragmentation se fragmentent en particules plus allongées, très effilées pour certaines, de diamètre inférieur à 100 µm. L'augmentation de l'allongement varie entre 13 et 17 % pour les particules de diamètre inférieur à 150 µm dans le cas du 162 µm Barton ainsi que pour les particules de diamètre inférieur à 100 µm dans le cas du 106 µm Barton.

Le nombre d'angulosité augmente, comportement confirmé par l'évolution de la circularité.

- ***Circularité***

Quelle que soit la granulométrie de l'abrasif considérée, les valeurs de la circularité augmentent systématiquement, jusqu'à une fois et demi la valeur initiale. Ceci confirme le phénomène d'"effilement" des particules au cours du processus de mélange.

A granulométrie initiale identique, 106 µm, l'augmentation des facteurs de forme est plus faible dans le cas d'un fort débit d'abrasif. La circularité augmente de 17 % pour un débit de 1,7 g/s et de 10 % pour un débit de 5,1 g/s.

A débit identique, 1,7 g/s, l'augmentation des facteurs de forme est plus faible dans le cas d'un abrasif fin. La circularité augmente de 52 % pour le 162 µm et de 17 % pour le 106 µm.

Les évolutions constatées sur les paramètres de forme sont en contradiction avec celles qui ont pu être observées jusqu'à maintenant. En effet, il est couramment admis que le phénomène de fragmentation ne s’accompagne pas seulement d’une réduction de taille des abrasifs. Les parties anguleuses des particules disparaissent, l'effet érosif est réduit, ce qui entraîne une augmentation des paramètres caractéristiques de la géométrie des abrasifs. La rondeur, fonction du nombre d'angulosité et la sphéricité tendent vers 1 (sphère).

2.2.3. Synthèse des comportements en fragmentation

Le Tableau 10 présente les tendances qui ont pu être observées.

<table>
<tr><th rowspan="2">Diamètre (µm)</th><th colspan="2">Processus de mélange</th><th colspan="2">Processus de coupe</th></tr>
<tr><th>Taille</th><th>Forme</th><th>Taille</th><th>Forme</th></tr>
<tr><td>0-63</td><td rowspan="3">Le moins affecté</td><td rowspan="3">l'allongement
↗ de 13 à 17 %

les facteurs de forme ↘</td><td>Représentent 60 à 70 % de la population totale</td><td rowspan="5">les facteurs de forme ↗</td></tr>
<tr><td>63-100</td><td></td></tr>
<tr><td>100-150</td><td rowspan="3">↘ au profit des particules fines

Représentent 7 à 23 % de la population totale</td></tr>
<tr><td>150-180</td><td rowspan="2">20 à 50% intactes : pourcentage ↗ si granulométrie initiale importante</td><td rowspan="2">l'allongement
↘ de 4 à 8 %
les facteurs de forme ↗</td></tr>
<tr><td>180-250</td></tr>
</table>

Tableau 10 : Influence des processus de mélange et de coupe en fonction de la classe de diamètre des particules abrasives considérée pour une pression de 310 MPa

L'ensemble des mesures réalisées (granulométrie, paramètres de forme) permet d'établir le comportement suivant : la fragmentation au cours du processus de mélange affecte particulièrement les particules abrasives de diamètre supérieur à 150 µm. Ces particules abrasives se fragmentent alors en particules effilées de diamètre inférieur à 63 µm.

La fragmentation est particulièrement intense lors du processus de coupe. Or Guo, [Guo et al. 1994], considère qu'elle est favorisée par le processus de mélange. On peut supposer que cette différence est liée aux performances de la tête de mélange employée. Son rendement de 0,72 est légèrement supérieur à celui habituellement admis de 0,70. De plus, la combinaison diamètre de la buse / longueur de chambre permet une configuration optimale d'éclatement du jet en entrée de canon de focalisation. Ces éléments semblent jouer en faveur d'un mélange moins destructeur vis à vis de l'abrasif. Cependant, le mélange reste suffisamment destructeur pour que le phénomène de fragmentation affecte toutes les classes de particules abrasives, y compris celles avoisinant 100 µm qui sont théoriquement moins sensibles (Ch. 3, 2.2.1).

2.2.4. Observation des effets de la fragmentation sur la coupe

Le Tableau 11 récapitule la proportion des principales classes de diamètre composant les abrasifs utilisés pour les essais de découpe. Pour comparer les tendances observées avec celles décrites par de précédents auteurs, nous présentons les proportions de particules inférieures et supérieures à 100 µm ainsi que la proportion de particules de la classe 180-250 µm, particules efficaces pour la coupe.

Taille abrasif	Débit abrasif	Vitesse avance de coupe	Sortie tête de mélange			Après découpe			Hauteur mesurée moyenne
			Proportion de <100	Proportion de >100	Proportion de 180-250	Proportion de <100	Proportion de >100	Proportion de 180-250	
µm	g/s	mm/s	%	%	%	%	%	%	mm
140	2,8	2,5	39	61	19	78	22	5	9,9
139	2,8	2,5	36	64	20	79	21	4	10,7
80	2,8	1,7	75	25	0	88	12	0	19,5
80	5,1	1,7	74	26	0	94	6	0	26,4
77	2,8	2,5	76	24	0	94	6	0	15,1

Tableau 11 : Granulométrie en sortie de tête de mélange et performances de coupe d'un grenat Barton pour une pression d'eau de 310 MPa

Les découpes réalisées avec des abrasifs de diamètre initial 466 et 228 µm devraient être plus profondes puisque ce sont les seules granulométries composées de particules abrasives de diamètre supérieur à 180 µm [Lab. et al. 1989]. Or c'est avec un abrasif de granulométrie initiale 106 µm que nous obtenons les meilleures performances de coupe. Pour un débit et une vitesse identiques, il permet une amélioration de 50 % des performances de coupe.

Bien que les particules fines ne participent pas à la coupe, mais permettent l'obtention de bons états de surface, [Bah. et al. 1990] et [Mar. 1992], c'est avec un abrasif de 106 µm qui contient 75 % de particules fines que la profondeur de coupe est optimale.

Il apparaît donc que la performance de coupe n'est pas seulement liée à la proportion de chaque classe de diamètre, mais plutôt à la manière dont les particules sont mises en vitesse et à l'énergie qu'elles libèrent au moment de l'impact.

Par ailleurs, les abrasifs restent très effilés en sortie de tête de mélange. Leur pouvoir érosif est conservé. Cette caractéristique, qui s'additionne aux propriétés cinétiques des particules abrasives au moment de l'impact, améliore considérablement les performances de coupe.

3. MODELE PREDICTIF DE L'EVOLUTION GRANULOMETRIQUE

Le modèle de Hlavac développé au Ch. 3, 1.2.2 permet :

- de déterminer la taille moyenne des particules après fragmentation, a_n ;
- d'établir la fonction de distribution granulométrique de l'abrasif après fragmentation.

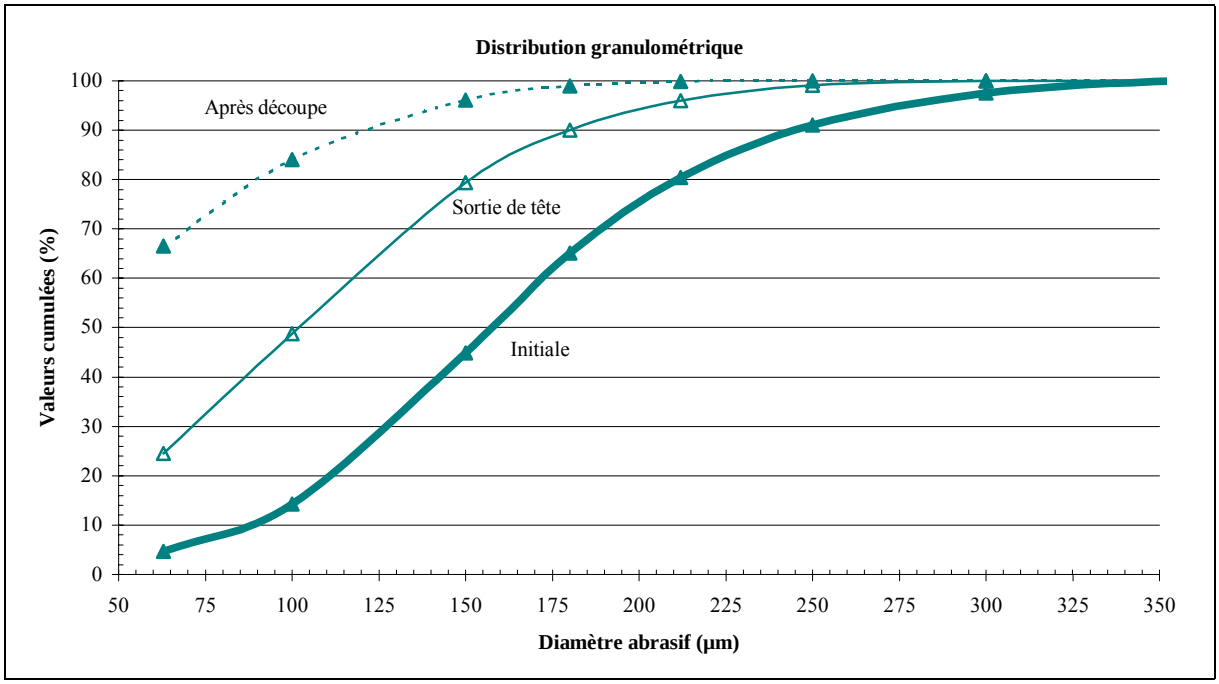
Nous développons ci-après une comparaison entre l'évolution de la fragmentation observée lors de nos essais et l'évolution de la fragmentation telle que décrite par le modèle de Hlavác.

➢ ***Fonction de distribution de l'abrasif***

La distribution granulométrique cumulée des abrasifs en sortie de tête de mélange et après découpe (Graphe 12) peut être mise sous la forme

$$y = 100 \cdot (1 - P_D) \tag{3.17}$$

où P_D représente la fonction de distribution définie par Hlavac.



Graphe 12 : Courbes de distribution granulométrique d'un grenat Barton - pression d'eau : 310 MPa

La fonction de distribution de l'abrasif s'écrit :

$$P_D = C_1 \, e^{-C_2 \frac{(x-a_n)^2}{(a_0-a_n)^2}} \tag{3.18}$$

C_1 est défini par l'expression

$$C_1 = \frac{1}{f_1 \, f_2 \, f_3} \left(\frac{p}{\sigma_S} \right)^3 \frac{x}{a_0} \tag{3.19}$$

dans laquelle f_1, f_2 et f_3 représentent respectivement la quantité de défauts internes, la qualité et la classe de taille du grain. Pour un grenat de type Almandin, la pureté varie entre 97 et 99 %, la quantité de défauts varie entre 5 et 15% [Hla. 1994].

C_2 est représentatif du type d'abrasif utilisé. Hlavac, [Hla. 1996], propose la valeur 4 pour le grenat de type Almandin.

➢ *Modèle obtenu*

Une fonction de distribution, P_D, est associée à chacune des courbes de distribution granulométrique donnée par le granulomètre. L'ensemble des courbes obtenues est donné en Annexe 6. Le Tableau 12 récapitule les valeurs de C_1 et de C_2 correspondant aux différentes conditions expérimentales.

Pression eau	**Taille abrasif**	**Diamètre particule abrasive**	**Débit abrasif**	**Vitesse avance de coupe**	**Sortie tête de mélange**		**Après découpe**	
MPa	**MESH**	**µm**	**g/s**	**mm/s**	**C_1**	**C_2**	**C_1**	**C_2**
310	40	466	2,8	2,5	0,92	1,85	0,30	1,85
310	80	228	2,8	2,5	0,93	1,85	0,19	1,85
310	120	162	2,8	1,7	1,00	1,85	0,34	1,85
310	220	106	2,8	1,7	1,30	1,85	0,95	1,85
310	220	106	5,1	1,7	1,30	1,85	0,60	1,85
310	220	106	2,8	2,5	1,37	1,95	0,48	1,85
380	40	466	2,8	2,5	0,97	1,85		
380	80	228	2,8	2,5	0,90	1,88		
380	120	162	2,8	1,7	1,00	1,85		
380	220	106	2,8	1,7	1,00	1,85		

Tableau 12 : Coefficients C_1 et C_2 dans l'expression de la fonction de distribution d'un grenat Barton

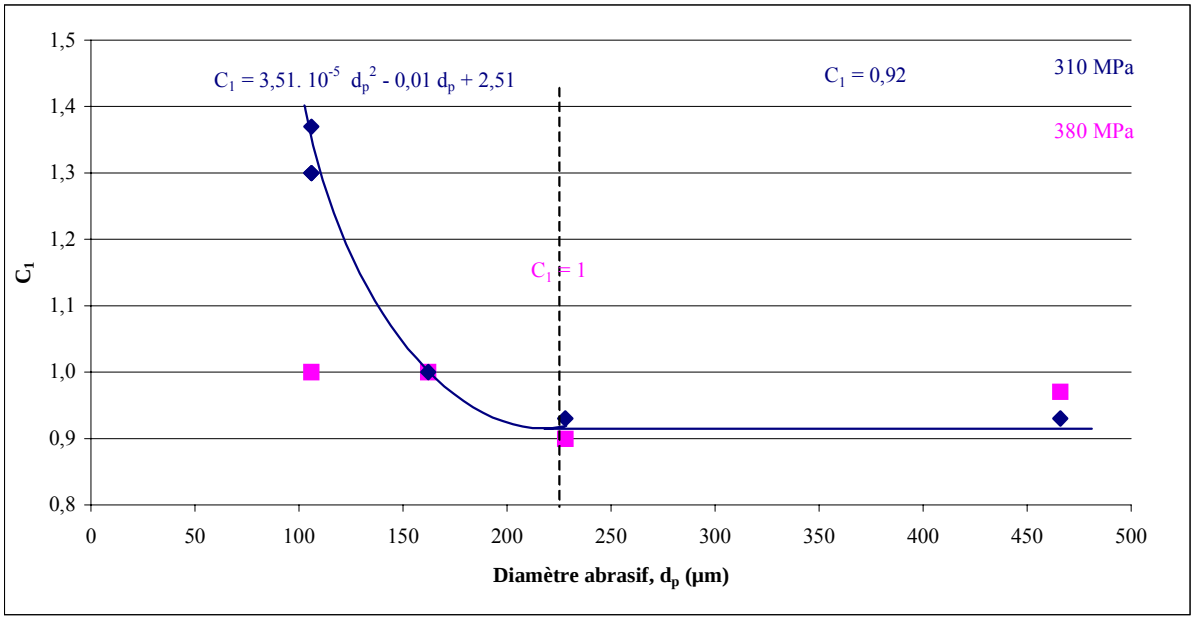
- Coefficient C_1

Pour une pression de 310 MPa, les valeurs du coefficient C_1, en sortie de tête de mélange :

- augmentent quand la granulométrie de l'abrasif diminue pour des abrasifs de granulométrie initiale se situant entre 100 et 228 µm. Cette tendance est confirmée par les valeurs de C1 obtenues après découpe. Elles sont inférieures à celles obtenues en sortie de tête de mélange.
- sont constantes égales à 0,92 pour des abrasifs de granulométrie initiale se situant entre 228 et 466 µm.

Pour des pressions d'eau plus élevées (380 MPa), on remarque que le coefficient C_1 est quasiment constant. Il peut être approché par la valeur 1.

Le Graphe 13 donne l'évolution de C_1 à partir des expressions approchées des distributions granulométriques obtenues pour chaque type de granulométrie initiale (Graphe 12).



Graphe 13 : Coefficient de Hlavac pour différents niveaux de pression d'eau

- Coefficient C_2

Le coefficient C_2, représentatif du type d'abrasif utilisé, est constant et égal à 1,85 quels que soient les paramètres du procédé retenus, aussi bien en sortie de tête de mélange qu'après découpe.

- Modèle prédictif de l'évolution granulométrique

Les expérimentations réalisées permettent de déterminer les coefficients du modèle défini par Hlavac. La fonction de distribution, P_D, peut alors se mettre sous la forme :

$$P_D = \left(3{,}51.10^{-5}\, d_p^2 - 0{,}01\, d_p + 2{,}51\right)\, e^{-1{,}85 \frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \tag{3.20}$$

pour 280 MPa < p_{e0}< 310 MPa *et 106 µm < d_p < 228 µm*

$$P_D = 0{,}92\, e^{-1{,}85 \frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \tag{3.21}$$

pour 280 MPa < p_{e0}< 310 MPa *et 228 µm < d_p*

$$P_D = e^{-1{,}85 \frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \tag{3.22}$$

pour p_{e0} = 380 MPa

avec d_p, diamètre moyen initial en micromètres de l'échantillon et a_n, taille d'une particule après sa $n^{ième}$ fragmentation

$$a_n = \frac{d_p^{\,2}}{d_p + \dfrac{C_D\, \pi^2\, d_{tf}^{\,2}\, \varepsilon_0 r_0\, a^2}{12\, c_e\, k\, n_0 e_0^2}\, c_v^3\, c_y^3\, p_{e0} \sqrt{\dfrac{2\, p_{e0}}{\rho_{e0}}}\; e^{-2\xi L}} \tag{3.12}$$

Si l'abrasif utilisé est un grenat de type Almandin, l'expression de a_n peut se réduire à

$$a_n = \frac{d_p^{\,2}}{d_p + 1{,}23.10^{-8}\, d_{tf}^2\, p_{e0} \sqrt{p_{e0}}} \tag{3.23}$$

Bien que les deux comportements à 310 et 380 MPa semblent éloignés, l'équation obtenue pour des pressions d'eau de l'ordre de 310 MPa peut être utilisée pour déterminer la valeur de C_1 correspondant à un abrasif fragmenté sous une pression d'eau de 380 MPa. Le Tableau 13 présente les écarts entre les valeurs de diamètres particulaires mesurées après fragmentation à 380 MPa et celles obtenues à partir du modèle précédemment établi.

$$Ecart = 100\, \frac{Valeur\ mesurée - Valeur\ évaluée\ par\ mod\,èle}{Valeur\ mesurée} \tag{3.24}$$

	Diamètre moyen en sortie de tête de mélange			Distribution granulométrique en sortie de tête de mélange Valeur cumulée à 100 µm		
	mesure µm	évaluation µm	erreur %	mesure µm	évaluation µm	erreur %
80 MESH	130	130	0	41	35	15
120 MESH	107	100	6	46	50	-9
220 MESH	72	77	-6	81	75	7

Tableau 13 : Ecart d'évaluation d'un diamètre particulaire en sortie de tête de mélange

Les distributions granulométriques données tout au long de cette étude sont obtenues après mesure au granulomètre laser de cinq prélèvements puisés aléatoirement dans les échantillons d'abrasifs récupérés en sortie de tête de mélange. Les distributions granulométriques sont définies à 5% près. Partant de ce constat, on ne peut pas considérer comme significatifs les écarts obtenus sur l'évaluation des diamètres particulaires en sortie de tête de mélange à partir du premier modèle établi.

4. CONCLUSION

L'étude menée sur l'évolution de l'abrasif au cours du processus de coupe montre que le diamètre de l'abrasif en sortie de tête de mélange est très différent de celui de départ.

Le taux de fragmentation peut atteindre 0,65. La fragmentation affecte tout particulièrement les particules abrasives de diamètre supérieur à 150 µm, mais aussi la population généralement moins sensible, celle comprise entre 75 et 150 µm. On en déduit que le processus de mélange, même s'il semble favorable pour la coupe de par la configuration d'éclatement du jet dans la chambre de mélange, reste très destructeur vis à vis des particules abrasives. Cependant, la circularité qui augmente jusqu'à 17 %, met en évidence un effilement des particules abrasives, ce qui leur permet de conserver une bonne capacité de coupe.

L'analyse des performances de coupe en fonction de la granulométrie initiale montre que les abrasifs de diamètre initial inférieur à 150 µm ont des performances de coupe bien supérieures à celles des autres abrasifs et qu'ils sont moins susceptibles de fragmentation.

Ces constatations amènent à considérer de manière différente la notion de diamètre moyen des particules abrasives à introduire dans le modèle d'enlèvement de matière au niveau de la fraction χ. **C'est le diamètre de l'abrasif en sortie de tête de mélange qui devra être considéré.**

CHAPITRE 4. EVOLUTION D'UN MODELE PREDICTIF DE TYPE HASHISH

Le modèle de Hashish, bien que basé sur les équations du mouvement de la particule au moment de l'impact sur la matière, utilise les caractéristiques d'entrée de la particule pour déterminer la hauteur de coupe.

L'étude menée sur l'évolution de la granulométrie montre que les caractéristiques dimensionnelles et géométriques varient de manière significative au cours du processus de découpe. Le modèle doit donc évoluer pour prendre en considération les caractéristiques des particules abrasives au moment de l'impact.

Ce chapitre présente les résultats expérimentaux qui permettent d'exprimer la fraction χ de particules abrasives participant à la coupe dans le mode d'érosion par déformation en fonction du diamètre moyen de l'échantillon d'abrasif en sortie de tête de mélange.

Le modèle proposé est ensuite validé pour un autre type d'abrasif.

1. CONDITIONS D'APPLICATION DU MODELE DE HASHISH

Les conditions d'application du modèle de Hashish ont été définies au Ch. 2, 1.3.5. Deux conditions sont particulièrement intéressantes au regard des résultats obtenus lors des expérimentations antérieures. L'une concerne les caractéristiques de l'abrasif pour lesquelles on peut prétendre utiliser le modèle prédictif d'enlèvement de matière, l'autre concerne le calcul de la hauteur de coupe (existence du mode d'érosion par coupe).

1.1. Granulométrie de l'abrasif

Hashish, [Has. 1989], précise que son modèle d'enlèvement de matière est valide pour des abrasifs de type grenat (Ch. 2, 1.3.5) dont la granulométrie moyenne initiale n'excède pas 150 MESH (100 µm).

Les résultats expérimentaux donnés dans le chapitre précédent montrent une diminution significative du diamètre moyen d'un échantillon lors du processus de mélange. Le Tableau 14 présente les diamètres de quelques abrasifs en sortie de tête de mélange.

Type abrasif	Granulométrie initiale abrasif (MESH)	Diamètre moyen initial abrasif (µm)	Diamètre moyen abrasif sortie tête de mélange (µm)
Barton	40	466	140
Barton	80	228	139
Barton	120	162	***106***
Barton	220	***106***	***80***

Tableau 14 : Granulométries du grenat Barton

Trois des quatre abrasifs utilisés ont des granulométries initiales comprises dans les gammes de valeurs pour lesquelles Hashish a validé son modèle. Selon ses recommandations, le modèle ne peut être utilisé pour le Barton 220 MESH dont le diamètre initial est trop proche de 100 µm.

Selon les hypothèses d'établissement du modèle, le diamètre de l'abrasif doit être considéré au moment de l'impact sur la matière. Seules les hauteurs de découpes réalisées avec le 40 et le 80 MESH peuvent être prédites avec ce modèle. Bien que théoriquement en milieu de la gamme d'abrasif préconisée, leur diamètre moyen après fragmentation les positionne en limite basse de la gamme.

1.2. Existence du mode d'érosion par coupe

Hashish, [Has. 1989], indique que le mode d'érosion par coupe n'existe que si l'angle d'impact de la particule sur la matière, α_0, reste inférieur à un angle critique, α_1, à partir duquel on passe du mode d'érosion par coupe au mode d'érosion par déformation, soit si $\alpha_0 < \alpha_1$ (Ch. 2, 1.3.5 page 61).

$$\frac{1}{\left(\frac{56}{\pi^2}\frac{\dot{m}_p}{\rho_p}\frac{1}{d_j^{\,2}}\frac{1}{Va}\right)^{\frac{2}{5}}\frac{V_p}{C_k}} \langle \frac{3\pi}{14\gamma} R_f^{\frac{3}{5}} \sqrt{\frac{C_k}{V_p}} \qquad (2.89)$$

(2.91)

Le Tableau 15 indique les valeurs de α_0 et α_1 pour quelques configurations.

Vitesse avance mm/s	Taille abrasif MESH	Diamètre moyen abrasif µm	Débit abrasif g/s	Rondeur particule	α_0 °	α_1 °	$\alpha_1-\alpha_0$ °	h_c mesurée mm
1,7	40	140	2,8	0,49	12	12	+0,00	3,0
2,5	40	140	2,8	0,49	14	12	***-0,04***	2,6
1,7	80	139	2,8	0,57	12	13	+0,02	2,8
2,5	80	139	2,8	0,57	15	13	***-0,02***	2,5
1,7	220	80	2,8	0,56	12	13	+0,01	2,9
1,7	220	77	5,1	0,61	10	14	+0,07	3,4
2,5	220	79	2,8	0,56	14	13	***-0,02***	2,5

Tableau 15 : Angle critique d'impact pour un grenat Barton et une pression d'eau de 310 MPa

On remarque que la condition d'existence du mode d'érosion par coupe n'est pas vérifiée pour les configurations pour lesquelles la vitesse d'avance de coupe est de 2,5 mm/s, vitesse comprise dans le domaine d'application défini par Hashish, [Has. 1989]. Pourtant, l'observation des faces de coupe sur les échantillons découpés montre bien l'existence de ce mode d'érosion.

Une analyse plus fine en fonction des caractéristiques géométriques des particules montre que α_0 tend vers α_1 dès que la rondeur est inférieure à 0,70. Il est alors rare que la condition $\alpha_0 < \alpha_1$ soit vérifiée, aussi le mode d'érosion par coupe ne devrait jamais apparaître. Le phénomène devrait être d'autant plus observable que les particules en sortie de tête de mélange ont des rondeurs biens inférieures aux rondeurs initiales. Elles sont systématiquement inférieures à 0,60.

1.3. Conclusion

La comparaison théorie/expérimentation montre que les hypothèses de travail ne sont pas toutes vérifiées. Les particules ne sont pas assimilables à une sphère au moment de l'impact et leur mode d'action n'est pas celui mis en œuvre dans le modèle.

Celui-ci doit être repris et amélioré pour prendre en considération les caractéristiques granulométrique et géométrique des abrasifs dans l'évaluation des hauteurs de coupe. Les conditions d'application du modèle seront étendues.

2. MISE EN EVIDENCE DE L'EVOLUTION DE LA FRACTION χ EN FONCTION DES PARAMETRES DU PROCEDE

Le Ch. 2, 2.3 justifie la décision d'introduire la notion de diamètre moyen des particules abrasives dans le calcul de la hauteur de coupe par déformation (h_d). Il précise que la fraction χ, constante liée à la nature du matériau impacté dans le modèle de Hashish, pourra être précisée et exprimée en fonction du diamètre moyen des particules abrasives en sortie de tête de mélange.

Notons que,

- d_p est la valeur en micromètres du diamètre moyen correspondant à la granulométrie en MESH donnée par les fournisseurs d'abrasifs ;
- d_{ps} est la valeur en micromètres du diamètre moyen d'un échantillon d'abrasif en sortie de tête de mélange.

2.1. Conditions expérimentales

Une série de découpes est réalisée dans des conditions expérimentales identiques à celles de l'étude granulométrique. Sont fixés

- le diamètre de la buse : 0,25 mm ;
- le diamètre du canon de focalisation : 1,1 mm ;
- la longueur du canon de focalisation : 50 mm ;
- la distance du canon de focalisation à la surface du matériau impacté : 2 mm.

Sont variables:

- la pression d'eau : 280, 300, 310 et 380 MPa ;
- le débit d'abrasif : 2,8 et 5,1 g/s ;
- le diamètre moyen initial des abrasifs : entre 106 et 466 µm ;
- la vitesse de coupe : 1,7 et 2,5 mm/s.

Chaque configuration expérimentale est répétée quatre fois. Certaines à plusieurs mois d'intervalle afin de réduire l'erreur systématique due à une éventuelle non répétitivité du procédé. Les hauteurs de coupe sont mesurées selon la procédure définie au Ch. 2, 2.2.2 page 68.

La fraction χ est calculée pour chaque configuration de façon à égaler les hauteurs de coupe prédites et expérimentales. On en déduit une valeur moyenne.

Le modèle est recalculé avec les caractéristiques de l'abrasif en sortie de tête de mélange et non avec les caractéristiques initiales comme c'est le cas dans le modèle de Hashish.

2.2. Résultats

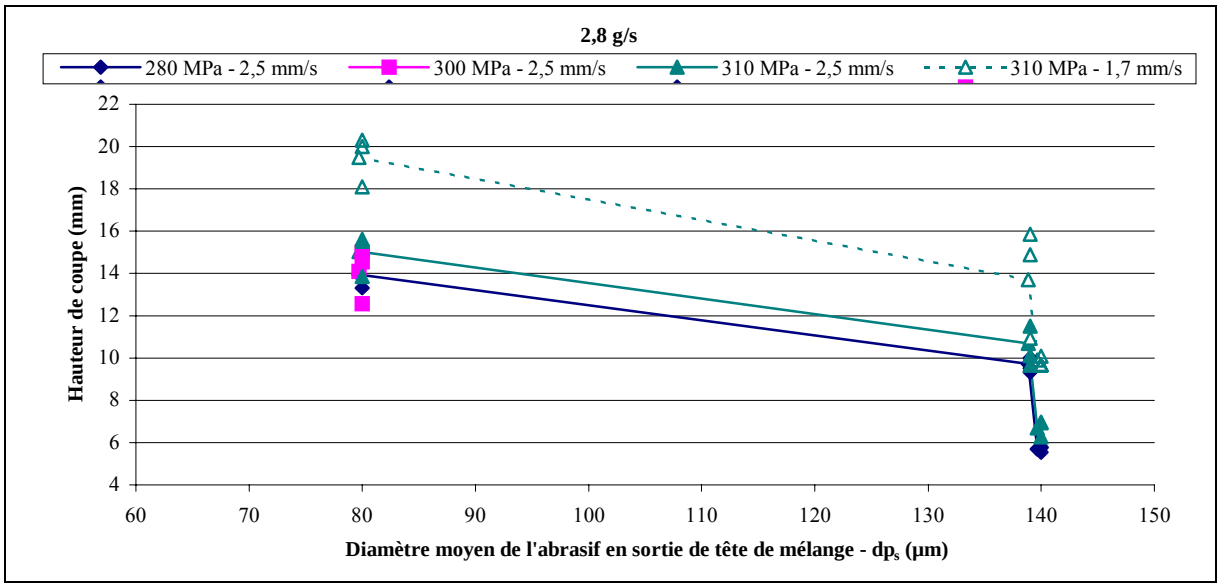
2.2.1. Performances de coupe

Le Tableau 16 présente les hauteurs de coupe (moyennes de quatre hauteurs de coupe) obtenues pour chaque configuration expérimentale.

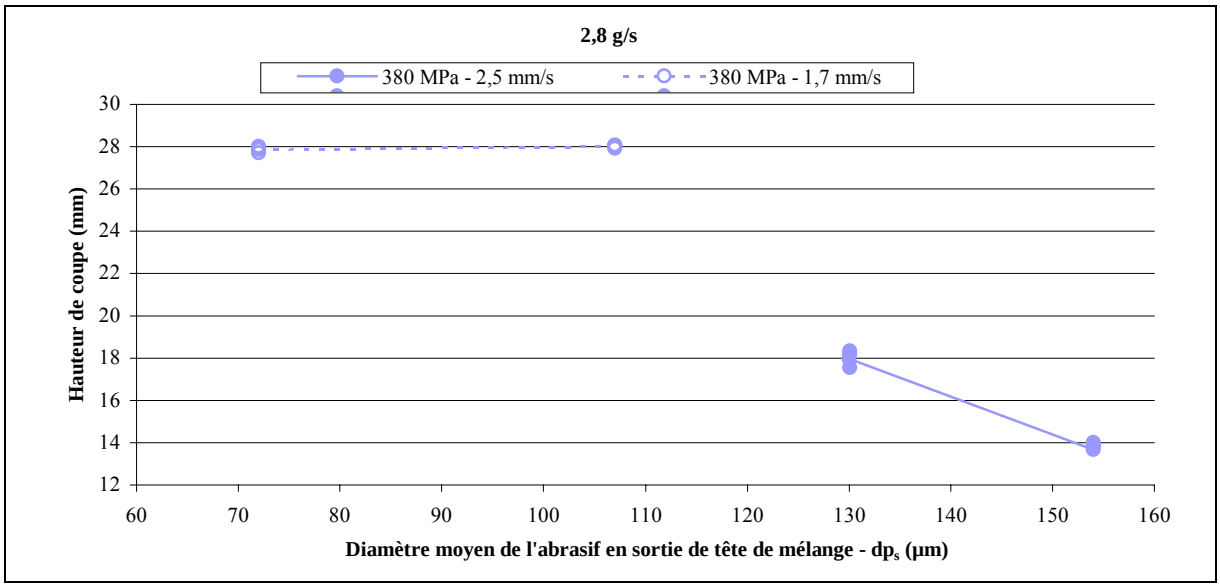
Pression eau	Vitesse avance de coupe	Taille abrasif	Diamètre moyen initial abrasif	Diamètre moyen abrasif sortie tête mélange	Débit abrasif	χ calculé	Hauteur de coupe mesurée moyenne et écart-type	
							$\bar{m}$	σ
MPa	mm/s	MESH	µm	µm	g/s		mm	mm
280	2,5	40	466	140	2,8	0,05	5,6	0,5
280	2,5	80	228	139	2,8	0,21	9,7	0,4
280	2,5	220	106	80	2,8	0,40	13,9	1,3
300	2,5	220	106	80	2,8	0,34	14,1	1,2
310	1,7	40	466	140	2,8	0,11	9,9	0,2
310	2,5	40	466	140	2,8	0,07	6,7	0,4
310	1,7	80	228	139	2,8	0,20	13,7	2,2
310	2,5	80	228	139	2,8	0,22	10,7	0,8
310	1,7	220	106	80	2,8	0,34	19,5	1,1
310	1,7	220	106	80	5,1	0,30	25,9	1,2
310	2,5	220	106	80	2,8	0,38	15,0	0,8
380	2,5	40	466	154	2,8	0,26	13,7	0,4
380	2,5	80	228	130	2,8	0,39	18,0	0,3
380	1,7	120	162	107	2,8	0,44	28,0	0,0
380	1,7	220	106	72	2,8	0,44	27,8	0,1

Tableau 16 : Performances de coupe du grenat Barton

Les graphes 13 et 14 présentent les hauteurs de coupe obtenues pour quatre niveaux de pression, deux vitesses d'avance et un débit d'abrasif constant de 2,8 g/s. Ils montrent l'efficacité croissante de la pression d'eau et du débit d'abrasif sur les performances de coupe ainsi que l'influence prépondérante de la granulométrie de l'abrasif par rapport aux autres paramètres.



Graphe 14 : Performances de coupe du grenat Barton en fonction de la granulométrie des particules abrasives – pression d'eau : 280 à 310 MPa



Graphe 15 : Performances de coupe du grenat Barton en fonction de la granulométrie des particules abrasives – pression d'eau : 380 MPa

Pour des pressions de l'ordre de 300 MPa, les performances de coupe chutent au-delà d'une granulométrie de 140 µm. Cette valeur correspond à la granulométrie moyenne en sortie de tête de mélange, mais doit être impérativement rapprochée de la granulométrie initiale.

Pression eau	Vitesse avance de coupe	Diamètre moyen initial abrasif		Augmentation diamètre moyen initial	Diamètre moyen abrasif sortie tête de mélange	H mesurée moyenne	Chute performances de coupe observée
MPa	mm/s	MESH	µm	%	µm	mm	%
280	2,5	220	106		80	13,9	
280	2,5	80	228	215	139	9,7	70
280	2,5	40	466	205	140	6,0	62
310	2,5	220	106		80	15,0	
310	2,5	80	228	215	139	10,7	71
310	2,5	40	466	205	140	6,7	63
310	1,7	220	106		80	19,5	
310	1,7	80	228	215	139	13,7	70
310	1,7	40	466	205	140	9,9	72

Tableau 17 : Evolution des performances de coupe d'un grenat Barton en fonction de la granulométrie des particules abrasives

Bien que les diamètres moyens du 40 et du 80 MESH soient identiques en sortie de tête de mélange, leurs performances de coupe sont très différentes. Elles chutent de 28 à 37 % en fonction des configurations expérimentales considérées.

L'évolution des hauteurs de coupe observée en fonction de la pression d'eau et du débit d'abrasif amène à penser que seul le mode de mise en vitesse des abrasifs dans la tête de mélange a une influence sur les performances de coupe. Au-delà d'une certaine granulométrie initiale, le comportement en fragmentation des abrasifs est de même nature. C'est pourquoi la granulométrie moyenne en sortie de tête de mélange est la même. En revanche, plus l'abrasif a une granulométrie importante, moins le mélange eau-air-abrasif dans la tête de mélange est de qualité. Les abrasifs restés en périphérie du jet n'ont pas été suffisamment accélérés en sortie du canon de focalisation. La vitesse du mélange n'est pas homogène et les performances de coupe chutent.

Cette différence de comportement en fonction de la granulométrie de l'abrasif doit être prise en compte pour établir l'expression de la fraction χ de particules abrasives, participant à l'enlèvement de matière dans le mode d'érosion par déformation, en fonction des paramètres du procédé.

2.2.2. Expression de la fraction χ

Les expérimentations réalisées confirment de faibles variations de la fraction χ en fonction du débit de l'abrasif et de la vitesse de coupe comparativement à celles obtenues pour des variations de la granulométrie de l'abrasif. La fraction χ est donc seulement définie en fonction de la granulométrie de l'abrasif utilisé, pour 2 gammes de pressions distinctes 300 et 380 MPa.

- Analyse en fonction de la granulométrie de l'abrasif en sortie de tête de mélange

Une valeur moyenne de χ peut être déterminée pour chacune des granulométries d'abrasif obtenues en sortie de tête de mélange quelles que soient les valeurs du débits de l'abrasif et de la vitesse de coupe (Tableau 18). Il faut noter que l'erreur que l'on peut commettre sur l'évaluation de χ est négligeable pour le calcul de la hauteur de coupe. Elle entraîne une incertitude sur la hauteur de coupe au plus égale au millimètre.

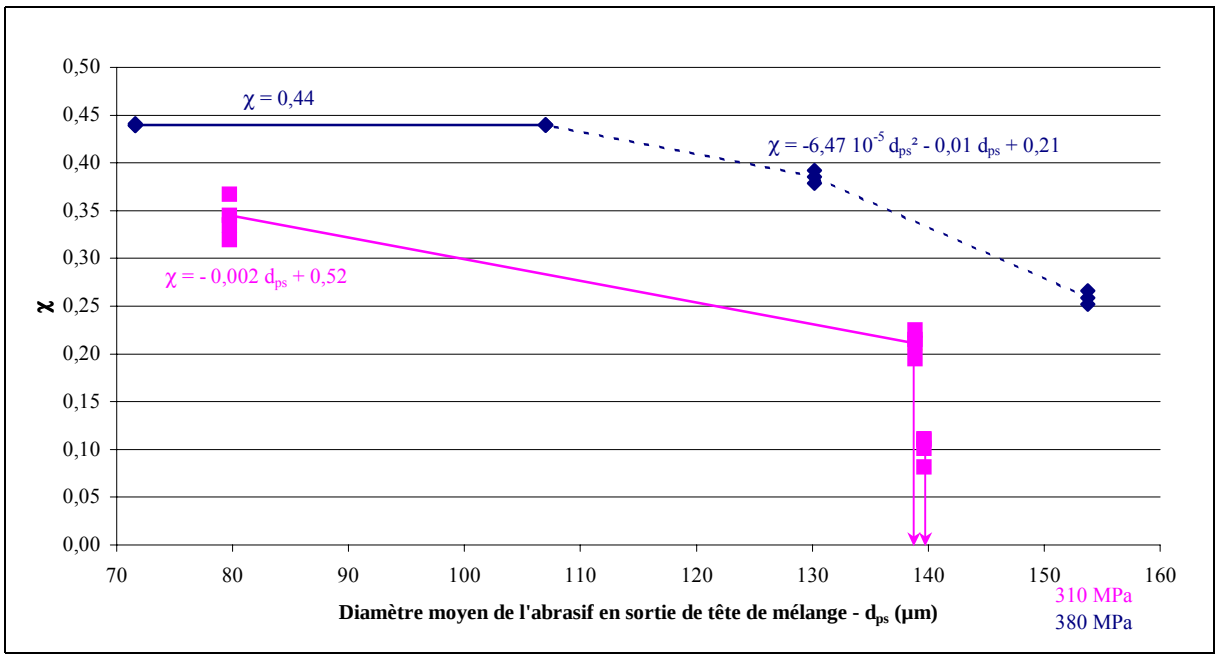
Cette valeur peut paraître conséquente pour un travail de recherche dont l'objectif est de modéliser les modes d'action d'un procédé. Les précisions de mesure sont spécifiées au Ch. 4, 3.4. On démontre que les erreurs d'appréciation des différents paramètres sont

négligeables par rapport à l'erreur systématique engendrée par la non reproductibilité du procédé.

Pression eau	Diamètre moyen abrasif en sortie de tête de mélange	χ réel moyenne et écart-type	
		$\bar{m}$	σ
MPa	µm		
280	140	0,08	0,02
310			
280	139	0,21	0,03
310			
280	80	0,34	0,05
300			
310			
380	154	0,26	0,01
380	130	0,39	0,01
380	107	0,44	0,00
380	72	0,44	0,00

Tableau 18 : Valeurs de χ en fonction du diamètre de l'abrasif en sortie de tête de mélange

L'évolution de la fraction χ dépend de la gamme de pression considérée, mais globalement, χ diminue quand la granulométrie de l'abrasif augmente (Graphe 16).



Graphe 16 : Evolution de la fraction χ en fonction de la granulométrie d'abrasif en sortie de tête de mélange

Pour des pressions de l'ordre de 300 MPa et des diamètres moyens d'abrasif en sortie de tête de mélange compris entre 80 et 140 µm, on peut linéariser la variation de la fraction χ avec la granulométrie de l'abrasif. La chute des performances de coupe est très brutale au-delà de 140 µm. On ne peut modéliser l'évolution de la fraction χ en fonction de la granulométrie de l'abrasif en sortie de tête de mélange au delà de cette valeur. Il faut établir une deuxième expression en fonction du diamètre initial de l'abrasif.

La fraction de particules abrasives participant à l'enlèvement de matière est constante dans le cas de pressions plus élevées (380 MPa) et de diamètres moyens d'abrasif en sortie de tête de mélange compris entre 70 à 110 µm. Au-delà d'un diamètre de 110 µm, χ diminue selon une loi approchée par une expression parabolique.

L'exploitation du Graphe 16 permet d'écrire :

$$\chi = -0{,}002\, d_{ps} + 0{,}52 \qquad \text{pour } 280\ MPa < p_{e0} < 310\ MPa \text{ et } 80\ \mu m < d_{ps} < 140\ \mu m \tag{4.1}$$

$$\chi = -0{,}44 \qquad \text{pour } p_{e0} = 380\ MPa \text{ et } d_{ps} < 110\ \mu m \tag{4.2}$$

$$\chi = -6{,}47.10^{-5}\, d_{ps}^{2} - 0{,}01\, d_{ps} + 0{,}21 \qquad \text{pour } p_{e0} = 380\ MPa \text{ et } d_{ps} > 110\ \mu m \tag{4.3}$$

Les comportements observés confirment ce qui a été dit précédemment (Ch. 4, 2.2.1). Plus les particules abrasives ont un diamètre initial important, moins elles sont accélérées au cours de leur passage dans le canon de focalisation. Leur énergie cinétique au moment de l'impact est faible et la proportion de particules abrasives dont la vitesse en fin du premier mode d'enlèvement de matière (érosion par coupe) est supérieure à la vitesse limite à partir de laquelle il y a déformation plastique du matériau est faible. La fraction χ de particules abrasives actives pour la coupe chute.

- Analyse en fonction de la granulométrie initiale de l'abrasif

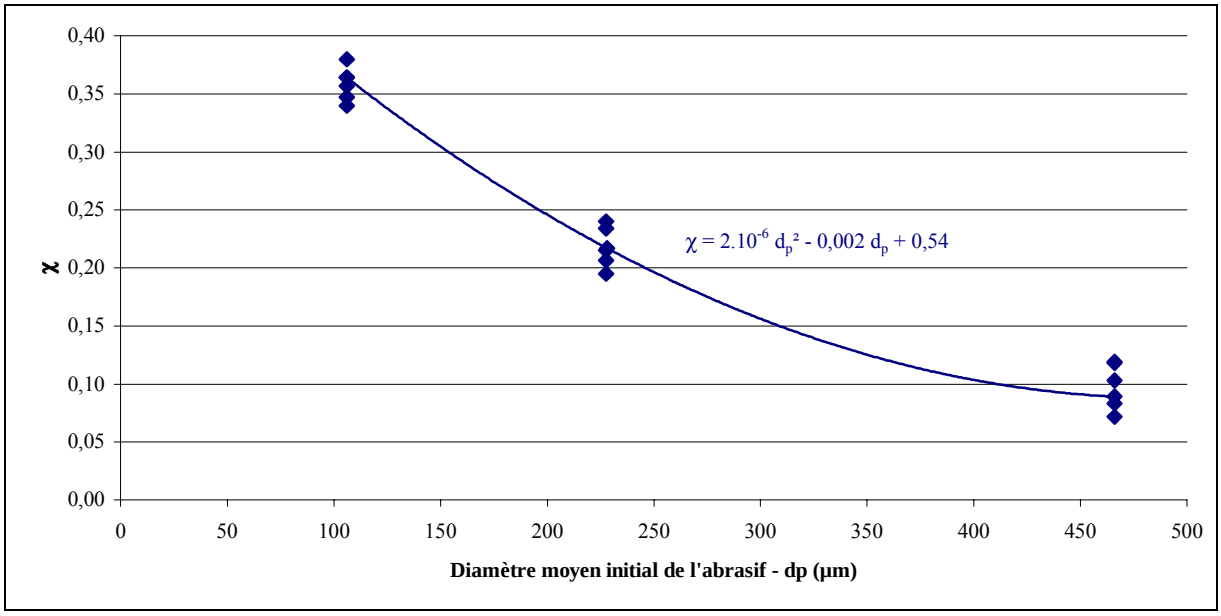
Le Tableau 19 présente les valeurs moyennes de la fraction χ déterminées pour chacune des granulométries initiales d'abrasif quelles que soient les valeurs du débits de l'abrasif et de la vitesse de coupe. Encore une fois, l'erreur que l'on peut commettre sur l'évaluation de la fraction χ est négligeable pour le calcul de la hauteur de coupe.

Pression MPa	Diamètre moyen initial µm	χ réel moyenne et écart-type $\bar{m}$	χ réel moyenne et écart-type σ	χ réel moyenne et écart-type $\bar{m}$	χ réel moyenne et écart-type σ
280	466	0,07	0,00	0,09	0,02
310		0,11	0,02		
280	228	0,22	0,01	0,22	0,00
310		0,22	0,04		
280	106	0,40	0,05	0,36	0,03
300		0,35	0,06		
310		0,34	0,04		

Tableau 19 : Valeurs de χ en fonction du diamètre initial d'abrasif

Le Graphe 17 présente l'évolution de la fraction χ en fonction de la granulométrie initiale de l'abrasif. Elle se traduit par l'expression :

$$\chi = 2.10^{-6}\, d_p^2 - 0{,}002\, d_p + 0{,}54 \qquad pour\ 106 < d_p < 466\ \mu\ m \tag{4.4}$$



Graphe 17 : Evolution de χ en fonction de la granulométrie initiale d'abrasif - pression d'eau de 310 MPa

Cette modélisation est valable pour une large gamme de diamètres particulaires et c'est un avantage. Elle est plus simple d'utilisation car elle ne nécessite pas une évaluation préalable de l'évolution granulométrique des abrasifs lors de leur séjour dans la tête de mélange. Cependant, la précision apportée au modèle est limitée par rapport à la prise en compte du diamètre particulaire en sortie de tête de mélange.

3. MODELE AMELIORE

3.1. Modèle initial

Le modèle de Hashish, [Has. 1989], permet de prédire les hauteurs de coupe obtenues par l'impact d'un jet constitué d'un mélange d'eau et d'abrasif. Il distingue un premier mode d'érosion par coupe caractérisé par la hauteur de coupe h_c (1er terme de la relation 2.128) puis un second mode d'érosion par déformation caractérisé par la hauteur de coupe h_d (2ème terme de la relation 2.128).

Dans le deuxième mode de découpe, l'énergie cinétique des particules abrasives est faible. La vitesse d'impact de certaines particules abrasives est inférieure à la vitesse limite au-delà de laquelle il y a déformation plastique du matériau. On considère alors que seule une fraction χ des particules abrasives participe à la coupe. Nos expérimentations ont permis d'établir une relation entre cette fraction χ et l'évolution granulométrique de l'abrasif au cours du processus de coupe (Ch. 4, 3). χ est fonction du diamètre particulaire d_{ps} en sortie de tête de mélange.

➢ ***Expression de la hauteur de coupe pour des pressions de l'ordre de 300 MPa***

$$h_T = \frac{d_j \dfrac{V_{mél}}{C_k}}{\dfrac{V_e}{C_k} + \left(\dfrac{56}{\pi^2} \dfrac{\dot{m}_p}{\rho_p \, d_j^{\,2} \, Va} \right)^{-\frac{2}{5}}} + \frac{1}{\dfrac{V_{mél}}{V_{mél} - V_e} \dfrac{C_f}{d_j} + \dfrac{\pi \, \sigma_{f_{II}} \, d_j \, Va}{2 \left(-0{,}002 \, d_{ps} + 0{,}52 \right) \dot{m}_p \left(V_{mél} - V_e \right)^2}} \tag{4.5}$$

$$pour \quad 280\ MPa < p_{e0} < 310\ MPa$$

$$et \quad 80\ \mu m < d_{ps} < 140\ \mu m \quad ou \quad d_p < 250\ \mu m$$

$$h_T = \frac{d_j \dfrac{V_{mél}}{C_k}}{\dfrac{V_e}{C_k} + \left(\dfrac{56}{\pi^2} \dfrac{\dot{m}_p}{\rho_p \, d_j^{\,2} \, Va} \right)^{-\frac{2}{5}}} + \frac{1}{\dfrac{V_{mél}}{V_{mél} - V_e} \dfrac{C_f}{d_j} + \dfrac{\pi \, \sigma_{f_{II}} \, d_j \, Va}{2 \left(2.10^{-6} \, d_p^{\,2} + 0{,}002 \, d_p + 0{,}54 \right) \dot{m}_p \left(V_{mél} - V_e \right)^2}} \tag{4.6}$$

$$pour \quad 280\ MPa < p_{e0} < 310\ MPa$$

$$et \quad 106\ \mu m < d_p < 466\ \mu m$$

➢ ***Expression de la hauteur de coupe pour des pressions de l'ordre de 380 MPa***

$$h_T = \frac{d_j \dfrac{V_{mél}}{C_k}}{\dfrac{V_e}{C_k} + \left(\dfrac{56}{\pi^2} \dfrac{\dot{m}_p}{\rho_p \, d_j^{\,2} \, Va} \right)^{-\frac{2}{5}}} + \frac{1}{\dfrac{V_{mél}}{V_{mél} - V_e} \dfrac{C_f}{d_j} + \dfrac{\pi \, \sigma_{f_{II}} \, d_j \, Va}{-0{,}88 \, \dot{m}_p \left(V_{mél} - V_e\right)^2}} \tag{4.7}$$

$$pour \quad p_{e0} = 380 \; MPa$$

$$et \quad d_{ps} < 110 \; \mu m$$

$$h_T = \frac{d_j \dfrac{V_{mél}}{C_k}}{\dfrac{V_e}{C_k} + \left(\dfrac{56}{\pi^2} \dfrac{\dot{m}_p}{\rho_p \, d_j^{\,2} \, Va} \right)^{-\frac{2}{5}}} + \frac{1}{\dfrac{V_{mél}}{V_{mél} - V_e} \dfrac{C_f}{d_j} + \dfrac{\pi \, \sigma_{f_{II}} \, d_j \, Va}{2 \left(-6{,}47.10^{-5} d_{ps}^{\;s} - 0{,}01 d_{ps} + 0{,}21\right) \dot{m}_p \left(V_{mél} - V_e\right)^2}} \tag{4.8}$$

$$pour \quad p_{e0} = 380 \; MPa$$

$$et \quad d_{ps} > 110 \; \mu m$$

➢ ***Expression du diamètre moyen des particules abrasives en sortie de tête de mélange***

- Un modèle prédictif de l'évolution granulométrique des abrasifs pour une pression de l'ordre de 300 MPa a été développé au Ch. 3, 3. On peut en déduire le diamètre moyen en sortie de tête de mélange, d_{ps}.

La distribution granulométrique cumulée des abrasifs en sortie de tête de mélange peut être mise sous la forme

$$y = 100 \cdot \left(1 - P_D\right) \tag{3.17}$$

où P_D représente la fonction de distribution

$$P_D = \left(3{,}51.10^{-5} d_p^2 - 0{,}01 \, d_p + 2{,}51\right) \; e^{-1{,}85 \frac{(x - a_n)^2}{(d_p - a_n)^2}} \tag{3.20}$$

$$pour \; 106 \; \mu m < d_p < 228 \; \mu m$$

$$P_D = 0{,}92 \; e^{-1{,}85 \frac{(x - a_n)^2}{(d_p - a_n)^2}} \tag{3.21}$$

$$pou \; 228 \; \mu m < d_p$$

avec d_p, diamètre moyen initial en micromètres de l'échantillon et a_n, taille d'une particule après sa $n^{ième}$ fragmentation

$$a_n = \frac{d_p^{\,2}}{d_p + \frac{C_D\ \pi^2\ d_{tf}^{\,2}\ \varepsilon_0 r_0\ a^2}{12\ c_e\ k\ n_0 e_0^2} c_v^3\ c_y^3\ p_{e0} \sqrt{\frac{2\ p_{e0}}{\rho_{e0}}}\ e^{-2\xi\ L}} \tag{3.12}$$

Le diamètre moyen d'un échantillon d'abrasif en sortie de tête de mélange correspond à une valeur de y égale à 50 %. d_{ps} est donc la solution de l'équation

$$\left(3{,}51.10^{-5}\, d_p^2 - 0{,}01\, d_p + 2{,}51\right)\ e^{-1{,}85 \frac{(d_{ps}-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} - 0{,}5 = 0 \tag{4.9}$$

$$pour\ 106\ \mu m < d_p < 228\ \mu m$$

$$0{,}92\ \ e^{-1{,}85 \frac{(d_{ps}-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} - 0{,}5 = 0 \tag{4.10}$$

$$pour\ 228\ \mu m < d_p$$

Si l'abrasif utilisé est un grenat de type Almandin, l'expression de a_n s'écrit

$$a_n = \frac{d_p^{\,2}}{d_p + 1{,}23.\,10^{-8}\, d_{tf}^2\, p_{e0} \sqrt{p_{e0}}} \tag{3.23}$$

- Le modèle prédictif de l'évolution granulométrique des particules abrasives pour une pression de l'ordre de 380 MPa est plus simple et permet aussi de déduire le diamètre moyen en sortie de tête de mélange, d_{ps}, solution de l'équation

$$e^{-1{,}85 \frac{(d_{ps}-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} - 0{,}5 = 0 \tag{4.11}$$

➢ ***Domaine de validité***

L'introduction de la notion de diamètre moyen de l'échantillon d'abrasif dans le calcul de la hauteur de découpe obtenue par déformation (h_d) permet d'étendre l'application du modèle d'enlèvement de matière de type Hashish à une plus large gamme d'abrasifs. Deux modèles sont proposés en fonction de la granulométrie initiale de l'abrasif utilisé.

L'observation des faces de coupe met en évidence l'existence systématique du mode d'érosion par coupe, même si la condition sur les angles d'impact requise par le modèle d'enlèvement de matière n'est pas vérifiée. En réalité, il s'avère que cette condition est difficile à vérifier si on considère les caractéristiques de l'abrasif en sortie de tête de mélange. Les valeurs des différents paramètres impliquent théoriquement une très mauvaise capacité de coupe. La condition $\alpha_0 \langle \alpha_1$ n'est plus requise pour le modèle évolué.

Le domaine d'application du modèle évolué est le suivant :

- type d'abrasif : grenat Barton ;
- diamètre d'abrasif : de 100 à 470 µm ;
- débit d'abrasif : de 2,8 à 5,1 g/s ;
- diamètre de la buse : 0,25 mm ;
- diamètre du canon de focalisation : 1,1 mm ;
- pression d'eau : de 280 à 380 MPa ;
- vitesse d'avance de coupe : de 1,7 à 2,5 mm/s ;
- distance du canon de focalisation à la pièce : 2 mm.

3.2. Extension du domaine de validité pour un autre type d'abrasif

Les différentes évolutions du modèle d'enlèvement de matière proposées jusqu'ici ont été validées sur un type d'abrasif : un grenat Barton de type Almandin. Une nouvelle série d'expérimentations est mise en place pour valider, avec un grenat GMA, les comportements obtenus avec le grenat Barton.

3.2.1. Conditions expérimentales

➢ ***Abrasif***

Le grenat GMA, tout comme le grenat Barton, est de type Almandin. La proportion d'impuretés dans les échantillons est de l'ordre de 2%. Il se différencie cependant du grenat Barton par sa forme. C'est un sable de plage australien à grains arrondis.

➢ ***Autres paramètres du procédé***

Le mode de prélèvement et les méthodes de caractérisation de l'abrasif sont rigoureusement identiques à ceux utilisés lors de l'étude de l'évolution de la granulométrie des abrasifs (Ch. 3, 2). Les paramètres du procédé sont identiques (Ch. 3, 2.2.1) à l'exception des granulométries qui sont réduites à des particules de diamètre moyen de 185 et 222 µm.

L'étude des performances de coupe est réalisée dans des conditions identiques à celles définies au Ch. 4, 2.1.

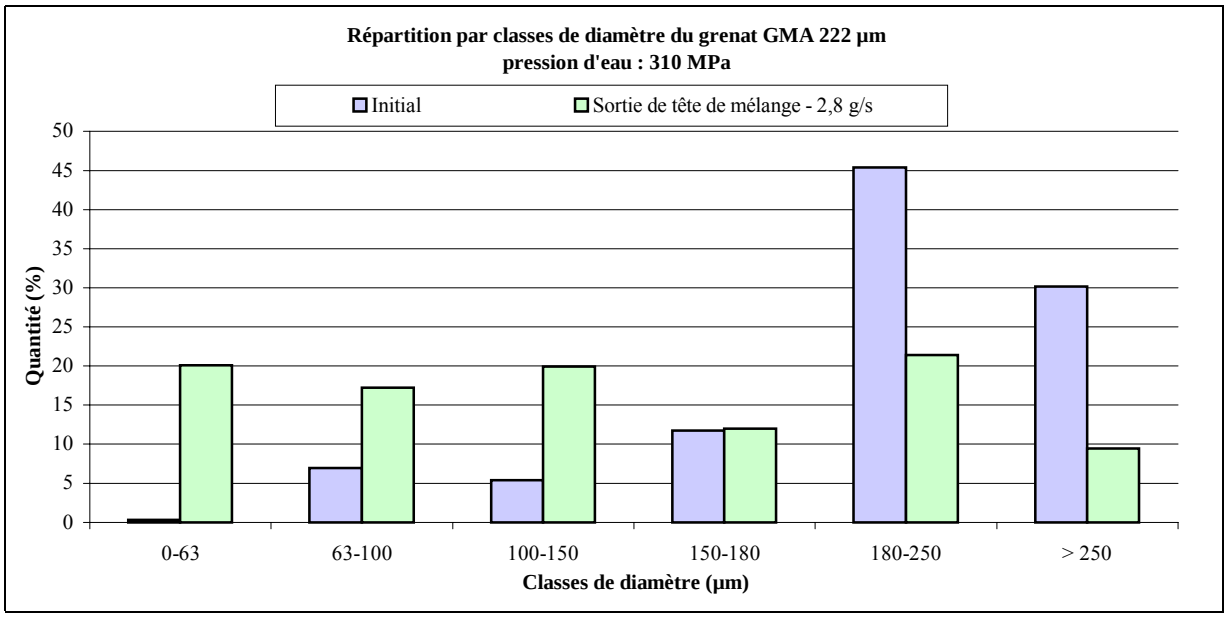
3.2.2. Analyse du phénomène de fragmentation

➢ ***Evolution granulométrique***

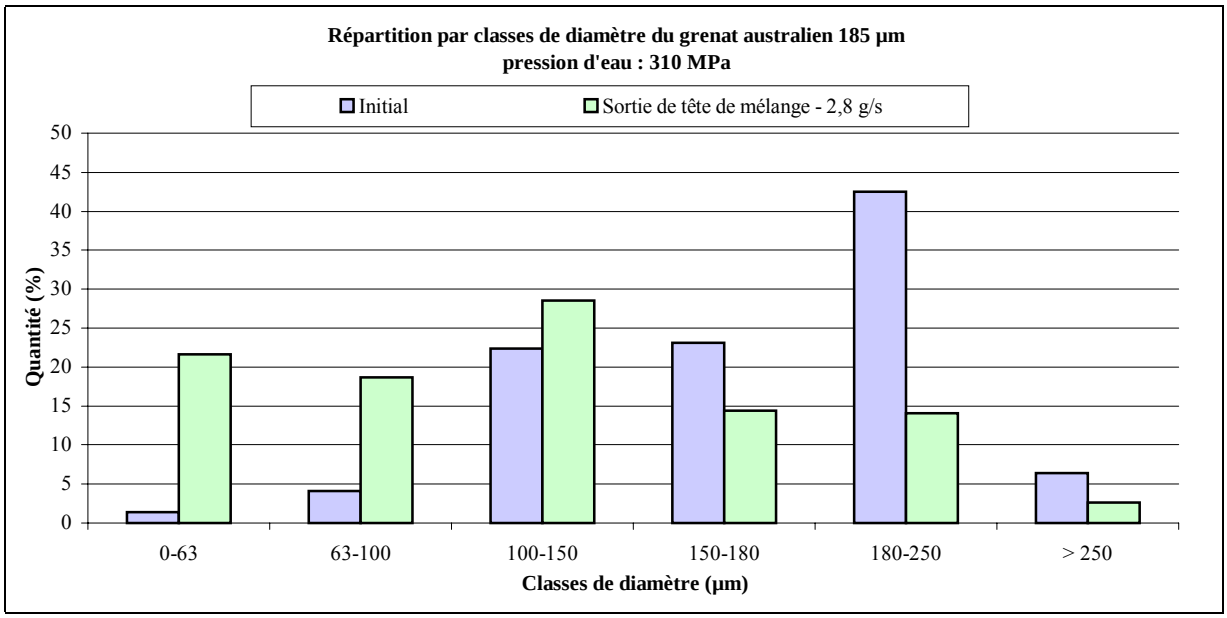
Les grenats GMA 222 et 185 µm ont des comportements très proches (Graphe 18 et Graphe 19). Le phénomène de fragmentation au cours du processus de mélange affecte tout particulièrement les particules abrasives de diamètre supérieur à 150 µm, au profit des particules abrasives de diamètre inférieur et tout particulièrement de la classe 0-63 µm. Dans le cas du 222 µm cette diminution est de plus de 45 % et concerne les particules abrasives de diamètre supérieur à 180 µm. Pour le 185 µm, elle est de 41 % et concerne les particules abrasives de diamètre supérieur à 150 µm.

D'après Labus, [Lab. et al. 89], les particules abrasives de la classe 75-150 µm sont moins affectées par les processus de mélange que les autres particules. En effet, en sortie de tête de mélange, on ne constate pas de diminution de population pour les classes correspondant à ces tailles de particules.

Il constate également que seules 20 à 22 % des particules de 180 à 250 µm restent intactes en sortie de buse. Dans nos configurations, on atteint 47 % pour le grenat GMA 222 µm et 37 % pour le grenat GMA 185 µm.

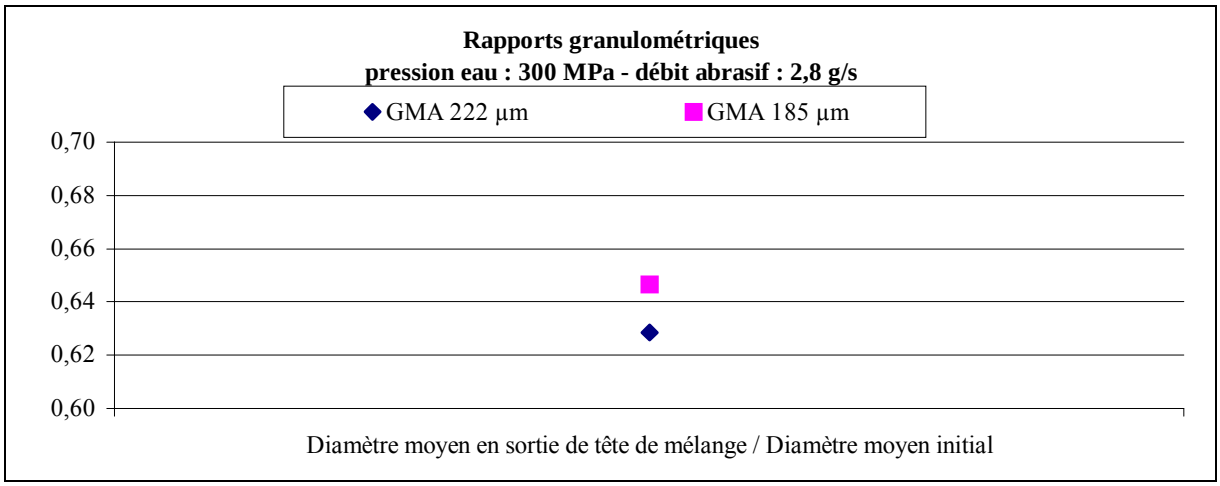


Graphe 18 : Evolution granulométrique du grenat GMA 222 µm pour une pression d'eau de 310 MPa



Graphe 19 : Evolution granulométrique du grenat GMA 185 µm pour une pression d'eau de 310 MPa

Le Graphe 20 présente le rapport entre les valeurs de diamètre moyen obtenues en sortie de tête de mélange et celles initiales. On peut considérer que la granulométrie moyenne de l'échantillon diminue d'un tiers au cours du processus de mélange avec un taux de fragmentation proche de 0,64.

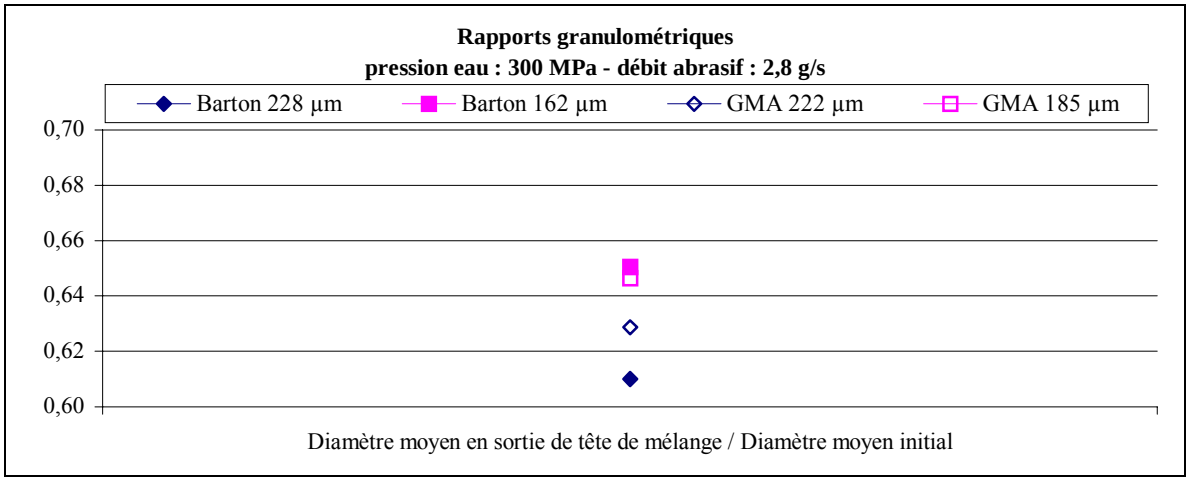


Graphe 20 : Fragmentation du grenat GMA au cours du processus de mélange

➢ ***Comparaison des évolutions granulométriques des grenats Barton et GMA***

Pour une granulométrie initiale de 222-228 µm, les particules abrasives supérieures à 180 µm représentent 75 % de la population totale pour les deux grenats. Ces particules abrasives sont affectées de manière identique par le phénomène de fragmentation et ne représentent plus ensuite que 30 % de la population totale en sortie de tête de mélange. Les grenats Barton et GMA d'un diamètre moyen initial proche de 230 µm ont exactement le même comportement en fragmentation d'un point de vue granulométrique. Ce comportement est identique pour un abrasif GMA d'une granulométrie de 185 µm.

En ce qui concerne le grenat Barton de 162 µm, avec seulement 55 % de particules abrasives supérieures à 180 µm, après fragmentation ces particules ne représentent plus que 21 % en sortie de tête de mélange. Les particules abrasives inférieures à 100 µm représentent alors presque la moitié de la répartition granulométrique.



Graphe 21 : Fragmentation au cours du processus de découpe

Le Graphe A . 12 en Annexe 7 propose, en plus du Graphe 21, un comparatif de l'évolution granulométrique des abrasifs Barton et GMA.

La proportion de particules abrasives dont le diamètre est compris entre 180 à 250 µm, varie de 35 à 53 % en fonction du type et de la granulométrie de l'abrasif considéré. Quels que soient le type et la granulométrie de l'abrasif, en moyenne 40 % des particules initialement supérieures à 180 µm résistent au phénomène de fragmentation.

La proportion de particules abrasives inférieures à 100 µm est de l'ordre de 38 % pour des grenats de diamètre moyen initial proche de 230 µm et pour un grenat GMA de diamètre moyen initial de 185 µm. Elle est de 48 % pour un grenat Barton de diamètre moyen initial de 162 µm. On constate que le grenat Barton de diamètre moyen initial de 162 µm est plus sensible au phénomène de fragmentation des particules. La classe des particules de diamètre inférieur à 100 µm augmente de 10 % en sortie de tête de mélange.

➢ ***Evolution des paramètres de forme***

Les Photos 6 et 7 montrent l'évolution des caractéristiques géométriques d'un grenat GMA de granulométrie initiale 222 µm. Sur la Photo 4 présentant les particules abrasives de plus gros diamètre, les grains sont arrondis. Sur la Photo 7, les plus gros grains sont intacts, leur évolution géométrique n'est quasiment pas visible. En revanche, on observe la présence d'une multitude de grains anguleux de granulométrie plus faible.

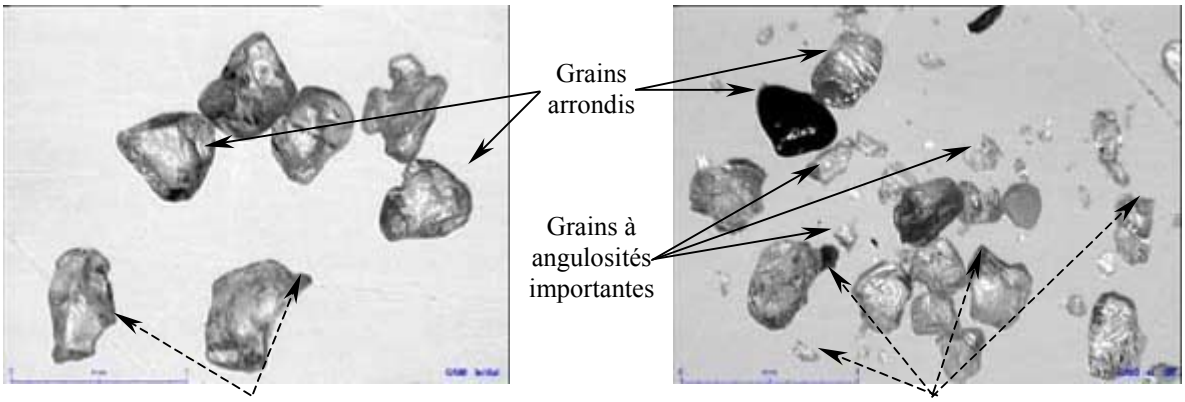


Photo 6 : Grenat GMA 222 µm initial

Photo 7 : Grenat GMA 222 µm en sortie de tête de mélange – pression d'eau : 300 MPa – débit d'abrasif : 2,8 g/s

Le Tableau 20 montre l'évolution des paramètres de forme, allongement, circularité entre l'entrée et la sortie de la tête de mélange.

Classe de diamètres	(µm)	Allongement I	Allongement ST	Circularité I	Circularité ST
222 µm 300 MPa 2,8 g/s	0-63		1,19		1,22
	63-100		1,69		2,01
	100-150		1,85		2,85
	150-180		1,61		1,97
	180-250		1,35		3,12
	>250	1,41	1,33	1,35	2,68
185 µm 300 MPa 2,8 g/s	0-63		1,32		1,36
	63-100		1,28		2,77
	100-150	1,33	1,64	1,33	1,94
	150-180	1,39	1,28	1,32	2,77
	180-250	1,32	1,32	1,32	2,57
	>250	1,45	1,27	1,37	2,29

Tableau 20 : Facteurs de forme des particules abrasives d'un grenat GMA

- Allongement

L'évolution de l'allongement du grenat GMA suit le même processus que pour le grenat Barton : les particules restées quasiment intactes en sortie de tête de mélange s'émoussent, tandis que celles qui se fragmentent s'effilent et ce indépendamment de la granulométrie initiale.

Cependant, le processus de mélange affecte plus le grenat GMA. L'allongement varie de - 16 % à + 30 % pour l'abrasif de diamètre moyen initial de 222 µm et de - 12 % à + 22 % pour celui de 185 µm. Pour le grenat Barton, il ne varie que de - 4 % à + 5 % pour celui de 228 µm et de - 13 à +17 % pour celui de 162 µm.

- Circularité

Une fois encore, les deux grenats ont des comportements voisins : les facteurs de forme augmentent systématiquement, jusqu'à une fois et demie la valeur initiale, confirmant le phénomène d'"effilement" des particules au cours du processus de mélange.

A granulométrie identique, les circularités obtenues avec le grenat GMA sont plus importantes que celles obtenues avec le grenat Barton. Les différences entre classes de mêmes diamètres sont en moyenne de 30 % pour l'abrasif de diamètre moyen proche de 230 µm et de

15 % pour celui de 185 µm. Ces données confirment un effilement plus important dans le cas du grenat GMA.

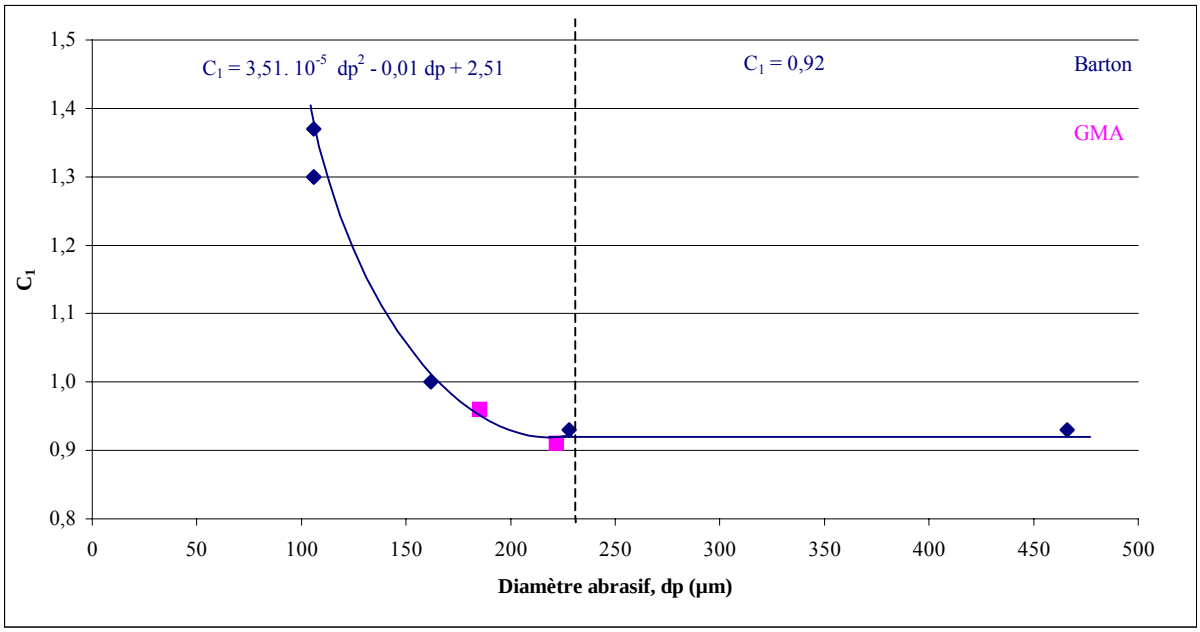
➢ ***Modèle prédictif de l'évolution granulométrique***

- La méthode suivie pour déterminer les valeurs de C_1 et C_2 est la même que celle décrite au Ch. 3, 3. Le Tableau 21 donne les valeurs obtenues avec un grenat GMA.

Type abrasif	Taille abrasif MESH	Diamètre particule abrasive µm	Débit abrasif g/s	Vitesse avance mm/s	Sortie tête de mélange C1	C2
GMA	80	222	2,8	1,7	0,91	1,70
GMA	80	222	2,8	2,5	0,91	1,70
GMA	120	185	2,8	1,7	0,96	1,70
GMA	120	185	2,8	2,5	0,96	1,70

Tableau 21 : Coefficients C_1 et C_2 de l'équation de la fonction de distribution d'un grenat GMA pour une pression d'eau de 310 MPa

- Comme pour le grenat Barton dans les mêmes conditions de pression d'eau (310 MPa), le coefficient C_1, en sortie de tête de mélange, augmente quand la granulométrie de l'abrasif diminue si la granulométrie initiale est inférieure à 228 µm. Le Graphe 22 montre que les valeurs de C_1 obtenues pour le grenat GMA suivent au plus près la courbe d'évolution obtenue pour le grenat Barton.



Graphe 22 : Coefficients de Hlavac pour des grenats Barton et GMA

- Le coefficient C_2, représentatif du type d'abrasif est constant et égal à 1,70. Il valait 1,85 pour le grenat Barton. Bien que les deux abrasifs utilisés soient des grenats, l'étude de leur comportement en fragmentation révèle une différence de comportement notamment pour les paramètres de forme. Ces deux abrasifs, bien qu'appartenant à la même famille, ne sont pas identiques. Cette différence apparaît dans le coefficient C_2.

- Le modèle prédictif de l'évolution granulométrique (3.20) développé au Ch. 3, 3 peut donc être étendu au grenat GMA sous réserve de prendre en compte la nouvelle valeur de C_2. Le modèle étendu peut s'écrire :

$$P_D = \left(3{,}51.10^{-5}\, d_p^{\,2} - 0{,}01\, d_p + 2{,}51\right) e^{-C_2 \frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \qquad (4.12)$$

avec $C_2 = 1{,}85$ *pour un grenat Barton*

$C_2 = 1{,}70$ *pour un grenat GMA*

et $d_p < 228\ \mu m$

➢ ***Conclusion quant au phénomène de fragmentation***

On constate que même s'ils ont des comportements très voisins du point de vue de l'évolution granulométrique, à caractéristiques de procédé identiques, les paramètres de forme des particules abrasives du grenat GMA sont plus affectés par le phénomène de fragmentation que ceux du grenat Barton. Bien que plus arrondies initialement, les particules abrasives de grenat GMA sont plus effilées en sortie de chambre de mélange que les particules abrasives de grenat Barton.

On peut en déduire que la géométrie de la chambre de mélange, le processus de mélange et d'accélération dans le canon de focalisation ne sont pas les seuls éléments responsables de la fragmentation. Le phénomène de fragmentation est lié à la nature des particules abrasives, à leur proportion de défauts internes, ces derniers augmentant avec la taille des particules abrasives.

On a vu qu'il est très difficile d'établir une loi d'évolution des paramètres de forme des grenats. On trouve en Annexe 2 les raisons de leur mode de rupture aléatoire qui tient au fait qu'ils ne présentent pas de plans de clivage préférentiels déterminant la fragmentation. Le phénomène ne peut donc être modélisé que d'un point de vue granulométrique. Seule cette variation pourra être rapprochée aisément de l'évolution des performances de coupe.

3.2.3. Performances de coupe

➢ ***Analyse des résultats obtenus***

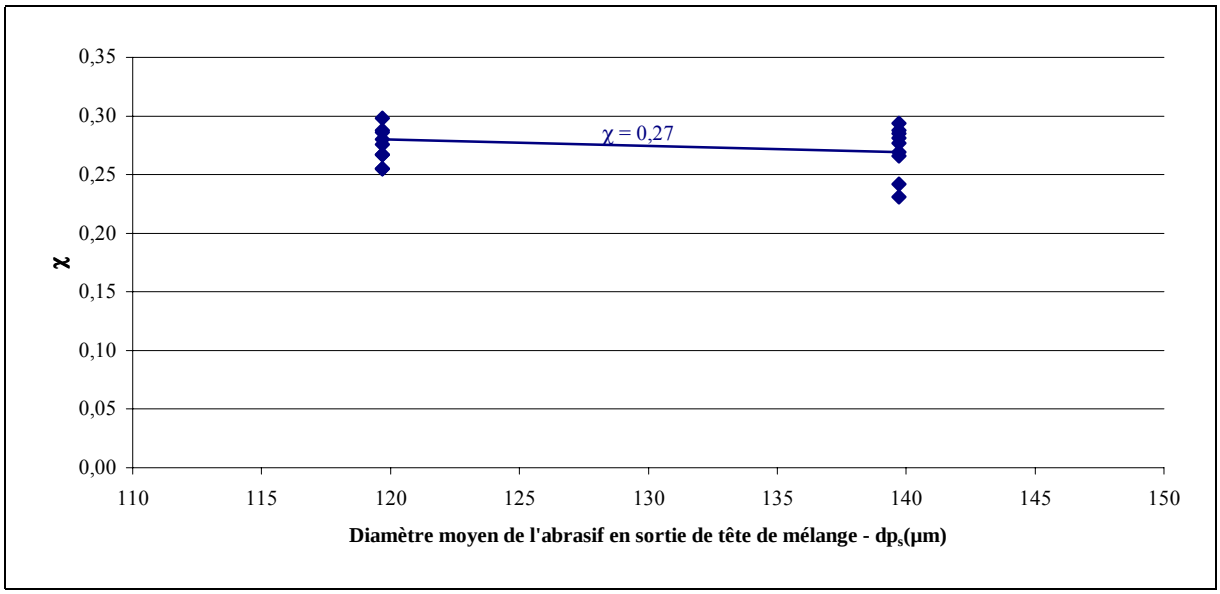
Le Tableau 22 présente les hauteurs de coupe, moyennes des quatre hauteurs de coupe obtenues pour chaque configuration d'essai.

Pression eau MPa	Vitesse avance de coupe mm/s	Taille abrasif MESH	Diamètre moyen initial abrasif µm	Diamètre moyen abrasif sortie de tête de mélange µm	Débit abrasif g/s	χ réel	χ réel moyenne et écart-type $\bar{m}$	χ réel moyenne et écart-type σ	Hauteur de coupe mesurée moyenne et écart-type $\bar{m}$ mm	Hauteur de coupe mesurée moyenne et écart-type σ mm
300	1,7	80	222	140	2,8	0,28	0,27	0,07	17,0	0,8
310	1,7	80	222	140	2,8	0,23			15,2	2,1
300	2,5	80	222	140	2,8	0,24			14,1	3,8
310	2,5	80	222	140	2,8	0,27			12,5	0,7
300	1,7	120	185	120	2,8	0,28	0,28	0,02	16,9	0,9
310	1,7	120	185	120	2,8	0,27			12,1	0,4

Tableau 22 : Performances de coupe du grenat GMA pour une pression d'eau de l'ordre de 300 MPa

L'examen des données du Tableau 22 et du Graphe 23, permet de considérer que la fraction χ varie peu dans les gammes de granulométrie et de pression d'eau considérées. On peut en extraire une valeur moyenne de 0,271 (σ = 0,057), indépendante du débit de l'abrasif et de la vitesse de coupe.

$$\chi = 0{,}27 \qquad pour \quad 185\ \mu m < d_{ps} < 222\ \mu m \tag{4.13}$$



Graphe 23 : Evolution de χ en fonction du diamètre de l'abrasif en sortie de tête de mélange

Le grenat GMA a des performances de coupe légèrement supérieures à celles du grenat Barton : de 5 à 15 % selon les caractéristiques du procédé. Ces performances peuvent s'expliquer par une différence dans les caractères géométriques des deux abrasifs. Il semble cependant que l'influence de la qualité du mélange dans la chambre soit prépondérante sur les performances de coupe par rapport aux autres facteurs.

Le grenat GMA s'est montré plus sensible au phénomène de fragmentation, non d'un point de vue granulométrique, mais du point de vue de ses paramètres de forme. Bien que très rond au départ, il se trouve effilé en sortie de tête de mélange. Ce qui laisse à penser que cette évolution de forme est favorable à la coupe.

➢ ***Modèle évolué***

Nous venons de constater que les performances de coupe des deux abrasifs sont voisines. On peut donc conserver le modèle d'enlèvement de matière développé précédemment pour ces deux types d'abrasifs.

Il est aussi possible d'en définir un nouveau pour le grenat GMA, adapté au domaine granulométrique de cet abrasif.

$$h_T = \frac{d_j \dfrac{V_{mél}}{C_k}}{\dfrac{V_e}{C_k} + \left(\dfrac{56}{\pi^2} \dfrac{\dot{m}_p}{\rho_p \; d_j^{\,2} \; Va} \right)^{-\frac{2}{5}}} + \frac{1}{\dfrac{V_{mél}}{V_{mél} - V_e} \dfrac{C_f}{d_j} + \dfrac{\pi \sigma_{f_{II}} \, d_j \, Va}{0{,}54 \, \dot{m}_p \left(V_{mél} - V_e\right)^2}} \tag{4.14}$$

$$\textit{pour } 120\ \mu m < d_{ps} < 140\ \mu m$$

d_{ps} est la valeur moyenne d'un échantillon d'abrasif en sortie de tête de mélange. Ce diamètre peut être évalué à partir du modèle prédictif de l'évolution granulométrique développé au Ch. 4, 3.2.2. C'est la solution de l'équation

$$\left(3{,}51.10^{-5} \, d_p^{\,2} - 0{,}01 d_p + 2{,}51\right) \, e^{-1{,}7 \frac{\left(d_{ps} - a_n\right)^2}{\left(d_p - a_n\right)^2}} - 0{,}5 = 0 \tag{4.15}$$

$$\textit{pour } d_p < 228\ \mu m$$

avec d_p, diamètre moyen initial de l'échantillon et a_n, taille d'une particule après sa $n^{ième}$ fragmentation (fin des Ch. 3, 1.2.2 et Ch. 3, 3).

3.3. Modèle final

3.3.1. Synthèse – Modèle évolué

On donne l'expression générale de la hauteur de coupe et le modèle prédictif de l'évolution granulométrique permettant d'évaluer d_{ps}, solution de l'équation. Précisons que a_n correspond à la taille d'une particule après sa $n^{ième}$ fragmentation

$$a_n = \frac{d_p^{\,2}}{d_p + \dfrac{C_D\ \pi^2\ d_{tf}^{\,2}\ \varepsilon_0 r_0\ a_0^2}{12\ c_e\ k\ n_0 e_0^2}\ c_v^3\ c_y^3\ p_{e0}\sqrt{\dfrac{2\ p_{e0}}{\rho_{e0}}}\quad e^{-2\xi L}} \tag{3.12}$$

Si l'abrasif utilisé est un grenat de type Almandin, l'expression de a_n peut se réduire à

$$a_n = \frac{d_p^{\,2}}{d_p + 1{,}23.\,10^{-8}\ d_{tf}^2\ p_{e0}\sqrt{p_{e0}}} \tag{3.23}$$

– Modèle de type Hashish amélioré pour un grenat Barton ou un grenat GMA sous une pression d'eau de l'ordre de 300 MPa. On peut écrire la hauteur de coupe :

$$h_T = \frac{d_j\ \dfrac{V_{mél}}{C_k}}{\dfrac{V_e}{C_k} + \left(\dfrac{56}{\pi^2}\dfrac{\dot{m}_p}{\rho_p\ d_j^{\,2}\ Va}\right)^{-\frac{2}{5}}} + \frac{1}{\dfrac{V_{mél}}{V_{mél} - V_e}\dfrac{C_f}{d_j} + \dfrac{\pi\ \sigma_{f_{II}}\ d_j\ Va}{2\left(-0{,}002\ d_{ps}^2 + 0{,}52\right)\dot{m}_p\left(V_{mél} - V_e\right)^2}} \tag{4.5}$$

$$80\ \mu m < d_{ps} < 139\ \mu m \qquad ou \qquad d_p < 250\ \mu m$$

Le diamètre moyen de l'abrasif en sortie de tête de mélange d_{ps} est solution de l'équation :

$$\left(3{,}51.10^{-5}\ d_p^2 - 0{,}01\ d_p + 2{,}51\right)e^{-C_2\frac{\left(d_{ps}-a_n\right)^2}{\left(d_p-a_n\right)^2}} - 0{,}5 = 0 \tag{4.15}$$

avec C_2 = 1,85 pour un grenat Barton

C_2 = 1,70 pour un grenat GMA

– Modèle de type Hashish amélioré pour un grenat Barton sous une pression d'eau de l'ordre de 380 MPa. On peut écrire la hauteur de coupe :

$$h_T = \frac{d_j \dfrac{V_{mél}}{C_k}}{\dfrac{V_e}{C_k} + \left(\dfrac{56}{\pi^2} \dfrac{\dot{m}_p}{\rho_p \, d_j^{\,2} \, Va} \right)^{-\frac{2}{5}}} + \frac{1}{\dfrac{V_{mél}}{V_{mél} - V_e} \dfrac{C_f}{d_j} + \dfrac{\pi \, \sigma_{f_{II}} \, d_j \, Va}{-0{,}88 \, \dot{m}_p \left(V_{mél} - V_e\right)^2}} \tag{4.7}$$

$$d_{ps} < 110 \ \mu m$$

$$h_T = \frac{d_j \dfrac{V_{mél}}{C_k}}{\dfrac{V_e}{C_k} + \left(\dfrac{56}{\pi^2} \dfrac{\dot{m}_p}{\rho_p \, d_j^{\,2} \, Va} \right)^{-\frac{2}{5}}} + \frac{1}{\dfrac{V_{mél}}{V_{mél} - V_e} \dfrac{C_f}{d_j} + \dfrac{\pi \, \sigma_{f_{II}} \, d_j \, Va}{2 \left(-6{,}47.10^{-5} \, d_{ps}^2 - 0{,}01 \, d_{ps} + 0{,}21\right) \dot{m}_p \left(V_{mél} - V_e\right)^2}} \tag{4.8}$$

$$d_{ps} > 110 \ \mu m$$

Le diamètre moyen de l'abrasif en sortie de tête de mélange d_{ps} est solution de l'équation :

$$e^{-1{,}85 \frac{\left(d_{ps} - a_n\right)^2}{\left(d_p - a_n\right)^2}} - 0{,}5 = 0 \tag{4.10}$$

3.3.2. Comparaison des hauteurs de coupe prédites

Les expérimentations montrent que les hypothèses de travail de Hashish ne sont pas vérifiées : les particules ne sont pas sphériques au moment de l'impact et leur diamètre équivalent est de l'ordre du tiers de celui pris en compte dans les calculs. Le Tableau 23 l'illustre en présentant les erreurs d'appréciation commises pour quelques configurations avec un débit d'abrasif de 2,8 g/s et une vitesse d'avance de coupe de 1,7 mm/s.

Les écarts sont définis par la relation

$$Ecart = 100 \ \frac{Valeur \ sortie \ de \ tête \ de \ mélange - Valeur \ initiale}{Valeur \ initiale} \tag{4.16}$$

Pression eau MPa	Vitesse avance mm/s	Taille abrasif MESH	Diam. moy. abrasif initial µm	Diam.moy. abrasif sortie de tête µm	Ecart %	Rondeur particule initiale	Rondeur particule sortie de tête	Ecart %
280	2,5	40	466	140	-70	0,74	0,49	-34
280	2,5	80	228	139	-39	0,69	0,57	-17
280	2,5	220	107	80	-25	0,62	0,56	-10
380	2,5	40	466	154	-67	0,74	0,70	-5
380	2,5	80	228	130	-43	0,69	0,73	+6
380	1,7	120	162	107	-34	0,67	0,72	+7
380	1,7	220	107	72	-33	0,62	0,78	+26

Tableau 23 : Ecarts d'appréciation des caractéristiques de l'abrasif

L'écart entre la rondeur considérée par Hashish et celle prise en compte dans notre modèle peut varier du simple au double. Elle est sur-estimée pour des pressions avoisinant les 300 MPa ou sous-estimée dans le cas de pressions élevées, 380 MPa. Nous avions noté au Ch. 4, 1.2 que l'évaluation de la rondeur était d'autant plus importante dans le modèle de Hashish qu'elle conditionnait fortement l'existence du mode d'érosion par déformation $\alpha_0 < \alpha_1$.

Le modèle évolué prend en compte la notion de diamètre des particules abrasives au travers de la fraction χ tandis que Hashish la considère comme constante. Latif, [Lat. 1998], en donne une valeur égale à 0,25 dans le cas du laiton. Le Tableau 24 présente les écarts sur l'évaluation de la fraction χ pour chacun des modèles d'enlèvement de matière. Cet écart se répercute sur l'évaluation des hauteurs de coupe.

Pression eau MPa	Vitesse avance mm/s	Taille abrasif Initial MESH	χ mesuré exp.	χ calculé (H)	Ecart sur χ (H) (%)	χ calculé (N)	Ecart sur χ (N) %	Hauteur mesurée mm	Hauteur calculée (H) mm	Ecart sur hauteur (H)	Hauteur calculée (N) mm	Ecart sur hauteur (N)
280	2,5	466	0,07	0,25	+257	0,09	+29	6,0	10,2	+70	6,6	+10
280	2,5	228	0,22	0,25	+14	0,23	+5	9,7	10,3	+6	9,9	+2
280	2,5	106	0,39	0,25	-36	0,35	-10	13,9	10,4	-25	13,1	-6
310	1,7	466	0,11	0,25	127	0,09	-18	9,9	15,3	+55	9,2	-7
310	1,7	228	0,20	0,25	25	0,23	+15	13,7	15,4	+12	14,9	+9
310	1,7	106	0,34	0,25	-26	0,35	+3	19,5	15,6	-20	19,9	+2
380	2,5	466	0,26	0,25	-4	0,38	+46	13,7	13,3	-3	17,9	+31
380	2,5	228	0,38	0,25	-34	0,38	+0	18,0	13,4	-26	17,9	-1
380	1,7	162	0,44	0,25	-43	0,45	+2	28,0	18,5	-34	28,3	+1
380	1,7	106	0,44	0,25	-43	0,44	+0	27,8	18,7	-33	28,1	+1
		Moyenne des écarts			+24		+7			+0		+4
		Ecart type des écarts			+37		+19			+36		+11

(H) : modèle de Hashish (N) : notre modèle

Tableau 24 : Ecart sur l'appréciation de la fraction χ

Le Tableau A . 8, en Annexe 8, présente les résultats obtenus pour l'ensemble des configurations expérimentées durant cette étude. Le modèle évolué permet d'évaluer l'enlèvement de matière mieux qu'à 10 % près et la répercussion des écarts sur l'évaluation de la hauteur de coupe n'excède pas 3 mm. Le paragraphe suivant montre que cette erreur est négligeable au regard des erreurs engendrées par le procédé.

3.4. Précision des mesures et incertitude sur la fraction χ

Avant de déterminer l'incertitude sur la fraction χ, il est nécessaire de faire un certain nombre d'hypothèses concernant les grandeurs du procédé.

Parmi les paramètres du procédé intervenant dans notre modèle d'enlèvement de matière, nous considérons comme fixes :

- certaines grandeurs intrinsèques au procédé : la vitesse du mélange ($V_{mél}$), le débit massique de l'abrasif ($\dot{m}_p$), le coefficient de frottement jet/matière lors du mode d'érosion par déformation (C_f), la vitesse de déplacement de l'outil de coupe que constitue le jet (V_a) ;
- les caractéristiques intrinsèques aux particules abrasives et au matériau impacté : la masse volumique (ρ_p) et la vitesse caractéristique des particules abrasives (C_k), la vitesse à partir de laquelle il y a déformation plastique du matériau impacté (V_e), ainsi que sa contrainte à la rupture dans le mode d'érosion par déformation (σ_{fII}).

Nous considérons que seul le diamètre du jet d'eau abrasif en sortie de canon de focalisation peut avoir une influence sur l'évaluation des hauteurs de coupe et donc de la fraction χ.

➢ ***Expression de l'incertitude sur la fraction χ***

Partant des hypothèses précédentes, l'expression générale (2.128) de la hauteur de coupe, h_T, peut être simplifiée et mise sous la forme :

$$h_T = \frac{A d_j}{B + \left(\frac{C}{d_j^{\,2}} \right)^{-\frac{2}{5}}} + \frac{1}{\frac{D}{d_j} + \frac{E d_j}{\chi}} \tag{4.17}$$

où A, B, C, D, E sont des constantes représentatives des caractéristiques fixes du procédé.

On peut en déduire une expression de la fraction χ en fonction du diamètre du jet abrasif, d_j, et de la hauteur de coupe totale mesurée, h_T. Le détail des calculs est donné en Annexe 9.

$$\chi = \frac{Sh_T d_j^{\,2} + Td_j^{\,\frac{14}{5}} h_T - Ud_j^{\,3}}{-Vh_T - Wh_T d_j^{\,\frac{4}{5}} + Zd_j + Yd_j^{\,\frac{8}{5}}} \tag{A8.8}$$

où S, T, U, V, W, Y, Z sont de nouvelles constantes représentatives des caractéristiques fixes du procédé.

L'incertitude sur χ est donnée par :

$$\frac{\Delta\chi}{\chi} = 2\frac{\Delta h_T}{h_T} + \frac{11}{5}\frac{\Delta d_j}{d_j} \tag{4.18}$$

➢ ***Détermination de Δh_T***

La précision avec laquelle la hauteur de coupe est donnée dépend de la méthode de lecture de cette hauteur et de la reproductibilité du procédé.

- Erreur de lecture de la hauteur de coupe $\Delta h_{\,lecture}$: elle est propre à l'appareil de mesure et à l'opérateur.
  - Erreur de lecture de la hauteur de coupe liée à l'appareillage. La hauteur de coupe est mesurée avec un projecteur de profil et la précision de mesure de cet appareil de visualisation numérique est le micromètre (µm).
  - Erreur de lecture de la hauteur de coupe liée à l'opérateur. L'erreur absolue liée au positionnement de l'échelle de mesure par rapport à l'image de la pièce ne peut dépasser 5 µm pour un opérateur qualifié.

  Nous retiendrons une erreur de lecture maximale de

$$\Delta h_{\,lecture} = \pm 0{,}025\ mm \tag{4.19}$$

- Dispersion des mesures : elle est inhérente à la répétitivité du procédé.

  Chaque configuration d'essai a été répétée quatre fois, quelquefois à plusieurs mois d'intervalle. L'écart-type moyen obtenu sur l'ensemble des hauteurs de coupe est de 1 mm.

- L'incertitude liée à la reproductibilité des essais étant supérieure à l'erreur de lecture de la hauteur de coupe, on considère cette dernière comme négligeable. La précision est donnée par :

$$\frac{\Delta h_T}{h_T} = \frac{0{,}5}{h_T} \tag{4.20}$$

où h_T, la hauteur de coupe totale, est donnée en mm.

➢ ***Détermination de Δd_j***

En fonctionnement normal, le diamètre du jet en sortie de tête de mélange est égal au diamètre du canon de focalisation. Lorsque le niveau d'usure correspondant à une augmentation de 10 % du diamètre est atteint, les performances initiales du jet ne sont plus vérifiées et le canon de focalisation doit être remplacé.

L'évolution du diamètre du canon induit une erreur intrinsèque liée aux écarts entre les valeurs de consignes et les grandeurs réelles. On retiendra

$$\frac{\Delta d_j}{d_j} = \frac{0{,}1}{1{,}1} = 0{,}09 \tag{4.21}$$

d_{jet}, le diamètre du jet d'eau, dans le cas de nos expérimentations vaut 1,1 mm.

➢ ***Calcul de l'erreur $\Delta\chi$ sur la fraction χ,***

Les relations (4.17) à (4.19) permettent d'écrire

$$\frac{\Delta\chi}{\chi} = \frac{1}{h_T} + 0{,}2 \tag{4.22}$$

où h_T, la hauteur de coupe totale, est donnée en mm. On obtient l'expression finale de $\Delta\chi$

$$\Delta\chi = \chi\left(\frac{1}{h_T} + 0{,}2\right) \tag{4.23}$$

➢ ***Discussion sur les incertitudes***

La moyenne des incertitudes sur l'évaluation de χ est 0,07±0,02 (Tableau A.9 en annexe 9).

On remarque que l'erreur relative à l'augmentation du jet d'eau abrasif due à l'usure du canon de focalisation a une influence très sensible sur le calcul d'erreur de χ et sur la hauteur de coupe.

Considérons que le canon de focalisation utilisé lors de nos expérimentations ne subit pas de modifications. L'incertitude sur χ est égale au double de la précision sur la mesure de la hauteur de coupe. La moyenne des incertitudes sur χ n'est plus que de 0,02 ± 0,005 (Tableau A.10 en annexe 9).

Ce calcul semble plus satisfaisant dans le cadre de nos expérimentations. En revanche, dans le cas d'une application industrielle de la méthode prédictive d'enlèvement de matière, il est plus prudent d'utiliser la valeur donnée par (4.23) dès lors que l'on ne peut garantir un diamètre constant du canon de focalisation.

3.5. Apport du modèle

Les précédents modèles d'enlèvement de matière faisaient abstraction de la granulométrie de l'abrasif utilisé pour calculer les hauteurs de coupe. Les expérimentations menées ont montré que les performances de coupe pouvaient varier du simple au double en fonction de la granulométrie de l'abrasif utilisé et tout particulièrement lors du passage d'un abrasif de diamètre supérieur à 400 µm à un abrasif fin de l'ordre de 100 µm. Un abrasif de 106 µm permet d'augmenter les performances de coupe de 10 % par rapport à un abrasif de 228 µm et de les multiplier par 2 par rapport à un abrasif de 466 µm.

Les modèles développés jusqu'alors n'ont pas été validés pour des abrasifs de granulométrie inférieure à 100 µm, abrasifs très peu utilisés car réputés peu efficaces en découpe. Cette théorie est d'ailleurs étayée par les travaux de Labus, [Lab. et al. 1989]. Il constate que seules les particules abrasives de la classe 180-250 µm participent à la coupe.

Les expérimentations menées pour cette étude ont démontré l'efficacité des abrasifs fins. Il apparaît donc que la performance de coupe n'est pas seulement liée à la proportion de chaque classe de diamètre, mais plutôt à la manière dont les particules sont accélérées et à leur énergie cinétique au moment de l'impact. On ne peut pas non plus dissocier la performance de coupe de la géométrie des abrasifs au moment de l'impact, les abrasifs utilisés ayant conservé

leur pouvoir érosif en sortie de la tête de mélange. Ils sont restés très effilés voire même plus anguleux qu'en amont de la tête de mélange.

Le modèle développé est d'autant plus intéressant qu'il ne prend pas en compte la granulométrie de l'abrasif en entrée de tête de mélange, mais celle de l'abrasif au moment de l'impact. En effet, un modèle prédictif de l'évolution granulométrique des abrasifs au cours du processus de mélange a été développé parallèlement. Il permet d'exprimer la fraction χ de particules abrasives participant au mode d'enlèvement de matière par déformation plastique en fonction de l'évolution de la granulométrie des abrasifs au cours du processus de mélange. L'évolution de la fraction χ est définie d'autant plus finement qu'elle a été modélisée pour deux abrasifs de type grenat parmi les plus courants du marché, mais aussi à haute pression (380 MPa). Le domaine d'application du modèle a pu être étendu à de nouvelles gammes de granulométries et le modèle adapté à une nouvelle gamme de pressions.

CHAPITRE 5. CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Bien que la technique du jet d'eau abrasif soit maîtrisée industriellement, elle fait encore l'objet de nombreux travaux de recherche dont un des objectifs est de parvenir à modéliser le mélange triphasique s'opérant dans la chambre de mélange pour optimiser les performances de coupe. A ce jour, aucun modèle satisfaisant n'a pu être développé. Certains travaux s'en approchent cependant, comme le modèle triphasique implicite développé par Raissi, [Rai. 1996].

Cette question n'était pas précisément l'objet de notre recherche, mais l'étude de l'évolution granulométrique des abrasifs au cours du processus de mélange et sa corrélation avec les performances de coupe a révélé des éléments intéressants.

Les résultats de l'étude de l'évolution des particules abrasives au cours du processus de découpe diffèrent quelque peu de ceux couramment admis. De nombreux travaux de recherche tendent à montrer que la coupe est le fait de particules abrasives dont la granulométrie se situe entre 180 et 250 µm.

Dans notre installation, toutes les populations granulométriques ont été affectées par le processus de fragmentation dans la tête de mélange, y compris la population généralement la moins sensible, celle comprise entre 75 et 150 µm. L'analyse de l'abrasif a révélé que :

- les particules dont les diamètres initiaux sont supérieurs à 150 µm sont tout particulièrement affectées par le phénomène ;
- les particules introduites initialement se fragmentent en particules effilées de diamètre inférieur à 63 µm ;
- le diamètre moyen des échantillons d'abrasif est réduit de plus du tiers lors du processus de mélange, ramenant à une faible proportion les particules de cette granulométrie.

L'analyse des performances de coupe en fonction de la granulométrie initiale montre que les abrasifs de diamètre moyen initial inférieur à 150 µm ont des performances de coupe bien supérieures à celles des autres abrasifs et qu'ils présentent une moindre sensibilité au phénomène de fragmentation. Pour un débit et une vitesse identiques, un abrasif de diamètre moyen initial de 106 µm contenant 75 % de particules fines permet une amélioration de 50 % des performances de coupe par rapport à un abrasif de diamètre moyen initial de 466 µm. La performance de coupe n'est liée ni à une classe granulométrique ni à sa proportion, mais plutôt à la manière dont les particules sont mises en vitesse et à l'énergie qu'elles libèrent au moment de l'impact. Les performances de coupe sont aussi liées aux caractères géométriques des abrasifs. La comparaison de l'efficacité de coupe de deux grenats de granulométrie identique, mais de provenance différente, a mis en évidence un fait intéressant. A granulométrie initiale identique, l'abrasif dont les grains sont très arrondis au départ se montre plus performant (augmentation de 5 à 15 % des performances de coupe selon les paramètres du procédé). Le processus de mélange entraîne un effilement des particules abrasives qui, selon les cas, leur confère, ou leur permet de conserver, un plus grand pouvoir érosif. Il semble cependant que l'influence de la qualité du mélange dans la chambre soit prépondérante sur les performances de coupe par rapport aux facteurs granulométrique et géométrique.

Il nous a donc semblé essentiel d'introduire ces notions dans un nouveau modèle d'enlèvement de matière. Il a été difficile d'établir au préalable une loi d'évolution des paramètres de forme des grenats, mais une relation décrivant la variation granulométrique a pu être établie et rapprochée de l'évolution des performances de coupe.

Le modèle d'enlèvement de matière développé s'étend à une large gamme de pressions, jusqu'à 380 MPa, et à une large gamme de granulométries d'abrasif, jusqu'à 466 µm. Il permet de déterminer la hauteur de coupe prévisible en fonction notamment de la fraction χ de particules abrasives participant au mode d'enlèvement de matière d'érosion par déformation. Cette fraction χ, elle-même fonction de l'évolution de la granulométrie des abrasifs au cours du processus de mélange, est définie par un modèle spécifique.

Le modèle d'enlèvement de matière proposé mérite la mise en place de nouvelles expérimentations visant à :

- vérifier la qualité du modèle quant à la détermination des hauteurs de coupe prédites ;
- déterminer une expression de la fraction χ en fonction du diamètre de l'abrasif, mais aussi en fonction du matériau impacté – les pertes cinétiques des particules abrasives avec la profondeur de coupe dépendent des propriétés mécaniques du matériau ;
- modéliser l'évolution des paramètres de forme des particules abrasives au cours du processus de mélange pour affiner le paramètre rondeur pris en compte dans le modèle, comme cela est le cas maintenant pour la granulométrie ;
- étudier plus finement l'évolution des angles d'impact, au cours de la coupe, en fonction des paramètres du procédé pour justifier la condition relative à l'angle critique d'impact utilisée dans le modèle de Hashish.

Il n'est pas non plus d'un usage simple, mais s'inscrit pour le moment dans un cadre de recherche qui permet de prévoir avec une approximation correcte la hauteur de coupe (erreur de ± 0,5 mm). Pour qu'un tel modèle puisse être proposé à un large public, le développement d'un logiciel qui permette de l'adapter à des conditions industrielles paraît nécessaire.

Une perspective d'application des résultats de l'étude granulométrique est de définir une granulométrie d'abrasif optimale pour la coupe, puis d'étendre cette notion à la micro découpe pour la réalisation de saignées inférieures à 0,4 mm. Le niveau d'avancement de l'étude ne le

permet pas encore. On sait seulement qu'un abrasif fin est favorable pour un mélange efficace, une accélération optimale et une meilleure capacité de coupe du jet d'eau.

L'étude granulométrique entreprise peut en revanche trouver une application dans le recyclage des abrasifs de découpe par jet d'eau abrasif. Les premières études réalisées, notamment celle de Krishnaiah Chetty, [Kri. et al. 1999], ont montré que l'utilisation d'abrasifs recyclés permet d'obtenir un meilleur état de surface. Effectivement l'état de surface est le résultat de l'action des particules fines, particules abrasives de diamètre inférieur à 63 µm. Nous avons montré que le phénomène de fragmentations successives des particules, lors du processus de mélange et de coupe, entraîne une augmentation conséquente de cette classe de particules abrasives.

Guo, [Guo et al. 1994], a obtenu des rugosités (Ra) inférieures à 0,3 µm. Il a trouvé que l'efficacité de coupe est réduite d'au moins 30% avec les recyclages successifs (d_p< 45 µm), la coupe étant réalisée par les particules de diamètre supérieur à 180 µm. Nous avons démontré que ce n'est pas forcément le cas.

Une étude plus poussée permettrait de définir précisément la granulométrie et la proportion des particules abrasives à ajouter en cours de procédé pour conserver l'efficacité de coupe.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

[Bah. et al. 1990] S. Bahadur, R. Badruddin, *Erodent particle characterization and the effect of particle size and shape on erosion*, Wear, n° 138, p. 189-208.

[Bit. 1963a] J.G.A. Bitter, *A study of erosion model phenomena – Part I*, Wear, n°6, p. 5-21.

[Bit. 1963b] J.G.A. Bitter, *A study of erosion model phenomena – Part II*, Wear, 1963, p. 169-190.

[Bli. 1990] H. Blickwedel, *Erzeugung und Wirkung von Hochdruck-Abrasivstrahlen*, VDI Forstschritt-Berichte, Reihe 2, Nr. 206.

[Buh. 1970] S. Buhlman, *Ein stochastiches Modell der Prazellkleinerung*, Chemie-Ing.-Techn. , 42, Nr 5, p 277-281.

[Cle. et al. 1993] J.A. Cleaver, M. Ghadiri, *Impact attrition of sodium carbonate monohydrate crystals*, Powder Techn., n°76, p. 15-22.

[Dev. 1995] J. Deville, *Les grenats*, Minéraux et Fossiles, Hors-série n°1.

[Fin. 1958] I. Finnie, *The mechanism of erosion of ductile metals*, Journal of Engineering Material and Technology, p. 527-532.

[Fol. et al. 1992] J. Foldyna, P. Martinec, *Abrasive material in the process of AWJ cutting*, 11th International Conference on Jetting Technology. BHR Group Limited. Dordrecht, Netherlands.

[Gal. et al. 1987] G. Galecki, M. Mazurkiewicz, *Hydroabrasive cutting head - Energy transfer efficiency*, Proceedings of the 4th US Waterjet Conference. ASME, New-York, p 109-111.

[Gle. et al. 1986] L.A. Glenn, B.Y. Bommerstadt, A. Chudnovsky, *A fracture mechanics model of fragmentation*, Journal Application of Physics, vol. 60, n°3, p 1224-1226.

[Gra. 1990] D.E Grady, *Particle size statistics in dynamic fragmentation*, Journal Application of Physics n°68, p. 6099-6105.

[Guo 1994] N.S. Guo, *Schneidprozeß und Schnittqualitat beim Wasserabrasivstrahlschneiden*, VDI-Fortschritt-Berichte, Reihe 2, Nr. 328.

[Guo et al. 1994] N.S. Guo, H. Louis, G. Meier, J. Ohlsen, *Modelling of abrasive particle disintegration in abrasive water jet cutting in relation to the recycling capacity*, 12th International Conference on Jetting Technology – Applications and Opportunities. Publication n° 13. BHR Group Limited. Rouen, France.

[Has. 1987] M. Hashish, *An improved model of erosion by solid particle impact*, Proceeding of the 7th International Conference on Erosion by Liquid and Solid Impact, Cambridge, paper 66.

[Has. 1989a] M. Hashish, *A model for abrasive-waterjet (AWJ) machining*, Transactions of the ASME – Journal of Engineering Materials and Technology, vol. 111, p. 154-162.

[Has. 1989b] M. Hashish, *Pressure effects in abrasive waterjet (AWJ) machining*, Transactions of the ASME – Journal of Engineering Materials and Technology, vol. 111, p. 221-228.

[Has. 1991a] M. Hashish, *Optimization factors in abrasive-waterjet machining*, Transactions of the ASME – Journal of Engineering for Industry, vol. 113, p. 29-37.

[Hla. 1994] L.M. Hlavac, *Physical model of jet - Abrasive interaction*, Geomechanics 93, ed. Rakowski, Balkema, Rotterdam.

[Hla. 1996] L.M. Hlavac, *Interaction of grains with water jet – The base of the physical derivation of complex equation for jet cutting of rock materials*, 13th International Conference on Jetting Technology – Applications and Opportunities. Publication n° 21. BHR Group Limited. Sardinia, Italy.

[Hla. et al. 1997] L.M. Hlavac, T. Sochor, *Mineral grain destruction during the process of material disintegration by abrasive water jet*, Geomechanics 96, Balkema, Rotterdam, p. 351-354.

[Hla. et al. 1998] L.M. Hlavac, P. Martinec, *Almandine garnet as abrasive material in high energy waterjet - physical modelling of interaction, experiment, prediction*, 14th International Conference on Jetting Technology – Applications and Opportunities. BHR Group Limited. Brugge, Belgium.

[Hla. et al. 1999] L.M. Hlavac, L. Sosnovec, P. Martinec, *Abrasives for high energy water jet: investigation of properties*, 10th American Waterjet Conference Houston, Texas, paper 29.

[Hut. 1991] I. M. Hutchings, *Ductile-brittle transitions and wear maps for the erosion and abrasion of brittle materials*, Journal of Physic, D : Appl. Phys. 25, A/212/221.

[Kri. et al. 1999] O.V. Krishnaiah Chetty, N. Ramesh Babu, *Some investigation on abrasives in abrasive waterjet machining*, Proceedings of the 10th American Waterjet Conference, Houston, Texas, paper 30.

[Lab. et al. 1989] T.J. Labus, K.F. Neusen, D.G. Albert, T.J. Gores, *Factors influencing the abrasive mixing process*, 5th American Water Jet Conference, Toronto, Canada, paper 20.

[Lat. 1998] L. Latif, *Etude et modélisation de la découpe d'un matériau ductile par jet d'eau abrasif*, Thèse de l'ENSAM, Paris.

[Mar. 1992] P. Martinec, *Mineralogic properties of abrasive minerals and their role in the water jet cutting process*, Geomechanics 91, Balkema, Rotterdam, p. 353-362.

[McL. 1977] D. McLean, *Mechanical properties of materials*, Robert E. Krieger, p. 229-265.

[Moh. et al. 1994] U.H. Mohaupt, D. Burns, *Machining unreinforced polymer with high velocity water jets*, Exper. Mech. 14, p. 152-157.

[Mur. et al. 1991] L. Murugesh, S. Srinivasan, S. Scattergood, *Models and material properties for erosion of ceramics*, Journal of Material Engineering, n°13, p 55-61.

[Ohl. et al. 1994] L. Ohlsson, J. Powell, C. Magnusson, *Mechanism of striation formation in abrasive water jet cutting,* Jet Cutting Technology, Mechanical Engineering Publication Ltd, London, p. 151-164.

[Ohl. 1997] J. Ohlsen, *Recycling von Feststoffen beim Wasserabrasivstrahlverfahren*, VDI-Fortschritt-Berichte, Reihe 15, Nr. 175.

[Osm. 1996] A.H. Osman, D. Buisine, B. Thery, *Measure of air flow rate according to the mixing chamber designs*, 13th International Conference on Jetting Technology – Applications and Opportunities. Publication n° 21. BHR Group Limited. Sardinia, Italy.

[Osm. 1999] A.H. Osman, *Contribution à l'étude du processus de mélange triphasique dans une tête de découpe par jet hydro-abrasif*, Thèse de l'Université des Sciences et Technologies de Lille, France, n°2516.

[Rai. 1995] K. Raissi, *Contribution à l'étude de la découpe par jet d'eau abrasif : conception et optimisation d'une tête de mélange*, Thèse de l'ENSAM Paris, France, n°1995-19.

[Rai. et al 1995] K. Raissi, A. Cornier, C. Bancillon, S. Pretot, *Contribution à l'étude de l'usinage au jet d'eau abrasif - Conception et optimisation d'une nouvelle tête de mélange*, Projet de Fin d'Etudes de l'ENSAM Paris, France, n° 18.

[Rai. et al. 1996] K. Raissi, A. Cornier, D. Kremer, O. Simonin, *Mixing tube geometry influence on abrasive water jet flow*, 13th International Conference on Jetting Technology – Applications and Opportunities. Publication n° 21. BHR Group Limited. Sardinia, Italy, 29-31 October 1996.

[Ran. 1958] W.E. Ranz, *Some experiments on orifice sprays*, The Canadian Journal of Chemical Engineering, vol. 36, p. 175-171.

[Sch. et al. 1994] M. Scharner, Weseslindtner, F. Trieb, N. Herbig, C. Haase, *Study of influence of mixing chamber dimensions in abrasive waterjet cutting heads on cutting efficiency*, 12th International Conference on Jetting Technology - Applications and Opportunities. Publication n° 13. BHR Group Limited. Rouen, France.

[Sim. 1990] M. Simpson, *Abrasive particle study in high pressure water jet cutting*, International Journal of Water Jet cutting Technology, n°1, p.17-28.

[Taz. et al. 1994] A. Tazibt, F. Parsy, N. Abriak, A. Schmitt, B. Thery, *Hydrodynamic investigations and prediction of abrasive acceleration process in abrasive waterjet cutting*, 12th International Conference on Jetting Technology - Applications and Opportunities. Publication n° 13. BHR Group Limited. Rouen, France, p 67-80.

[Taz. et al. 1996] A. Tazibt, F. Parsy, N. Abriak, *Theorical analysis of the particle acceleration process in abrasive water jet cutting*, Computational Materials Science 5, p. 243-254.

[Vas. et al. 1993] J. Vasek, P. Martinec, J. Foldyna, L.M. Hlavác, *Influence of properties of garnet on cutting process*, 7th American Water Jet Conference, Seattle, Washington, paper 26.

[Wu et al. 1986] K-J. Wu, R.D. Reitz, F.V. Bracco, *Measurements of drop size at the spray edge near the nozzle in atomizing*, Physics Fluid, n°29, p. 941-951.

[Yan. 1974] K. Yanaida, *Flow characteristics of water jets*, 2nd International Symposium on Jet Cutting Technology, paper A2.

[Yan. et al. 1978] K. Yanaida, A. Ohashi, *Flow characteristics of water jets in air*, 4th International Symposium on Jet Cutting Technology, paper A3.

BIBLIOGRAPHIE COMPLEMENTAIRE

➢ ***Articles***

M. Abudaka, P.S.J. Crofton, 1989, *Theoretical analysis and preliminary experimental results for abrasive water jet cutting head*, 5th American Water Jet Conference, Toronto, Canada.

E. Capello, M. Monno, 1998, *Experimental study of erosive capability distribution and kerf quality in AWJM*, 14th International Conference on Jetting Technology – Applications and Opportunities. BHR Group Limited. Brugge, Belgium.

A. Devaswithin, B. Krishnan, Pitchumani, V.K. Agarwal, 1987, *Prediction of particle degradation during impact on a flat surface*, Wear, n°115, p 281-289.

A. Groppetti, T. Gutema, A. Di Lucchio, 1998, *A contribution to the analysis of some kerf quality attributes for precision abrasive water jet cutting*, 14th International Conference on Jetting Technology – Applications and Opportunities. BHR Group Limited. Brugge, Belgium.

N.S. Guo, H. Louis, G. Meier, J. Ohlsen, 1992, *Recycling Capacity of Abrasives in Abrasive Water Jet Cutting*, 11th International Conference on Jetting Technology. BHR Group Limited. Dordrecht, Netherlands.

N.S. Guo, H. Louis, G. Meier, 1992, *Surface structure and kerf geometry in abrasive water jet cutting: formation and optimization*, Proceedings of the 7th American Waterjet Conference, vol. 1, Water Jet Technology Association, St. Louis, p 1-25.

M. Hashish, 1991, *Characteristics of surfaces machined with abrasive-waterjets*, Transactions of the ASME – Journal of Engineering Materials and Technology, vol. 113, p. 334-362.

M. Hashish, 1992, *On the modelling of surface waviness produced by abrasive-waterjet*, 11th International Conference on Jetting Technology. BHR Group Limited. Dordrecht, Netherlands.

M. Hashish, 1995, *Material properties in abrasive waterjet machining*, 1995, Transactions of the ASME – Journal of Engineering for Industry, vol. 117, p. 578-583.

H. Heywood, 1963, *The evaluation of powder*, Journal of Pharm. Pharmacol., n°15, 56T.

L.M. Hlavac, I.M. Hlavacova, V. Mádr, 1999, *Quick method for determination of the velocity profile of the axial symmetrical supersonic liquid jet*, 10th American Waterjet Conference, Houston, Texas, paper 13.

H. Huang, Z. Hu, H. Zhu, Q.K. Huang, 1995, *Weibull Stength Distributions and Fracture Characteristics of Abrasive Material*, Engineering Fracture Mechanics, vol. 52, n° 1, p. 15-24.

M. Knaupp, J. Ohlsen, 1994, *Recycling of abrasive material in abrasive water jet cutting*, 12th International Conference on Jetting Technology - Applications and Opportunities. Publication n° 13. BHR Group Limited. Rouen, France, p. 511-519.

S.J. Leach, G.L. Walker, 1966, *Some aspects of rock cutting by high pressure water jets*, Phil. Trans. Royal Society of London, A, vol. 260, n°1100, p. 295-303.

P. Martinec, 1994, *Changes of garnet during abrasive water jet generation and cutting of materials*, 12th International Conference on Jetting Technology - Applications and Opportunities. Publication n° 13. BHR Group Limited. Rouen, France.

K. Matsumoto, H. Arasawa, S. Yamaguchi, 1988, *A study of effect of abrasive material on cutting with abrasive water-jet*, 9th International Symposium on Jet Cutting Technology, Sendai, Japan.

A. W. Momber, H. Kwak, R. Kovacevic, 1996, *Investigations in Abrasive Water Jet Erosion Based on Wear Particle Analysis*, Journal of Tribology, Transactions of the ASME, vol.118, p.759-766.

A. W. Momber, 1997, *The kinetic energy of wear particles generated by abrasive-water-jet erosion*, Journal of Materials Processing Technology, n°83, p. 121-126.

A. W. Momber, 2001, *Energy transfer during the mixing of air and solid particles into a high-speed waterjet: an impact-force study*, Experimental Thermal and Fluid Science, n° 25, p. 31-41.

S. Paul, A.M. Hoogstrate, C.A. van Luttervelt, H.J.J. Kals, 1998, *Analytical and experimental modelling of the abrasive water jet cutting of ductile materials,* Journal of Materials Processing Technology, n°73, p.189-199.

E. Reiners, 1960, *Die Prallzerkeinerung von spröden Stoffen bei sehr hohen Aufprallgeschwindigkeiten*, Chemie-Ing.-Techn. , 32, Nr 3, p. 136-142.

Sawamura Toshihiro, Fukunishi Yu, Kobayashi Ryoji, 1998, *Study of the Abrasive Waterjet Structure Measuring Water and Abrasive Velocities Separately*, 14th International Conference on Jetting Technology – Applications and Opportunities. BHR Group Limited. Brugge, Belgium.

Shimizu Masanori, Arai Masataka, Hiroyasu Hiroyuki, 1944, *Measurement of Breakup Length in High Speed Jet*, ASME, n°230, vol. 27.

R.A. Tikhomirov, V.F. Babanin, E.N. Petukhov et al., 1992, *High-Pressure Jetcutting*, ASME Press Translations, New York.

C.E. Whiting, E.E. Graham, B. Ghorashi, 1990, *Evaluation parameters in a fluid cutting equation*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, vol. 112, p. 240-244.

R.J. Wilkins, E.E. Graham, 1993, *An erosion model for waterjet cutting*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, vol. 115, p. 57-61.

➢ *Thèses*

A. Fekaier, 1995, *Etude théorique et expérimentale d'un processus de découpe hydroabrasive*, Thèse de l'Université de Paris 6, France.

A.F. Tazibt, 1995, *Etude théorique et expérimentale du processus d'accélération de particules abrasives dans un jet d'eau sous très haute pression. Interaction avec le matériau à découper*, Thèse de l'Université de Science et technologie de Lille, France.

➢ *Ouvrages et publications industrielles*

F. Mabrut, 1991, *Les Applications Industrielles du Jet d'Eau Haute Pression*, CINELI, France.

A.W. Momber, R. Kovacevic, 1998, *Principles of Abrasive Water Jet Machining*, Springer-Verlag London Limited.

R. Werle, 1995, *Equipements à Jet d'Eau sous Haute et Très Haute Pression*, INRS, France.

La Découpe par Jet d'Eau, AXIOME, France, 1998.

La Découpe par Jet d'Eau, Pôle Technologique, CRITT, Amifop, Bar-le-Duc, France.

Le Jet d'Eau – Outil de développement des PME, SERAM, Technologie et Développement n°15, ANVAR, France, novembre 1990.

Les Techniques de Découpe par Jet d'Eau, Innovation 128, Centre de Prospective et d'Etudes, Ministère de la Recherche et de la Technologie, France.

➢ *Pages WEB*

- Jet d'eau

Abrasive Jet Machining (AWM), 13 novembre 2001, http://claymore.engineer.gvsu.edu/eod/manufact/manufact-269.html#pgfId-516124

Les éléments constitutifs du système jet d'eau, 13 novembre 2001, http://www.clubjetdeau.com/club/Tech/technologie2.doc

How Nozzle Pressure Affects the Performance of Garnet, 13 novembre 2001, http://www.westerngarnet.com/industry.html

La technique du jet d'eau et l'industrie, 13 novembre 2001, http://www.clubjetdeau.com/club/Tech/technologie1.doc

- Abrasifs
  - Informations générales

Les abrasifs, 13 novembre 2001, http://www.clubjetdeau.com/club/Tech/technologie4.doc

Échelle de dureté de Mohs, 13 novembre 2001, http://www.alyon.org/InfosTechniques/biomedical/echelle_durete_mohs.html

Testing Hardness of a Mineral, 13 novembre 2001, http://www.mcli.dist.maricopa.edu/aaim/linear/L0.html

  - Cristallographie du grenat

What Is Garnet?, 13 novembre 2001, http://www.westerngarnet.com/industry.html

The garnet group of minerals, 13 novembre 2001, http://mineral.galleries.com/minerals/silicate/garnets.htm

The mineral Almandine, 13 novembre 2001, http://mineral.galleries.com/minerals/silicate/almandin/almandin.htm

The Garnet, 13 novembre 2001, http://www.state.ct.us/emblems/mineral.htm

Garnet, 13 novembre 2001, http://aaa-industrialsupply.com/garnet-ex.htm

The isometric system, 13 novembre 2001, http://mineral.galleries.com/minerals/symmetry/isometri.htm

What is crystal habit ?, 13 novembre 2001, http://mineral.galleries.com/minerals/crystal.htm

What is fracture?, 13 novembre 2001, http://mineral.galleries.com/minerals/fracture.htm

– Caractéristiques fournisseurs

Garnet Grain – Technical Data Sheet, 13 novembre 2001, http://www.gmagarnet.com/homepage.html

TABLE DES PHOTOS

Photo 1 : Installation de découpe par jet d'eau abrasif de l'ENSAM Chambéry 66
Photo 2 : Tête de mélange Digital Control 67
Photo 3 : Face de coupe d'une découpe non débouchante 68
Photo 4 : Grenat Barton – 228 µm 86
Photo 5 : Grenat Barton – 228 µm - après découpe – 2,8 g/s – 2,5 mm/s 101
Photo 6 : Grenat GMA 222 µm initial 128
Photo 7 : Grenat GMA 222 µm en sortie de tête de mélange – pression d'eau : 300 MPa – débit d'abrasif : 2,8 g/s 128

TABLE DES FIGURES

Figure 1 : Tête de mélange 13
Figure 2 : Buses de découpe 14
Figure 3 : Régions d'écoulement d'un jet dans l'air 17
Figure 4 : Ecoulements d'eau et d'air dans la chambre de mélange 19
Figure 5 : Configurations d'éclatement d'un jet dans une chambre de mélange 21
Figure 6 : Déroulement de la coupe 23
Figure 7 : Paramètres du jet d'eau 24
Figure 8 : Enlèvement de matière par une particule 31
Figure 9 : Zones d'érosion correspondant aux modes de découpe 41
Figure 10 : Enlèvement de matière par impact de particule [Has. 1987] 43
Figure 11 : Volumes d'érosion sous de grands angles d'impact particulaire 45
Figure 12 : Débit de matière 51
Figure 13 : Angle d'impact en fonction de la profondeur de coupe 53
Figure 14 : Mode de fissuration d'une particule lors de l'impact sur un solide 74
Figure 15 : Principe de la théorie de Fraunhofer 88
Figure 16 : Détermination de la répartition granulométrique 89
Figure 17 : Différents cas d'allongement 90
Figure 18 : Rondeur et sphéricité 90
Figure 19 : Rondeur 90

TABLE DES GRAPHES

Graphe 1 : Evolution de la hauteur de coupe en fonction de la taille des particules abrasives à 1,7 mm/s - Comparaison entre valeurs théoriques et expérimentales 70

Graphe 2 : Evolution de la hauteur de coupe en fonction de la taille des particules abrasives à 2,5 mm/s - Comparaison entre valeurs théoriques et expérimentales 70

Graphe 3 : Evolution granulométrique du grenat Barton 466 µm - pression d'eau : 310 MPa 93

Graphe 4 : Evolution granulométrique du grenat Barton 228 µm - pression d'eau : 310 MPa 94

Graphe 5 : Evolution granulométrique du grenat Barton 162 µm - pression d'eau : 310 MPa 95

Graphe 6 : Evolution granulométrique du grenat Barton 106 µm - pression d'eau : 310 MPa - débit d'abrasif : 2,8 g/s - vitesse d'avance de coupe : 1,7 mm/s 96

Graphe 7 : Evolution granulométrique du grenat Barton 106 µm - pression d'eau : 310 MPa - débit d'abrasif : 2,8 g/s - vitesse d'avance de coupe : 2,5 mm/s 96

Graphe 8 : Evolution granulométrique du grenat Barton 106 µm - pression d'eau : 310 MPa - débit d'abrasif : 5,1 g/s - vitesse d'avance de coupe : 1,7 mm/s 97

Graphe 9 : Evolution granulométrique du grenat Barton 228 µm en fonction de la pression d'eau 98

Graphe 10 : Evolution granulométrique du grenat Barton 106 µm en fonction de la pression d'eau 98

Graphe 11 : Fragmentation au cours du processus de découpe – pression d'eau : 310 MPa 99

Graphe 12 : Courbes de distribution granulométrique d'un grenat Barton - pression d'eau : 310 MPa 105

Graphe 13 : Coefficient de Hlavac pour différents niveaux de pression d'eau 107

Graphe 14 : Performances de coupe du grenat Barton en fonction de la granulométrie des particules abrasives – pression d'eau : 280 à 310 MPa 115

Graphe 15 : Performances de coupe du grenat Barton en fonction de la granulométrie des particules abrasives – pression d'eau : 380 MPa 116

Graphe 16 : Evolution de la fraction χ en fonction de la granulométrie d'abrasif en sortie de tête de mélange 118

Graphe 17 : Evolution de χ en fonction de la granulométrie initiale d'abrasif - pression d'eau de 310 MPa 120

Graphe 18 : Evolution granulométrique du grenat GMA 222 µm pour une pression d'eau de 310 MPa 126

Graphe 19 : Evolution granulométrique du grenat GMA 185 µm pour une pression d'eau de 310 MPa 126

Graphe 20 : Fragmentation du grenat GMA au cours du processus de mélange 127

Graphe 21 : Fragmentation au cours du processus de découpe 127

Graphe 22 : Coefficients de Hlavac pour des grenats Barton et GMA 130

Graphe 23 : Evolution de χ en fonction du diamètre de l'abrasif en sortie de tête de mélange 132

TABLE DES TABLEAUX

Tableau 1 : Dureté Mohs de quelques minéraux et abrasifs 15
Tableau 2 : Correspondance MESH - µm 16
Tableau 3 : Influence des paramètres du jet d'eau (X) sur les paramètres du procédé (Y) 29
Tableau 4 : Synthèse des essais de confirmation 69
Tableau 5 : Evolution de χ 71
Tableau 6 : Influence des caractéristiques du jet d'eau sur les paramètres caractéristiques de l'abrasif 83
Tableau 7 : Effet des caractéristiques de l'abrasif sur la coupe d'après la littérature 85
Tableau 8 : Techniques pour déterminer une distribution granulométrique 87
Tableau 9 : Facteurs de forme des particules abrasives d'un grenat Barton - pression d'eau : 310 MPa 101
Tableau 10 : Influence des processus de mélange et de coupe en fonction de la classe de diamètre des particules abrasives considérée pour une pression de 310 MPa 103
Tableau 11 : Granulométrie en sortie de tête de mélange et performances de coupe d'un grenat Barton pour une pression d'eau de 310 MPa 104
Tableau 12 : Coefficients C_1 et C_2 dans l'expression de la fonction de distribution d'un grenat Barton 106
Tableau 13 : Ecart d'évaluation d'un diamètre particulaire en sortie de tête de mélange 109
Tableau 14 : Granulométries du grenat Barton 111
Tableau 15 : Angle critique d'impact pour un grenat Barton et une pression d'eau de 310 MPa 112
Tableau 16 : Performances de coupe du grenat Barton 115
Tableau 17 : Evolution des performances de coupe d'un grenat Barton en fonction de la granulométrie des particules abrasives 116
Tableau 18 : Valeurs de χ en fonction du diamètre de l'abrasif en sortie de tête de mélange 118
Tableau 19 : Valeurs de χ en fonction du diamètre initial d'abrasif 120
Tableau 20 : Facteurs de forme des particules abrasives d'un grenat GMA 129
Tableau 21 : Coefficients C_1 et C_2 de l'équation de la fonction de distribution d'un grenat GMA pour une pression d'eau de 310 MPa 130
Tableau 22 : Performances de coupe du grenat GMA pour une pression d'eau de l'ordre de 300 MPa 132
Tableau 23 : Ecarts d'appréciation des caractéristiques de l'abrasif 136
Tableau 24 : Ecart sur l'appréciation de la fraction χ 136

ANNEXES

Sophie Ferrendier

ENSAM

SOMMAIRE DES ANNEXES

ANNEXE 1. CARACTERISTIQUES GENERALES DU LAITON 163

ANNEXE 2. CARACTERISTIQUES GENERALES DES ABRASIFS 164

ANNEXE 3. DISTRIBUTION GRANULOMETRIQUE INITIALE DES ABRASIFS 169

ANNEXE 4. DISTRIBUTION GRANULOMETRIQUE DES ABRASIFS EN SORTIE DE TETE DE MELANGE 171

ANNEXE 5. DISTRIBUTION GRANULOMETRIQUE DES ABRASIFS APRES DECOUPE 173

ANNEXE 6. COURBES RECAPITULATIVES DE L'EVOLUTION GRANULOMETRIQUE 174

ANNEXE 7. COMPARAISON DES EVOLUTIONS GRANULOMETRIQUES DES GRENATS BARTON ET GMA 182

ANNEXE 8. COMPARAISON DES MODELES D'ENLEVEMENT DE MATIERE 183

ANNEXE 9. INCERTITUDES DE MESURE 184

ANNEXE 10. PUBLICATION 187

ANNEXE 1. CARACTERISTIQUES GENERALES DU LAITON

Le laiton utilisé est un laiton triphasique au plomb de type CuZn39Pb2, livré, par les aciéries Chauvière, sous forme de plats de section 20×30 mm, longueur 3 m. Le plomb, disséminé en fins globules pratiquement insolubles dans le laiton, favorise la fragmentation des copeaux et lui confère une bonne aptitude à l'usinage.

L'intérêt de ce laiton pour le procédé de découpe par jet d'eau abrasif réside dans son comportement ductile. Il se découpe aisément et les différents modes d'enlèvement de matière sont très distincts sur les faces de coupe. Il présente aussi l'avantage de ne pas s'oxyder en milieu aqueux.

➢ ***Propriétés du laiton CuZn39Pb2***

- Composition chimique

Elément	**Cu**	**Zn**	**Pb**	**Impuretés maximales**		
				Fe	**Sn**	**Total**
Quantité (%)	58,00 – 60,00	Le reste	1,50 - 2,60	0,35	0,20	0,60

Tableau A . 1 : Composition chimique du laiton CuZn39Pb2

- Caractéristiques mécaniques

Paramètre		**Valeur**	**Unité**
Dureté	Hv	100	Vickers
Masse volumique	ρ_m	8450	kg/m^3
Module d'Young	E_m	107	GPa
Limite élastique	σ_y	350	GPa
Résistance mécanique à la rupture	R_m	490	GPa
Coefficient de Poisson	ν_m	0,31	
Allongement	A%	15	

Tableau A . 2 : Caractéristiques mécaniques du laiton CuZn39Pb2

ANNEXE 2. CARACTERISTIQUES GENERALES DES ABRASIFS

Les abrasifs utilisés, des nésosilicates, font plus précisément partie de la famille des grenats. La formule générale de cette catégorie de grenats est du type $A_3B_2(SiO_4)_3$, où A et B représentent respectivement des métaux bivalents (calcium, fer, magnésium …) et trivalents (aluminium, chrome, fer …).

On distingue 2 séries différentes,

- la série des Pyralspites, comprenant les abrasifs suivants
  - Pyrope : $Mg_3Al_2(SiO_4)_3$,
  - Almandin : $Fe_3Al_2(SiO_4)_3$,
  - Spessartine : $Mn_3Al_2(SiO_4)_3$,
  - Knorringite : $Mg_3Cr_2(SiO_4)_3$,
  - Majorite : $Mg_3(Fe,Al,Si)_2(SiO_4)_3$,
  - Calderite : $(Mn,Ca)_3(Fe,Al)_2(SiO_4)_3$;
- la série des Ugrandites, comprenant les abrasifs suivants
  - Andradite : $Ca_3Fe_2(SiO_4)_3$,
  - Grossulaire : $Ca_3Al_2(SiO_4)_3$,
  - Uvarovite : $Ca_3Cr_2(SiO_4)_3$,
  - Golmanite : $Ca_3(V,Al,Fe)_2(SiO_4)_3$,
  - Yamatoite : $(Mn,Ca)_3(V,Al)_2(SiO_4)_3$.

Les deux abrasifs Barton et GMA sont analysés par RX pour déterminer leur série d'appartenance ; le comptage MEB permet d'en déterminer le type exact.

- ***Résultats de l'analyse RX***

Les analyses sont menées pour différentes granulométries, obtenues industriellement par concassage (grenat Barton) et/ou tamisages successifs (grenat Barton et GMA). Cependant, une analyse par diffraction X ne peut être menée sur des abrasifs de diamètre supérieur à 200 µm. Ainsi elle n'a pas pu être réalisée sur le 466 µm.

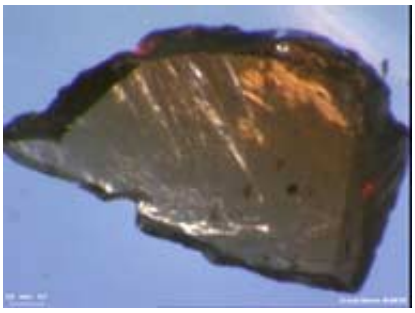
Abrasif	Analyse diffraction RX	Comptage MEB
Grenat Barton 466 µm		Ca (grande quantité) Si Fe Al Mg ***Pas de*** Mn
Grenat Barton 162 µm	Almandin manganoan : $(Fe,Mn)_3 Al_2 (SiO_4)_3$ Knorringite : $Mg_3 Cr_2 (SiO_4)_3$ Majorite : $Mg_3 Fe_2 (SiO_4)_3$ ***Eventuellement*** Almandin : $Fe_3 Al_2 (SiO_4)_3$ ***Pas de*** Andradite : $Ca_3 Fe_2 (SiO_4)_3$ Grossulaire : $Ca_3 Al_2 (SiO_4)_3$ Pyrope : $Mg_3 Al_2 (SiO_4)_3$ Uvarovite : $Ca_3 Cr_2 (SiO_4)_3$	Ca Si Fe Al ***Pas de*** Mn
Grenat Barton 106 µm	Almandin manganoan : $(Fe,Mn)_3 Al_2 (SiO_4)_3$ Spessartine : $Mn_3 Al_2 (SiO_4)_3$ ***Eventuellement*** Almandin : $Fe_3 Al_2 (SiO_4)_3$ ***Pas de*** Andradite : $Ca_3 Fe_2 (SiO_4)_3$ Grossulaire : $Ca_3 Al_2 (SiO_4)_3$ Knorringite : $Mg_3 Cr_2 (SiO_4)_3$ Majorite : $Mg_3 Fe_2 (SiO_4)_3$ Pyrope : $Mg_3 Al_2 (SiO_4)_3$ Uvarovite : $Ca_3 Cr_2 (SiO_4)_3$	Ca Si Fe Al Mg Mo K (S) ***Pas de*** Mn

Tableau A . 3 : Récapitulatif des analyses chimiques

Les spectres de l'Almandin manganoan : $(Fe,Mn)_3 Al_2 (SiO_4)_3$ et de la Spessartine : $Mn_3 Al_2 (SiO_4)_3$ se superposent parfaitement au spectre du grenat Barton de diamètre moyen initial 106 µm tandis que le spectre de l'Almandin : $Fe_3 Al_2 (SiO_4)_3$ présente un léger décalage. Trois types de grenat peuvent donc correspondre, mais le comptage MEB permet d'éliminer l'Almandin manganoan et la Spessartine, les pics d'intensité des raies du manganèse n'apparaissant pas au comptage.

Deville, [Dev. 1995], précise dans son ouvrage que le grenat Almandin peut contenir, en solution solide, plus de 50% de Pyrope et de Spessartine. Le recoupement des deux types d'analyse porte à dire que nous sommes en présence d'un **Almandin : $Fe_3 Al_2 (SiO_4)_3$**, contenant des "impuretés" de Spessartine. Il en est de même pour l'abrasif de diamètre moyen initial 228 µm.

Le cas d'un abrasif de diamètre moyen initial de 466 µm est plus délicat. Les échantillons sont essentiellement constitués de deux types de particules abrasives dont les structures sont très différentes (Photo A . 1 et Photo A . 2).



0,1 mm

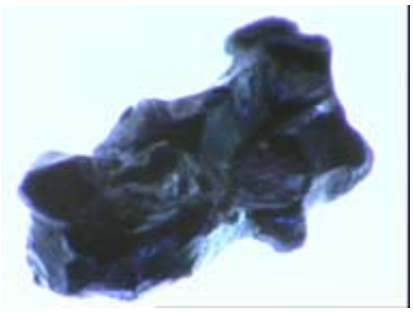


Photo A . 1 : Grenat Barton 466 µm - particule abrasive rouge

Photo A . 2 : Grenat Barton 466 µm - particule abrasive noire

Une analyse par diffraction X menée sur les grains de faible granulométrie, après tri et séparation de chaque type, n'a pas permis de déterminer la nature des particules abrasives de couleur noire. Ces particules abrasives représentent moins de 2 % de la population totale des échantillons, le nombre total d'impuretés dépassant tout juste les 2 %. On remarque par ailleurs que plus la granulométrie de l'échantillon analysé est faible, moins la proportion de particules abrasives noires dans les échantillons est importante. Elle devient nulle dans le cas d'un abrasif de diamètre moyen initial 106 µm.

La nature des constituants d'un abrasif peut influer sur le mode d'enlèvement de matière en découpe par jet d'eau abrasif dès lors que leur proportion dépasse 10%. La proportion d'impuretés des abrasifs considérés est trop faible (2 %) pour que les processus de mélange et de coupe soient influencés. On **considère** donc que les abrasifs utilisés sont des **grenats de type Almandin : $Fe_3 Al_2 (SiO_4)_3$** dont la proportion d'impuretés est inférieure à 2%.

➢ ***Propriétés de l'Almandin***

- Composition chimique

L'Almandin contient de 36 à 38 % de SiO_2, 20 à 22 % d'Al_2O_3, 30 à 36 % de FeO, 1 à 5 % de MgO, 1 à 7 % de MnO et présente une teneur élevée en fer, avec présence de magnésium, de manganèse et parfois de titane.

- Caractéristiques

Paramètre		**Valeur**	**Unité**
Dureté	H	7.5	Mohs
	Hv	1242 – 1265	Vickers
Masse volumique	ρ_p	4325	kg/m^3
Module de viscoélasticité	K_o	177,9	GPa
Module d'Young	E	248	GPa
Module d'élasticité transversal	G	98,1	GPa
Coefficient de Poisson	ν	0,27	
Paramètre de la maille	A	11,522	Å
Volume de la maille	a^3	1529,62	$Å^3$
Mode de rupture		conchoïdal	

Tableau A . 4 : Caractéristiques de l'Almandin B

- Structure

La structure rhombododécaédrique de l'Almandin est la plus couramment rencontrée chez les grenats. Chaque cristal comprend : 14 nœuds, 12 faces en forme de diamant - à chacune des faces correspond une face qui lui est parallèle - et 24 côtés.

Les éléments de symétrie de cette structure sont : 3 axes de rotation à intervalles de 120°, 4 axes de rotation à intervalles de 90°, 6 axes de rotation à intervalles de 60°, 9 plans miroir et un centre.

- Mode de rupture

Le grenat Almandin est caractérisé par une absence de clivages, c'est à dire qu'il n'a pas de directions de fissuration privilégiées. **Il est donc impossible de prévoir le nombre et la géométrie des particules abrasives obtenues après fissuration d'un grain.**

Par contre, son mode de rupture est de type conchoïdal. Cela signifie que la rupture se fait selon une fissure lisse et incurvée.

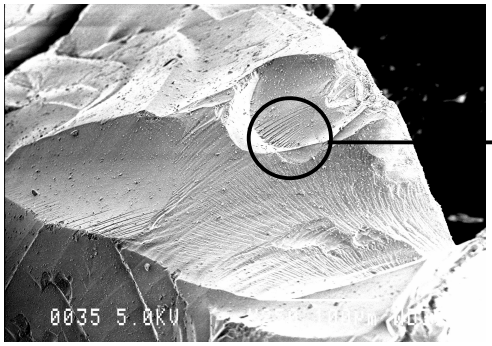


Photo A . 3 : Grenat Barton – Rupture conchoïdale

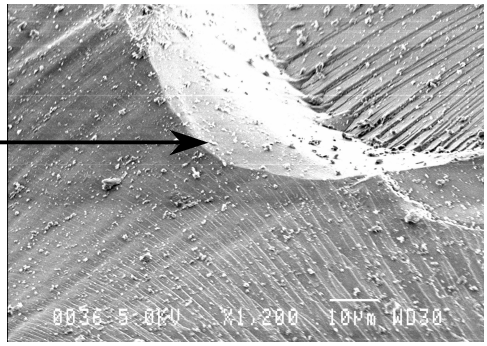


Photo A . 4 : Grenat Barton - Rupture conchoïdale (zoom)

ANNEXE 3. DISTRIBUTION GRANULOMETRIQUE INITIALE DES ABRASIFS

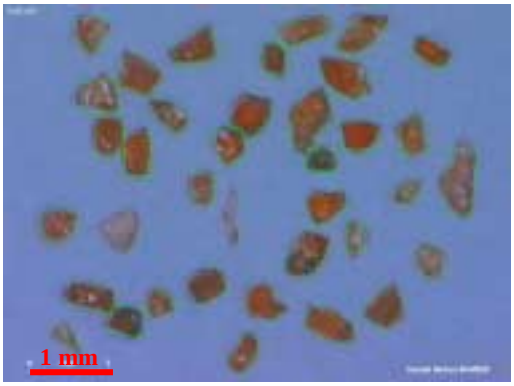


Photo A . 5 : Grenat Barton – 228 µm – initial

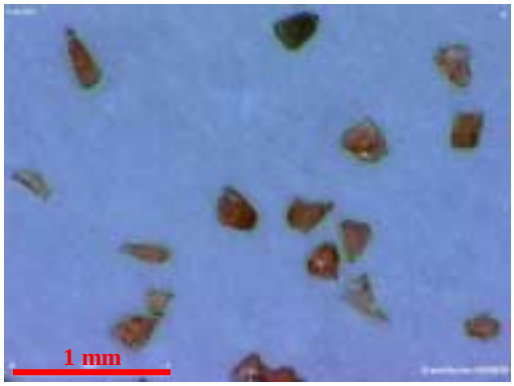


Photo A . 6 : Grenat Barton – 162 µm – initial

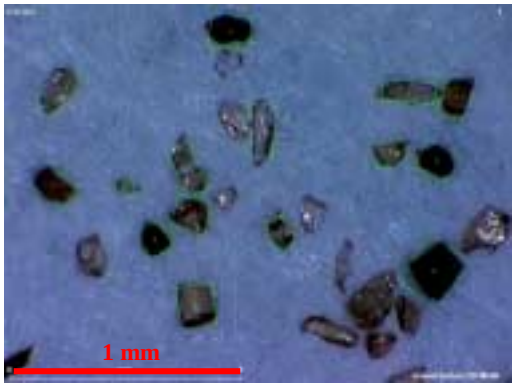


Photo A . 7 : Grenat Barton – 106 µm – initial

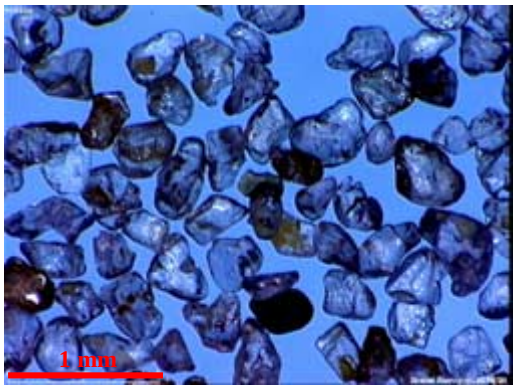


Photo A . 8 : Grenat GMA – 222 µm – initial

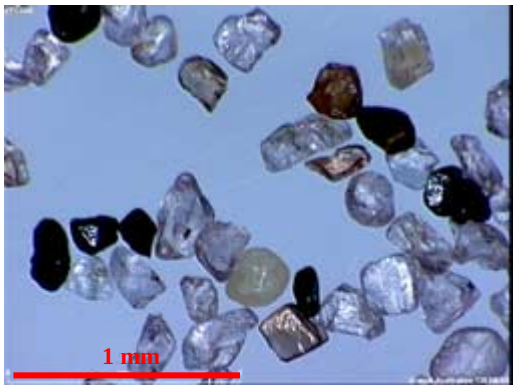
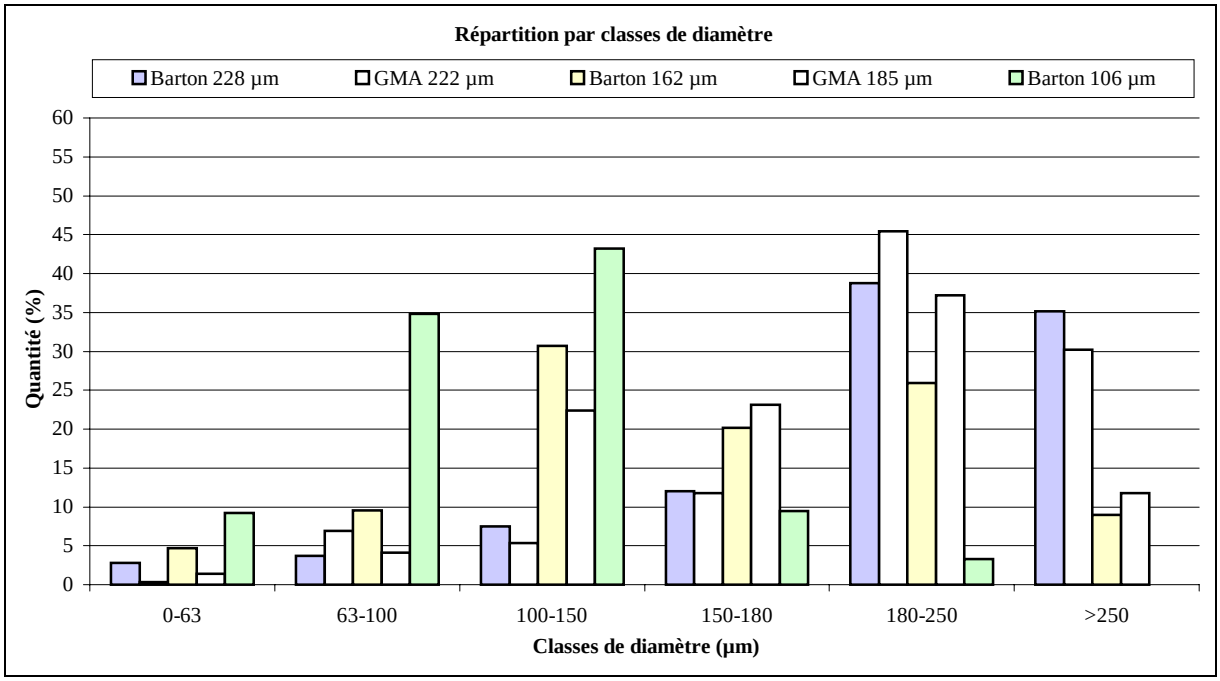


Photo A . 9 : Grenat GMA – 185 µm – initial

		Diamètre moyen µm	Diamètre à 10% µm	Diamètre à 50% µm	Diamètre à 90% µm	Cumulé par diamètre % 63	100	150	180	212	250	300	355	400	500
80 MESH Barton	σ	4	4	7	3	0	0	2	2	4	3	1	0	0	0
	$\overline{m}$	**228**	130	222	340	3	7	14	26	44	65	84	100	100	100
80 MESH GMA	σ	4	4	7	3	0	0	2	2	4	3	1	0	0	0
	$\overline{m}$	**228**	130	222	340	3	7	14	26	44	65	84	100	100	100
120 MESH Barton	σ	4	5	4	2	1	2	3	3	1	1	0	0	0	0
	$\overline{m}$	**162**	89	157	244	5	14	45	65	80	91	98	100	100	100
120 MESH GMA	σ	6	5	6	10	0	1	4	5	3	2	1	0	0	0
	$\overline{m}$	**185**	120	179	259	1	5	28	51	73	88	97	99	100	100
220 MESH Barton	σ	3	2	3	3	1	4	3	0	0	0	0	0	0	0
	$\overline{m}$	**107**	64	105	155	9	44	87	97	100	100	100	100	100	100

Tableau A . 5 : Distribution granulométrique initiale des particules abrasives



Graphe A . 1 : Répartition granulométrique initiale des particules abrasives

ANNEXE 4. DISTRIBUTION GRANULOMETRIQUE DES ABRASIFS EN SORTIE DE TETE DE MELANGE

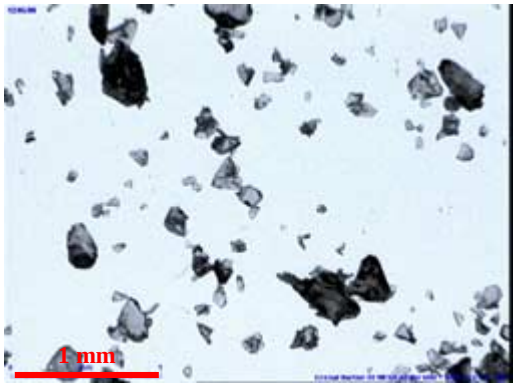


Photo A . 10 : Grenat Barton – 228 µm - sortie tête de mélange – 2,8 g/s

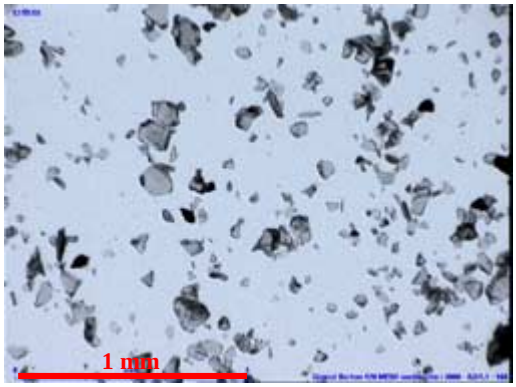


Photo A . 11 : Grenat Barton – 228 µm - sortie tête de mélange - 2,8 g/s

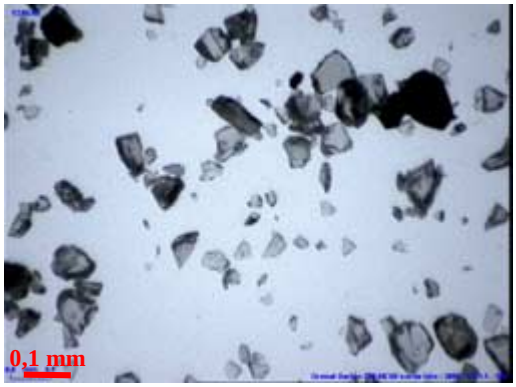


Photo A . 12 : Grenat Barton 106 µm - sortie tête de mélange – 2,8 g/s

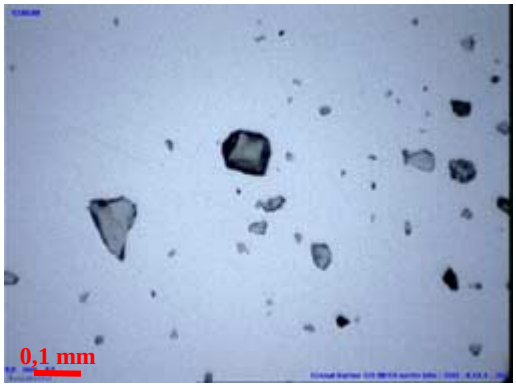


Photo A . 13 : Grenat Barton - 106 µm - sortie tête de mélange – 5,1 g/s

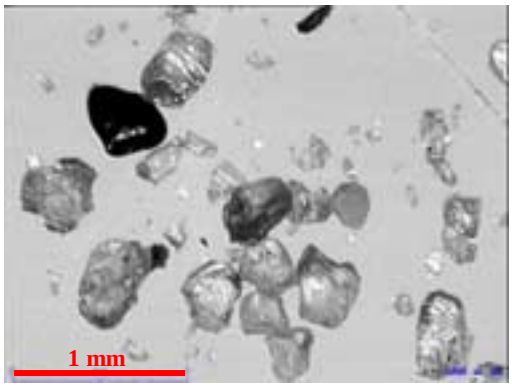


Photo A . 14 : Grenat GMA – 222 µm - sortie tête de mélange – 2,8 g/s

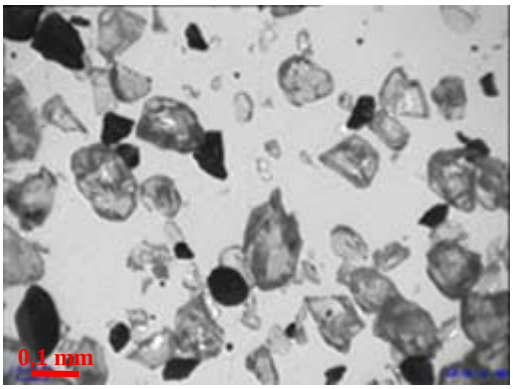
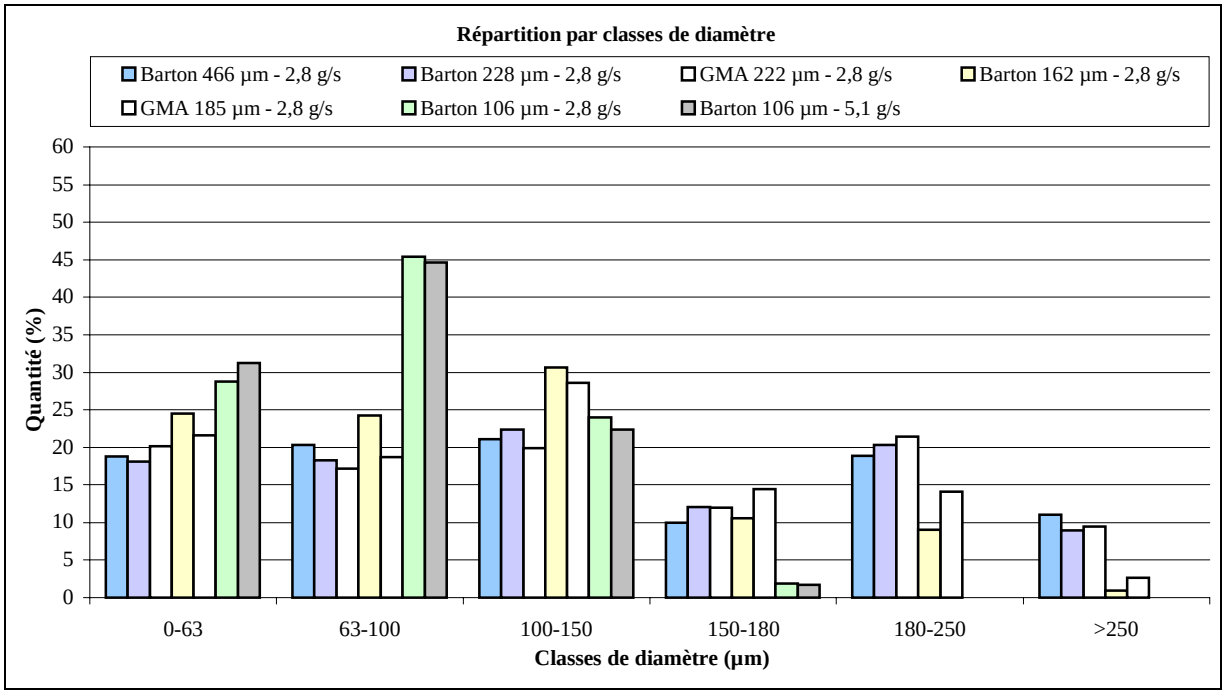


Photo A . 15 : Grenat GMA – 185 µm - sortie tête de mélange – 2,8 g/s

		Diamètre moyen µm	Diamètre à 10% µm	Diamètre à 50% µm	Diamètre à 90% µm	Cumulé par diamètre 63	100	150	180	212	250	300	355	400	500
						%									
40 MESH Barton 2,8 g/s	σ	15	8	18	7	8	7	6	4	3	2	0	0	0	0
	$\overline{m}$	**140**	44	124	256	19	39	60	70	80	89	96	99	100	100
80 MESH Barton 2,8 g/s	σ	14	11	18	14	7	8	8	6	4	2	1	0	0	0
	$\overline{m}$	**139**	46	130	243	18	36	59	71	82	91	97	99	100	100
80 MESH GMA 2,8 g/s	σ	32	21	38	32	16	20	17	13	8	4	1	0	0	0
	$\overline{m}$	**140**	51	131	241	20	37	57	69	81	91	97	99	100	100
120 MESH Barton 2,8 g/s	σ	10	7	12	9	7	9	5	2	1	0	0	0	0	0
	$\overline{m}$	**106**	38	101	179	25	49	79	90	96	99	100	100	100	100
120 MESH GMA 2,8 g/s	σ	19	13	25	17	11	15	10	6	3	1	0	0	0	0
	$\overline{m}$	**120**	44	115	200	22	40	69	83	92	97	100	100	100	100
220 MESH Barton 2,8 g/s	σ	3	4	3	2	3	3	0	0	0	0	0	0	0	0
	$\overline{m}$	**80**	36	80	121	29	74	98	100	100	100	100	100	100	100
220 MESH Barton 5,1 g/s	σ	8	9	9	6	11	5	1	0	0	0	0	0	0	0
	$\overline{m}$	**77**	35	78	119	31	76	98	100	100	100	100	100	100	100

Tableau A . 6 : Distribution granulométrique des particules abrasives en sortie de tête de mélange

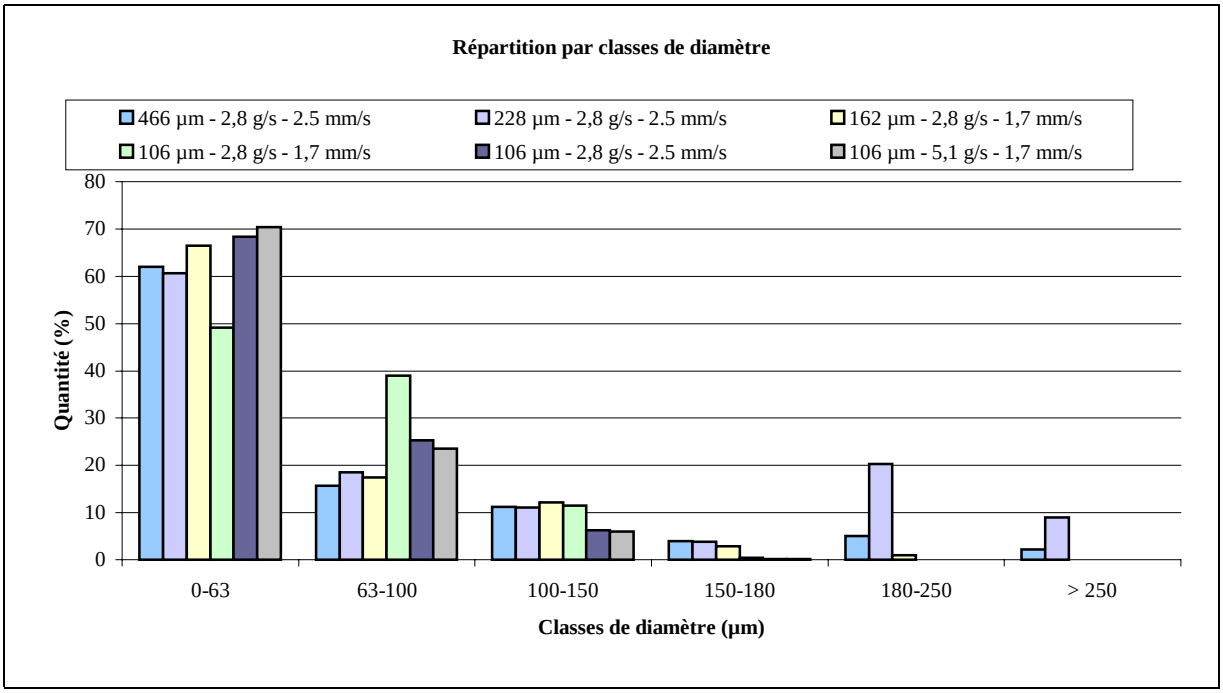


Graphe A . 2 : Répartition granulométrique des particules abrasives en sortie de tête de mélange

ANNEXE 5. DISTRIBUTION GRANULOMETRIQUE DES ABRASIFS APRES DECOUPE

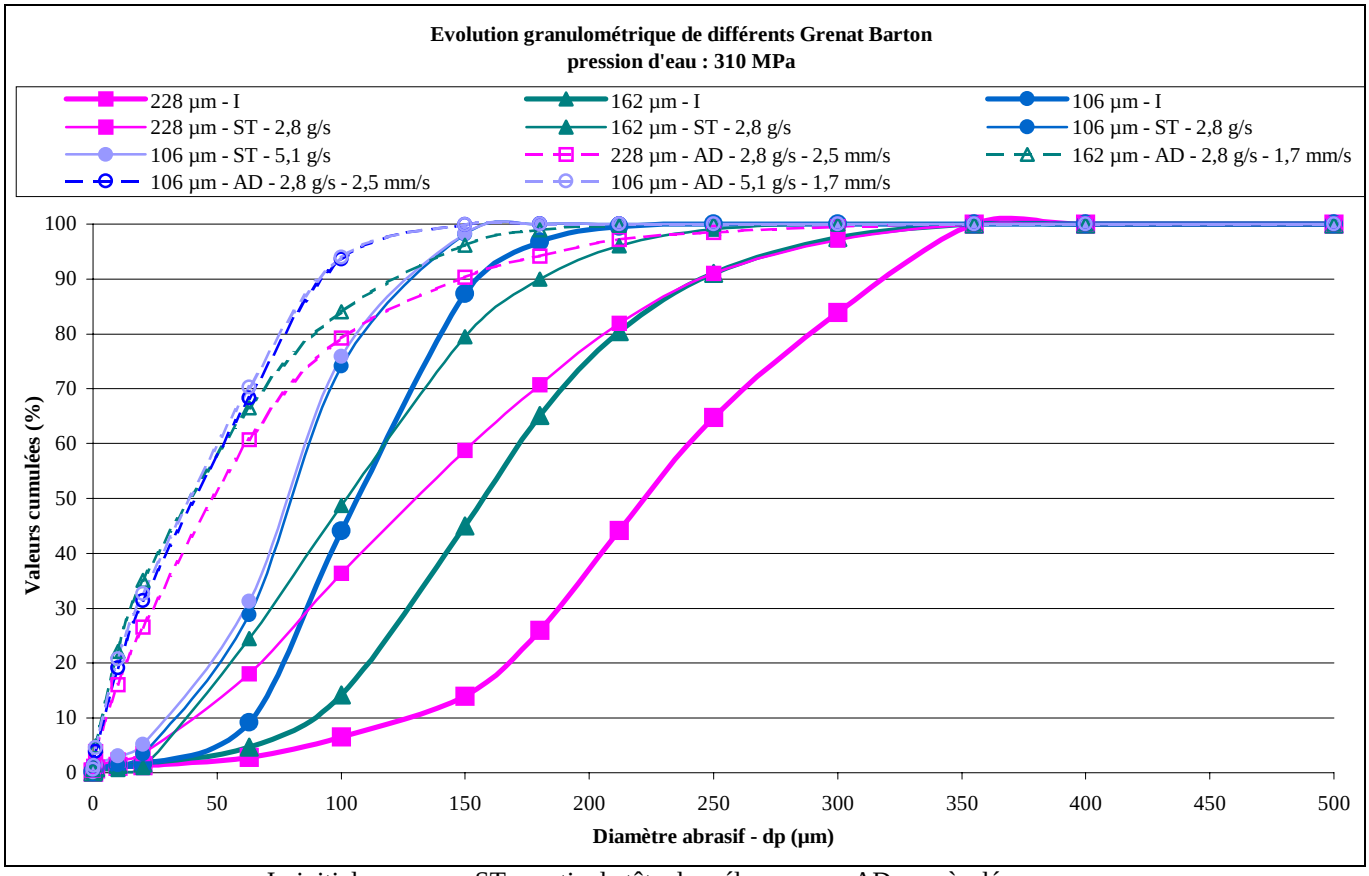
		Diamètre moyen µm	Diamètre à 10% µm	Diamètre à 50% µm	Diamètre à 90% µm	Cumulé par diamètre %									
						63	100	150	180	212	250	300	355	400	500
40 MESH 2,8 g/s 2,5 mm/s	σ	39	10	36	73	29	22	12	8	5	2	1	0	0	0
	$\overline{m}$	**65**	11	55	132	62	78	89	93	96	98	99	100	100	100
80 MESH 2,8 g/s 2,5 mm/s	σ	16	2	16	31	12	11	5	3	2	1	0	0	0	0
	$\overline{m}$	**64**	6	48	145	61	79	90	94	97	99	100	100	100	100
120 MESH 2,8 g/s 1,7 mm/s	σ	24	5	27	37	23	13	4	1	0	0	0	0	0	0
	$\overline{m}$	**50**	6	44	104	67	84	96	99	100	100	100	100	100	100
220 MESH 2,8 g/s 1,7 mm/s	σ	12	18	14	7	15	4	0	0	0	0	0	0	0	0
	$\overline{m}$	**61**	19	60	103	49	88	100	100	100	100	100	100	100	100
220 MESH 2,8 g/s 2,5 mm/s	σ	10	3	15	10	12	4	0	0	0	0	0	0	0	0
	$\overline{m}$	**45**	5	40	90	68	94	100	100	100	100	100	100	100	100
220 MESH 5,1 g/s 1,7 mm/s	σ	12	3	17	13	15	4	0	0	0	0	0	0	0	0
	$\overline{m}$	**43**	4	40	87	70	94	100	100	100	100	100	100	100	100

Tableau A . 7 : Distribution granulométrique des particules abrasives d'un grenat Barton après découpe



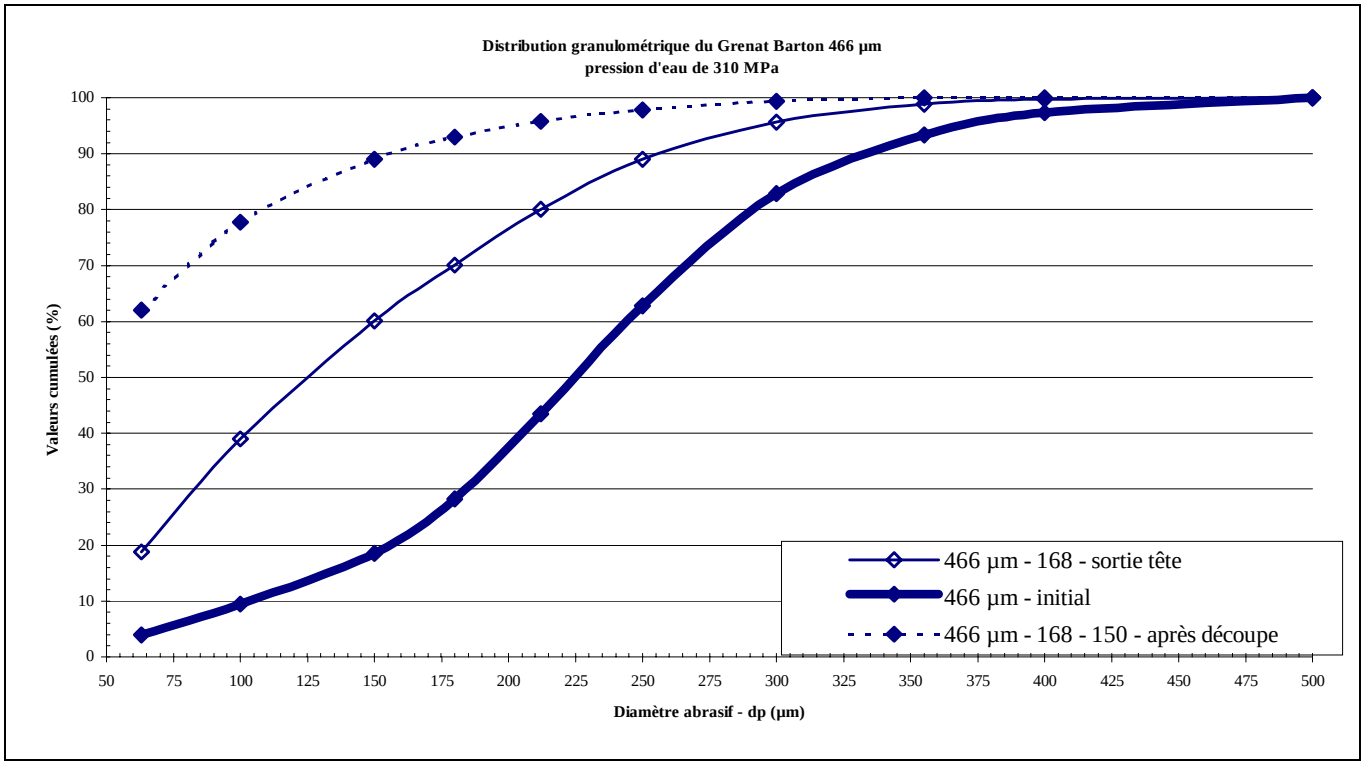
Graphe A . 3 : Répartition granulométrique des particules abrasives après découpe

ANNEXE 6. COURBES RECAPITULATIVES DE L'EVOLUTION GRANULOMETRIQUE



I : initial ST : sortie de tête de mélange AD : après découpe

Graphe A . 4 : Evolution granulométrique de différents grenats Barton pour une pression d'eau de 310 MPa



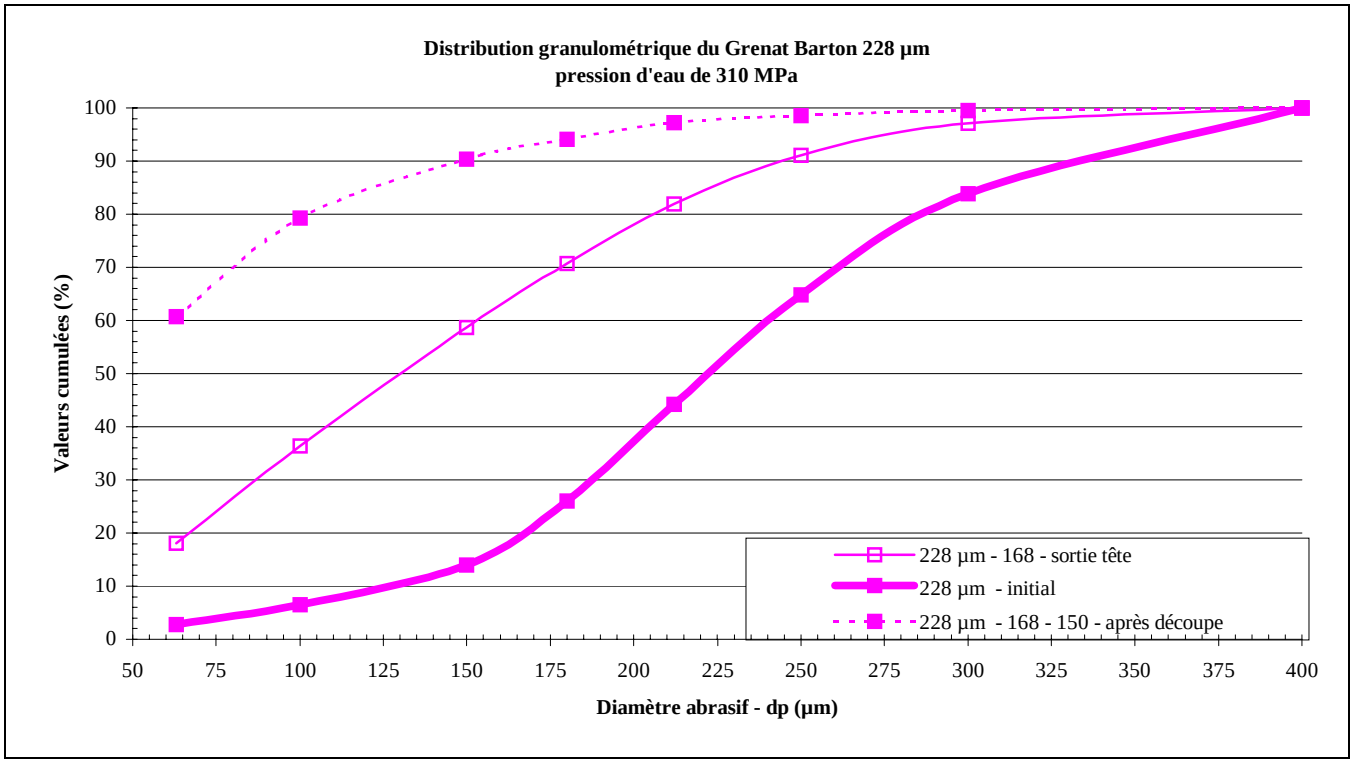
Graphe A . 5 : Evolution granulométrique d'un grenat Barton 466 µm pour une pression d'eau de 310 MPa

Initial

$$P_D = 0{,}92\, e^{-1{,}85\frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \quad avec \begin{cases} d_p = 466\mu m \\ a_n = 0{,}7\mu m \end{cases}$$

Sortie de tête de mélange

$$P_D = 0{,}30\, e^{-1{,}85\frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \quad avec \begin{cases} d_p = 466\mu m \\ a_n = 0{,}7\mu m \end{cases}$$



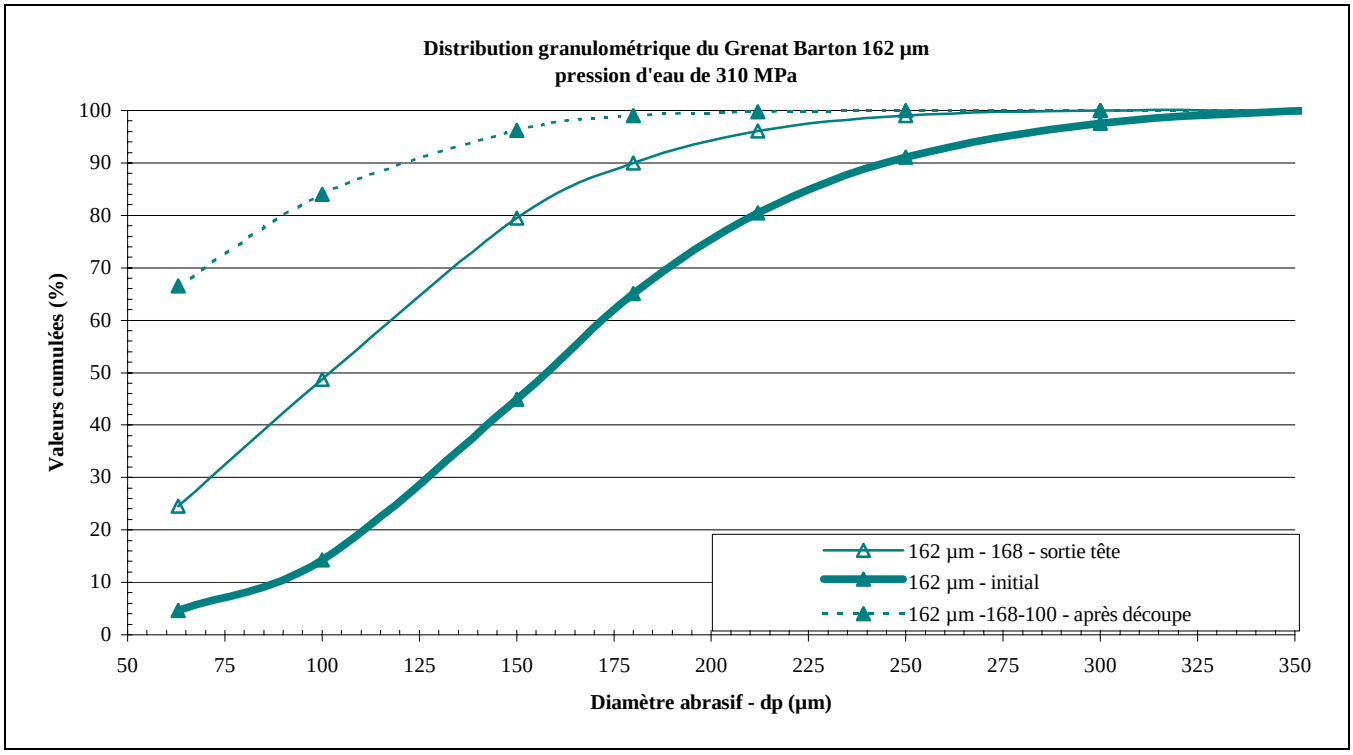
Graphe A . 6 : Evolution granulométrique d'un grenat Barton 228 µm pour une pression d'eau de 310 MPa

Initial

$$P_D = 0{,}93\, e^{-1{,}85\frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \quad avec \begin{cases} d_p = 228\mu m \\ a_n = 0{,}8\mu m \end{cases}$$

Sortie de tête de mélange

$$P_D = 0{,}19\, e^{-1{,}85\frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \quad avec \begin{cases} d_p = 228\mu m \\ a_n = 0{,}8\mu m \end{cases}$$



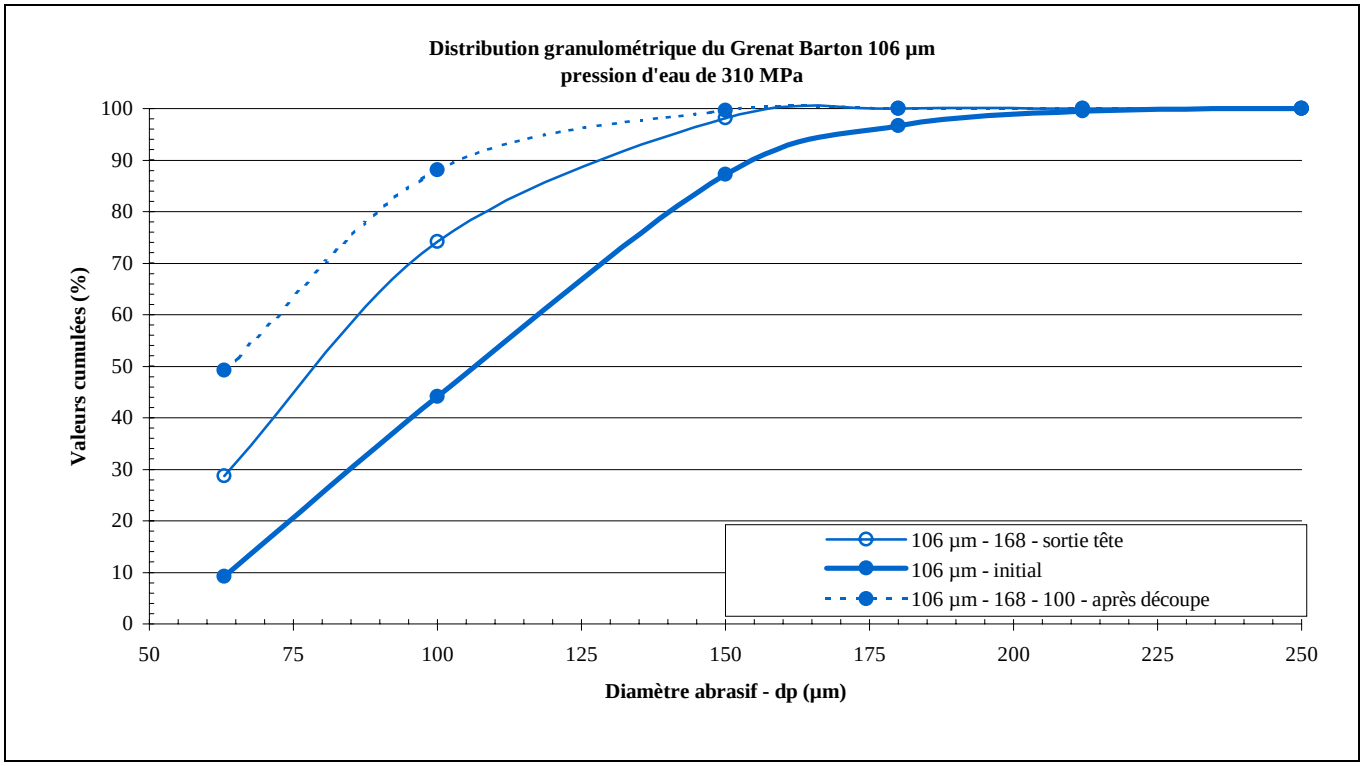
Graphe A . 7 : Evolution granulométrique d'un grenat Barton 162 µm pour une pression d'eau de 310 MPa

Initial

$$P_D = e^{-1,85\frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \quad avec \begin{cases} d_p = 162\mu m \\ a_n = 0,4\mu m \end{cases}$$

Sortie de tête de mélange

$$P_D = 0,34\, e^{-1,85\frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \quad avec \begin{cases} d_p = 162\mu m \\ a_n = 0,4\mu m \end{cases}$$



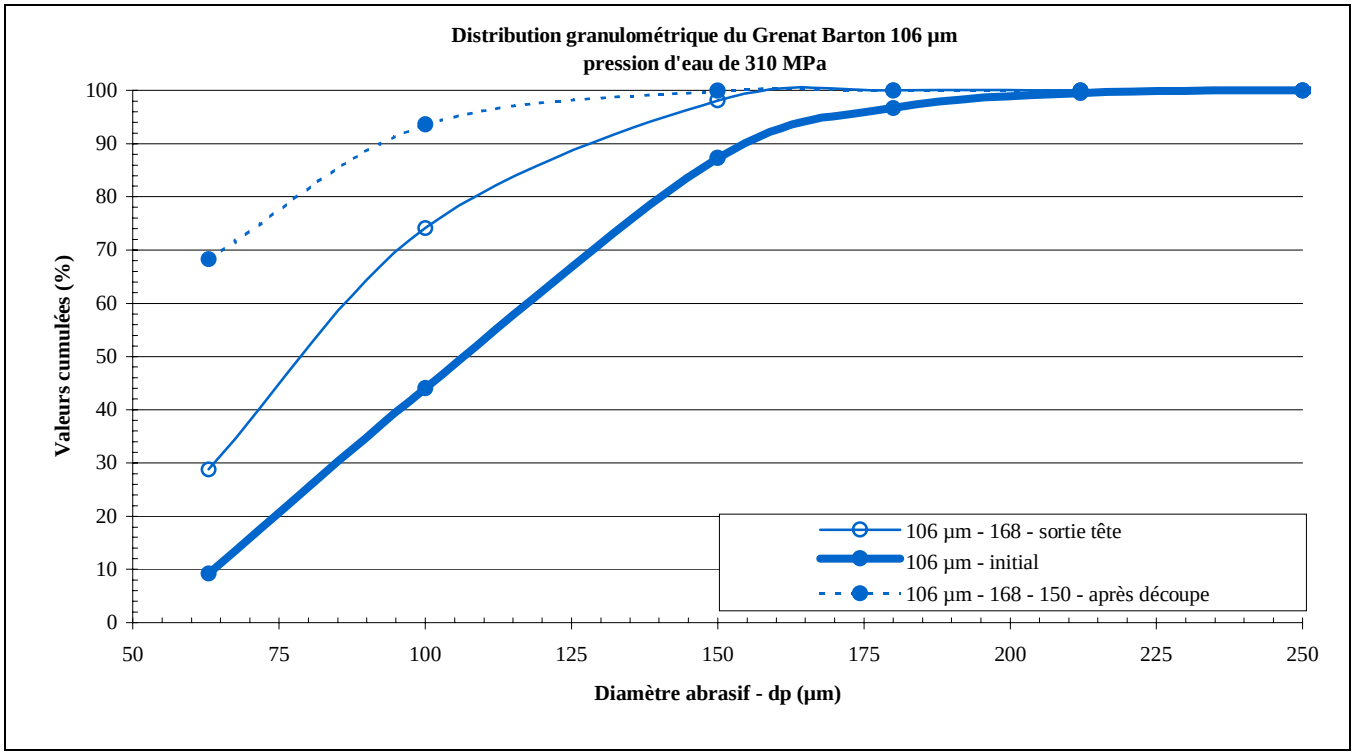
Graphe A . 8 : Evolution granulométrique d'un grenat Barton 106 µm pour une pression d'eau de 310 MPa, un débit d'abrasif de 2,8 g/s et une vitesse d'avance de 1,7 mm/s

Initial

$$P_D = 1{,}30\, e^{-1{,}85\frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \quad avec \begin{cases} d_p = 106\mu m \\ a_n = 0{,}2\mu m \end{cases}$$

Sortie de tête de mélange

$$P_D = 0{,}95\, e^{-1{,}85\frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \quad avec \begin{cases} d_p = 106\mu m \\ a_n = 0{,}2\mu m \end{cases}$$



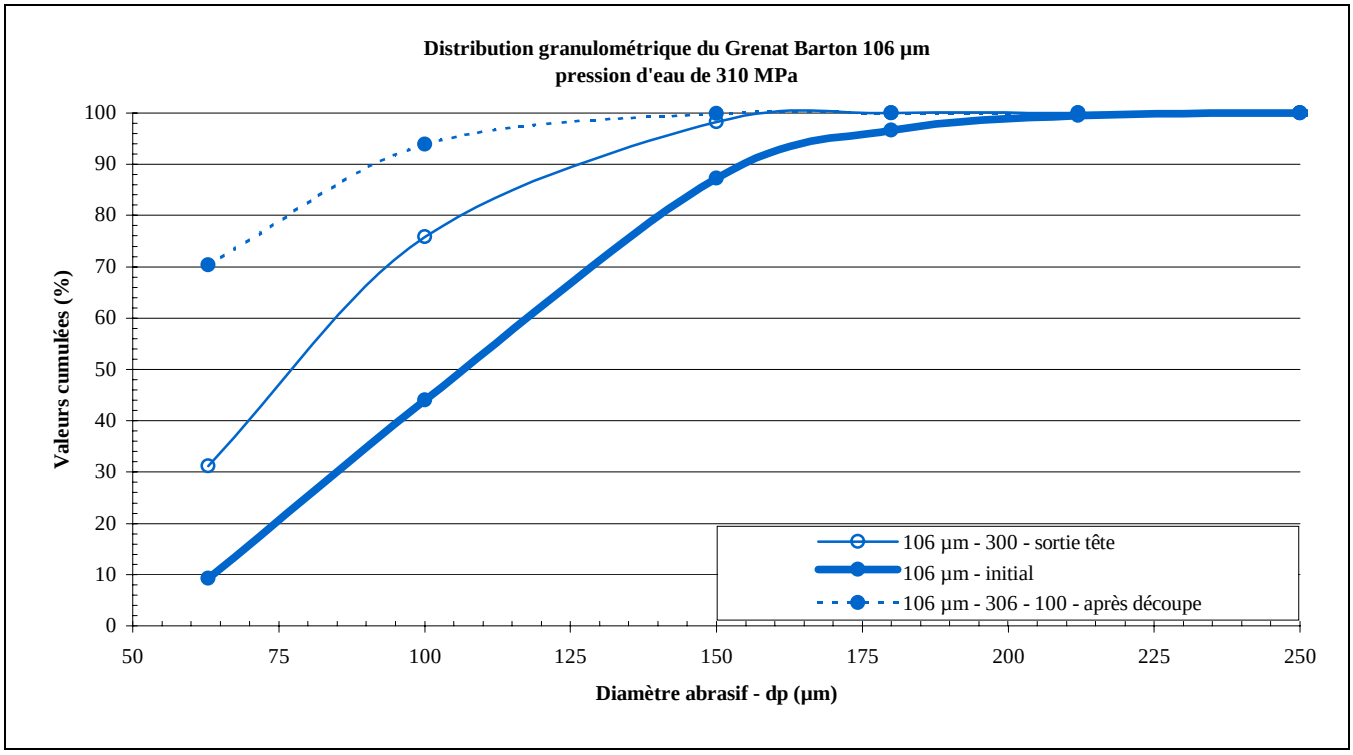
Graphe A . 9 : Evolution granulométrique d'un grenat Barton 106 µm pour une pression d'eau de 310 MPa, un débit d'abrasif de 2,8 g/s et une vitesse d'avance de 2,5 mm/s

Initial

$$P_D = 1{,}37\, e^{-1{,}95 \frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \quad avec \begin{cases} d_p = 106\mu m \\ a_n = 0{,}2\mu m \end{cases}$$

Sortie de tête de mélange

$$P_D = 0{,}60\, e^{-1{,}85 \frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \quad avec \begin{cases} d_p = 106\mu m \\ a_n = 0{,}2\mu m \end{cases}$$



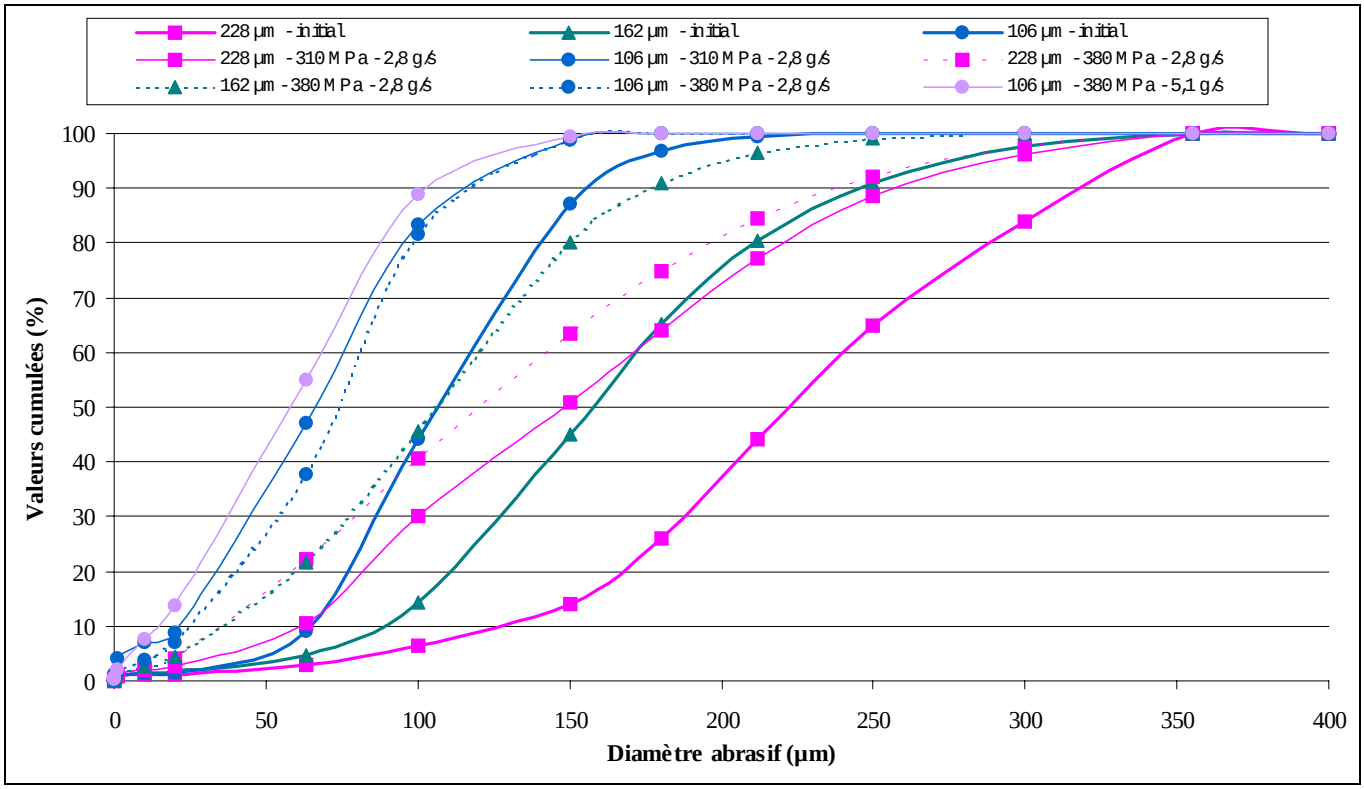
Graphe A . 10 : Evolution granulométrique d'un grenat Barton 106 µm pour une pression d'eau de 310 MPa, un débit d'abrasif de 5,1 g/s et une vitesse d'avance de 1,7 mm/s

Initial

$$P_D = 1{,}37\, e^{-1{,}95\frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \quad avec \begin{cases} d_p = 106\mu m \\ a_n = 0{,}2\mu m \end{cases}$$

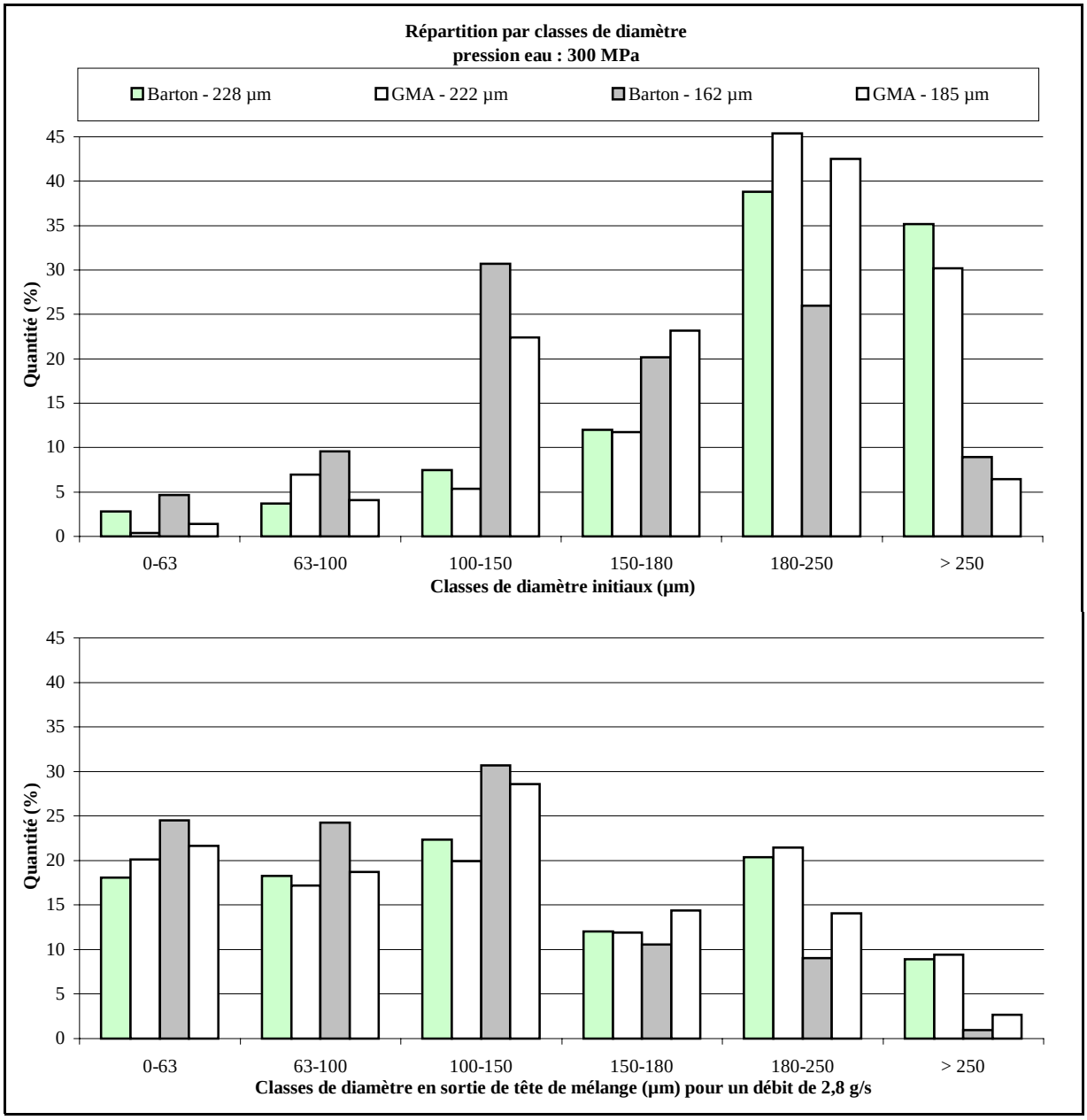
Sortie de tête de mélange

$$P_D = 0{,}48\, e^{-1{,}85\frac{(x-a_n)^2}{(d_p-a_n)^2}} \quad avec \begin{cases} d_p = 106\mu m \\ a_n = 0{,}2\mu m \end{cases}$$



Graphe A . 11 : Distributions granulométriques initiales et en sortie de tête de mélange de grenats Barton de différentes granulométries en fonction de la pression d'eau

ANNEXE 7. COMPARAISON DES EVOLUTIONS GRANULOMETRIQUES DES GRENATS BARTON ET GMA



Graphe A . 12 : Comparaison des évolutions granulométriques des grenats Barton et GMA

ANNEXE 8. COMPARAISON DES MODELES D'ENLEVEMENT DE MATIERE

					Modèle de Hashish Caractéristiques initiales de l'abrasif								Modèle évolué de Ferrendier Caractéristiques de l'abrasif en sortie de tête de mélange							
Pression eau	**Vitesse avance**	**Débit abrasif**	**Qualité abrasif**	**Taille abrasif**	**dp**	**Rf**	**χ calc.**	**χ réel init**	**Ecart sur χ**	**H calc.**	**H mes.**	**Ecart sur H**	**dp**	**Rf**	**χ cal.**	**χ réel st**	**Ecart sur χ**	**H calc.**	**H mes.**	**Ecart sur H**
MPa	mm/s	g/s		MESH	µm				%	mm	**mm**	%	µm				%	mm	**mm**	%
280	2,5	2,8	Barton	40	466	0,74	0,25	**0,07**	-74	10,2	**6,0**	-41	140	0,49	0,09	**0,07**	-26	6,6	**6,0**	-9
280	2,5	2,8	Barton	80	228	0,69	0,25	**0,22**	-13	10,3	**9,7**	-6	139	0,57	0,23	**0,22**	-5	10,0	**9,7**	-3
280	2,5	2,8	Barton	220	107	0,62	0,25	**0,39**	54	10,4	**13,9**	34	80	0,56	0,35	**0,39**	10	13,1	**13,9**	7
300	2,5	2,8	Barton	220	107	0,62	0,25	**0,36**	43	11,0	**14,1**	28	80	0,56	0,35	**0,36**	2	13,9	**14,1**	1
310	1,7	2,8	Barton	40	466	0,74	0,25	**0,11**	-58	15,3	**9,9**	-36	140	0,49	0,09	**0,11**	19	9,2	**9,9**	8
310	2,5	2,8	Barton	40	466	0,74	0,25	**0,07**	-70	11,1	**6,7**	-40	140	0,49	0,09	**0,07**	-17	7,1	**6,7**	-6
310	1,7	2,8	Barton	80	228	0,69	0,25	**0,20**	-19	15,4	**13,7**	-11	139	0,57	0,23	**0,20**	-12	14,9	**13,7**	-8
310	2,5	2,8	Barton	80	228	0,69	0,25	**0,22**	-11	11,2	**10,7**	-5	139	0,57	0,23	**0,22**	-3	10,9	**10,7**	-2
310	1,7	2,8	Barton	220	107	0,62	0,25	**0,34**	36	15,6	**19,5**	25	80	0,56	0,35	**0,34**	-3	19,9	**19,5**	-2
310	1,7	5,1	Barton	220	107	0,62	0,25	**0,30**	18	22,9	**25,9**	13	77	0,61	0,35	**0,30**	-16	29,5	**25,9**	-12
310	2,5	2,8	Barton	220	107	0,62	0,25	**0,38**	51	11,4	**15,0**	33	80	0,56	0,35	**0,38**	7	14,3	**15,0**	5
380	2,5	2,8	Barton	40	228	0,74	0,25	**0,26**	4	13,3	**13,7**	3	154	0,70	0,38	**0,26**	-32	17,9	**13,7**	-24
380	2,5	2,8	Barton	80	228	0,69	0,25	**0,39**	54	13,4	**18,0**	34	130	0,73	0,38	**0,39**	0	17,9	**18,0**	0
380	1,7	2,8	Barton	120	162	0,67	0,25	**0,44**	76	18,5	**28,0**	51	107	0,72	0,45	**0,44**	-1	28,3	**28,0**	-1
380	1,7	2,8	Barton	220	107	0,62	0,25	**0,44**	76	18,7	**27,9**	49	72	0,78	0,44	**0,44**	-1	28,1	**27,9**	-1
300	1,7	2,8	GMA	80	222	0,75	0,25	**0,30**	21	14,9	**17,0**	14	140	0,41	0,23	**0,28**	24	14,8	**17,0**	15
300	2,5	2,8	GMA	80	222	0,75	0,25	**0,37**	48	10,8	**14,1**	30	140	0,41	0,23	**0,34**	52	10,9	**14,1**	29
300	1,7	2,8	GMA	120	185	0,75	0,25	**0,30**	20	14,9	**16,9**	13	120	0,47	0,27	**0,28**	5	16,4	**16,9**	3
300	2,5	2,8	GMA	120	185	0,75	0,25	**0,30**	20	10,8	**12,2**	12	120	0,47	0,27	**0,28**	3	11,9	**12,2**	2
310	1,7	2,8	GMA	80	222	0,75	0,25	**0,25**	-1	15,3	**15,3**	0	140	0,41	0,23	**0,23**	0	15,2	**15,3**	0
310	2,5	2,8	GMA	80	222	0,75	0,25	**0,30**	19	11,1	**12,5**	12	140	0,41	0,23	**0,27**	20	11,2	**12,5**	11
						Moyenne des écarts			**14**			**10**		**Moyenne des écarts**			**1**			**1**
						Ecart-type des écarts			**43**			**27**		**Ecart-type des écarts**			**18**			**11**

Tableau A . 8 : Hauteurs de coupe prévues selon le modèle d'enlèvement de matière

ANNEXE 9. INCERTITUDES DE MESURE

- ***Expression de la fraction χ en fonction de h_T et d_j***

$$h_T = \frac{Ad_j}{B + \left(\frac{C}{d_j^{\,2}}\right)^{-\frac{2}{5}}} + \frac{1}{\frac{D}{d_j} + \frac{Ed_j}{\chi}} \tag{4.17}$$

$$\frac{h_T\left(B + \left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}}\right) - Ad_j}{B + \left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}}} = \frac{d_j\chi}{D\chi + Ed_j^{\,2}} \tag{A8.1}$$

$$\left(D\chi + Ed_j^{\,2}\right)\frac{h_T\left(B + \left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}}\right) - Ad_j}{B + \left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}}} = d_j\chi \tag{A8.2}$$

$$\frac{D\chi h_T B + D\chi h_T\left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}} - D\chi Ad_j + Ed_j^{\,2}h_T B + Ed_j^{\,2}h_T\left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}} - Ed_j^{\,2}Ad_j}{B + \left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}}} = d_j\chi \tag{A8.3}$$

$$\frac{\chi\left(h_T BD + Dh_T\left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}} - DAd_j\right) + h_T BEd_j^{\,2} + Ed_j^{\,2}h_T\left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}} - Ed_j^{\,2}Ad_j}{B + \left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}}} = d_j\chi \tag{A8.4}$$

$$h_T BEd_j^{\,2} + Ed_j^{\,2}h_T\left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}} - Ed_j^{\,2}Ad_j = \chi\left[d_j\left(B + \left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}}\right) - \left(h_T BD + Dh_T\left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}} - DAd_j\right)\right] \tag{A8.5}$$

$$\chi = \frac{BEh_T d_j^{\,2} + Ed_j^{\,2}h_T\left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}} - Ed_j^{\,2}Ad_j}{d_j\left(B + \left(Cd_j\right)^{\frac{4}{5}}\right) - h_T BD - Dh_T\left(Fd_j\right)^{\frac{4}{5}} + DAd_j} \tag{A8.6}$$

On pose : S=BE, T=EF$^{4/5}$, U=EA, V=BD, W= DF$^{4/5}$, X= AD, Y= C$^{4/5}$

$$\chi = \frac{Sh_T d_j^{\,2} + Td_j^{\frac{14}{5}}h_T - Ud_j^{\,3}}{Bd_j + Yd_j^{\frac{9}{5}} - Vh_T - Wh_T d_j^{\frac{4}{5}} + Xd_j} \tag{A8.7}$$

On pose : Z=X+B

$$\chi = \frac{Sh_T d_j^{\,2} + Td_j^{\frac{14}{5}}h_T - Ud_j^{\,3}}{-Vh_T - Wh_T d_j^{\frac{4}{5}} + Zd_j + Yd_j^{\frac{9}{5}}} \tag{A8.8}$$

Pression eau MPa	Vitesse avance mm/s	Débit abrasif g/s	Qualité abrasif	Taille abrasif MESH	dps µm	dj mm	χ modèle	ΔH/H	Δdj/dj	Δχ	χ mini	H calc. mm	χ maxi	H calc. mm	ΔH calc.
280	2,5	2,8	Barton	40	140	1,1	0,09	0,1	0,1	0,03	0,06	5,8	0,12	7,4	1,7
280	2,5	2,8	Barton	80	139	1,1	0,23	0,1	0,1	0,07	0,16	8,2	0,30	11,7	3,5
280	2,5	2,8	Barton	220	80	1,1	0,35	0,0	0,1	0,10	0,26	10,7	0,45	15,4	4,8
300	2,5	2,8	Barton	220	80	1,1	0,35	0,0	0,1	0,10	0,26	11,3	0,45	16,4	5,1
310	1,7	2,8	Barton	40	140	1,1	0,09	0,1	0,1	0,03	0,06	8,0	0,12	10,3	2,3
310	2,5	2,8	Barton	40	140	1,1	0,09	0,1	0,1	0,03	0,06	6,2	0,12	8,0	1,8
310	1,7	2,8	Barton	80	139	1,1	0,23	0,0	0,1	0,06	0,17	12,2	0,29	17,4	5,2
310	2,5	2,8	Barton	80	139	1,1	0,23	0,0	0,1	0,07	0,16	9,0	0,30	12,8	3,8
310	1,7	2,8	Barton	220	80	1,1	0,35	0,0	0,1	0,09	0,26	16,3	0,44	23,5	7,2
310	1,7	5,1	Barton	220	77	1,1	0,35	0,0	0,1	0,08	0,27	24,1	0,43	34,9	10,7
310	2,5	2,8	Barton	220	80	1,1	0,35	0,0	0,1	0,09	0,26	11,7	0,44	16,9	5,2
380	2,5	2,8	Barton	40	154	1,1	0,38	0,0	0,1	0,10	0,28	14,3	0,49	21,4	7,1
380	2,5	2,8	Barton	80	130	1,1	0,38	0,0	0,1	0,10	0,29	14,5	0,48	21,2	6,7
380	1,7	2,8	Barton	120	107	1,1	0,45	0,0	0,1	0,11	0,34	23,0	0,55	33,4	10,4
380	1,7	2,8	Barton	220	72	1,1	0,44	0,0	0,1	0,10	0,34	22,8	0,55	33,2	10,3
300	1,7	2,8	GMA	80	140	1,1	0,23	0,0	0,1	0,06	0,17	12,4	0,28	17,1	4,7
300	2,5	2,8	GMA	80	140	1,1	0,23	0,0	0,1	0,06	0,16	9,3	0,29	12,6	3,3
300	1,7	2,8	GMA	120	120	1,1	0,27	0,0	0,1	0,07	0,20	13,5	0,34	19,2	5,6
300	2,5	2,8	GMA	120	120	1,1	0,27	0,0	0,1	0,08	0,19	9,9	0,35	14,0	4,1
310	1,7	2,8	GMA	80	140	1,1	0,23	0,0	0,1	0,06	0,17	12,7	0,28	17,7	5,0
310	2,5	2,8	GMA	80	140	1,1	0,23	0,0	0,1	0,06	0,16	9,4	0,29	13,0	3,5
							Moyenne des incertitudes			**0,07**					
							Ecart-type des incertitudes			**0,02**					

Tableau A . 9 : Incertitude sur χ - Prise en compte de l'erreur intrinsèque sur le diamètre du jet d'eau et de la précision sur la hauteur de coupe mesurée

Vitesse avance mm/s	Débit abrasif g/s	Qualité abrasif	Taille abrasif MESH	dps µm	dj mm	χ modèle	ΔH/H	Δχ	χ mini	H calc. mm	χ maxi	H calc. mm	ΔH calc. mm
2,5	2,8	Barton	40	140	1,1	0,09	0,08	0,01	0,07	6,1	0,10	6,8	0,8
2,5	2,8	Barton	80	139	1,1	0,23	0,05	0,02	0,03	4,8	0,08	6,1	1,2
2,5	2,8	Barton	220	80	1,1	0,35	0,04	0,03	0,01	4,4	0,06	5,7	1,3
2,5	2,8	Barton	220	80	1,1	0,35	0,04	0,02	0,01	4,6	0,06	6,0	1,4
1,7	2,8	Barton	40	140	1,1	0,09	0,05	0,01	0,04	7,1	0,06	7,9	0,8
2,5	2,8	Barton	40	140	1,1	0,09	0,07	0,01	0,06	6,3	0,09	7,1	0,8
1,7	2,8	Barton	80	139	1,1	0,23	0,04	0,02	0,02	6,0	0,05	7,4	1,4
2,5	2,8	Barton	80	139	1,1	0,23	0,05	0,02	0,03	5,1	0,07	6,3	1,2
1,7	2,8	Barton	220	80	1,1	0,35	0,03	0,02	0,01	5,5	0,04	7,0	1,6
1,7	5,1	Barton	220	77	1,1	0,35	0,02	0,01	0,01	6,4	0,03	8,3	1,9
2,5	2,8	Barton	220	80	1,1	0,35	0,03	0,02	0,01	4,7	0,06	6,0	1,3
2,5	2,8	Barton	40	154	1,1	0,38	0,04	0,03	0,01	4,9	0,06	6,9	2,0
2,5	2,8	Barton	80	130	1,1	0,38	0,03	0,02	0,01	4,7	0,05	6,3	1,5
1,7	2,8	Barton	120	107	1,1	0,45	0,02	0,02	0,00	5,4	0,03	7,1	1,7
1,7	2,8	Barton	220	72	1,1	0,44	0,02	0,02	0,00	5,3	0,03	7,0	1,7
1,7	2,8	GMA	80	140	1,1	0,23	0,03	0,01	0,02	6,2	0,04	7,3	1,1
2,5	2,8	GMA	80	140	1,1	0,23	0,04	0,02	0,02	5,3	0,05	6,2	0,9
1,7	2,8	GMA	120	120	1,1	0,27	0,03	0,02	0,01	5,9	0,05	7,2	1,3
2,5	2,8	GMA	120	120	1,1	0,27	0,04	0,02	0,02	5,0	0,06	6,3	1,2
1,7	2,8	GMA	80	140	1,1	0,23	0,03	0,01	0,02	6,4	0,05	7,7	1,3
2,5	2,8	GMA	80	140	1,1	0,23	0,04	0,02	0,02	5,4	0,06	6,5	1,0
					Moyenne des incertitudes			**0,02**					
					Ecart-type des incertitudes			**0,00**					

Tableau A . 10 : Incertitude sur χ - Prise en compte de la précision sur la hauteur de coupe mesurée

ANNEXE 10. PUBLICATION

DECOUPE PAR JET D'EAU ABRASIF :

Fragmentation des abrasifs et qualité de découpe

Présentation de :

Sophie FERRENDIER – Alain CORNIER – Gérard COGNET

ENSAM – 151, boulevard de l'Hôpital – 75013 PARIS

☎ 01 44 24 63 58 – 🖷 01 44 24 62 24 – 📠 sophie.ferrendier@paris.ensam.fr

dans le cadre de la journée plénière du Club ECRIN Tribologie du 20 novembre 2001
sur le thème **Abrasifs et Processus d'Abrasion**

➢ *Introduction*

L'idée d'utiliser un jet fluide à haute pression pour découper des matériaux est apparue aux Etats-Unis dans les années 1950, mais ce n'est que dans les années 1970 que le procédé fait son apparition dans le secteur aéronautique et spatial américain. Les faibles efforts de coupe, de l'ordre de 20 N, permettaient de découper les matériaux déformables, comme les composites en nid d'abeille, avec moins de risques de délaminage. La température de la pièce ne dépassant pas 60°C, il n'existait pas de zone affectée thermiquement le long des faces de coupe. La première installation hors aéronautique date de 1971. Elle était destinée à la découpe, pour l'ameublement, de panneaux de contreplaqué de 10 mm d'épaisseur.

La nécessité d'étendre l'application du jet d'eau à la découpe de matériaux autres que les matériaux dits "tendres, fibreux ou composites" a favorisé les activités de recherche. Elles ont débouché, en 1984, sur la mise au point du procédé de découpe par jet d'eau abrasif. Ce procédé est maintenant utilisé dans de nombreux secteurs industriels et remplace aisément les procédés mécaniques ou thermiques conventionnels pour la découpe de matériaux réputés difficiles à usiner comme le titane, les céramiques ou le marbre.

La découpe par jet d'eau fait encore l'objet de nombreuses études destinées à une compréhension plus fine des phénomènes physiques mis en jeu. L'étude des écoulements à l'intérieur de la tête de mélange permet de faire évoluer les géométries de chambre pour optimiser le mélange, l'efficacité du jet d'eau dans les opérations de découpe résidant dans l'énergie transmise aux particules abrasives. Ces évolutions peuvent être étendues à la réalisation de têtes de microdécoupe capables de générer des jets fins pour la réalisation de saignées de quelques dixièmes de millimètre.

Des études parallèles s'attachent à étudier le phénomène de coupe et à le modéliser afin de prédire les performances de coupe d'un jet en fonction des paramètres procédé et des propriétés du matériau considéré.

L'objectif du projet de recherche présenté ici s'inscrit dans cette démarche. Il s'agit de proposer une méthode permettant de prédire avec précision l'enlèvement de matière en intégrant les paramètres habituels (pression de l'eau, diamètre de la buse et du canon de focalisation, matière usinée…), mais aussi, et c'est une nouveauté, en prenant en compte l'évolution granulométrique de l'abrasif au cours du processus de mélange.

RESUME :

Nous proposons une méthode permettant de prédire les hauteurs de coupe lors de la découpe de laiton par jet d'eau abrasif. Les modèles d'enlèvement de matière précédemment développés font abstraction de la taille de l'abrasif utilisé et montrent leurs limites dans le cas de découpes réalisées avec des abrasifs fins d'un diamètre moyen proche de 100 µm. Nos travaux ont montré que les performances de coupe pouvaient varier du simple au double lors du passage d'un abrasif de diamètre supérieur à 400 µm à un abrasif fin de l'ordre de 100 µm. Nous avons donc décidé de rapprocher les caractéristiques des abrasifs des performances de coupe pour développer un modèle plus précis tenant compte de la granulométrie de l'abrasif en sortie de tête de mélange.

Pour cela, nous avons conduit une série d'expérimentations visant à mettre en évidence l'évolution des caractéristiques géométriques et granulométriques de deux abrasifs de découpe de type grenat (Barton et GMA) au cours de leur passage dans la tête de mélange. Nous avons utilisé la vidéo-microscopie pour obtenir les caractéristiques géométriques que sont l'allongement et la circularité ; les distributions de taille des échantillons ont été définies par granulométrie laser. Le phénomène de fragmentation de l'abrasif au cours du processus de mélange se traduit par un effilement des particules abrasives qui, selon les cas, leur confère ou leur permet de conserver un plus grand pouvoir érosif.

Nous avons introduit ces caractéristiques dans un nouveau modèle d'enlèvement de matière. Celui-ci s'étend à une large gamme de pressions, jusqu'à 380 MPa, et à une large gamme de granulométries d'abrasif, jusqu'à 470 µm. Il permet de déterminer la hauteur de coupe prévisible en fonction notamment de la fraction de particules abrasives participant au mode d'enlèvement de matière d'érosion par déformation. Cette fraction , elle-même fonction de l'évolution de la granulométrie des abrasifs au cours du processus de mélange, est définie par un modèle spécifique.

ABSTRACT :

We propose a method, which predicts the height of cuts in brass cutting by an abrasive water jet. The material removal models previously developed disregarded the size of the abrasive used. They show their limits in the case of cuttings carried out with fine abrasives of an average diameter near 100 µm. Our work showed that the cutting capability is dependent on the diameter of the abrasive used. When we used a 400 µm diameter abrasive, we noticed a 9.9 mm cut ; whereas when a 100 µm was used, it created a 19.5 mm cut. Thus cutting capability is determined by the diameter of the abrasive upon impact. So, the developed model becomes more precise.

We conducted experiments aimed at highlighting the transformation of the shape and size of two cutting abrasives of the garnet-red type (Barton and GMA) upon mixing. We used video-microscopy to obtain the characteristics of shape of the abrasives, which are elongation and circularity; the distribution of size samples was defined by a laser particle size analyser. The abrasive fragmentation phenomenon during the process of mixture results in the abrasive particles becoming both smaller and sharper, which, according to cases, confers to them or allows them to preserve a greater erosive capacity.

We introduced these characteristics into a new material removal model. This one extends to a broad range of pressures up to 380 MPa, and with a broad range of abrasive's size, up to 470 µm. This makes it possible to determine the foreseeable height of a cut according, in particular, to the fraction of abrasive particles taking part in the mode of the erosion material removal by deformation. This fraction , itself a function of the transformation of the abrasive's size during the process of mixture, is defined by a specific model.

MOTS CLES :

Découpe - Jet d'eau abrasif - Enlèvement de matière - Matériaux ductiles - Modélisation - Fragmentation - Grenat.

ENSAM