

Étude de l'usinabilité par électroérosion des alliages  
d'aluminium à faible coefficient de dilatation thermique pour  
application spatiale

par

Frédéric BÉDARD

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE  
LA MAÎTRISE AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE MÉCANIQUE  
M. Sc. A.

MONTRÉAL, LE 4 JUIN 2018

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Frédéric Bédard, 2018



Cette licence [Creative Commons](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

**PRÉSENTATION DU JURY**  
**CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ**  
**PAR UN JURY COMPOSÉ DE :**

M. Mohammad Jahazi, directeur de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Victor Songmene, codirecteur de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Tan Pham, président du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Antoine Tahan, membre du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

**IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC**

**LE 14 MAI MARS 2018**

**À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE**





## REMERCIEMENTS

La réalisation de ce travail de recherche n'aurait pas été possible sans l'aide apportée par une multitude de gens passionnés, patients et aimants. D'abord, je tiens à remercier les professeurs Mohammad Jahazi pour m'avoir permis de réaliser ce projet, pour sa patience et pour sa compréhension au regard des aléas de la vie et Victor Songmene, pour son soutien constant au cours des deux dernières années. Ce projet n'aurait pas eu lieu sans son maître d'œuvre, MDA Corporation inc., et surtout sans leurs représentants David Huet et de Yves Gaudette, qui ont répondu avec patience à nos questions les plus variées. Ce projet n'aurait aussi pas été réalisé aussi rondement sans l'aide apportée par Electro-Kut, et surtout par l'équipe du département d'électroérosion, qui m'a accompagné dans mes démarches et m'a formé sur l'utilisation de l'équipement indispensable à la réalisation des essais. Un merci spécial à Alain Dubois et Alain Daignault pour leur disponibilité.

L'École de technologie supérieure est plus qu'une simple université, elle est en quelque sorte devenue un second foyer. Je ne peux passer sous silence l'aide que m'ont apportée tous ces gens que je considère comme des amis. À Abdelhalim Loucif, Heithem Touazine, Hadi Ghasemi Nanasa et Mohammad Saadati, je vous dis merci et *thank you(!)* pour toute l'aide que vous m'avez apportée de par vos connaissances infinies et pour votre grande disponibilité. À Maxime, Garry, Ali, Muftah, Yassine, ainsi qu'à tous mes autres amis du CM2P, je vous souhaite à tous bonne chance pour la suite tout en gardant la certitude que nos chemins se croiseront à nouveau. Ces mêmes remerciements s'appliquent à mon alter ego dans ce projet, Oussama, merci pour les bons moments passés ensemble.

Finalement, et sans aucun doute le plus important des remerciements, merci à ma famille, pour m'avoir soutenu, poussé et inspiré continuellement au cours des deux dernières années. Sans vous, cela n'aurait pas été possible.



# **ÉTUDE DE L'USINABILITÉ PAR ÉLECTROÉROSION DES ALLIAGES D'ALUMINIUM À FAIBLE COEFFICIENT DE DILATATION THERMIQUE POUR APPLICATION SPATIALE**

Frédéric BÉDARD

## **RÉSUMÉ**

L'alliage d'aluminium 6061-T6 présentement utilisé pour la fabrication de composantes de radiofréquence embarquées sur les satellites de télécommunication présente une forte propension typique des alliages d'aluminium à se dilater sous l'effet de la chaleur. Sachant qu'un satellite de télécommunication est quotidiennement exposé à une variation de température de l'ordre de 300 °C, ses performances s'en trouvent inévitablement affectées. Pour pallier ce problème, le remplacement de ce matériau par un alliage d'aluminium à faible coefficient de dilatation thermique est désiré. Seulement, il apparaît qu'un manque flagrant d'information quant à l'usinabilité par électroérosion par enfonçage de ces alliages d'aluminium à très haute teneur en silicium rend incertaine la possibilité les usiner efficacement.

L'objectif de ce projet est, d'abord, de valider les propriétés réelles de trois alliages d'aluminium-silicium présents sur le marché, soit le ALM-450 de la firme Adamco (USA) et le MS43 et MS61 de la firme AMT Technologies (Allemagne) et de sélectionner celui présentant les meilleures performances globales. Le matériau optimal sélectionné, l'optimisation du procédé d'électroérosion en vue de garantir l'obtention d'un fini de surface précis et d'un temps d'usinage minimum est réalisée. Le procédé d'électroérosion étant géré par au minimum dix paramètres, un premier plan d'expérience est réalisé avec pour objectif de déterminer lesquels de ces paramètres affectent significativement quatre réponses, soit le taux d'enlèvement de matière, le taux de formation du rayon d'électrode, la hauteur moyenne arithmétique du profil et la distance vallée-crête maximale du profil. L'analyse de la variance de ce plan de type Plackett-Burman (12 essais + 4 points centraux) a permis de déterminer que des dix paramètres étudiés, cinq seulement affectent de manière significative les réponses.

Une fois ces cinq paramètres importants déterminés (durée d'un arc électrique, délai entre deux arcs, courant de décharge, délai entre deux *séries* d'arcs et tension), un second plan d'expérience (demi-fraction d'un plan factoriel, 16 essais + 2 points centraux) a permis de générer des modèles prédictifs pour les quatre réponses. Finalement, une méthodologie permettant d'optimiser un programme d'usinage initialement généré par le contrôleur du système d'électroérosion est proposée.

**Mot-clés** : aluminium, silicium, usinage, électroérosion, dilatation thermique.



# **MACHINABILITY BY ELECTRICAL DISCHARGE MACHINING OF LOW COEFFICIENT OF THERMAL EXPANSION ALUMINUM ALLOYS FOR SPACE APPLICATION**

Frédéric BÉDARD

## **ABSTRACT**

6061-T6 aluminum alloy, is presently used in the manufacturing of on-board radio frequency equipment of telecom satellite. , The latter are exposed, on a daily basis, to temperature variations of around 300 °C, thereby affecting the performance of radio-frequency equipment due to the severe dilatation and contraction (high thermal expansion coefficient) of 6061-T6 Al alloy. In order to minimize this effect, the replacement of this aluminum alloy by new alloys with low coefficient of thermal expansion is studied. On the other hand, the lack of knowledge about the machinability by die-sinking electrical discharge machining of those alloys appears.

The purpose of this project is, first, to validate the exact mechanical properties of three candidate materials which are the ALM-450 from Adamco (USA), the MS43 from AMT Technologies (Germany) and the MS61 from the same place. From those three materials, the one that presents the best performances will be selected as the potential successor to the 6061-T6. The optimal material selected, the machinability optimization process will ensure that the material can be machined in a spec-effective and a cost-effective way. From ten parameters that guide the electrical discharge machining (EDM) process, five appear, from the completion of a sixteen-run Plackett-Burman design of experiments (12 runs + 4 central points) to significantly affect the material removal rate, the electrode's radius formation rate, the arithmetical mean deviation of the profile and maximum height of the profile. Those five parameters are the duration of an electrical discharge, the delay between two discharges, the discharge current, the delay between two *series* of discharges and the voltage.

Therefore, a second design of experiments, consisting in a half factorial plan with sixteen runs plus two central points, was developed and carried out. This design of experiment resulted in the generation of four predictive models for the four answers studied in the Plackett-Burman design of experiments. Finally, an optimal methodology is proposed in order to optimize the machining program initially generated by the EDM-Controller.

**Keywords:** aluminum, silicon, machining, electrical discharge machining, thermal expansion



## TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE.....	5
1.1 Les alliages d'aluminium à faible coefficient de dilatation thermique (CTE).....	5
1.1.1 Les alliages d'aluminium-silicium.....	6
1.1.2 Influence de la microstructure sur le coefficient de dilatation thermique .....	9
1.1.3 La constitution d'un alliage : l'élément d'alliage principal .....	12
1.1.3.1 Description d'un diagramme d'équilibre binaire Al-Si .....	14
1.1.4 La constitution d'un alliage : les éléments secondaires .....	18
1.1.5 Les traitements thermiques des alliages d'aluminium-silicium.....	20
1.1.6 La coulée par projection et solidification rapide.....	23
1.2 L'électroérosion .....	25
1.2.1 L'électroérosion par enfonçage.....	27
1.2.2 L'électroérosion par fil .....	28
1.2.3 Le contrôle du procédé d'électroérosion.....	29
1.3 Analyse de la variance : la base théorique .....	33
CHAPITRE 2 INFLUENCE DES PARAMÈTRES D'ÉLECTROÉROSION POUR UN ALLIAGE D'ALUMINIUM 6061-T6.....	43
2.1 Mise en situation .....	43
2.2 Méthodologie .....	47
2.3 Résultats et discussion .....	51
2.3.1 Analyse de la variance .....	55
2.3.2 Intégration des interactions pour MRR.....	60
2.3.3 Intégration des interactions pour ER.....	62
2.3.4 Intégration des interactions pour Sa.....	64
2.4 Conclusion partielle .....	68
CHAPITRE 3 PERFORMANCE DES ALLIAGES D'ALUMINIUM-SILICIUM ET OPTIMISATION DU PROCÉDÉ D'ÉLECTROÉROSION POUR CES MATÉRIAUX .....	69
3.1 Matériaux à l'étude .....	69
3.1.1 Microstructure.....	69
3.1.2 Essais de traction.....	73
3.1.3 Essais de dureté.....	75
3.1.4 Conductivité électrique .....	77
3.1.5 Tests sommaires d'usinabilité par électroérosion .....	78
3.1.5.1 Taux d'enlèvement de matière (usinabilité sommaire).....	79
3.1.5.2 Fini de surface (usinabilité sommaire).....	80
3.1.5.3 Épaisseur de la couche resolidifiée .....	82

	3.1.5.4 Synthèse des résultats .....	90
3.2	Génération des modèles prédictifs pour l'optimisation du procédé.....	92
3.2.1	Analyse de la variance .....	95
	3.2.1.1 Taux d'enlèvement de matière (MRR) : .....	97
	3.2.1.2 Taux de formation du rayon d'électrode (ER) : .....	104
	3.2.1.3 Fini de surface (Sa et Sz) : .....	110
3.2.2	Mise en commun des modèles prédictifs.....	123
	3.2.2.1 Méthodologie de calcul du temps d'usinage total.....	128
3.3	Conclusion partielle .....	131
	CONCLUSION.....	133
	RECOMMANDATIONS .....	135
ANNEXE I	Équations menant au calcul des sommes des carrés dans une ANAVAR.....	137
ANNEXE II	Résultats obtenus pour le taux d'usure de l'électrode ( TWR) lors de la campagne d'essais sur le 6061-T6 .....	139
ANNEXE III	Tableaux de résultats pour l'ANAVAR réalisé sur le 6061-T6.....	143
ANNEXE IV	Tableaux de résultats pour l'ANAVAR réalisé sur le MS43.....	147
	BIBLIOGRAPHIE.....	153



## LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1	Classement des alliages d'aluminium selon leur principal élément d'alliage et coefficient de dilatation thermique à température ambiante de cet élément principal. Données tirées de (ASM, 1990).....5
Tableau 1.2	Alliages communément retrouvés sur le marché, classés par teneur croissante en silicium.....8
Tableau 1.3	Effets des principaux éléments d'alliages d'un aluminium-silicium. Adapté de (Girardin, 2012) .....18
Tableau 1.4	Vitesse de refroidissement vue par les gouttelettes de matériau liquéfié en fonction de son diamètre. Tiré de (Grant, 1995).....24
Tableau 1.5	Quelques paramètres universels pouvant être contrôlés lors de l'usinage par électroérosion .....30
Tableau 1.6	Tableau de sortie d'une analyse de la variance pour deux facteurs (A et B) et une interaction (AB) .....34
Tableau 1.7	Plan factoriel partiel pour 5 facteurs à 2 niveaux (32 essais) avec encadré en gras les essais d'un demi-plan factoriel. ....38
Tableau 2.1	Présentation des dix paramètres étudiés à l'aide du plan PB.....47
Tableau 2.2	Plan d'expérience de type Plackett-Burman en douze essais et la valeur des paramètres à -1, 0 et 1 .....48
Tableau 2.3	Résultats du plan d'essai Plackett-Burman ( $MRR$ , $ER$ et $Sa$ ) .....52
Tableau 3.1	Composition chimique moyenne (en masse) du silicium primaire sursaturé en aluminium et de l'aluminium sursaturé en silicium. ....71
Tableau 3.2	Comparatifs des performances mécaniques du 6061-T6 et du ALM-450 .....74
Tableau 3.3	Comparatifs des performances mécaniques théoriques et réelles (expérimentales) de l'ALM-450 .....74
Tableau 3.4	Valeurs des paramètres sélectionnés pour les tests d'usinabilité sommaires .....78
Tableau 3.5	Résultats des tests d'usinabilité sommaires pour le $MRR$ .....79

Tableau 3.6	<i>FSQI</i> et <i>CSQI</i> calculé et comparé au matériau de référence, le 6061-T6.....	82
Tableau 3.7	Synthèse des résultats pour la sélection du matériau de remplacement....	91
Tableau 3.8	Paramètres à l'étude pour l'optimisation du procédé d'électroérosion .....	92
Tableau 3.9	Plan d'expérience factoriel fractionnaire utilisé pour les essais d'optimisation.....	94
Tableau 3.10	Résultats du calcul du <i>MRR</i> pour les essais d'optimisation .....	97
Tableau 3.11	Résultats du calcul de <i>ER</i> pour les essais d'optimisation.....	105
Tableau 3.12	Résultats calculés pour <i>Sa</i> et <i>Sz</i> (essais d'optimisation).....	111
Tableau 3.13	Tableau résumé présentant la méthodologie de calcul de la désirabilité totale.....	124
Tableau 3.14	Résultats du plan d'essai Plackett-Bruman ( <i>TWR</i> ) .....	140

## LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1.1	Composante de radiofréquence (guide d'ondes). Image fournie par MDA Corporation inc.....	1
Figure 1.1	Influence des éléments d'alliage principaux sur le CTE d'un alliage d'aluminium. Tiré de (Kearney & Rooy, 1990) .....	6
Figure 1.2	Influence du taux de silicium sur le CTE d'un alliage Al-Si hypereutectique. Tiré de (Pan et al., 2017) .....	7
Figure 1.3	Influence de la teneur en silicium sur la fluidité d'un alliage d'aluminium-silicium. Tiré de (Sabatino, 2005) .....	9
Figure 1.4	Influence de la température de vieillissement sur le coefficient de dilatation thermique d'un alliage Al-27%Si. Tiré de (Zhu et al., 2014) .....	11
Figure 1.5	Diagramme d'équilibre binaire Al-Si. En rouge est représentée la température de transformation eutectique. Adapté de (Malgorzata Warmuzek, 2004).....	13
Figure 1.6	Réaction activée thermiquement. Tiré de (Colombié & Albert, 2000).....	14
Figure 1.7	Micrographie d'un alliage hypoeutectique (7% Si) (100X). Tiré de (Malgorzata Warmuzek, 2004) .....	16
Figure 1.8	Micrographie d'un alliage hypereutectique (17% Si) (100X). Tiré de (Malgorzata Warmuzek, 2004). .....	17
Figure 1.9	Solidification lente d'un alliage d'aluminium-silicium contenant moins de 1,65 % de silicium. Adapté de (Baïlon & Dorlot, 2000; Campbell, 2006) .....	17
Figure 1.10	Effet du vieillissement sur la microstructure d'un alliage d'aluminium. Tiré de (Campbell, 2006) .....	21
Figure 1.11	Schématisation du procédé de coulée par projection et solidification rapide. Tiré de (Grant, 1995) .....	23
Figure 1.12	Étapes se succédant lors de l'usinage par électroérosion au fil. Tiré de <a href="http://www.intellectualventureslab.com">www.intellectualventureslab.com</a> .....	26

Figure 1.13	Principe de l'électroérosion par enfonçage. Tiré de <a href="http://www.mechanicaldesignforum.com">www.mechanicaldesignforum.com</a> .....	27
Figure 1.14	Principe de l'électroérosion par fil. Tiré de <a href="http://www.headland.com.au">www.headland.com.au</a> .....	28
Figure 1.15	Diagramme représentant la contribution de certains paramètres d'usinage sur le MRR d'un aluminium. Données tirées de (Selvakumar et al., 2014) .....	31
Figure 1.16	Diagramme représentant la contribution de certains paramètres d'usinage sur le MRR d'un acier. Données tirées de (Sinha et al., 2015) .....	32
Figure 1.17	Schématisation du périmètre d'intérêt entre deux facteurs à deux niveaux. Tiré de (Montgomery, 2013) .....	36
Figure 1.18	Représentation géométrique d'une demi-fraction d'un plan factoriel de 5 facteurs (A-B-C-D-E) à 2 niveaux. (Montgomery, 2013).....	40
Figure 2.1	Représentation schématique de la fonction des paramètres d'usinage (1/2).....	44
Figure 2.2	Représentation schématique de la fonction des paramètres d'usinage (2/2).....	45
Figure 2.3	Duo bloc-électrode après la réalisation des tests préliminaires. ....	50
Figure 2.7	Résultats obtenus pour <i>MRR</i> suite à la réalisation de plan PB .....	54
Figure 2.8	Résultats obtenus pour <i>ER</i> suite à la réalisation du plan PB .....	54
Figure 2.9	Résultats obtenus pour <i>Sa</i> suite à la réalisation du plan PB .....	55
Figure 2.10	Diagramme de Pareto pour <i>MRR</i> (données brutes) .....	56
Figure 2.11	Diagramme de Pareto pour <i>ER</i> (données brutes).....	56
Figure 2.12	Diagramme de Pareto pour <i>Sa</i> (données brutes) .....	57
Figure 2.13	Diagramme de Pareto pour l'ANAVAR optimisée de <i>MRR</i> .....	58
Figure 2.14	Diagramme de Pareto pour l'ANAVAR optimisée de <i>ER</i> .....	58
Figure 2.15	Diagramme de Pareto pour l'ANAVAR optimisée de <i>Sa</i> .....	59
Figure 2.16	Diagramme de Pareto pour <i>MRR</i> avec interactions.....	60

Figure 2.17	Relation $MRR/\text{Énergie}$ dégagée par un arc électrique.....	62
Figure 2.18	Diagramme de Pareto pour $ER$ avec interactions .....	63
Figure 2.19	Diagramme de Pareto pour $Sa$ avec interactions.....	64
Figure 2.20	Diagramme de Pareto pour $Sa$ avec transformation de type Box-Cox et interactions .....	66
Figure 2.21	Agrandissements d'échantillons obtenus à l'aide d'un MEB. En a) : faible courant et faible temps de travail, en b) haut courant et haut temps de travail. Tiré de (Maher et al., 2015).....	67
Figure 2.22	Influence de $T_{ON}$ (A), de $T_{OFF}$ (B), du courant de décharge (C) et de la tension du fil (D) sur le taux d'enlèvement de matière (on cherche la plus grande valeur). Tiré de (Selvakumar et al., 2014) .....	68
Figure 3.1	Diagramme d'équilibre Al-Si et microstructures typiques à l'équilibre. Tiré de (M. Warmuzek, 2004) .....	70
Figure 3.2	Microstructure de l'alliage ALM-450 obtenu à l'aide du microscope confocal LEXT OLS4100. Agrandissement 500x.....	71
Figure 3.3	Analyse EDX de l'alliage ALM-450 (agrandissement 2000x) fait à l'aide du microscope électronique à balayage Hitachi TM3000 .....	72
Figure 3.4	Extrait de la norme ASTM E8 présentant les dimensions des éprouvettes usinées pour les essais de traction. Tiré de (ASTM, 2016) ....	73
Figure 3.5	Position des sections prélevées sur la plaque de matériau brute.....	75
Figure 3.6	Photo des tranches usinées par électroérosion .....	76
Figure 3.7	Résultats des essais de dureté (HRB).....	76
Figure 3.8	Présentation de $FSQI$ . Tiré de (Aidibe et al., 2016) .....	82
Figure 3.9	Schématisation de la couche subsurfacique affectée par le procédé d'électroérosion. Tiré de (Maher et al., 2015).....	83
Figure 3.10	Impact de la quantité d'énergie dégagée par un arc électrique sur l'épaisseur de la couche resolidifiée. En a) faible courant et faible temps de travail. En b) haut courant et haut temps de travail. Tiré de (Maher et al., 2015) .....	83
Figure 3.11	Montage des électrodes pour le placage au nickel.....	86

Figure 3.12	Mesure de la couche resolidifiée pour le ALM-450. Agrandissement 1000X.....	87
Figure 3.13	Mesure de la couche resolidifiée pour le MS43. Agrandissement 1000X.....	87
Figure 3.14	Mesure de la couche resolidifiée pour le MS61. Agrandissement 1000X.....	88
Figure 3.15	Analyse EBSD montrant l'orientation cristallographique des grains proches de la surface usinée. De gauche à droite : aluminium + silicium, aluminium seulement et silicium seulement. ....	89
Figure 3.16	<i>MRR</i> avec erreur totale pour les dix-huit essais de la campagne d'optimisation.....	98
Figure 3.17	Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le <i>MRR</i> (résultats bruts). Les facteurs et interactions qui franchissent la ligne bleue affectent significativement le <i>MRR</i> .....	99
Figure 3.18	Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le <i>MRR</i> (résultats optimisés, sans transformation de Box-Cox).....	100
Figure 3.19	Graphique de normalité des résidus du <i>MRR</i> optimisé (sans Box-Cox) pour les essais d'optimisation du procédé.....	101
Figure 3.20	Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le <i>MRR</i> (résultats optimisés, avec transformation de Box-Cox).....	102
Figure 3.21	Validation de l'hypothèse de normalité des résidus de <i>MRR</i> pour les essais d'optimisation. Seuls quatre points s'éloignent de la courbe de normalité.....	103
Figure 3.22	Validation de l'hypothèse d'indépendance des résidus de <i>MRR</i> pour les essais d'optimisation.....	103
Figure 3.23	Validation de l'hypothèse de randomisation des résidus de <i>MRR</i> pour les essais d'optimisation.....	104
Figure 3.24	<i>ER</i> avec erreur totale pour les dix-huit essais de la campagne d'optimisation.....	106
Figure 3.25	Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le <i>ER</i> (résultats bruts). Les facteurs et interactions qui franchissent la ligne bleue affectent significativement le <i>ER</i> .....	107

Figure 3.26	Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le <i>ER</i> (résultats optimisés, sans transformation de Box-Cox) .....108
Figure 3.27	Validation de l'hypothèse de normalité des résidus de <i>ER</i> pour les essais d'optimisation .....109
Figure 3.28	Validation de l'hypothèse d'indépendance des résidus de <i>ER</i> pour les essais d'optimisation .....109
Figure 3.29	Validation de l'hypothèse de randomisation des résidus de <i>ER</i> pour les essais d'optimisation .....110
Figure 3.30	Résultats calculés avec erreur totale pour <i>Sa</i> (essais d'optimisation).....112
Figure 3.31	Résultats calculés avec erreur totale pour <i>Sz</i> (essais d'optimisation) .....113
Figure 3.32	Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le <i>Sa</i> (résultats bruts). Les facteurs et interactions qui franchissent la ligne bleue affectent significativement le <i>Sa</i> .....114
Figure 3.33	Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le <i>Sz</i> (résultats bruts). Les facteurs et interactions qui franchissent la ligne bleue affectent significativement le <i>Sz</i> .....114
Figure 3.34	Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le <i>Sa</i> (résultats optimisés, sans transformation de Box-Cox) .....115
Figure 3.35	Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le <i>Sz</i> (résultats optimisés, sans transformation de Box-Cox) .....116
Figure 3.36	Validation de l'hypothèse de normalité des résidus pour <i>Sa</i> . Cette hypothèse n'est pas respectée .....117
Figure 3.37	Validation de l'hypothèse de normalité des résidus pour <i>Sz</i> . Cette hypothèse n'est pas respectée .....117
Figure 3.38	Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le <i>Sa</i> lorsque le douzième essai est exclu .....118
Figure 3.39	Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le <i>Sz</i> lorsque le douzième essai est exclu .....119
Figure 3.40	Validation de l'hypothèse de normalité des résidus pour <i>Sa</i> optimisé ....120
Figure 3.41	Validation de l'hypothèse de randomisation des résidus pour <i>Sa</i> optimisé .....120

Figure 3.42	Validation de l'hypothèse d'indépendance des résidus pour $Sa$ optimisé .....	121
Figure 3.43	Validation de l'hypothèse de normalité des résidus pour $Sz$ optimisé.....	121
Figure 3.44	Validation de l'hypothèse de randomisation des résidus pour $Sz$ optimisé.....	122
Figure 3.45	Validation de l'hypothèse d'indépendance des résidus pour $Sz$ optimisé.....	122
Figure 3.46	Désirabilité lorsque la réponse doit être maximisée. Tiré de (Montgomery, 2013).....	125
Figure 3.47	Désirabilité lorsque la réponse doit être minimisée. Tiré de (Montgomery, 2013).....	126
Figure 3.48	Désirabilité lorsque la réponse doit atteindre une valeur cible. Tiré de (Montgomery, 2013).....	127
Figure 3.49	Schéma représentant l'usinage de la première passe d'ébauche. Le volume de matière enlevé lors de cette passe correspond au volume nominal de la géométrie à usiner moins le volume de $Sz$ et le volume du rayon d'électrode (ébauche).....	129
Figure 3.50	Résultats obtenus pour $TWR$ suite à la réalisation de plan PB.....	141



## LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

A%	Allongement à la rupture
Al	Aluminium
ANAVAR	Analyse de la variance
<i>CSQI</i>	Indice de qualité du fini de surface <i>Ceiling Surface Quality Index</i>
CTE	Coefficient de dilatation thermique
Cu	Cuivre
DDL	Degré de liberté
DN	Durée d'une série d'arcs électrique
E	Module d'Young
EBSD	Diffractionnée par électron rétrodiffusés
EDX	Analyse dispersive en énergie
ER	Taux de formation du rayon d'électrode
<i>FSQI</i>	Indice de qualité du fini de surface <i>Floor Surface Quality Index</i>
HRC	Dureté selon l'échelle Rockwell C
HV	Dureté selon l'échelle Vickers
IP	Courant de décharge
JS	Vitesse de déplacement lors de la transition UP/DN
Mg	Magnésium
<i>MRR</i>	Taux d'enlèvement de matière
Ni	Nickel
P	Polarité
PB	Plackett-Burman

ppm	Partie par million ( $10^{-6}$ )
$Re_{0,2\%}$	Limite élastique
$R_m$	Limite ultime du matériau
RSP	Coulée par projection et solidification rapide
S	Vitesse d'approche et de rétractation à l'entrefer
$S_1$	Vitesse de réduction de l'entrefer
$S_2$	Vitesse d'augmentation de l'entrefer
$S_a$	Hauteur moyenne arithmétique du profil
Si	Silicium
SS	Somme des carrés
SV	Tension de référence à l'entrefer
$S_z$	Distance vallée-crête maximale du profil
$T_{ON}$	Durée d'une décharge
$T_{OFF}$	Délai entre deux décharges
TRC	Transformation en refroidissement continu
TTT	Temps-Température-Transformation
UP	Délai entre deux séries d'arcs électrique
V	Tension du circuit électrique
WT	Tension de fil

## LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

m/min	Mètre par minute
μs	Microseconde
ms	Milliseconde
s	Seconde
Hz	Hertz
K	Degré Kelvin
°C	Degré Celsius
g	Gramme
kg	Kilogramme
MPa	Mégapascal (10 <sup>6</sup> Pascals)
GPa	Gigapascal (10 <sup>9</sup> Pascals)
μm	Micromètre
mm	Millimètre
cm	Centimètre
m	Mètre
po	Pouce
W	Watt
E	Énergie (Joules)
V	Volt
A	Ampère
mL	Millilitre
L	Litre



## INTRODUCTION

Évoluant constamment depuis les années soixante, le satellite de télécommunication requiert des connaissances et des techniques de plus en plus fines et complexes. Principalement constitué d'aluminium, de titane et de fibre de carbone, il nécessite des connaissances poussées en usinage conventionnel et non conventionnel rendant son développement long et coûteux. De plus, l'environnement hostile que parcourt un satellite ou une sonde au cours de sa vie utile, avec par exemple de grandes variations de température ou encore des problèmes de dégazement des matériaux fait en sorte que le choix d'un matériau et d'un procédé d'usinage est souvent complexe et limité.

Les grandes variations de température sont particulièrement critiques lors de la conception de composantes électroniques embarquées, comme des composantes de radiofréquence, où la géométrie interne des systèmes joue un rôle majeur dans la qualité et la précision des données transmises vers la Terre. À ce jour, l'alliage d'aluminium 6061-T6 est abondamment utilisé pour la fabrication de ces composantes en raison de ses bonnes capacités de mise en forme et de soudage ainsi qu'à ses bonnes aptitudes au durcissement structural. (Baïlon & Dorlot, 2000)

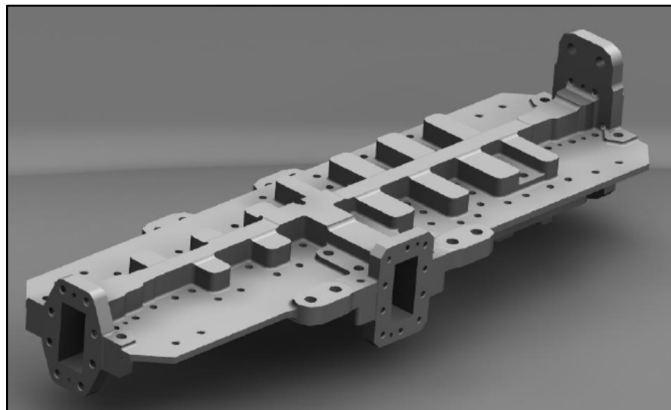


Figure 1.1 Composante de radiofréquence (guide d'ondes). Image fournie par MDA Corporation inc.

Avec des températures passant quotidiennement de  $-180^{\circ}\text{C}$  à  $160^{\circ}\text{C}$ , cet alliage d'aluminium fait face à une expansion thermique importante qui, parce qu'elle influence la géométrie interne des guides d'ondes, affecte la qualité des transmissions radio. Bien qu'il soit possible de modéliser assez précisément cette dilatation thermique (Lu, Selleby, & Sundman, 2005), il est évident que la meilleure solution à ce problème est de la minimiser en remplaçant l'utilisation de l'aluminium 6061-T6 par un alliage à faible coefficient de dilatation thermique.

C'est dans cette optique que ce travail de recherche tend à démontrer la possibilité d'utiliser des alliages d'aluminium à faible coefficient de dilatation thermique (CTE) en remplacement des alliages d'aluminium présentement utilisés en analysant leurs propriétés mécaniques et en optimisant leur transformation lorsqu'usinés à l'aide d'un procédé non conventionnel appelé électroérosion par enfonçage. En effet, comme il sera présenté dans la revue de littérature, *peu d'études ont eu pour sujet l'usinage par électroérosion par enfonçage de ces alliages à faible CTE, que ce soit au niveau de l'impact du procédé sur l'endommagement subsurfacique de l'alliage ou l'optimisation du procédé d'usinage.*

Ce mémoire se divise en trois chapitres qui prennent la forme suivante :

Chapitre 1 : Revue de littérature. La revue de littérature aborde dans un ordre logique l'état de la connaissance quant à la problématique de recherche. D'abord, un tour des différentes possibilités en termes d'alliages d'aluminium à faible CTE est fait. Ce chapitre fait état des connaissances actuelles quant aux alliages d'aluminium à faible coefficient de dilatation thermique, et plus spécifiquement aux alliages d'aluminium-silicium. Y est aussi traité le procédé de fabrication d'électroérosion, avec une explication des différences entre les deux grands types de machines qu'on retrouve, soit les machines d'électroérosion au fil, ou *wire EDM* en anglais, et les machines d'électroérosion par enfonçage, ou *die-sinking EDM*. Finalement, afin de faciliter la compréhension de l'analyse des résultats, un rappel des équations essentielles à la réalisation d'une analyse de la variance et des bases de la conception d'un plan d'expérience est présenté.

Chapitre 2 : Influence des paramètres d'électroérosion pour un alliage 6061-T6. Le second chapitre de ce mémoire permet d'approcher l'essentiel du problème. L'électroérosion par enfonçage est un procédé d'usinage complexe où une multitude de paramètres sont à contrôler pour assurer un usinage adéquat. En raison du trop grand nombre de paramètres, il est nécessaire d'effectuer un premier tri afin de déterminer lesquels influencent réellement et significativement le résultat obtenu. À partir d'éprouvettes d'alliage d'aluminium 6061-T6, il est possible de réduire le nombre de paramètres à étudier de vingt-et-un à cinq.

Chapitre 3 : Performance des alliages d'aluminium-silicium, endommagement subsurfacique et optimisation du procédé d'électroérosion pour ces matériaux. Le dernier chapitre de ce mémoire présente les alliages d'aluminium à haute teneur en silicium qui sont en lice pour remplacer le 6061-T6 dans la fabrication des composants de radiofréquence. D'abord, une série d'analyse microstructurale, de tests mécaniques et d'essais sommaires d'usinabilité permettent de sélectionner ce matériau, parmi les trois proposés. Puis, un plan d'expérience permet de générer des modèles empiriques prédisant le taux d'enlèvement de matière, le taux de formation du rayon d'électrode, le fini de surface  $Sa$  et le fini de surface  $Sz$  en fonction des cinq paramètres étudiés. Finalement, une approche théorique permettant d'optimiser un programme d'usinage de base développé par le contrôleur de la machine d'électroérosion est proposée.





## CHAPITRE 1

### REVUE DE LITTÉRATURE

#### 1.1 Les alliages d'aluminium à faible coefficient de dilatation thermique (CTE)

Il est connu qu'en Amérique du Nord, les alliages d'aluminium soient divisés en différentes séries selon l'élément d'alliage principal qui le compose. Le Tableau 1.1 présente les familles d'aluminium selon ces huit séries.

Tableau 1.1 Classement des alliages d'aluminium selon leur principal élément d'alliage et coefficient de dilatation thermique à température ambiante de cet élément principal. Données tirées de (ASM, 1990)

Séries d'alliages	Éléments d'alliages principaux	CTE de l'élément d'alliage principal
<b>1XXX</b>	99 % d'aluminium	23,6 ppm/°C
<b>2XXX</b>	Cuivre	16,7 ppm/°C
<b>3XXX</b>	Manganèse	21,7 ppm/°C
<b><u>4XXX</u></b>	<u>Silicium</u>	<u>2,5 ppm/°C</u>
<b>5XXX</b>	Magnésium	25,2 ppm/°C
<b>6XXX</b>	Magnésium et silicium	s.o.
<b>7XXX</b>	Zinc	39,7 ppm/°C
<b>8XXX</b>	Autres éléments (ex. lithium)	56 ppm/°C (lithium)

Alors que chaque élément présenté dans ce tableau joue un rôle déterminant dans les caractéristiques spécifiques de leurs alliages, peu permettent de diminuer le coefficient d'expansion thermique alors que quelques-uns produisent même l'effet inverse. La figure suivante vient confirmer ces tendances.

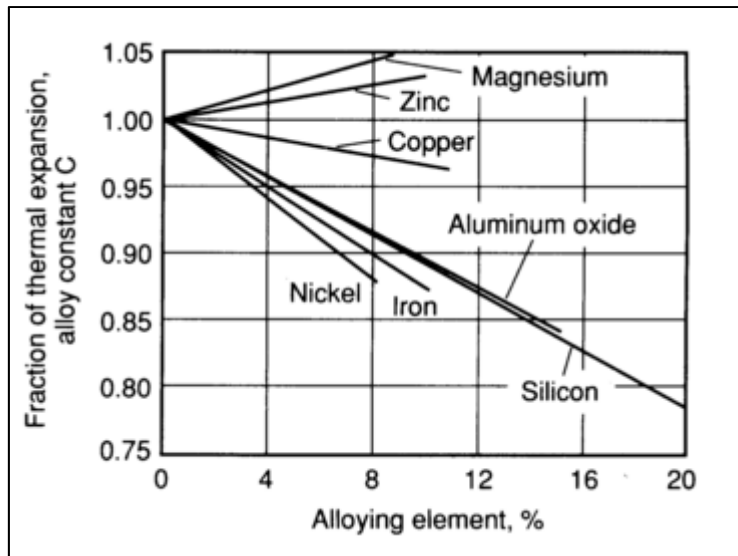


Figure 1.1 Influence des éléments d'alliage principaux sur le CTE d'un alliage d'aluminium. Tiré de (Kearney & Rooy, 1990)

On peut voir du Tableau 1.1 et de la Figure 1.1 que le plus efficace des éléments d'alliage, le silicium, permet de le diminuer sensiblement. Il présente en effet un CTE près de *dix fois inférieur à celui de l'aluminium pur*.

Pour diminuer le coefficient de dilatation thermique d'un alliage d'aluminium, il apparaît évident, donc, d'ajouter à celui-ci une certaine quantité de silicium. Mais quelle quantité permettra de diminuer ce coefficient de manière suffisante pour le rendre attrayant pour des applications nécessitant une faible dilatation thermique ? Existe-t-il présentement sur le marché des alliages d'aluminium-silicium répondant à ce problème ?

### 1.1.1 Les alliages d'aluminium-silicium

Les alliages d'aluminium-silicium trouvés sur le marché sont essentiellement des alliages de coulée hypoeutectiques, eutectiques (12,6 % Si, en masse) ou hypereutectiques dont le contenu en silicium ne dépasse pas 20 %. Utilisés encore aujourd'hui pour le chemisage des blocs-moteurs de l'industrie automobile, ces matériaux se sont transportés dans le monde de

l'aéronautique où ils sont utilisés, entre autres, dans la fabrication des moteurs électriques et de cartes électroniques. Les alliages d'aluminium-silicium sont reconnus pour leur bonne coulabilité, leur bon ratio résistance/masse volumique, leur bonne résistance à l'usure et à la corrosion et, surtout, leur faible coefficient de dilatation thermique. En effet, comme le montre le graphique suivant, une augmentation de la teneur en silicium de 12 % à 35 % entraîne une diminution du CTE d'environ 19 ppm/K à 11 ppm/K.

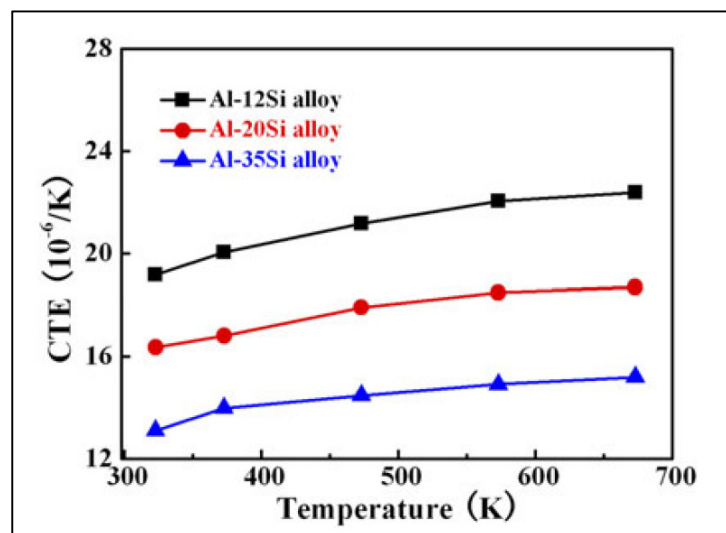


Figure 1.2 Influence du taux de silicium sur le CTE d'un alliage Al-Si hypereutectique. Tiré de (Pan et al., 2017)

L'addition de silicium à l'aluminium a par contre pour effet important de diminuer l'usinabilité et d'augmentant le taux d'usure des outils de manière importante (ASTM, 2016).

Le tableau suivant présente les alliages corroyés (Série 4XXX) et de coulée (Série 3XX.0 et 4XX.0) qu'on retrouve généralement sur le marché et qui présentent une haute teneur en silicium, ainsi que le CTE associé.

Tableau 1.2 Alliages communément retrouvés sur le marché, classés par teneur croissante en silicium

Dénomination	Production	Composition chimique (Al-)	CTE (ppm/K)
<b>443.0 (4043)</b>	Coulé / Corroyé	5,2Si	22
<b>4343</b>	Corroyé	7,5Si	21,6
<b>4045</b>	Corroyé	10Si	21,1
<b>413.0</b>	Coulé	12Si	20,4
<b>4032</b>	Corroyé	12,2Si-1,0Mg-0,9Cu-0,9Ni	19,4
<b>336.0</b>	Coulé	12Si-2,5Ni-1Mg-1Cu	19
<b>390.0</b>	Coulé	17,0Si-4,5Cu-0,6Mg	18

Ce tableau confirme que l'ajout de silicium diminue effectivement le coefficient de dilatation thermique. Seulement, l'ajout de quelque 17 % de silicium dans l'aluminium ne fait diminuer le CTE que de 22 % par rapport au 6061-T6, ce qui apparaît insuffisant pour justifier un changement de matériau ; une diminution du CTE de 50 % par rapport à celui du 6061-T6 serait beaucoup plus intéressante. Pour pallier ce problème, il conviendrait donc d'ajouter une plus grande quantité de silicium. Seulement, au-dessus de 18 % de silicium, une dégradation de la fluidité de l'alliage, lors de la coulée, apparaît. Dans sa thèse portant sur la fluidité des alliages de fonderie d'aluminium (Sabatino, 2005), la chercheuse présente la figure suivante qui montre ce phénomène.

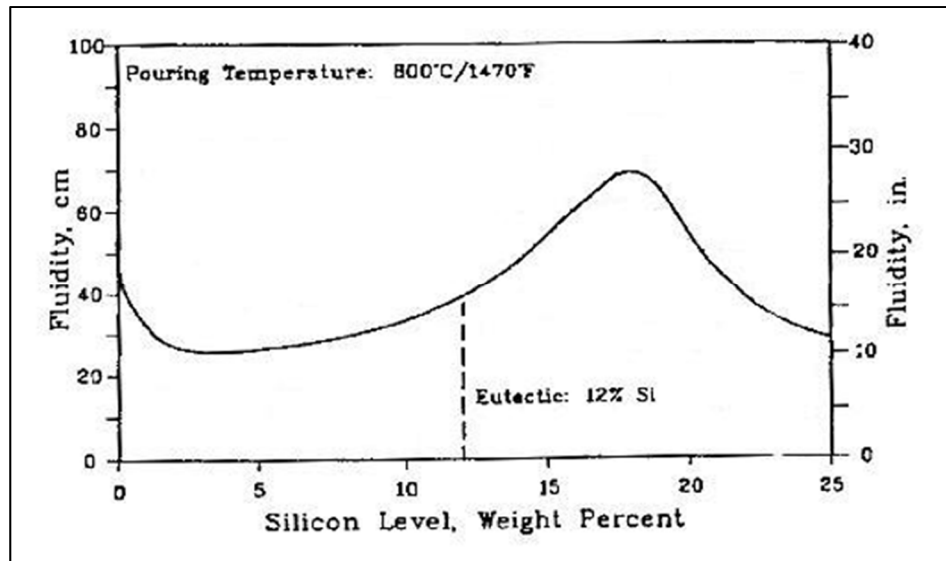


Figure 1.3 Influence de la teneur en silicium sur la fluidité d'un alliage d'aluminium-silicium. Tiré de (Sabatino, 2005)

En augmentant la teneur en silicium jusqu'à cette valeur, la température de fusion de l'alliage augmente, celle fusion du silicium étant 2,14 fois supérieure à celle de l'aluminium, ce qui force l'augmentation de la température de coulée et qui améliore du même coup la fluidité de l'aluminium. Lorsque la quantité de silicium atteint 18 %, l'apport de chaleur est contrebalancé par l'apparition de particules de silicium pro eutectique qui viennent interférer avec le mouvement du fluide et rend donc sa coulée difficile, sinon impossible. Ainsi, il apparaît difficile d'ajouter suffisamment de silicium pour obtenir une diminution de 50 % du CTE. Heureusement, l'ajout de silicium n'est pas la seule solution pouvant mener à une diminution du CTE. En effet, une autre technique, le traitement thermique, provoque un effet similaire.

### 1.1.2 Influence de la microstructure sur le coefficient de dilatation thermique

Ces dernières années ont vu plusieurs auteurs s'intéresser à l'influence de la microstructure d'un alliage sur son comportement lors de variations thermiques. Il est connu que la microstructure d'un alliage affecte de manière importante son comportement mécanique.

Par exemple, un acier trempé contenant 0,55 % de carbone et présentant une structure martensitique aura une dureté de l'ordre de 60-65 HRC, une limite élastique très élevée (environ 705 MPa), mais un faible allongement à la rupture (environ 8 %) alors qu'un même alliage présentant une structure perlitique obtenue par recuit aura une dureté de l'ordre de 15-40 HRC, une moindre limite élastique (environ 430 MPa), mais une plus grande ductilité (environ 14 %) (Baïlon & Dorlot, 2000). On peut en conclure qu'un même alliage présente des propriétés mécaniques différentes selon sa microstructure. Si ces propriétés sont ainsi affectées par la microstructure, est-il possible que les propriétés physiques le soient aussi ?

La réponse est oui. En 2014, Zhu, Wang et Peng se sont intéressés à la relation entre la microstructure et l'expansion thermique d'un alliage d'aluminium contenant 27 % de silicium (Zhu, Wang, Peng, Liu, & Peng, 2014). Les auteurs ont conclu de leur recherche que le comportement en dilatation thermique d'un alliage d'aluminium est influencé de manière non négligeable par la température de vieillissement auquel il est soumis. Une plus grande température de vieillissement mène ainsi à une relaxation des contraintes internes de la pièce, à une diminution de la quantité de silicium sursaturant la matrice  $\alpha$ -Al et au grossissement irrégulier des précipités de silicium, trois effets contribuant à l'augmentation du CTE de l'alliage. Le graphique suivant, tiré de leur recherche, présente l'influence de la température du procédé de vieillissement artificiel sur le coefficient de dilatation thermique d'un alliage Al-27%Si.

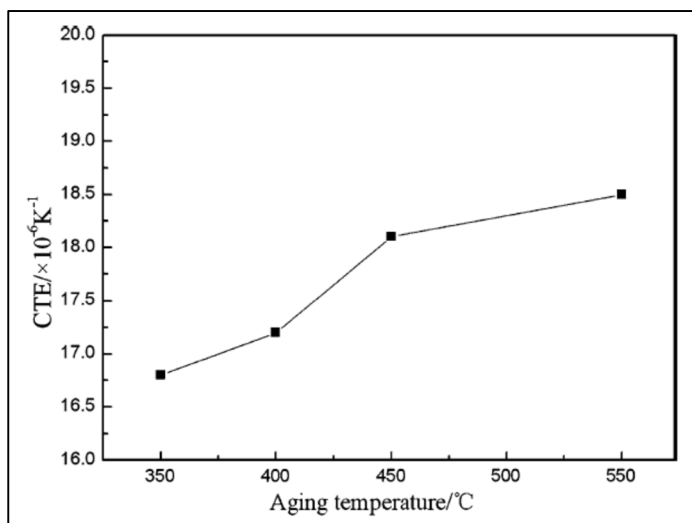


Figure 1.4 Influence de la température de vieillissement sur le coefficient de dilatation thermique d'un alliage Al-27%Si.  
Tiré de (Zhu et al., 2014)

On peut voir de ce graphique qu'une augmentation de la température de vieillissement mène à une augmentation pratiquement linéaire du CTE, avec dans ce cas un gain de 1,75 ppm/K pour une augmentation de la température du procédé de 350 à 550 °C. Pour minimiser le coefficient de dilatation thermique d'un alliage, il apparaît donc nécessaire de *limiter le plus possible la taille des grains* d'aluminium sursaturés en silicium et des précipités de silicium. Mais quels sont les moyens permettant de contrôler ce phénomène ?

Le contrôle de la microstructure est un enjeu majeur pour tous ceux travaillant dans le domaine de la métallurgie. Comme il a été vu dans la section précédente, la microstructure affecte de manière importante les propriétés d'un alliage. Deux éléments influencent la microstructure d'un alliage : *la fraction massique, volumique ou molaire des éléments le constituant*, qui déterminera en grande partie les proportions de chaque phase, et *le traitement thermique* qui lui est administré, qui influencera principalement la quantité, la taille et la forme des grains de la matrice et des précipités.

### 1.1.3 La constitution d'un alliage : l'élément d'alliage principal

Un alliage peut se définir comme un mélange d'au moins deux éléments du tableau périodique. On parlera d'un alliage métallique si son principal constituant est métallique. Un alliage, comme un corps pur, est un constituant pouvant être défini par des données telles que sa température de fusion ou sa masse volumique, deux choses qui peuvent varier de manière importante en fonction de la quantité d'éléments présents. De la même manière, pour une température donnée, un alliage présentera une microstructure particulière qui, une fois caractérisée, peut aider à retrouver le traitement thermique ou mécanique qu'il a subi. Un outil précieux au métallurgiste est le diagramme d'équilibre binaire qui permet de déterminer, en fonction de la température et de la proportion des deux éléments principaux, les phases liquides et/ou solides présentes à l'état d'équilibre thermodynamique, c'est-à-dire à *l'état stable*. Le graphique suivant représente ce diagramme pour un mélange d'aluminium et de silicium.



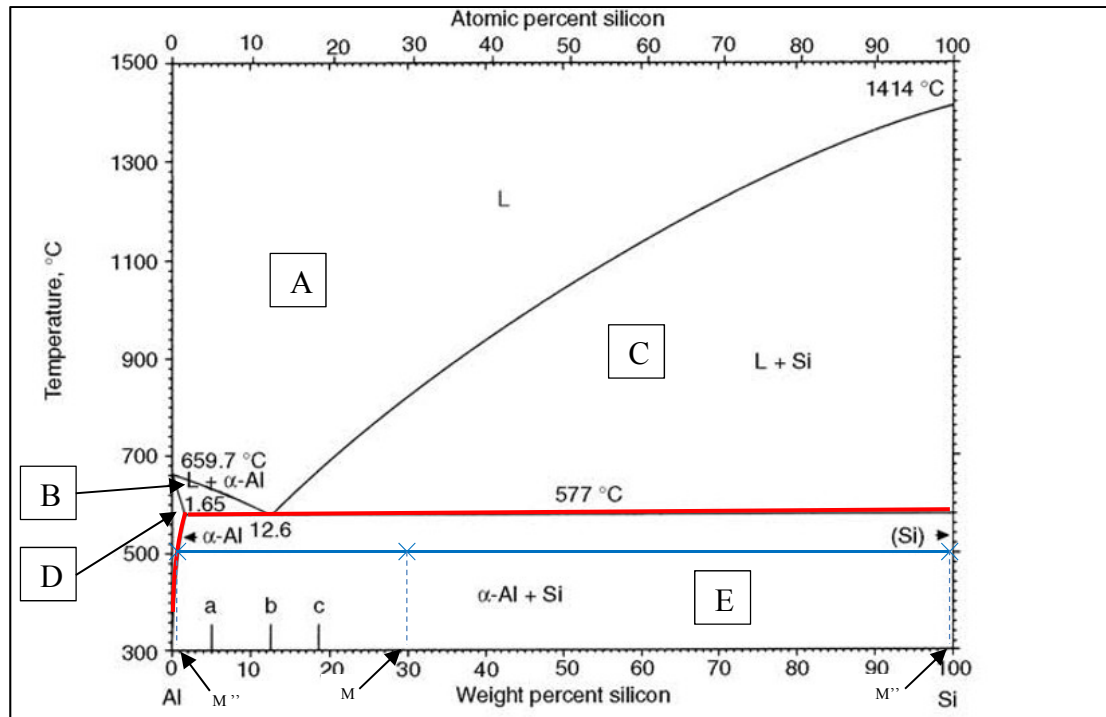


Figure 1.5 Diagramme d'équilibre binaire Al-Si. En rouge est représentée la température de transformation eutectique.  
Adapté de (Malgorzata Warmuzek, 2004)

En thermodynamique, on définit un système stable comme un système présentant un minimum d'enthalpie libre. Parce que la seconde loi de la thermodynamique prédit l'irréversibilité de tout phénomène physique, et donc que l'enthalpie libre de tout système ne peut que diminuer, sauf si une quantité d'énergie lui est fournie, un état stable se traduit aussi comme un état sur lequel le temps, à température constante, n'a pas d'emprise. Pour passer d'un état stable 1 à un autre état stable 2 dont le minimum d'enthalpie libre  $G_2$  est à un autre niveau, il est nécessaire d'introduire une certaine quantité d'énergie qui permettra au système de franchir ce qu'on appelle communément la barrière d'enthalpie  $\Delta G_0$ . Nous appelons ce phénomène une *réaction activée thermiquement*. L'image suivante présente cette barrière.

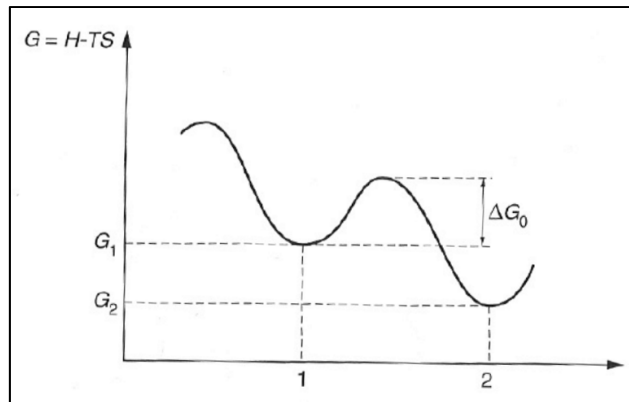


Figure 1.6 Réaction activée thermiquement.  
Tiré de (Colombié & Albert, 2000)

Comme mentionné plus tôt, il est possible de caractériser un alliage à l'aide d'un diagramme d'équilibre binaire. Mais comment fonctionne le diagramme d'équilibre Al-Si ? Décrivons-le en détail.

### 1.1.3.1 Description d'un diagramme d'équilibre binaire Al-Si

D'abord, dans le haut du diagramme d'équilibre (section A de la Figure 1.5), l'alliage est présent sous sa phase liquide. Nous sommes au-dessus de la température de fusion et l'aluminium et le silicium se côtoient sous la forme d'une solution homogène. En dessous d'une certaine température et en fonction du taux de silicium, le mélange commence à se solidifier et, agitation thermique et diffusion aidant, des amas d'aluminium ou de silicium se forment par *germination homogène* (sections B et C). Ces amas formeront la phase primaire de l'alliage, alpha pour l'aluminium et bêta pour le silicium. Le point de transition entre l'apparition des germes d'aluminium ou de silicium se situe à 12,6 % en masse de silicium. On l'appelle le point de transformation eutectique.

Le point de transformation eutectique est un point unique du diagramme où trois phases se côtoient : une phase liquide, une phase solide d'aluminium (alpha) et une phase solide de silicium (bêta). Les phases solides sont saturées, avec 1,65 % de silicium dans l'aluminium et pratiquement pas d'aluminium dans le silicium. La partie liquide, elle, contient 12,6 % de

silicium. Il s'agit du point où la température de fusion est la plus basse, toute quantité d'éléments d'alliage présents confondue.

La température à partir de laquelle le mélange est complètement solidifié s'appelle « température de transformation eutectique ». Elle est indiquée en rouge dans la Figure 1.5. Il convient de distinguer, en dessous de cette limite (section E), trois comportements potentiels. D'abord, si un alliage contient exactement 12,6 % de silicium, on dira qu'il s'agit d'un alliage eutectique. Sous cette valeur il s'agira d'un alliage hypoeutectique alors qu'au-dessus de cette valeur, un alliage hypereutectique. À une température égale ou inférieure à la température de transformation eutectique et pour un alliage hypoeutectique ou hypereutectique, la phase mère sursaturée se décomposera de manière à former deux constituants : un premier formé de la phase primaire et un deuxième, l'eutectique, composés des deux phases distinctes d'aluminium et de silicium. Il est à ce moment possible de déterminer les proportions de chaque phase à l'aide des équations 1.1 et 1.2 de la règle des segments inverses.

$$Proportion \alpha - Al = \frac{MM'}{M'M''} \quad (1.1)$$

Tiré de (Baïlon & Dorlot, 2000)

$$Proportion Si = \frac{MM''}{M'M''} \quad (1.2)$$

Tiré de (Baïlon & Dorlot, 2000)

Pour un alliage eutectique, la solidification à partir de la phase solide entraînera la formation d'un constituant unique, l'eutectique, comportant deux phases, aluminium et silicium, dont les proportions peuvent aussi être calculées à l'aide de la règle des segments inverses. À 577 °C, on sera ainsi en présence de 88,9 % d'aluminium saturé en silicium (1,65 % de

silicium) et 11,1 % de silicium ne contenant pas d'aluminium (la solubilité de l'aluminium dans le silicium est nulle), car :

$$Proportion\ Al = \frac{MM'}{M'M''} = \frac{100\% - 12,6\%}{100\% - 1,65\%} = 88,9\% \quad (1.3)$$

$$Proportion\ Si = \frac{MM''}{M'M''} = \frac{12,6\% - 1,65\%}{100\% - 1,65\%} = 11,1\% \quad (1.4)$$

De manière générale, on peut dire qu'à ce stade, un alliage hypoeutectique présentera une microstructure globulaire avec ou sans précipités de silicium, telle que celle montrée dans la Figure 1.7. Un alliage hypereutectique présentera une morphologie plutôt aciculaire ou lamellaire avec ou sans précipités d'aluminium. La Figure 1.8 présente cette morphologie.

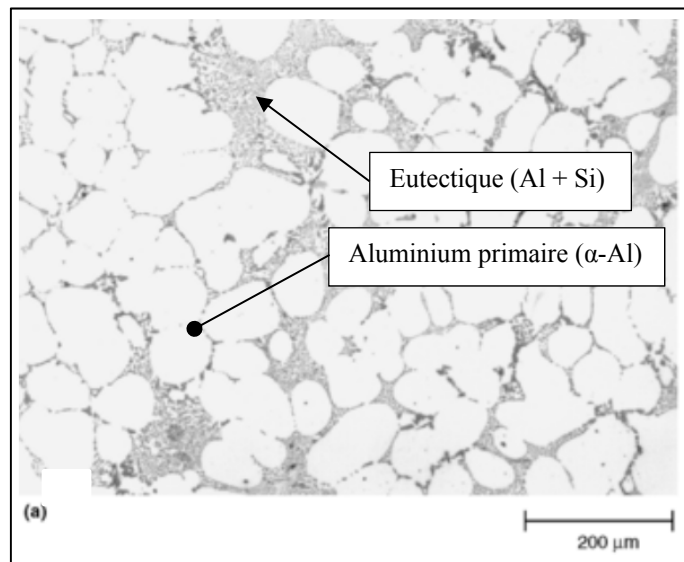


Figure 1.7 Micrographie d'un alliage hypoeutectique (7% Si) (100X). Tiré de (Malgorzata Warmuzek, 2004)

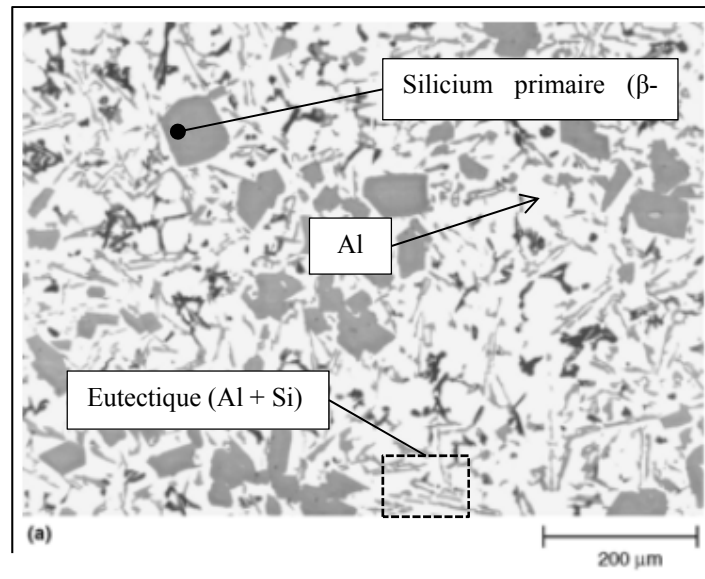


Figure 1.8 Micrographie d'un alliage hypereutectique (17% Si) (100X). Tiré de (Malgorzata Warmuzek, 2004).

On remarque aussi que pour une quantité de silicium inférieure à 1,65 % en masse (section D), il existe une plage de température où la décomposition eutectique ne se produit pas, la solubilité du silicium à cette température étant suffisante pour que celui-ci reste en solution solide dans l'aluminium. Par contre, à température ambiante, la solubilité du silicium est pratiquement nulle, ce qui mène à la formation de la phase eutectique ou encore de précipité, selon le traitement thermique appliqué. La figure suivante présente un refroidissement à partir de la température de fusion d'un tel alliage.

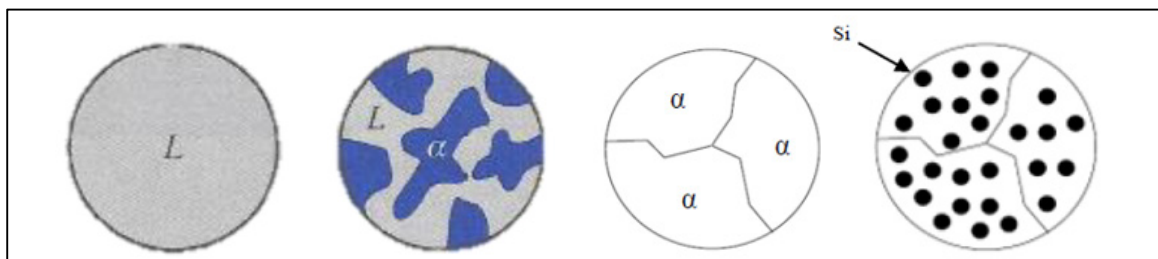


Figure 1.9 Solidification lente d'un alliage d'aluminium-silicium contenant moins de 1,65 % de silicium. Adapté de (Baïlon & Dorlot, 2000; Campbell, 2006)

Il est important de rappeler que le diagramme d'équilibre binaire ne permet pas de visualiser l'effet de la cinétique de transformation sur l'aspect microstructural de l'alliage. Il ne permet pas de déterminer *avec précision*, par exemple, la présence de précipités, leur taille ou encore la morphologie des différentes phases. De plus, il faut mentionner le rôle que peuvent jouer d'infimes parties d'autres éléments d'alliages. Ces éléments peuvent affecter de manière importante la microstructure de l'alliage, et ses propriétés mécaniques.

#### 1.1.4 La constitution d'un alliage : les éléments secondaires

On a vu dans la section précédente que la proportion des deux éléments principaux d'un alliage peut influencer de manière importante la microstructure, et donc les propriétés mécaniques, de celui-ci. Seulement, ces deux éléments ne sont pas les seuls à pouvoir jouer sur ce comportement. En effet, il est connu qu'une seule fraction de pour cent d'autres éléments puisse affecter positivement ou négativement ces propriétés. Le tableau suivant présente les principaux éléments d'alliages qu'on retrouve dans un aluminium de la série 4000, ainsi que leurs effets généraux.

Tableau 1.3 Effets des principaux éléments d'alliages d'un aluminium-silicium. Adapté de (Girardin, 2012)

Éléments	Effets
<b>Cuivre</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Augmente la résistance mécanique, l'usinabilité et la fluidité.</li> <li>• Diminue la ductilité et la résistance à la corrosion.</li> <li>• Abaisse la température de transformation eutectique.</li> <li>• Diminue la sensibilité de l'alliage au taux de refroidissement lors de la trempe.</li> <li>• Permet le durcissement structural par précipitation.</li> </ul>
<b>Magnésium</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Améliore la capacité au durcissement structural par écrouissage et par précipitation.</li> <li>• Améliore la résistance mécanique, mais diminue la ductilité</li> <li>• Augmente la résistance à la corrosion.</li> </ul>
<b>Manganèse</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Limite la recristallisation lors d'un traitement thermique</li> </ul>

Éléments	Effets
	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Augmente la résistance mécanique, la ductilité, l'élongation, la résistance au fluage et la résistance à la fatigue.</li> <li>• Peut contrebalancer l'effet du cuivre sur la résistance à la corrosion.</li> </ul>
<b>Sodium</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Modifie la morphologie du silicium eutectique, le faisant passer d'une structure aciculaire à une structure lamellaire ou fibreuse.</li> <li>• Réduit la taille et arrondit les cristaux de silicium.</li> <li>• Diminue la température de transformation eutectique et déplace le point de transformation sur la droite (dans un diagramme de phase Al-Si.)</li> <li>• Présente un problème de réactivité avec l'air et l'eau.</li> </ul>
<b>Strontium</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Modifie la morphologie du silicium eutectique, le faisant passer d'une structure aciculaire à une structure lamellaire ou fibreuse.</li> <li>• Améliore la tolérance de l'alliage au fer.</li> <li>• Augmente la ductilité.</li> </ul>

Tableau 1.3 (suite)

Éléments	Effets
<b>Titane</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Affine la taille des grains en favorisant la nucléation des grains. Cet effet peut être annulé s'il se forme des précipités de <math>Ti_xSi_y</math> plutôt que des précipités de type <math>TiAl_3</math>.</li> </ul>
<b>Bore</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• En présence de silicium, le bore permet d'affiner la taille des grains.</li> <li>• Forme des précipités à une température supérieure à la température de liquidus de l'Al-Si, ce qui favorise l'apparition de sites de nucléation.</li> </ul>
<b>Fer</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Considéré comme une impureté.</li> <li>• Diminue la résistance mécanique et la ductilité.</li> </ul>
<b>Gallium</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Améliore la conductivité électrique.</li> </ul>

On peut ainsi voir qu'en ajoutant certains éléments d'alliages, comme du cuivre ou du magnésium, il est possible de favoriser l'apparition de précipités, ou encore qu'en ajoutant du manganèse, du sodium, du titane ou du strontium, il est possible de modifier la forme des précipités ou la taille des grains. Finalement, il est important de noter que le gallium permet de modifier la conductivité électrique d'un alliage d'aluminium-silicium, ce qui peut revêtir une importance majeure lorsque le procédé de fabrication utilisé pour travailler l'alliage s'appuie essentiellement sur cette caractéristique.

Comme on l'a mentionné plus tôt, les outils présentés jusqu'à maintenant ne permettent pas de déterminer avec précision la cinétique de transformation, la présence de précipités, leur taille, leur forme, etc. Pour expliquer ces éléments, il est nécessaire d'introduire deux autres outils : le diagramme Temps-Température-Transformation (TTT) et le diagramme de Transformations en Refroidissement Continu (TRC). Ces diagrammes sont les outils de base d'une technique utilisée depuis l'âge du cuivre : *le traitement thermique*.

#### **1.1.5 Les traitements thermiques des alliages d'aluminium-silicium**

On a vu dans la section 1.1.3 qu'un système atteint l'état d'équilibre lorsque son enthalpie libre atteint un minimum. On a aussi vu dans la même section que pour démarrer le processus de transformation et atteindre un tel minimum, il est nécessaire de fournir au système une quantité d'énergie suffisante, sous la forme de chaleur, pour traverser la barrière de potentiel l'en séparant. L'action de fournir au système cette énergie de manière à activer thermiquement la réaction, ou encore à l'en priver brusquement s'appelle communément le traitement thermique.

Le traitement thermique est donc essentiellement une manœuvre de la température dans le temps dans le but de contrôler la transformation morphologique d'un alliage. Pour un alliage d'aluminium, celui-ci comporte généralement trois étapes : la mise en solution, la trempe et le vieillissement.



La mise en solution consiste à mettre au four l'alliage à une température légèrement inférieure à la température de transformation eutectique. La solubilité du silicium dans l'aluminium y est à son maximum. Une fois que tous les éléments d'alliages sont mis en solution dans l'aluminium, celui-ci est refroidi. Pour ce faire, différents médias, avec chacun leur taux de refroidissement associé, sont utilisés : l'eau froide, l'eau chaude, le bain de sel, etc. Si le refroidissement est suffisamment rapide, l'enthalpie du système diminuera trop vite pour permettre aux précipités de se former. L'alliage sera alors dans un état qu'on appelle métastable. À ce moment, et contrairement à ce qui se produit avec un acier, l'aluminium est mou, très ductile et présente une faible résistance mécanique. Pour retrouver des propriétés mécaniques intéressantes, il est donc nécessaire d'effectuer un dernier traitement : le vieillissement.

Le vieillissement permet de précipiter les éléments en solution solide dans l'alliage de manière contrôlée, permettant ainsi d'obtenir la dureté et la résistance mécanique désirée tout en contribuant à le faire passer d'un état métastable à un état stable. L'image suivante présente l'effet d'un vieillissement sur la microstructure d'un alliage d'aluminium.

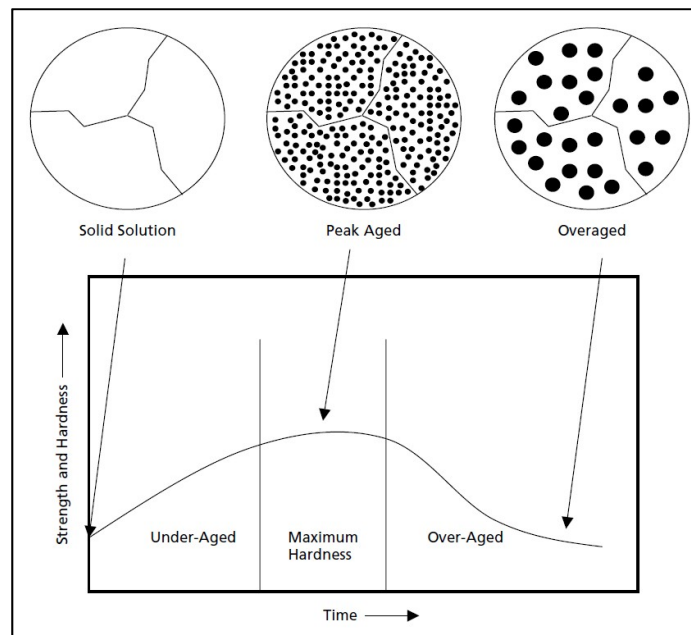


Figure 1.10 Effet du vieillissement sur la microstructure d'un alliage d'aluminium.  
Tiré de (Campbell, 2006)

Pour y arriver, deux méthodes sont couramment utilisées. D'abord, il est possible de laisser l'alliage travailler librement, ce qu'on appelle communément un vieillissement naturel et qui peut prendre de quelques heures à plusieurs années. Cette méthode laisse aux atomes instables le travail de se réorganiser de manière à minimiser l'enthalpie du système en n'utilisant que l'énergie cinétique et potentielle dégagée naturellement par l'agitation atomique du matériau. Ceci implique que le système n'ait pas, pour y arriver, à franchir une barrière d'enthalpie très élevée. La deuxième méthode consiste à accélérer le processus en effectuant un vieillissement artificiel. Ceci est possible en remettant l'alliage au four à basse température. Ainsi, on fournit à l'alliage l'énergie nécessaire pour permettre aux atomes de se déplacer et de trouver une configuration minimisant l'énergie interne du système. Il en résulte une précipitation des éléments sursaturant l'alliage.

Dans le cas des alliages d'aluminium-silicium hypereutectiques, la précipitation se fait dans les deux directions : le silicium sursaturant l'aluminium quitte celui-ci pour précipiter alors que l'aluminium sursaturant le silicium primaire fait de même. Cette première étape du vieillissement a pour effet d'augmenter le CTE de l'aluminium en lui enlevant ce composant à faible CTE. Une fois les éléments précipités, une croissance des précipités s'enclenche, les particules de silicium se joignent alors aux blocs de silicium primaire pour former des blocs plus importants qui, à terme, augmentera la surface d'aluminium séparant chaque amas de silicium. Cette étape de croissance, en espaçant le silicium primaire, laisse plus de liberté à l'aluminium pour se dilater sous l'effet de la chaleur. Il s'en suit une augmentation globale du CTE du matériau.

Dans les sections 1.1.1 à 1.1.5, nous avons vu qu'il était possible de diminuer le coefficient de dilatation thermique d'un alliage d'aluminium en maximisant sa teneur en silicium, d'une part, et, d'autre part, en minimisant la taille des grains le formant et en empêchant la germination et croissance des précipités. Selon ce qui a été vu, la diminution du CTE qu'engendrerait ces modifications n'est pas suffisante pour justifier le changement de matériau lors de l'usinage des guides d'onde. Pour que ce changement soit justifié, il faudrait en effet que le CTE se voit diminuer d'approximativement 50 %, ce qui nécessite l'ajout

d'une quantité de silicium largement supérieure à 18 %, ce qui occasionnerait des problèmes de fluidité, tout en garantissant une microstructure la plus fine possible. Au cours des dernières années, une nouvelle technique de transformation primaire permet de tels extrêmes. Le *spray forming*, une technique de coulée novatrice, a été largement étudié de telle sorte qu'il est possible de retrouver sur le marché des alliages d'aluminium contenant plus de 50 % de silicium et présentant une microstructure avantageuse : la taille des grains du produit coulé ne dépasse généralement pas la dizaine de microns.

#### 1.1.6 La coulée par projection et solidification rapide

La coulée par projection et solidification rapide (RSP), ou *spray forming*, est une technique de coulée employant une buse et un gaz inerte pour projeter et refroidir instantanément des gouttelettes nanométriques de l'alliage liquéfié sur un support. La figure suivante schématise ce procédé.

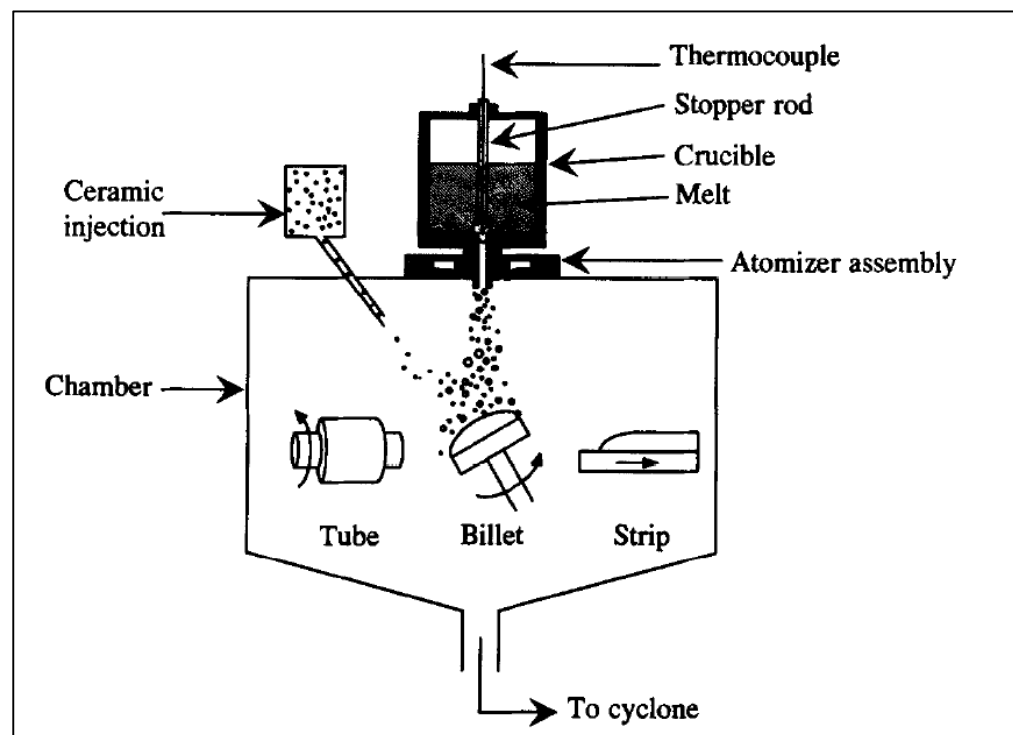


Figure 1.11 Schématisation du procédé de coulée par projection et solidification rapide. Tiré de (Grant, 1995)

Les avantages de cette technique sont sa capacité à produire une microstructure d'une extrême finesse, avec une taille de grain de l'ordre de la dizaine de microns, sa capacité à produire des alliages métastables dont les phases présentent une super-solubilité, sa capacité à former des géométries de type *near net shape* et, surtout, la facilité avec laquelle il peut produire des *matériaux composites à matrice métallique*.

Ce procédé de fabrication n'a pas que des avantages. En effet, la coulée par projection et solidification rapide nécessite habituellement une opération subséquente d'extrusion afin d'éliminer les porosités qui se forment inmanquablement lors de la coulée. La densité relative d'un bloc d'alliage d'aluminium-silicium (27 % de silicium) pouvant être aussi faible que 85 % alors qu'elle atteint 99,5 % après extrusion (Zhu et al., 2014).

Lors de la projection des gouttelettes, les plus petites d'entre elles sont refroidies et solidifiées avant même d'atteindre le support alors que les plus grosses, encore liquéfiées, viennent lier le tout en un bloc solide. Le tableau suivant présente la vitesse de refroidissement vue par une gouttelette en fonction de son diamètre.

Tableau 1.4 Vitesse de refroidissement vue par les gouttelettes de matériau liquéfié en fonction de son diamètre. Tiré de (Grant, 1995)

Diameter ( $\mu\text{m}$ )	Flight time (ms)	Mean heat transfer coefficient ( $\times 10^3 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ )	Mean cooling rate ( $\times 10^3 \text{ K s}^{-1}$ )
10	1.95	11.45	333.9
20	2.13	7.85	221.4
30	2.38	6.21	103.1
50	2.84	4.73	27.7
80	3.43	3.85	25.6
120	4.07	3.39	26.8
200	5.11	2.89	21.8

Avec des vitesses de refroidissement variant de 21 000 K/s à plus de 300 000 K/s, l'alliage solidifié présente ainsi un état métastable dont la taille des grains est de l'ordre des quelques microns.

Il a été dit qu'un des avantages de la coulée par projection et refroidissement rapide était la facilité avec laquelle ce procédé peut produire des matériaux composites à matrice

métallique. Au cours des dernières années, certaines compagnies spécialisées dans ces matériaux ont produit par *spray forming* et commercialisé des alliages d'aluminium à très haute teneur en silicium. Ces compagnies, Osprey, Sandvik, Adamco et AMT pour ne nommer que celles-là, ont en effet vendu des alliages dont contenant de 40 % à 70 % de silicium. Au moyen du *spray forming*, ces alliages très avancés techniquement ont pu être formés de manière à présenter un CTE dont la valeur tourne autour de 10 ppm/K. Avec un tel CTE, il apparaît donc possible de procéder au remplacement du 6061-T6 utilisé pour la fabrication des diplexeurs.

Tout de même, la coulée par projection et solidification rapide d'alliages contenant autant de silicium est une technique nouvelle dans l'industrie de la métallurgie, ce qui explique pourquoi on remarque un manque flagrant de données sur l'usinage, tant par des méthodes conventionnelles (fraisage, perçage, etc.) que non-conventionnelles (électroérosion au fil ou par enfonçage) des alliages qu'il permet de produire. Ce travail de recherche s'attardera donc à valider l'usinabilité de ces alliages lorsqu'usinés par une technique non conventionnelle appelée électroérosion par enfonçage. Mais avant d'aller plus loin, expliquons ce qu'est ce procédé d'usinage non conventionnel qu'est l'électroérosion.

## 1.2 L'électroérosion

L'électroérosion est une technique permettant l'usinage de tout type de matériau métallique indifféremment de ses propriétés mécaniques. Ce procédé nécessite quatre éléments de base, soit de l'électricité, un liquide diélectrique isolant, une électrode et une pièce à usiner.

Le principe derrière l'électroérosion est le suivant. La pièce à usiner et l'électrode, distantes de quelques millimètres, baignent dans un liquide diélectrique. Lorsqu'un courant électrique passe entre les deux, les atomes du diélectrique les séparant commencent à chauffer et à s'ioniser jusqu'à ce qu'un arc électrique le traverse. À ce moment, une température pouvant dépasser 10 000 °C fait fondre une petite portion de la pièce et de l'électrode et une bulle de gaz sous pression commence à se former entre les pièces. Lorsque le courant électrique est

coupé, le liquide diélectrique fait imploser la bulle de gaz et détache les particules métalliques en fusion de la pièce et de l'électrode. Ces étapes se répètent à une fréquence se situant généralement entre 2000 et 500 000 fois par seconde, permettant d'enlever avec une précision de l'ordre de quelques microns des couches successives de matière. La figure suivante présente les étapes se succédant lors de l'usinage par électroérosion au fil :

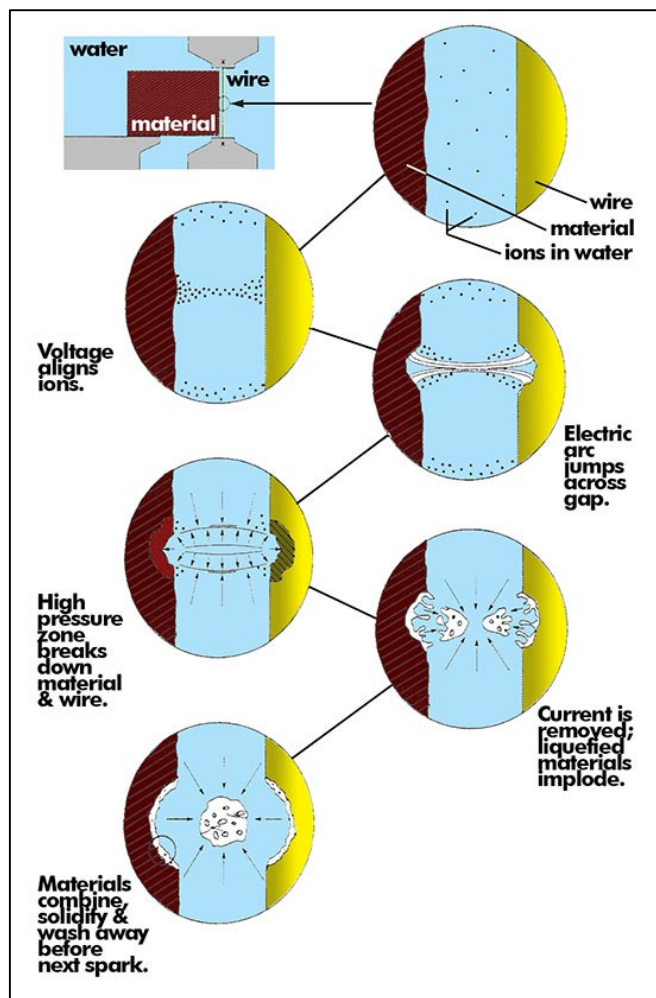


Figure 1.12 Étapes se succédant lors de l'usinage par électroérosion au fil. Tiré de [www.intellectualventureslab.com](http://www.intellectualventureslab.com)

Deux techniques d'électroérosion sont couramment utilisées : l'électroérosion par enfonçage et l'électroérosion par fil. Les sections suivantes présentent les deux techniques.

### 1.2.1 L'électroérosion par enfonçage

L'électroérosion par enfonçage (Jameson, 2001) est une technique d'usinage utilisant une électrode dont la forme correspond à la contre-image de la pièce à usiner. Tel que vu dans la Figure 1.12, l'alignement des ions présent dans le liquide diélectrique permet la formation d'un arc électrique qui liquéfie la matière à enlever. Une fois le courant électrique coupé, celle-ci sera refroidie, solidifiée et évacuée par le liquide diélectrique dans lequel baignent la pièce et l'électrode. L'avance automatique de la cathode, nécessaire pour former la géométrie désirée, se fait en comparant la tension de claquage réelle du diélectrique à une tension de référence. Quand la tension de claquage est supérieure à la tension de référence, la tête avance. Quand la tension est inférieure, la tête recule.

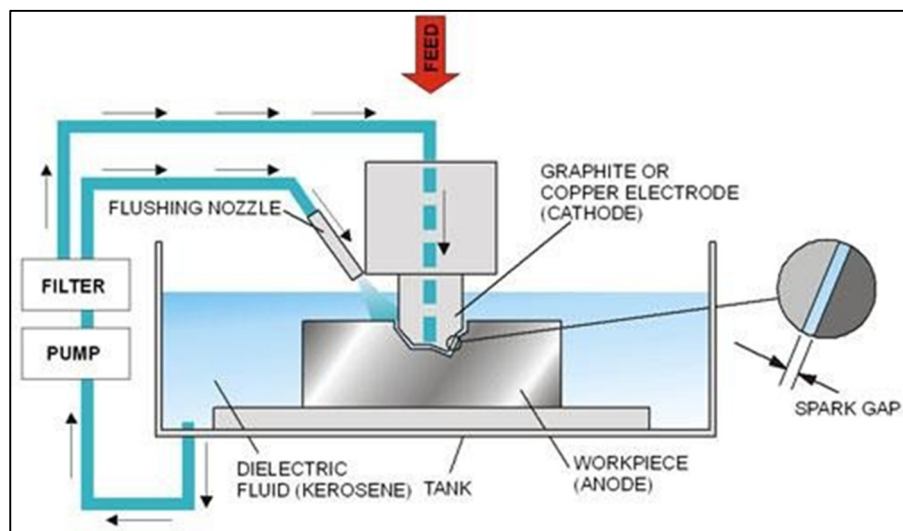


Figure 1.13 Principe de l'électroérosion par enfonçage. Tiré de [www.mechanicaldesignforum.com](http://www.mechanicaldesignforum.com)

Ce type d'électroérosion permet l'usinage de cavités creuses de géométrie extrêmement précise avec, par exemple, des arêtes et des congés pratiquement vifs. Les paramètres d'usinage généralement utilisés pour contrôler le procédé seront présentés plus loin.

### 1.2.2 L'électroérosion par fil

L'électroérosion par fil (Jameson, 2001), contrairement au procédé par enfonçage, utilise la surface tangentielle d'un fil en constant mouvement longitudinal pour émettre l'étincelle liquéfiant la surface de la pièce à usiner. Le mouvement longitudinal du fil permet de contrôler son usure et d'éviter une fragilisation ponctuelle de celui-ci, sachant que pour chaque élément de matière liquéfiée sur la pièce, un élément plus ou moins équivalent de matière est enlevé sur l'électrode. Le désavantage de cette technique par rapport à la première est la nécessité qu'il y a de faire passer le fil au travers de la pièce, ce qui élimine la possibilité d'usiner des cavités creuses. La figure suivante présente le principe de l'électroérosion par fil.

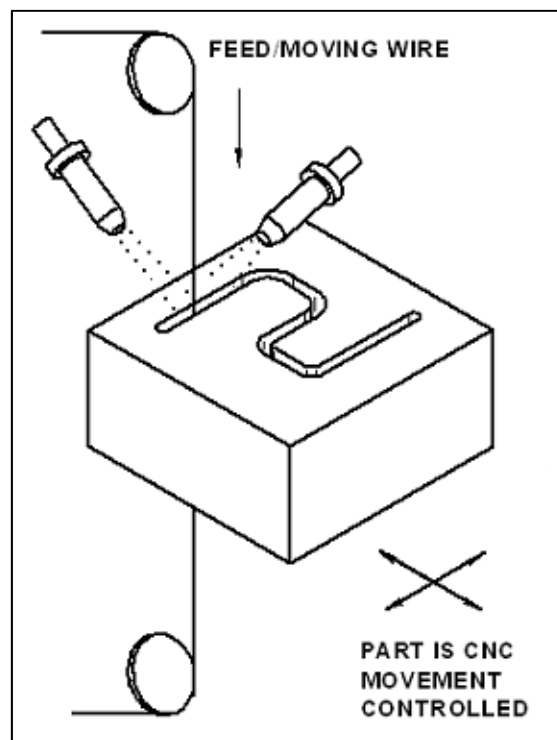


Figure 1.14 Principe de l'électroérosion par fil. Tiré de [www.headland.com.au](http://www.headland.com.au)

Le fluide diélectrique généralement utilisé dans ce procédé est de l'eau désionisée. La pièce et l'électrode baignent directement dans le liquide diélectrique. Comme pour l'électroérosion



par enfonçage, du liquide peut aussi être directement projeté sur la pièce à l'aide de buses afin de faciliter son renouvellement et d'évacuer plus efficacement les débris. En augmentant la pression avec laquelle l'eau est propulsée, il est possible d'améliorer la vitesse d'usinage sans détériorer le fini de surface de la pièce usinée (Sengottuvel, Satishkumar, & Dinakaran, 2013). Le contrôle du procédé est expliqué brièvement dans la section suivante.

### **1.2.3 Le contrôle du procédé d'électroérosion**

Développé dans les années cinquante par les chercheurs russes B. R. Lazarenko et N. I. Lazarenko, le premier circuit électrique permettant un contrôle suffisamment précis du procédé pour en espérer une application industrielle ne comportait essentiellement qu'une source électrique, une résistance et un condensateur (Girardin, 2012). Ce système n'offrant qu'un contrôle sommaire du procédé en ne permettant que l'ajustement de la tension électrique, d'autres systèmes ont par la suite été développés. Voici une description sommaire des deux systèmes qui ont par la suite été développés.

Le premier système développé pour remplacer le circuit RC initialement utilisé est un circuit à transistor assurant une fréquence de travail constante (isofréquence). Dans ce système, le transistor permet de déterminer une fenêtre de temps pendant laquelle la puissance électrique est à son maximum. La décharge électrique se produit à l'intérieur de cette fenêtre lors du claquage diélectrique. Seulement, il est impossible de déterminer avec précision à quel moment se produira ce claquage et donc quelle quantité d'énergie il restera pour procéder à l'érosion de la pièce. Il s'agit là du grand désavantage de ce circuit.

Pour régler ce problème, un troisième circuit électrique a été proposé : le circuit à transistor de type isoénergétique. Comme son nom l'indique, ce circuit permet, à l'aide de bases de temps, de déterminer à partir de quel moment il y a claquage du diélectrique et donc de s'assurer que pour toutes décharges, la même quantité d'énergie est transférée à la pièce. Ce système permet donc l'établissement d'un régime permanent de travail. Finalement, le tableau 1.5 présente quelques paramètres pouvant généralement être contrôlés lors de

l'usinage par électroérosion. Une liste exhaustive de onze paramètres physiques régissant le procédé d'électroérosion est présentée au chapitre 2.

Tableau 1.5 Quelques paramètres universels pouvant être contrôlés lors de l'usinage par électroérosion

Paramètre	Description
<b>Durée d'une décharge (<math>T_{ON}</math>)</b>	Fenêtre de travail pendant laquelle l'érosion peut se produire.
<b>Délai entre deux décharges (<math>T_{OFF}</math>)</b>	Temps pendant lequel le circuit n'est pas alimenté. Sers à refroidir la pièce et l'électrode, à évacuer les débris et à
<b>Entrefer « Gap »</b>	Distance entre l'électrode et la pièce. Influence la circulation du diélectrique.
<b>Courant de décharge</b>	Amplitude de courant circulant entre la pièce et l'électrode
<b>Tension d'amorçage</b>	Tension maximale permettant le claquage du diélectrique
<b>Polarité</b>	Sens dans lequel circule le courant (positif ou négatif)
<b>Diélectrique</b>	Liquide dans lequel baignent la pièce et l'électrode (eau désionisée ou huile organique)

Au cours de la dernière décennie, plusieurs chercheurs ont travaillé sur l'optimisation de ces paramètres pour des matériaux communs. Parmi les paramètres étudiés, quatre paramètres sont apparus comme affectant de manière importante le taux d'enlèvement de matière, le fini de surface ou encore le taux d'usure de l'électrode. Ces paramètres sont le temps de travail, le courant de décharge, le temps de repos et la polarité (Fuzhu, Jun, & Dingwen, 2007; Selvakumar, Sornalatha, Sarkar, & Mitra, 2014). Le graphique suivant présente la contribution au taux d'enlèvement de matière (MRR) de quelques paramètres<sup>1</sup>.

---

<sup>1</sup> WT : « Wire tension ». Paramètre utilisé lors de l'électroérosion par fil ; il représente la tension appliquée sur le fil.

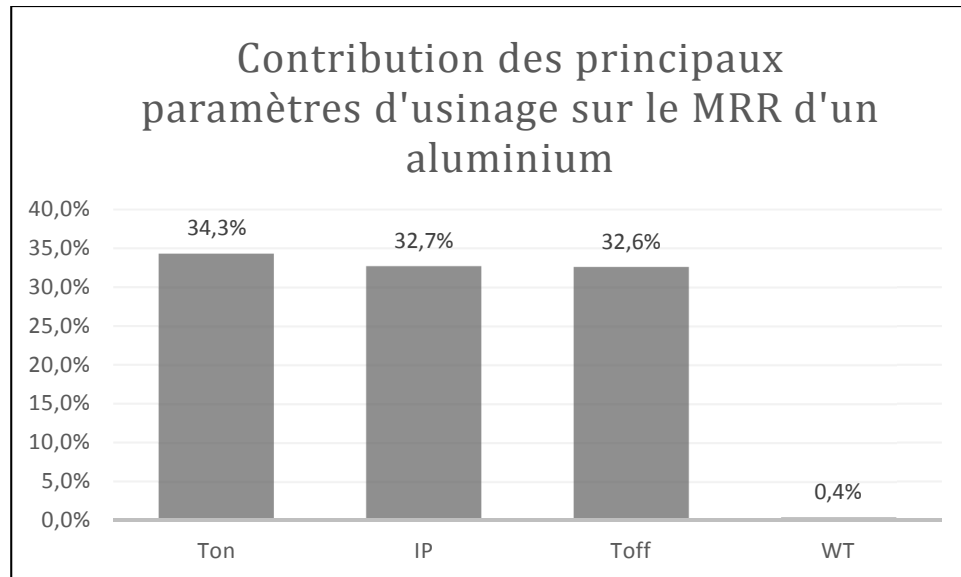


Figure 1.15 Diagramme représentant la contribution de certains paramètres d'usinage sur le MRR d'un aluminium. Données tirées de (Selvakumar et al., 2014)

Ainsi, Selvakumar note que la durée d'une décharge ( $T_{ON}$ ), le courant de décharge (IP) et le délai entre deux décharges ( $T_{OFF}$ ) contribuent de manière importante au taux d'enlèvement de matière. Cette contribution représente plus de 99 % l'influence des paramètres étudiés.

Dans une autre étude portant sur l'électroérosion d'un acier à outil D2, un autre auteur a introduit dans son travail d'optimisation le paramètre représentant l'entrefer entre la pièce et l'électrode. Cet entrefer joue un rôle déterminant à la fois dans la tension de claquage du diélectrique et dans son renouvellement. Ainsi, il a été démontré qu'un bon renouvellement du diélectrique contribue au refroidissement de la pièce et à l'évacuation des débris (Sinha, Kumar, Singh, & Thomas, 2015). La figure suivante présente la contribution de ce paramètre au MRR.

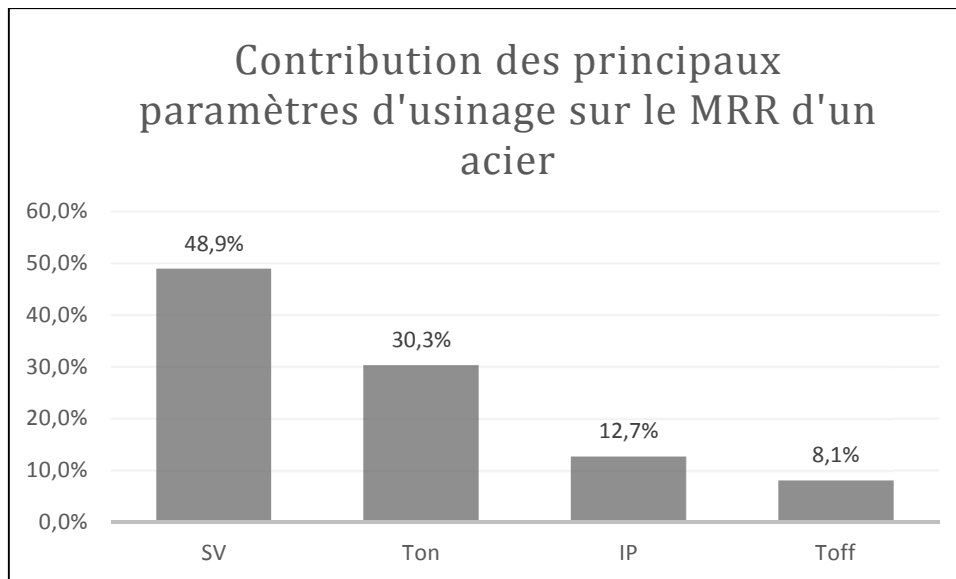


Figure 1.16 Diagramme représentant la contribution de certains paramètres d'usinage sur le MRR d'un acier. Données tirées de (Sinha et al., 2015)

Il peut apparaître étrange que la contribution de ce paramètre soit supérieure à tous les autres. Par contre, cette étude ouvre la porte à des expérimentations qui permettraient de valider cette contribution lors de l'usinage par électroérosion d'alliages d'aluminium. En comparant ces deux études, on comprend que différents facteurs influencent le caractère significatif des paramètres. Par exemple, il est certain que les propriétés du matériau usiné sont importantes ; une plus grande résistivité fait augmenter la quantité de chaleur absorbée par la pièce et facilite donc le MRR. Pour cette raison, il faut garder à l'esprit que l'effet réel des paramètres peut changer d'un matériau à l'autre.

Mais au-dessus de l'influence des propriétés du matériau, un vide apparaît lorsque le procédé d'électroérosion est pris en considération dans son ensemble. Comme il a été mentionné, onze paramètres physiques régissent le procédé d'électroérosion (voir tableau 2.1). Pourquoi, alors, tous ces auteurs se contentent-ils de n'en considérer que trois ou quatre à chaque fois ? Sur quelle base ces auteurs se sont-ils appuyés pour déterminer quels des onze paramètres doit faire partie de l'étude ? Après tout, la quantité de paramètres faisant partie d'une étude influence l'effet réel qu'on leur attribue. Il s'agit d'une des subtilités de l'analyse de la variance.

### **1.3 Analyse de la variance : la base théorique**

L'analyse de la variance (ANAVAR) est une approche statistique qui vise à déterminer la significativité de l'effet d'un facteur sur une réponse donnée. C'est cette approche qui est utilisée dans les chapitres deux et trois de ce document pour, d'une part, déterminer quels paramètres, sur tous ceux qui régissent le procédé d'électroérosion, influencent réellement le taux d'enlèvement de matière, le taux de formation du rayon d'électrode, la hauteur moyenne arithmétique de la topographie et la hauteur vallée-crête de la topographie.

Dans l'analyse de la variance, la probabilité qu'un facteur soit significatif est calculée suivant une loi de Fisher avec pour rapport de Fisher (rapport F) le rapport entre la moyenne quadratique de la somme des carrés du facteur et la moyenne quadratique de la somme des carrés de l'erreur. Bien que la méthodologie de calcul soit relativement simple à réaliser, le logiciel Statgraphics<sup>2</sup> est utilisé dans le cadre de ce travail. Un résultat typique d'une ANAVAR réalisée par le logiciel Statgraphics est présenté au tableau 1.6, pour un modèle contenant deux facteurs et une interaction.

---

<sup>2</sup> Statgraphics Centurion 18© est une marque déposée par FRANCESTAT.

Tableau 1.6 Tableau de sortie d'une analyse de la variance pour deux facteurs (A et B) et une interaction (AB)

<i>Facteur</i>	<i>Somme des carrés</i>	<i>DDL</i>	<i>Moyenne quadratique</i>	<i>Rapport F</i>	<i>Probabilité</i>
A	SS <sub>A</sub>	a-1	$MS_A = \frac{SS_A}{a-1}$	$\frac{MS_A}{MS_e}$	$F_0 > F_{\alpha,a-1,a(n-1)}$
B	SS <sub>B</sub>	b-1	$MS_B = \frac{SS_B}{b-1}$	$\frac{MS_B}{MS_e}$	
AB	SS <sub>AB</sub>	(a-1)(b-1)	$MS_{AB} = \frac{SS_{AB}}{(a-1)(b-1)}$	$\frac{MS_{AB}}{MS_e}$	
Erreur totale	SS <sub>E</sub>	ab(n-1)	$MS_E = \frac{SS_E}{ab(n-1)}$		
Total (corr.)	SS <sub>T</sub>	abn-1			

Afin d'alléger la présentation, le détail des calculs des sommes des carrés est présenté à l'annexe I.

Les facteurs et les interactions significatifs sont ceux respectant l'hypothèse émise dans la colonne *probabilité*, soit ceux dont la probabilité est égale ou inférieure à  $\alpha = 0,05$ . Cette hypothèse, aussi appelée *P-value*, se calcule difficilement à la main ; l'utilisation d'un logiciel tel que Statgraphics permet de le faire facilement. En complétant ce tableau, on peut rapidement déterminer quels facteurs et quelles interactions sont inutiles dans le modèle généré, permettant de compléter rapidement l'optimisation du modèle. Comme il sera vu dans les prochains chapitres, l'optimisation ne se résume pas qu'à enlever tous les facteurs et toutes les interactions non significatives. En effet, il peut apparaître avantageux d'en garder quelques-unes si elles permettent tout de même de limiter la variabilité du procédé. La méthode la plus couramment utilisée pour vérifier la variabilité est d'utiliser le coefficient de détermination  $R^2$  calculé à l'aide de l'équation suivante (Montgomery, 2013) :

$$R^2 = \frac{SS_{Model}}{SS_T} \quad (1.5)$$

Ce coefficient est utilisé pour comparer l'adéquation entre deux modèles comportant *le même nombre de degrés de liberté*, mais présente un désavantage certain : ce coefficient est reconnu pour augmenter invariablement lorsque le nombre de facteurs présents dans le

modèle augmente. Il est donc difficile de se fier uniquement à ce coefficient pour juger de la qualité d'un modèle. Pour pallier ce problème, un autre coefficient appelé le coefficient de corrélation ajusté ( $R^2_{\text{ajusté}}$ ) rapporte la somme des carrés de l'erreur et la somme des carrés totaux au nombre de degrés de liberté de l'erreur et de degrés de liberté totaux, respectivement. Le  $R^2_{\text{ajusté}}$ , qu'on calcule à l'aide de l'équation 1.6, permet donc de comparer entre eux deux modèles comportant un nombre de degrés de liberté, et donc un nombre de facteurs et d'interactions, différent.

$$R^2_{\text{ajusté}} = 1 - \frac{SS_E/DDLE}{SS_T/DDLT} \quad (1.6)$$

Au cours de l'optimisation du modèle, ce coefficient augmentera graduellement jusqu'à ce qu'un maximum de variabilité soit expliqué puis, diminuera jusqu'à atteindre zéro. La méthodologie utilisée dans ce document pour optimiser les modèles est donc de trouver le juste équilibre entre l'élimination des facteurs et interactions non significatives et la maximisation du coefficient  $R^2_{\text{ajusté}}$ .

La réalisation d'une analyse de la variance nécessite préalablement d'avoir en sa possession un certain nombre de résultats. La manière la plus efficace de couvrir une plage de donnée en un nombre minimum de facteurs est d'utiliser un plan d'expérience conçu expressément à cette fin. Les plans d'expérience ont pour la première fois été utilisés dans les années trente en agriculture lorsque Sir Ronald A. Fisher s'est penché sur le moyen d'optimiser l'acquisition d'informations permettant de vérifier l'influence des précipitations sur le rendement des champs de blé. Sir Fisher, et plus tard Box et Wilson (surfaces de réponse), Tagushi (ratio de bruit), Kiefer (plan d'expérience optimal) et bien d'autres, ont déterminé une série de règles de bases permettant de minimiser systématiquement la variabilité des prédictions de leurs modèles en mettant sur pied les bases des plans d'expérience.

Un plan d'expérience est une série d'essais qui balaie dans un ordre logique la plage d'utilisation de différents paramètres. À la différence des essais non systématisés faisant

varier un seul paramètre à la fois, ces plans d'expérience permettent de tirer des conclusions d'essais où plusieurs paramètres varient en même temps, faisant ainsi sauver beaucoup de temps à l'utilisateur. De plus, en faisant varier plusieurs paramètres à la fois, il est possible de vérifier l'effet combiné de deux paramètres. Nous appelons cet effet *l'effet des interactions*.

Le plan d'expérience le plus simple est appelé plan factoriel. Celui-ci permet de déterminer l'effet de  $k$  facteur (avec deux niveaux étudiés pour chaque facteur) et de toutes leurs interactions en  $2^k$  essais. Ces plans sont parmi les plus complets qui soient, dans le sens où la totalité du périmètre d'intérêt est testée. La figure suivante schématise ce périmètre pour deux facteurs à deux niveaux.

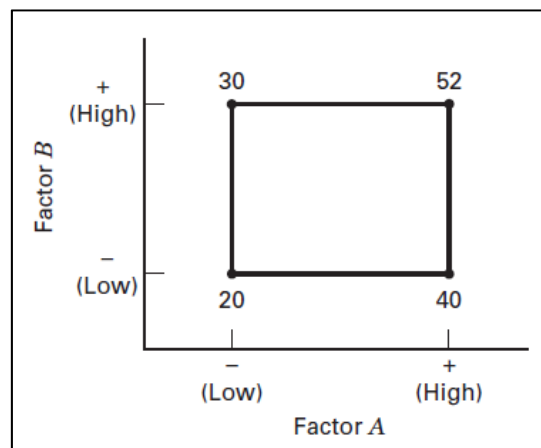


Figure 1.17 Schématisation du périmètre d'intérêt entre deux facteurs à deux niveaux. Tiré de (Montgomery, 2013)

L'inconvénient d'un plan factoriel du type  $2^k$  est qu'il tient pour acquise la linéarité de l'effet à l'intérieur du domaine étudié. Si ce n'est pas le cas, il est nécessaire d'ajouter des essais non limitrophes dont la valeur se situe entre les valeurs étudiées dans un plan  $2^k$ . Pour  $n$  points étudiés par facteur, on comptera  $n^k$  essais pour la réalisation d'un plan complet.



En considérant cette information, on comprend que le nombre d'essais à réaliser peut rapidement devenir très important. Par exemple, un plan de type  $2^k$  pour cinq facteurs nécessite 32 essais. Un plan de cinq facteurs avec une non-linéarité nécessiterait au minimum  $3^5$  essais, soit 243 essais. Lorsque le nombre d'essais est limité par le coût (temps, argent, matériaux, etc.), une alternative populaire est de réaliser une fraction de plan factoriel. Le temps-machine alloué pour la réalisation des essais du Chapitre 3 du présent document étant insuffisant pour réaliser un plan factoriel complet, cette alternative a été sélectionnée : une demi-fraction d'un plan factoriel a été réalisée.

Le tableau 1.7 présente un plan factoriel complet de cinq facteurs à deux niveaux. La première ligne comprend les libellés des cinq facteurs et de toutes leurs interactions alors que la première colonne montre ce qu'on appelle la *combinaison de traitement*. La dernière colonne est le résultat obtenu suite à la réalisation des essais. Les autres colonnes sont des alternances de 1 et de -1 qui représente les deux extrêmes de chaque facteur à utiliser pour la réalisation des essais (par ligne). Si, pour une raison quelconque, un plan factoriel est irréalisable, l'alternative logique est, comme mentionnée, de réaliser une fraction d'un plan factoriel (plan fractionnaire) au prix de la perte de l'effet des interactions d'un certain degré. Ce degré de précision est appelé la résolution d'un plan. Le plan fractionnaire le moins coûteux en termes de résolution est une demi-fraction de plan factoriel, c'est-à-dire que seuls les seize premiers ou les seize derniers essais sont réalisés. Ce plan fractionnaire noté  $2^{5-1}$  est de résolution IV, ce qui veut dire que chaque facteur est confondu, en termes d'effet, avec une interaction entre les quatre autres facteurs et que chaque interaction entre deux facteurs est confondue, ou *aliasée*, avec l'interaction entre les trois autres facteurs. Le générateur d'aliasement pour ce plan est présenté à la page 706 de (Montgomery, 2013).

Tableau 1.7 Plan factoriel partiel pour 5 facteurs à 2 niveaux (32 essais)  
avec encadré en gras les essais d'un demi-plan factoriel.

	A	B	C	D	E	AB	AC	AD	AE	BC	BD	BE	CD	CE	DE	ABC	ABD	...	ACDE	BCDE	ABCDE	Y
(1)	-1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	-1	-1	...	1	1	-1	Y
a	1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	1	1	1	1	...	-1	1	1	Y
b	-1	1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	-1	-1	-1	1	1	1	1	1	...	1	-1	1	Y
c	1	1	-1	-1	-1	1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	-1	-1	...	-1	-1	-1	Y
d	-1	-1	1	-1	-1	1	-1	1	1	-1	1	-1	-1	-1	1	1	-1	...	-1	-1	1	Y
e	1	-1	1	-1	-1	-1	1	-1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	-1	1	...	1	-1	-1	Y
ab	-1	1	1	-1	-1	-1	-1	-1	1	1	-1	-1	-1	-1	1	-1	1	...	-1	1	-1	Y
ac	1	1	1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	-1	-1	-1	-1	1	1	-1	...	1	1	1	Y
ad	-1	-1	-1	1	-1	1	1	-1	1	1	-1	1	-1	1	-1	-1	1	...	-1	-1	1	Y
ae	1	-1	-1	1	-1	-1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	...	1	-1	-1	Y
bc	-1	1	-1	1	-1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	-1	1	-1	1	-1	...	-1	1	-1	Y
bd	1	1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	1	-1	-1	1	-1	-1	1	...	1	1	1	Y
be	-1	-1	1	1	-1	1	-1	-1	1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	1	...	1	1	-1	Y
cd	1	-1	1	1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	...	-1	1	1	Y
ce	-1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	-1	1	-1	-1	-1	-1	...	1	-1	1	Y
de	1	1	1	1	-1	1	1	1	-1	1	1	-1	1	-1	-1	1	1	...	-1	-1	-1	Y
abc	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	-1	1	1	-1	1	-1	-1	-1	-1	...	-1	-1	1	Y
abd	1	-1	-1	-1	1	-1	-1	-1	1	1	1	-1	1	-1	-1	1	1	...	1	-1	-1	Y
i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i	i
acde	1	-1	1	1	1	-1	1	1	1	-1	-1	-1	1	1	1	-1	-1	...	1	-1	-1	Y
bcd	-1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	-1	1	1	-1	-1	...	-1	1	-1	Y
abcde	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	...	1	1	1	Y

On appelle  $E = ABCD$  le générateur parce que l'interaction du plus grand ordre (entre les cinq facteurs) a été perdue dans l'échange. La règle d'or pour démystifier l'effet réel calculé est d'utiliser le principe du *Rasoir d'Ockahm*, qu'on peut exprimer ainsi : les hypothèses les plus simples sont les plus vraisemblables. Ou encore que tant que le contraire n'est pas démontré, l'effet du facteur ou de l'interaction entre deux facteurs primera sur l'effet des interactions entre trois et quatre facteurs.

Si, encore, la réalisation d'une demi-fraction d'un plan d'expérience demande trop d'essais, il est possible de diminuer encore le nombre d'essais, et la résolution du plan, en réalisant un quart de fraction, un huitième de fraction, etc. Il s'en suit par contre une perte importante de résolution avec, pour un quart de fraction (huit essais plutôt que trente-deux), l'aliasement entre des facteurs et des interactions de deux facteurs alors que pour un huitième de fraction (4 essais), les facteurs sont mélangés aux interactions entre deux facteurs et même entre trois facteurs. On parle ici de résolution IV et III. Si, comme c'est le cas dans le Chapitre 2, le nombre de facteurs à étudier est tel que même un huitième de fraction représente trop d'essais pour être réalisable, une alternative existe.

En 1946, Robin L. Plackett et J. P. Burman ont développé une série de plans d'expérience particuliers permettant de minimiser encore plus le nombre d'essais lorsque l'objectif de l'étude n'est que d'effectuer un criblage<sup>3</sup> dans la significativité des facteurs en vue d'un plan futur. Ces plans de Plackett-Burman (plan PB) sont appelés plan non géométrique parce que, contrairement aux plans factoriels, leur représentation géométrique est difficile. On peut facilement représenter une demi-fraction d'un plan factoriel à cinq facteurs de deux niveaux (figure suivante) alors qu'il est impossible de le faire pour un plan PB.

---

<sup>3</sup> Criblage : effectuer un tri dans les facteurs en vue de mettre de côté ceux qui ne sont pas importants.

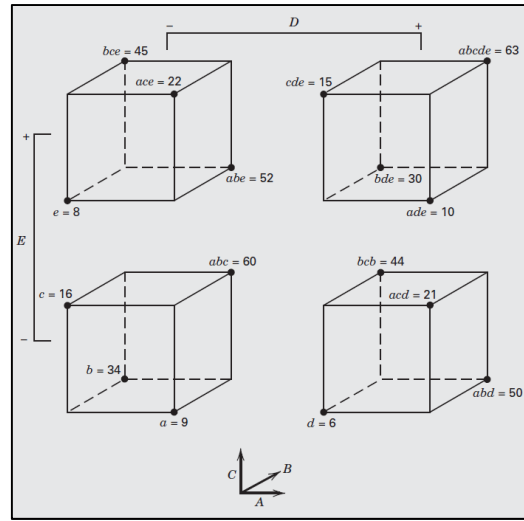


Figure 1.18 Représentation géométrique d'une demi-fraction d'un plan factoriel de 5 facteurs (A-B-C-D-E) à 2 niveaux. (Montgomery, 2013)

Les plans PB sont efficaces en criblage parce qu'ils permettent, sous l'hypothèse de linéarité et lorsque l'erreur expérimentale est largement inférieure à l'erreur du modèle, de vérifier le caractère significatif de l'effet de onze facteurs en seulement douze essais ; ils sont dits saturés, car un seul degré de liberté est disponible pour calculer l'erreur du modèle (Mason, Gunst, & Hess). Un plan factoriel fractionnaire équivalent nécessiterait  $2^{11-3}$  essais, soit 256 essais. Aussi, en plus d'être non géométrique, les plans PB sont des plans *irréguliers*, c'est-à-dire que l'effet de tous les facteurs ne peut être estimé indépendamment de l'effet des autres facteurs. En effet, l'effet de chaque facteur calculé dans l'ANAVAR est partiellement confondu avec l'effet des interactions des autres facteurs, comme on peut le voir dans l'équation suivante (Montgomery, 2013) pour un plan PB de douze essais :

$$[A]^4 = A - \frac{1}{3}BC - \frac{1}{3}BD - \frac{1}{3}BE + \frac{1}{3}BF + \dots - \frac{1}{3}KL \quad (1.7)$$

<sup>4</sup> [A] : l'effet de A.

Cette particularité des plans PB peut sembler indésirable, mais, au contraire, elle permet d'estimer avec un bon degré de confiance la significativité de *l'effet des interactions*.

Dans un plan factoriel fractionnaire, le générateur d'alias utilisé pour réaliser une *fraction* du plan rend les effets entièrement confondus entre eux (par exemple  $[AB] = AB + CDE$ ) alors que lorsque les interactions ne sont que partiellement confondues, comme dans l'équation 1.7, il reste toujours possible d'en tirer une information. L'exemple 8.8 du livre *Design and Analysis of Experiments* (Montgomery, 2013) exprime bien comment on peut tirer avantage de cet aliasement partiel. Outre le calcul de l'effet réel d'un facteur qui diffère du calcul dans un plan factoriel régulier, la méthodologie de calcul employée pour l'analyse de la variance d'un plan PB est la même que celle employée pour un plan factoriel. Notez finalement que c'est ce type de plan d'expérience qui sera utilisé dans le prochain chapitre.

La revue de littérature a permis de mettre de l'avant les vides à combler dans l'usinage par électroérosion des alliages d'aluminium à faible coefficient de dilatation thermique. D'une part, ces matériaux produits par coulée par projection et solidification rapide sont novateurs et, de ce fait, peu de recherche a été faite sur leur usinabilité. D'autre part, la recherche faite sur l'électroérosion par enfonçage en général, et plus particulièrement sur les alliages d'aluminium, apparaît comme potentiellement biaisée, car les expériences réalisées n'ont pris en compte que quelques-uns des onze paramètres régissant le procédé d'usinage, sans nécessairement vérifier le caractère significatif de ceux mis de côté. Le choix des paramètres étudié s'est fait apparemment fait de manière arbitraire. Les chapitres deux et trois tâcheront de remédier à ces deux problèmes.



## CHAPITRE 2

### INFLUENCE DES PARAMÈTRES D'ÉLECTROÉROSION POUR UN ALLIAGE D'ALUMINIUM 6061-T6

#### 2.1 Mise en situation

Les alliages d'aluminium de la série 6000 (Al-Mg-Si) sont couramment utilisés dans l'aéronautique en raison de leur aptitude au durcissement structural et de leur bon ratio coût/propriétés mécaniques, l'alliage 6061-T6 étant utilisé depuis des décennies. Pour cette raison, un grand nombre d'études a été fait pour comprendre et maîtriser les phénomènes associés à son usinage par tournage, fraisage et perçage (Bataineh & Dalalah, 2010; D. Lee, 1985; S. H. Lee & Dornfeld, 2007; Thakkar, Shah, & Vanark, 2000). La mondialisation et les restrictions environnementales forçant les maîtres d'œuvre du domaine aéronautique à optimiser et améliorer continuellement leurs systèmes, la géométrie des pièces aéronautiques devient de plus en plus complexe, ce qui rend nécessaire pour le secteur manufacturier d'intégrer des méthodes d'usinage non conventionnelles telles que l'électroérosion par enfonçage. Seulement, contrairement à ce qu'on remarque des méthodes d'usinage conventionnelles, un manque flagrant d'informations sur l'optimisation de ce procédé apparaît.

Le meilleur exemple de cette situation est l'absence de modèles prédictifs pour l'usinage par électroérosion par enfonçage de cet alliage d'aluminium populaire, le 6061-T6. En effet, un certain nombre d'études a été fait au cours des dernières années sur l'électroérosion *au fil* de cet alliage (Pramanik, Basak, Islam, & Littlefair, 2015), mais, au regard de la revue de littérature effectuée, très peu se penchent sur son usinage par électroérosion par enfonçage.

L'électroérosion par enfonçage est un procédé d'usinage sans contact lors duquel un arc électrique passe d'une électrode à la pièce à usiner alors que tous deux baignent dans un liquide diélectrique. Initialement isolée l'une de l'autre, une tension appliquée à l'électrode ionise graduellement le liquide jusqu'à la formation d'un canal conducteur d'électricité entre

l'électrode et la pièce. Une décharge électrique vient alors faire fondre de manière locale la pièce à usiner. Entre chaque décharge, une pause de quelques microsecondes permet de renouveler le liquide diélectrique. Les débris resolidifiés sont alors évacués, l'électrode et la pièce sont refroidies et l'isolation électrique est restaurée. La fréquence d'apparition des arcs peut atteindre 60 000 Hz. Bien que chaque contrôleur soit différent, le nombre de paramètres d'usinage à contrôler varie peu. Ces paramètres, *au nombre de vingt-et-un*, peuvent être classés dans deux catégories : les paramètres variants en fonction de la géométrie à usiner et qui sont propres à chaque contrôleur (onze paramètres) et les paramètres variant en fonction du matériau usiné, qui sont similaires pour chaque machine. Ces derniers paramètres, ceux qui nous intéressent, sont au nombre de dix : la polarité (P), la durée d'un arc électrique (ON), le délai entre deux arcs (OFF), le courant de décharge (IP), la tension de référence guidant l'entrefer (SV), la vitesse d'approche et de rétractation à l'entrefer (S), le temps de repos entre deux séries d'arcs électriques (UP), le temps de travail entre deux temps de repos (DN), la vitesse de déplacement de l'électrode entre deux séries d'arcs (JS) et la tension du circuit (V). Ils sont illustrés dans les deux figures suivantes.

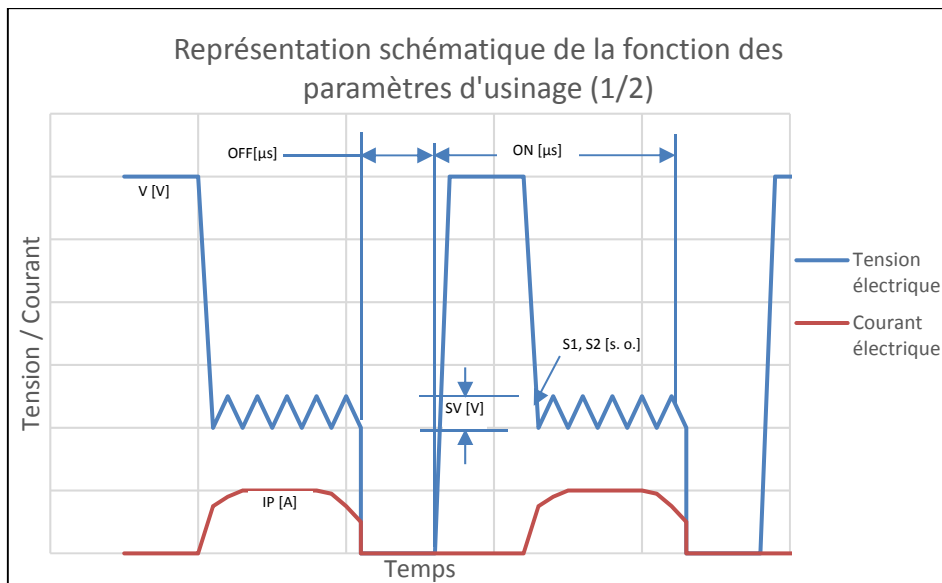


Figure 2.1 Représentation schématique de la fonction des paramètres d'usinage (1/2)



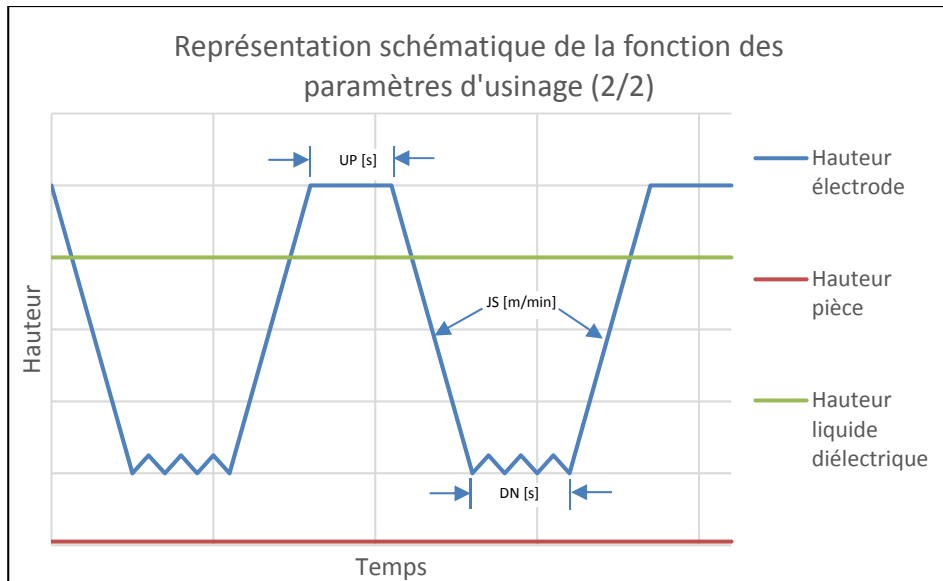


Figure 2.2 Représentation schématique de la fonction des paramètres d'usinage (2/2)

La polarité du système indique le sens dans lequel le courant circule entre l'électrode et pièce. En service « normal », le courant circule de l'électrode à la pièce. Il est possible d'inverser le système de manière à faire circuler le courant de la pièce à l'électrode. On applique alors une polarité inverse.

Lorsque l'arc électrique est présent, en service normal, deux phénomènes se passent. D'une part, les électrons transportés par le courant électrique quittent la cathode, accélèrent et viennent frapper l'anode avec une vitesse importante. D'autre part, des particules de la matière constituant l'anode quittent celle-ci et accélèrent pour frapper la cathode. Les électrons étant beaucoup plus légers que les particules métalliques de l'anode, ils acquièrent, durant la traversée du liquide diélectrique, une vitesse bien plus importante que ces derniers. Ils dégageront donc une énergie plus élevée en frappant l'anode que les particules métalliques en frappant la cathode. Il en résultera une plus grande érosion de l'anode que de la cathode.

Inversement, si le courant circule de la pièce à l'électrode, des électrons à haute vitesse quittent la pièce pour aller frapper l'électrode, alors que des éléments de l'électrode viennent

frapper la pièce. Il en résulte un meilleur fini de surface de la pièce usinée, en raison d'une moindre énergie de travail accumulée dans la pièce, mais aussi une plus grande érosion de l'électrode (Sengottuvel et al., 2013). Lors de ses recherches sur l'influence de la polarité dans le procédé d'électroérosion, Sengottuvel a noté un point important. Comme il vient d'être mentionné, en inversant la polarité, ce sont les éléments de l'électrode qui viennent frapper la pièce. Lors d'un usinage prolongé dans cette condition, il peut en résulter une contamination de la pièce par le matériau constituant l'électrode. Ceci peut être problématique si les deux matériaux présentent, par exemple, une différence de potentiel d'oxydoréduction. Il pourrait en résulter une corrosion galvanique accélérée.

Le phénomène de contamination au cuivre des pièces usinées est très complexe. Comprendre la cinétique de la contamination et les conséquences que cela peut avoir sur, par exemple, la durée de vie en fatigue de la pièce usinée nécessite un travail de recherche à part entière. Pour cette raison, l'influence de ce paramètre qu'est la polarité est, dans ce travail, mise de côté.

En contrepartie, la vitesse de déplacement de l'électrode durant une série de décharges électriques est contrôlée par deux paramètres : lorsque l'électrode se rapproche pour compenser une augmentation de l'entrefer et lorsqu'elle recule pour compenser une avance trop importante. Ce paramètre est donc présent deux fois (S1 et S2).

Finalement, l'objectif de cette étude est de déterminer la significativité de chaque paramètre afin de pouvoir, au chapitre suivant, générer des modèles empiriques prédisant le taux d'enlèvement de matière (*MRR*), le taux de formation du rayon d'électrode (*ER*) et le fini de surface (*Sa*) obtenus en fonction de certains paramètres.

Plusieurs auteurs se sont attardés à générer des modèles prédisant le taux d'usure de l'électrode. Comme vous pouvez le voir à l'Annexe II, les résultats obtenus lors de cette campagne d'essais n'ont pas permis de différencier adéquatement les résultats de leur erreur. Pour pallier ce problème, un autre indice de performance a été utilisé : le taux de formation

du rayon de l'électrode. Ce dernier apparaît intéressant dans le sens où le congé (rayon interne) permis au dessin technique de la pièce à usiner et ce taux permet d'estimer le nombre d'électrodes nécessaire pour réaliser l'opération d'usinage.

## 2.2 Méthodologie

L'étude de l'influence des paramètres d'électroérosion sur le taux d'enlèvement de matière (*MRR*), le taux de formation du rayon d'électrode (*ER*) et le fini de surface (*Sa*) s'est faite par la réalisation d'un plan d'expérience de type Plackett-Burman (12 essais). L'équipement d'électroérosion employé pour cette campagne de test est une machine d'électroérosion par enfonçage de marque et modèle Sodick AQ55L employant un liquide diélectrique Syntex 55 (Prime-Tech Precision inc. ; hydrocarbure aliphatique) Dix facteurs sont étudiés, soit :

Tableau 2.1 Présentation des dix paramètres étudiés à l'aide du plan PB

Identifiant ANAVAR	Nom du paramètre	Description	Unité physique
<b>A</b>	ON	Durée d'une décharge	$\mu\text{s}$
<b>B</b>	OFF	Délai entre deux décharges	$\mu\text{s}$
<b>C</b>	IP	Courant de décharge	A
<b>D</b>	SV	Tension de référence à l'entrefer	V
<b>E</b>	S1	Vitesse de réduction de l'entrefer	s. o.
<b>F</b>	S2	Vitesse d'augmentation de l'entrefer	s. o.
<b>G</b>	UP	Délai entre deux séries d'arcs	$10^{-1} \text{ s}$
<b>H</b>	DN	Temps d'usinage entre deux délais UP	$10^{-1} \text{ s}$
<b>I</b>	JS	Vitesse de transition entre UP et DN et entre DN et UP	m/min
<b>J</b>	V	Tension générale du système	V

Le tableau suivant présente le plan d'expérience utilisé et les valeurs étudiées pour chaque paramètre. Ces valeurs sont les extrémums observés dans un programme multipasse (de

l'ébauche à la finition) typique proposé par le logiciel intégré au contrôleur de la machine. Aux douze essais du plan Plackett-Burman s'ajoutent quatre essais centraux qui permettront de valider l'erreur expérimentale associée au test.

Tableau 2.2 Plan d'expérience de type Plackett-Burman en douze essais et la valeur des paramètres à -1, 0 et 1

	ON	OFF	IP	SV	S1	S2	UP	DN	JS	V
Unité	μs	μs	A	V	s. o.	s. o.	10 <sup>-1</sup> s	10 <sup>-1</sup> s	m/min	V
1	1	1	1	-1	1	1	-1	1	-1	-1
2	-1	1	1	-1	1	-1	-1	-1	1	1
3	1	1	-1	1	-1	-1	-1	1	1	1
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1
5	1	-1	-1	-1	1	1	1	-1	1	1
6	-1	1	1	1	-1	1	1	-1	1	-1
7	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-1
8	1	-1	1	-1	-1	-1	1	1	1	-1
9	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-1
10	-1	-1	1	1	1	-1	1	1	-1	1
11	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1
12	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1
13	-1	1	-1	-1	-1	1	1	1	-1	1
14	-1	-1	-1	1	1	1	-1	1	1	-1
15	1	-1	1	1	-1	1	-1	-1	-1	1
16	1	1	-1	1	1	-1	1	-1	-1	-1
-1	50	50	6	040	2	1	10	25	010	90
0	100	100	18	60	4	4	15	30	15	s. o.
1	150	150	36	080	6	5	20	35	020	120

Pour les paramètres S1 et S2, aucune indication des unités utilisées n'est donnée par le fabricant de la machine. La seule indication est que la vitesse varie avec des niveaux de 1 à 9 avec 1, une vitesse lente, et 9, une vitesse rapide. Comme les valeurs que peut prendre la tension du système sont discrètes et au nombre de deux, les points centraux doivent se regrouper en deux paires distinctes (-1 et 1). De ce fait, le calcul de l'erreur associée au procédé d'usinage doit se faire en utilisant l'équation suivante :

$$Erreur_{procédé} = \pm Z_{1-\frac{\alpha}{2}} \sqrt{\frac{(x_4 - \bar{x}_{(4;12)})^2 + (x_{12} - \bar{x}_{(4;12)})^2 + (x_7 - \bar{x}_{(7;9)})^2 + (x_9 - \bar{x}_{(7;9)})^2}{4}} \quad (2.1)$$

Adapté de (StatCan, 2013)

Avec

- $Z_{1-\frac{\alpha}{2}}$ , la probabilité, selon une loi normale centrée réduite à un intervalle de confiance de 95 %, d'obtenir un résultat quelconque ( $X = 1,96$ ).
- $x$ , le résultat à l'essai indiqué du plan d'expérience.
- $\bar{x}$ , la moyenne des deux résultats indiqués du plan d'expérience.

Chaque essai est réalisé sur un cube d'aluminium 6061-T6 mesurant 2,54 cm par 2,54 cm par 2,54 cm. Les électrodes sont usinées à partir d'une barre de cuivre C110 mesurant initialement 1,27 cm par 1,27 cm par 366 cm. Leur dimension finale est 0,95 cm par 0,95 cm par 2,54 cm avec un trou M4 d'une profondeur de 1,27 cm à une extrémité. Ce trou sert à fixer l'électrode sur le porte-outil.

Avant le lancement de la campagne d'essai, chaque duo bloc-électrode est nettoyé et dégraissé à l'aide d'acétone et d'éthanol. Les blocs sont ensuite pesés trois fois, dans un ordre aléatoire, à l'aide d'une balance de précision Sartorius ED224S. La moyenne de ces trois masses est utilisée pour l'évaluation des résultats. Finalement, chaque essai est arrêté à la première des deux échéances suivantes : la profondeur d'usinage atteint 1,27 cm (0,5

pouce) ou le temps d'usinage atteint 20 minutes. Dans les deux cas, le temps d'usinage est noté.

Une fois les essais réalisés, les échantillons sont à nouveau nettoyés à l'acétone et au bain ultrasonique d'éthanol, puis pesés à nouveau trois fois. La figure suivante présente l'ensemble des duos bloc-électrode.

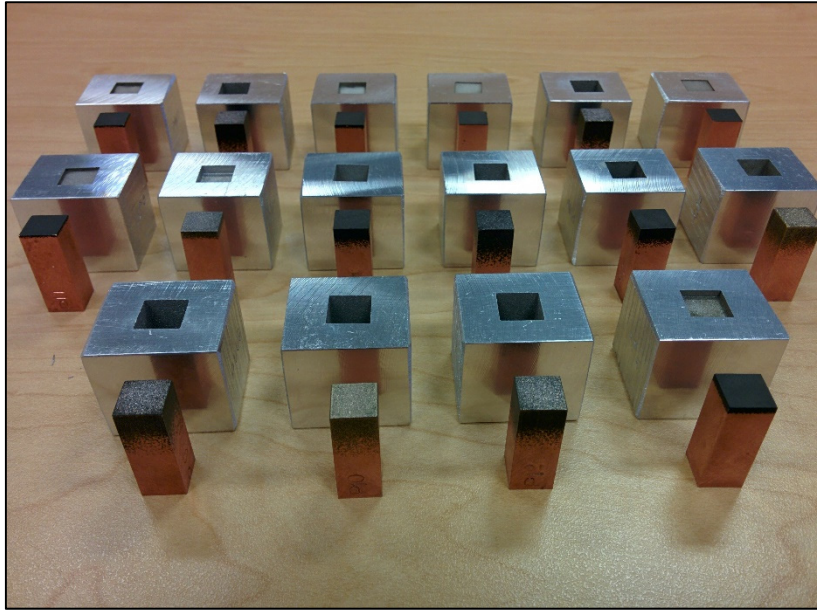


Figure 2.3 Duo bloc-électrode après la réalisation des tests préliminaires.

Avec la moyenne de ces masses et le temps d'usinage, il est aisé de calculer le taux d'enlèvement de matière ( $MRR$ ) associé à chaque essai :

$$MRR = \frac{m_{t_0} - m_{t_0+t}}{\rho \times t} \left[ \text{mm}^3/\text{min} \right] \quad (2.2)$$

Avec  $m$  la masse [g],  $t$  le temps d'usinage [min] et  $\rho$  la masse volumique du matériau utilisé pour la fabrication des blocs, soit  $0,0027 \text{ g/mm}^3$  pour l'aluminium. La mesure du rayon des électrodes est faite à l'aide d'un microscope confocal OLYMPUS LEXT OLS4100

équipé d'une lentille 5x ou 10x, selon la dimension du rayon étudié. Quatre mesures sont faites aléatoirement et leur moyenne est utilisée pour l'analyse de la variance.

Le rayon d'électrode mesuré est finalement rapporté au temps d'usinage par l'équation suivante :

$$ER = \frac{R_t}{t} [\mu m / min] \quad (2.3)$$

Avec  $R_t$  [ $\mu m$ ] le rayon de coin de l'électrode mesuré après le temps d'usinage  $t$  [min]. Finalement, le fini de surface est aussi évalué à l'aide d'un microscope confocal digital OLYMPUS LEXT OLS4100 équipé cette fois d'une lentille 20x. Les seuils de coupure  $\lambda_c$  et  $\lambda_s$  sont fixés respectivement à 2500  $\mu m$  et 8  $\mu m$  si le fini de surface  $Sa$  non-traité est situé entre 2  $\mu m$  et 10  $\mu m$  inclusivement et à 8000  $\mu m$  et 25  $\mu m$  s'il est supérieur à 10  $\mu m$ . Ils ont été sélectionnés selon la norme ASME B14.6-2009 (ASME, 2009). Le résultat obtenu du microscope est calculé sur trois surfaces différentes contenant chacune 1024 x 1024 mesures (0,42 mm<sup>2</sup>) selon l'équation suivante :

$$Sa = \frac{1}{1024^2} \sum_{i=1}^{1024} \sum_{j=1}^{1024} |Z_{ij}| \quad (2.4)$$

avec  $Z_{ij}$ , la hauteur relevée à la position (i, j), i et j allant de 1 à 1024.

## 2.3 Résultats et discussion

Le tableau suivant présente les résultats calculés sur les 12 essais pour le  $MRR$ , le  $ER$  et le  $Sa$ .

Tableau 2.3 Résultats du plan d'essai Plackett-Burman ( $MRR$ ,  $ER$  et  $Sa$ )

Essai	$MRR$	$ER$	$Sa$
-	( $\text{mm}^3/\text{min}$ )	( $\mu\text{m}/\text{min}$ )	$\mu\text{m}$
1	98,58	20,221	20,825
2	57,38	19,232	10,407
3	4,91	7,766	4,594
4	66,21	13,623	14,711
5	9,23	9,042	4,718
6	13,37	12,173	7,673
7	32,71	8,624	9,172
8	69,59	15,844	15,249
9	30,58	6,947	11,607
10	53,89	17,366	9,243
11	4,91	2,642	2,758
12	66,90	13,675	14,292
13	7,19	4,367	3,961
14	2,08	2,639	2,852
15	137,36	40,607	18,639
16	1,13	3,530	3,237

Comme mentionné précédemment, l'objectif de cette étude est de déterminer l'importance des dix paramètres étudiés pour trois réponses, soit le  $MRR$ , le  $ER$  et le  $Sa$ . L'erreur associée au procédé (éq. 2.1) n'est pas la seule source d'erreur à considérer. Il faut aussi prendre en compte l'erreur associée à la mesure (est-ce qu'une mesure prise sur le même échantillon, mais en un autre endroit divergera grandement ou pas ?) et l'erreur associée à l'équipement de mesure (est-ce que plusieurs mesures prises au même endroit sur un même échantillon varieront grandement ?) Pour le  $MRR$ , ces deux erreurs ont été considérées en mesurant plusieurs fois le même échantillon (complet) à l'aide de la même balance. Pour le rayon



d'électrode et le fini de surface, comme ce n'est pas la totalité de l'échantillon qui est mesurée, elles doivent être prises en compte séparément. Tout de même, une analyse de l'erreur associée à la prise de mesure avec le LEXT a permis de déterminer que l'erreur associée à l'équipement de mesure est de moins de 1 %. Nous pouvons donc la négliger.

L'erreur associée à la mesure, quant à elle, se calcule au moyen de l'équation suivante :

$$Erreur = \pm Z_{1-\frac{\alpha}{2}} \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n}} \quad (2.5)$$

- Avec  $Z_{1-\frac{\alpha}{2}}$ , la probabilité, selon une loi normale centrée réduite à un intervalle de confiance de 95 %, d'obtenir un résultat quelconque ( $X = 1,96$ ).
- $x$ , le résultat de la  $i^e$  mesure prise.
- $\bar{x}$ , la moyenne des  $n$  mesures prises sur un même échantillon, en différents endroits
- $n$ , le nombre de mesures prises sur un même échantillon, en différents endroits.

Finalement, les graphiques suivants présentent les résultats obtenus avec l'erreur estimée.

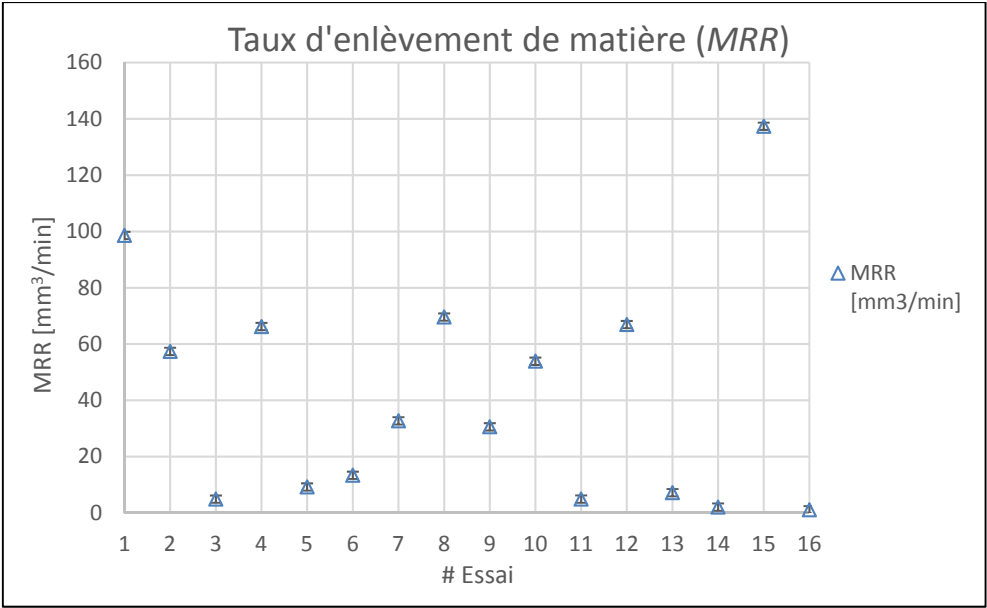


Figure 2.4 Résultats obtenus pour *MRR* suite à la réalisation de plan PB

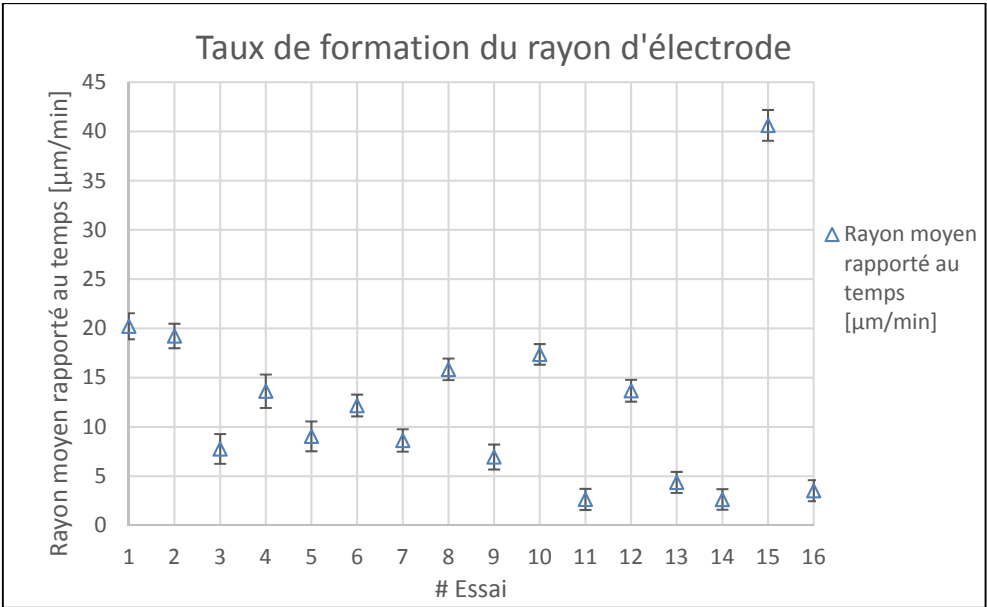


Figure 2.5 Résultats obtenus pour *ER* suite à la réalisation du plan PB

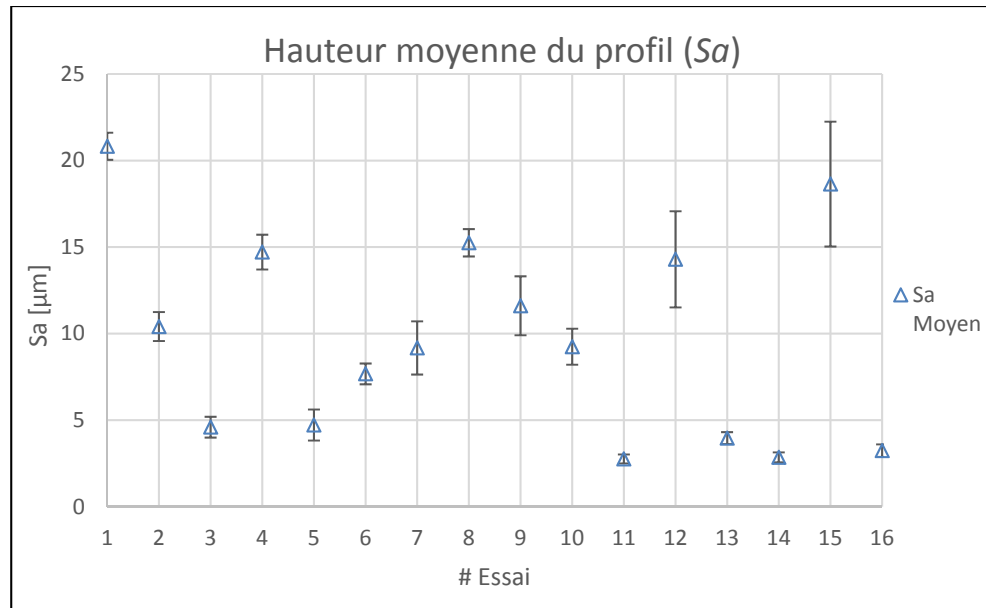


Figure 2.6 Résultats obtenus pour  $Sa$  suite à la réalisation du plan PB

Ces graphiques permettent de justifier la discrétisation des résultats, élément primordial pour pouvoir s'appuyer sur ceux-ci lors de l'analyse de la variance (ANAVAR) ; si l'étendue de l'erreur avait été du même ordre de grandeur que le résultat de l'essai, il aurait été impossible de les discrétiser suffisamment pour pouvoir vérifier la significativité des facteurs.

### 2.3.1 Analyse de la variance

L'analyse de la variance est une procédure statistique qui compare la moyenne quadratique de la réponse d'un essai à la moyenne quadratique de l'erreur du modèle. En divisant le premier par le second, on obtient le rapport de Fisher qui permettra, comme on l'a vu dans la revue de littérature, de faire ressortir la probabilité que le facteur étudié affecte significativement la réponse. Soit les diagrammes de Pareto suivant, qui présentent les résultats obtenus suite à l'ANAVAR, pour un intervalle de confiance de 95 %. Les paramètres franchissant la ligne bleue sont considérés significatifs. Notez que les tableaux liés aux analyses de la variance du chapitre 2 sont présentés à l'Annexe III.

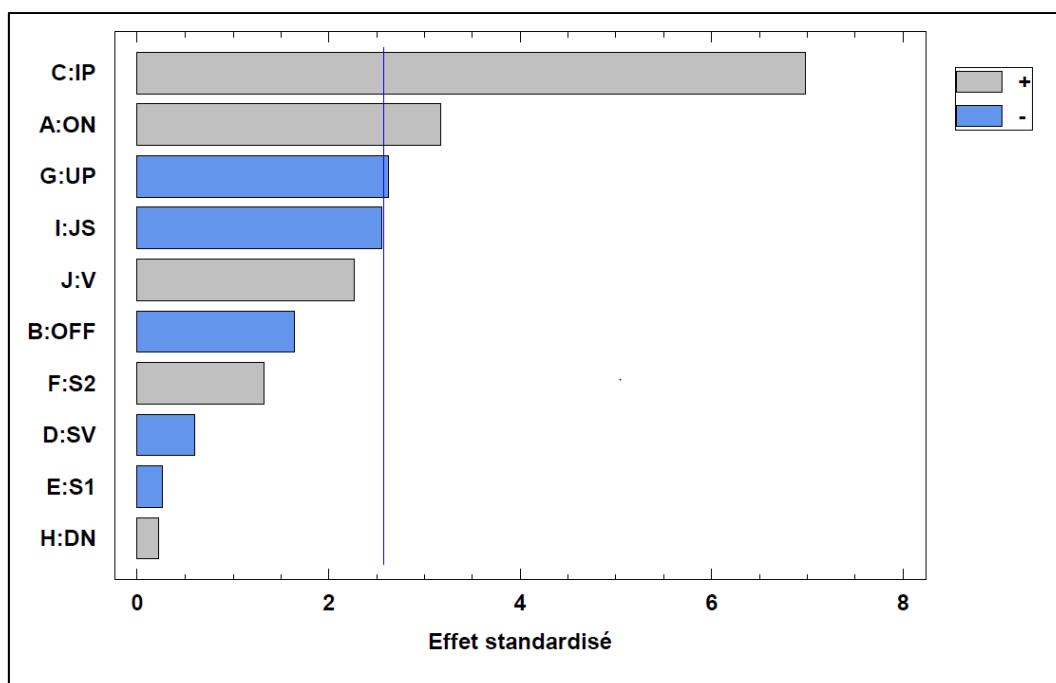


Figure 2.7 Diagramme de Pareto pour *MRR* (données brutes)

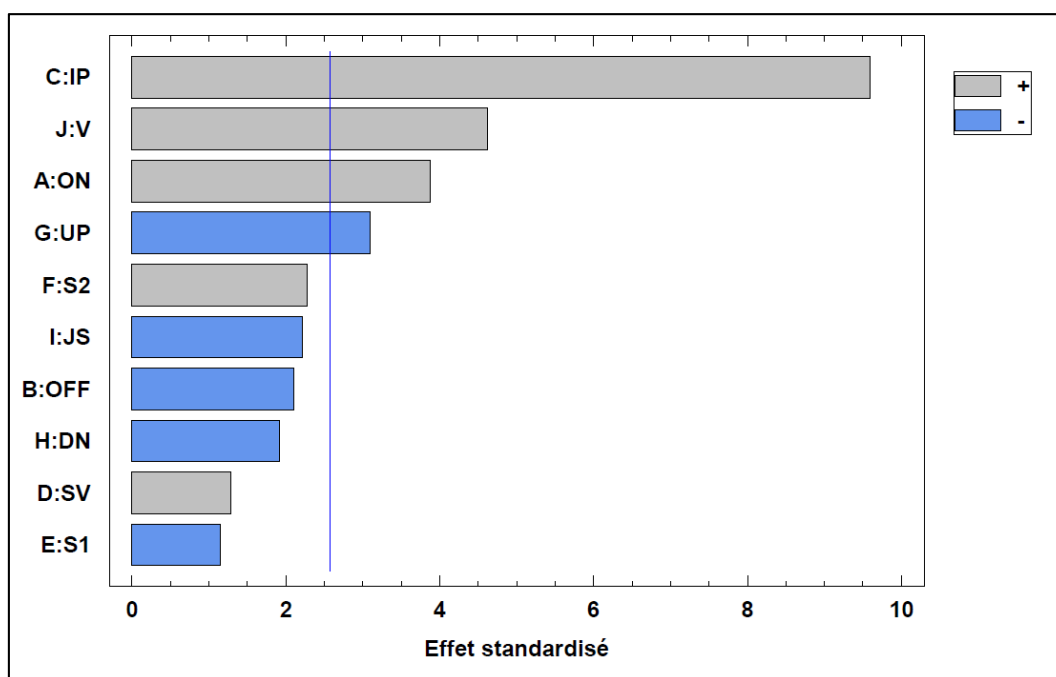


Figure 2.8 Diagramme de Pareto pour *ER* (données brutes)

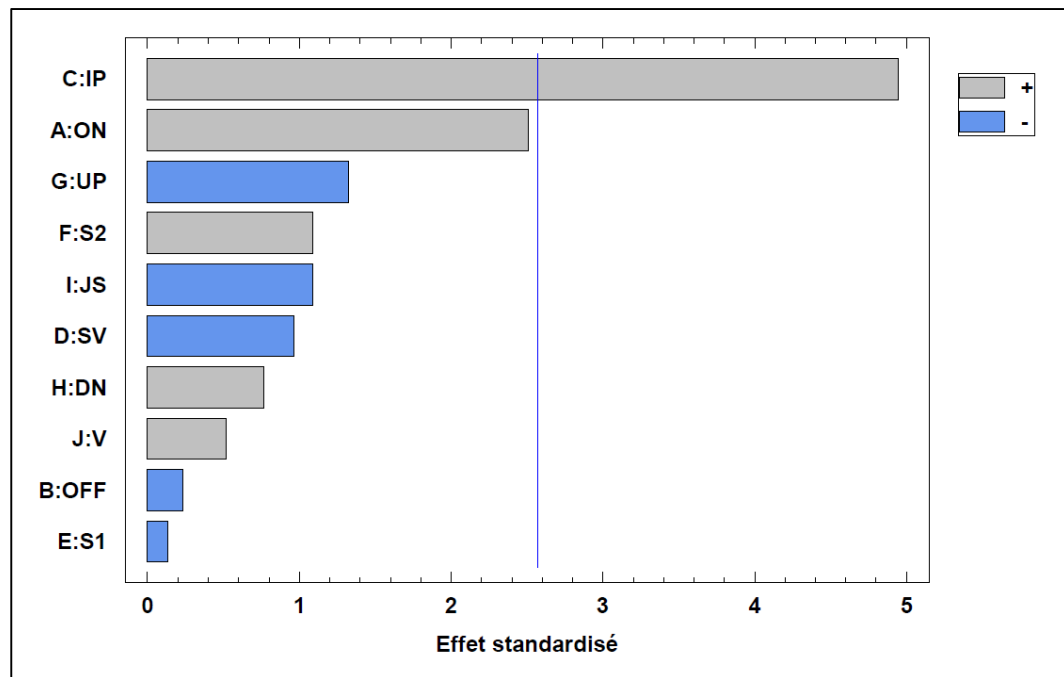


Figure 2.9 Diagramme de Pareto pour  $Sa$  (données brutes)

Le coefficient de corrélation ajusté ( $R^2_{\text{ajusté}}$ ) de ces trois analyses est respectivement de 82,8 %, 89,2 % et 64,0 %. La valeur de ce coefficient exprime la proportion de la variabilité des résultats expliquée par les facteurs étudiés dans l'ANAVAR. Pour que le modèle analysé corresponde au mieux au comportement réel du système, il est nécessaire de l'optimiser pour que ce coefficient dépasse un certain seuil d'acceptabilité. Pour cette étude, l'objectif de ces ANAVAR n'est pas de générer un modèle prédictif, mais de déterminer le niveau d'influence des paramètres. Pour cette raison, le coefficient de corrélation ajusté minimum pour que le modèle soit accepté est ramené de 95 % à 90 %.

La façon la plus simple d'augmenter le  $R^2_{\text{ajusté}}$  est d'éliminer de l'ANAVAR les facteurs les moins significatifs et qui génèrent le plus de variabilité. En éliminant successivement ces facteurs, le  $R^2_{\text{ajusté}}$  augmentera graduellement jusqu'à atteindre un maximum, après quoi il commencera à redescendre. Les trois figures suivantes présentent l'ANAVAR optimisée sous forme de diagramme de Pareto avec un  $R^2_{\text{ajusté}}$  à son maximum.

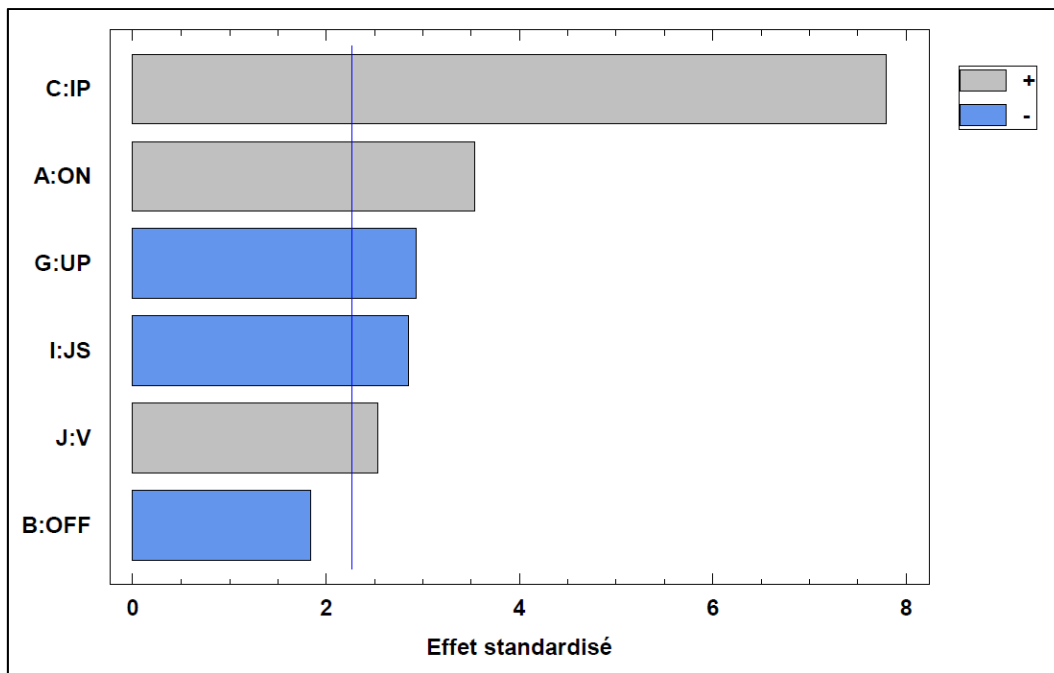


Figure 2.10 Diagramme de Pareto pour l'ANAVAR optimisée de *MRR*

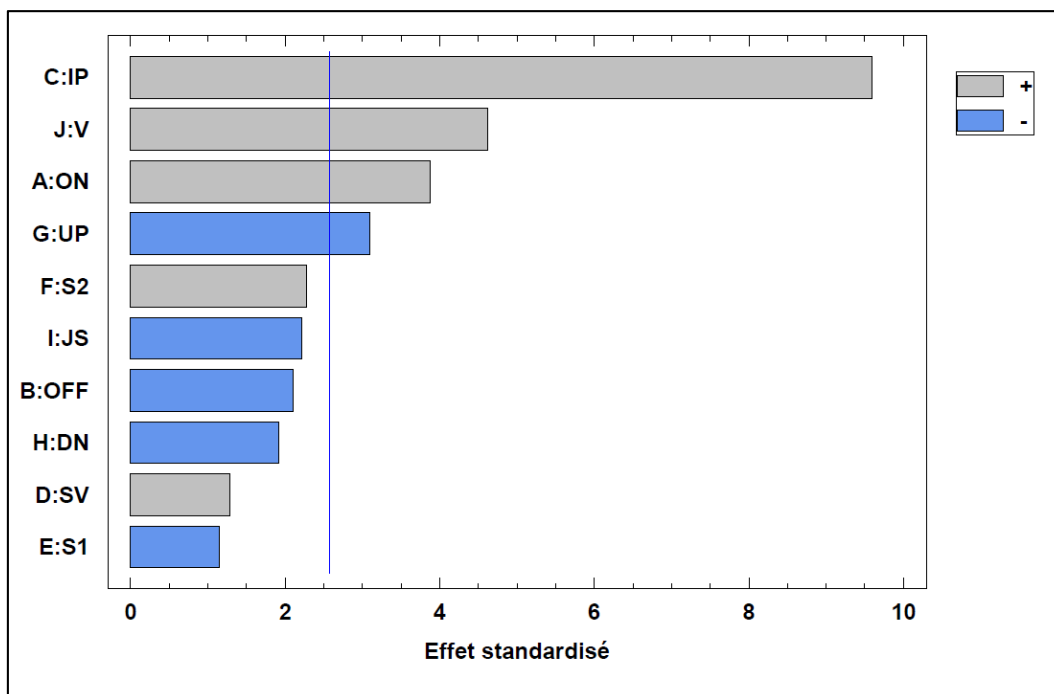


Figure 2.11 Diagramme de Pareto pour l'ANAVAR optimisée de *ER*

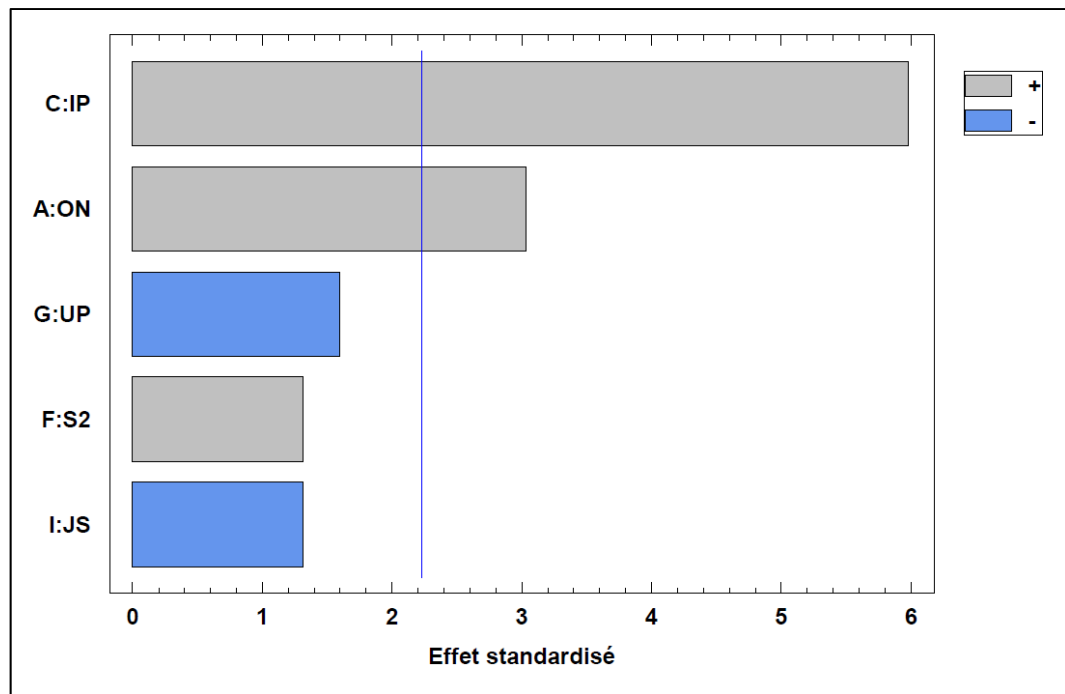


Figure 2.12 Diagramme de Pareto pour l'ANAVAR optimisée de *Sa*

Avec un  $R^2_{\text{ajusté}}$  valant respectivement 86,2 %, 89,5 % et 75,4 %. Notez que pour l'analyse de la variance du *ER*, le coefficient de corrélation ajusté est déjà à son maximum.

Le retrait des facteurs n'ayant pas permis aux coefficients de corrélation ajustés de franchir la barrière des 90 %, une deuxième étape est nécessaire : l'intégration des interactions. Lorsque fait dans un plan d'expérience régulier (factoriel ou fractionnaire), l'intégration des interactions dans une ANAVAR est chose facile. La seule attention particulière à apporter est l'aliasement entre les facteurs et les différents degrés d'interaction, le cas échéant. Par contre, le plan Plackett-Burman en 12 essais n'étant pas régulier, le calcul de l'effet des facteurs et des interactions est plus complexe : il y a aliasement entre l'effet réel d'un facteur et l'effet réel des interactions qui ne le composent pas. Il en résulte, comme on l'a vu dans la revue de littérature, une tendance à surestimer l'effet d'un facteur ou d'une interaction (Goos & Jones, 2011).

### 2.3.2 Intégration des interactions pour *MRR*

Le graphique suivant présente l'analyse de la variance, sous la forme d'un diagramme de Pareto, pour le taux d'enlèvement de matière, sachant que les règles suivantes ont été suivies :

- 1- Pour chaque interaction ajoutée, le facteur ou l'interaction la moins significative est éliminé.
- 2- Lorsque tous les facteurs et interactions ont été ajoutés/enlevés (étape 1), les *facteurs et interactions* non significatifs sont éliminés, une à la fois. Il est important de procéder par étape parce que l'effet de chaque facteur ou interaction restant peut changer.
- 3- Les facteurs non significatifs composant en partie une interaction significative sont gardés dans l'ANAVAR.
- 4- L'exercice s'arrête à l'instant où le coefficient de corrélation ajusté a atteint son maximum.

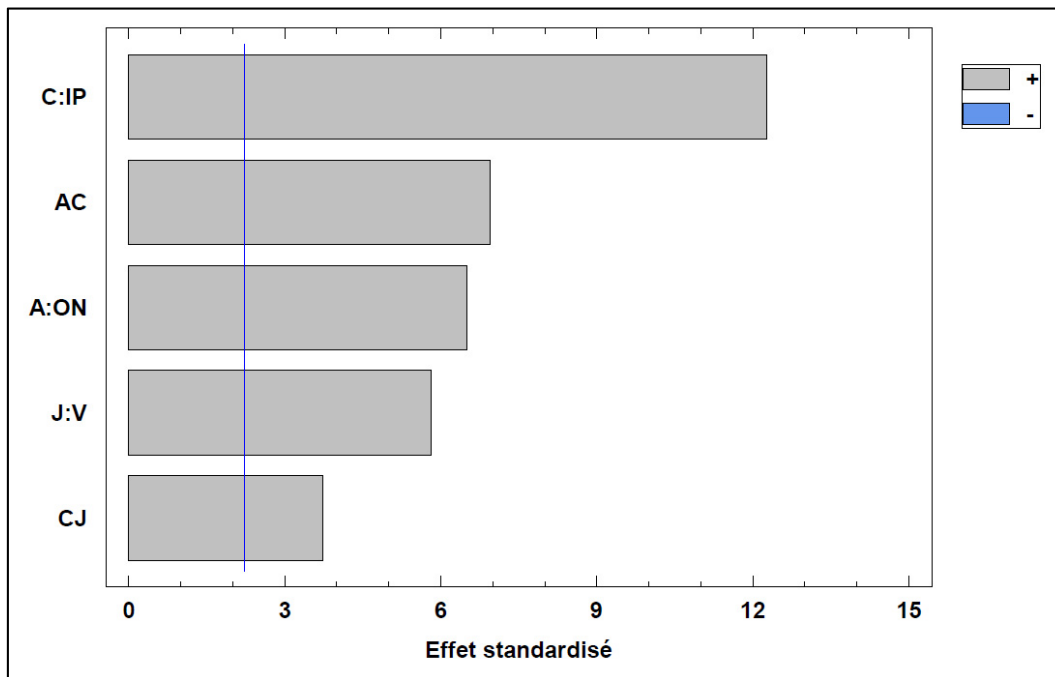


Figure 2.13 Diagramme de Pareto pour *MRR* avec interactions

Comme on peut le voir dans la Figure 2.13, lorsque les données brutes sont analysées sans traitement, seuls la durée d'une décharge et le courant sont significatifs. L'application des quatre règles de traitement a permis de maximiser le  $R^2_{\text{ajusté}}$  à 94,0 % lorsque le modèle est



limité aux facteurs significatifs A, C et J et aux interactions significatives AC et CJ. Ces résultats sont en corrélation avec ceux relevés dans la revue de littérature. Le temps de travail représente le temps pendant lequel un arc électrique est présent. Le courant de décharge, quant à lui, correspond au courant maximal traversant le circuit constitué de l'électrode, de l'entrefer et de la pièce, une fois le claquage du diélectrique produit. Bien que l'effet microscopique de ces deux paramètres puisse être différent, ils sont ici traités ensemble, car tous deux entrent dans le calcul de la quantité d'énergie qui est transmise à la pièce, comme le montre l'équation suivante :

$$E = \int_0^{T_{ON}} (V(t) \times I(t)) dt \quad (2.6)$$

Avec E la quantité d'énergie transmise à la pièce, V la tension de travail et I le courant de décharge (Fuzhu et al., 2007). Ainsi, les essais menés par Fuzhu montrent qu'en augmentant le temps de travail et le courant de décharge, la quantité d'énergie transmise à la pièce augmente. Incidemment, une augmentation de cette quantité d'énergie mène à une augmentation du taux d'enlèvement. Ces résultats sont corroborés par d'autres chercheurs (Khan, Siddiquee, Khan, Khan, & Quadir, 2014; Maher, Sarhan, Barzani, & Hamdi, 2015; Selvakumar et al., 2014; Sengottuvel et al., 2013; Tosun, Cogun, & Tosun, 2004). Comparons le taux d'enlèvement de matière à la puissance dégagée par un arc électrique. Pour ce faire, l'équation 5 est utilisée. Par exemple, pour l'essai 15 :

$$E_{essai\ 15} = 120 [V] \times \int_0^{150 \times 10^{-6} [s]} 36 [A] dt = 0,648 [J] \quad (2.7)$$

En effectuant ce calcul pour tous les essais et en les rapportant dans un graphique, nous remarquons un comportement proche de la linéarité.

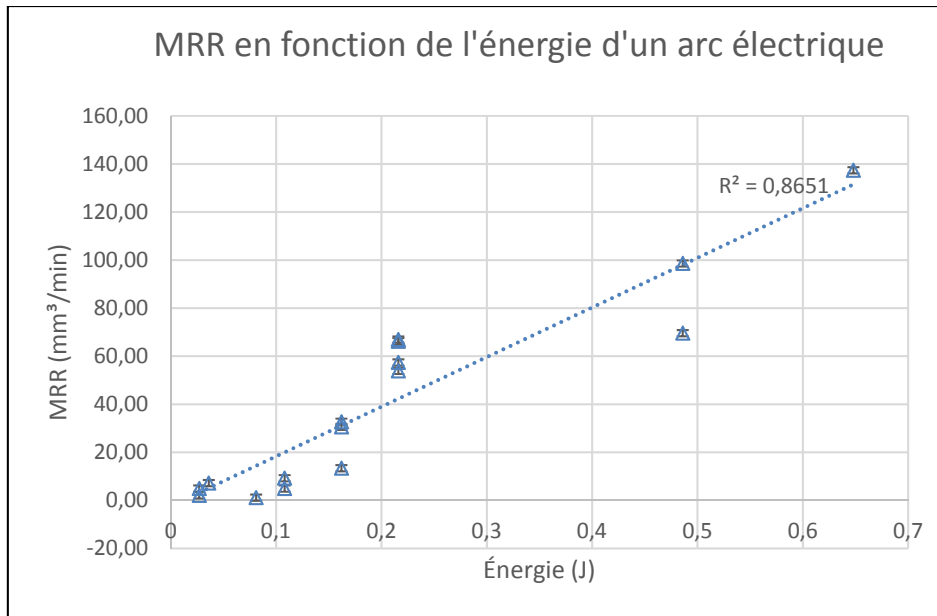


Figure 2.14 Relation *MRR*/Énergie dégagée par un arc électrique

Les données ainsi présentées tendent à confirmer un lien quasi linéaire entre l'énergie dégagée par un arc électrique et le taux d'enlèvement de matière.

### 2.3.3 Intégration des interactions pour *ER*

La figure suivante présente l'analyse de la variance, sous la forme d'un diagramme de Pareto, intégrant les interactions significatives pour le taux de formation du rayon d'électrode.

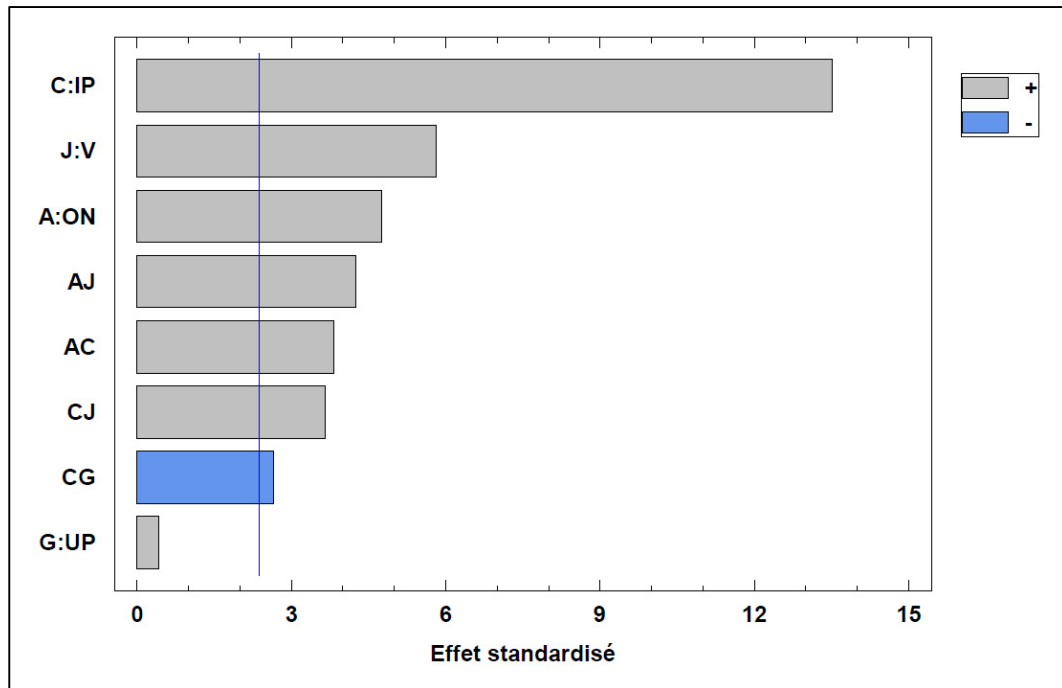


Figure 2.15 Diagramme de Pareto pour *ER* avec interactions

Le coefficient de corrélation ajusté de ce modèle est de 94,9 %. Comme pour le taux d'enlèvement de matière, le taux de formation du rayon de l'électrode est principalement affecté par la puissance dégagée par un arc électrique, laquelle est générée en combinant ON, IP et V. Les interactions significatives sont celles liées à ces trois facteurs (AC, AJ et CJ) ainsi que l'interaction CG. Le facteur G n'est pas significatif, mais, pour respecter la troisième règle qui dit que *les facteurs non significatifs composant en partie une interaction significative sont gardés dans l'ANAVAR*, celui-ci est gardé. Le taux de formation de l'électrode est un élément novateur de ce travail. Comme mentionné précédemment, en association avec le taux d'enlèvement de matière et le temps d'usinage, le taux de formation du rayon d'électrode permet de prédire le nombre d'électrodes nécessaire à la réalisation de la géométrie. De ce fait, aucune publication ne fait mention des paramètres affectant significativement ce taux. Tout de même, sachant ce qui a été dit sur le rôle de l'énergie dégagée par un arc électrique sur le *MRR* et sur l'effet de la polarité sur le duo bloc/électrode, ces résultats sont en concordance avec ce qui était attendus.

### 2.3.4 Intégration des interactions pour $Sa$

Le graphique suivant montre les résultats obtenus pour le fini de surface, suite à l'optimisation de l'analyse de la variance, c'est-à-dire une après que les paramètres non significatifs aient été exclus et les interactions ajoutées.

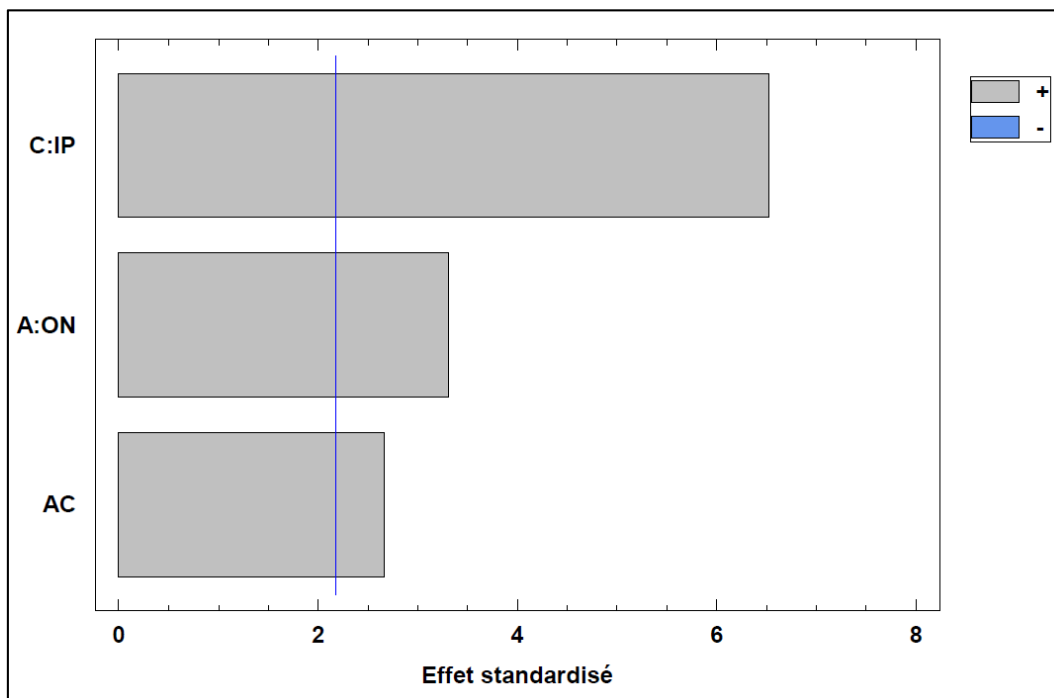


Figure 2.16 Diagramme de Pareto pour  $Sa$  avec interactions

Le coefficient de corrélation ajusté associé à cette analyse de la variance est de 79,3 %. Ce coefficient étant très faible, il paraît risqué de se prononcer sur l'exactitude de ce résultat. Pour pallier ce problème, procédons à un ajustement de nos résultats à l'aide d'une transformation de type Box-Cox (Montgomery, 2013). La transformation de Box-Cox est un outil mathématique couramment utilisé lorsque les résidus de l'analyse de la variance ne respectent pas l'une des propriétés requises, soit lorsque les résidus ne respectent pas un comportement statistiquement normal, lorsque les résidus sont dépendants de l'ordre des essais ou encore lorsque la variance des résidus n'est pas homogène. Un autre avantage souvent sous-estimé de la transformation de Box-Cox est la non-linéarité de l'effet des

paramètres qu'elle permet d'intégrer. En effet, puisque la transformation de Box-Cox augmente par une certaine puissance les réponses obtenues, il en fait de même sur l'ensemble de l'effet des paramètres. L'équation suivante montre la transformation que Box Cox introduit :

$$y^* = y^\gamma \quad (2.8)$$

avec  $y^*$  la valeur de la réponse transformée et  $\gamma$  la puissance de la transformation Box-Cox, dont la valeur est généralement située entre -5 et 5. Ce paramètre est fixé en procédant par itération ; on vérifie les résidus du modèle pour plusieurs valeurs  $\gamma$  et on sélectionne celle qui les minimise. En appliquant cette équation à un modèle réel, on obtient, par exemple :

$$Box\ Cox(Y) = (x_0 + x_1 * A + x_2 * B + x_1 x_2 * AB) \quad (2.9)$$

Et

$$Box\ Cox(Y) = 1 + \frac{Y^\gamma}{\gamma * \bar{Y}_{géo}^{\gamma-1}} \quad (2.10)$$

Avec  $\bar{Y}_{géo}$  la moyenne géométrique des résultats non transformés. Pour simplifier la visualisation de ce point, il est approprié d'assembler ces deux équations ainsi :

$$Y = \left( \gamma * \bar{Y}_{géo}^{\gamma-1} * ((x_0 + x_1 * A + x_2 * B + x_1 x_2 * AB) - 1) \right)^{1/\gamma} \quad (2.11)$$

La figure suivante présente le résultat de l'ANAVAR du modèle suite à une transformation de Box-Cox. Le coefficient de transformation optimal est  $\gamma = 3,43$ . Il a été calculé à l'aide du module de régression multiple de Statgraphics.

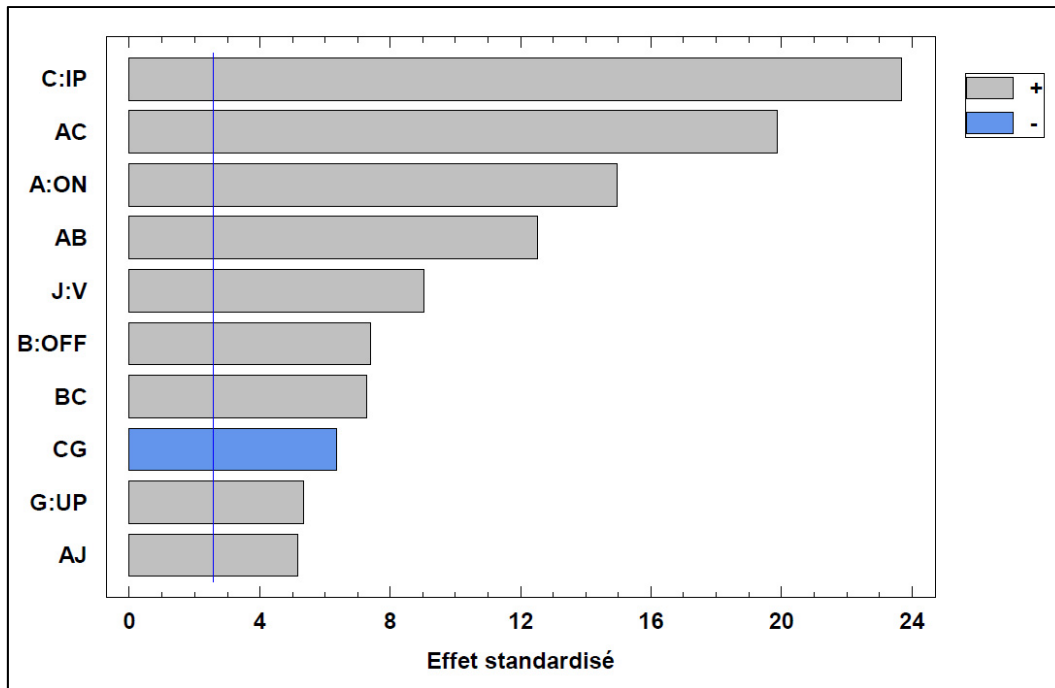


Figure 2.17 Diagramme de Pareto pour *Sa* avec transformation de type Box-Cox et interactions

En effectuant une transformation de Box-Cox avec le coefficient gamma valant 3,43 et en éliminant les facteurs ou les interactions non significatifs, il a été possible d'augmenter le coefficient de corrélation ajusté à 98,9 %, ce qui est acceptable.

Pour terminer l'analyse des facteurs significatifs pour le fini de surface *Sa*, on note que cinq facteurs sont significatifs : la durée d'une décharge ON, le délai entre deux décharges OFF, le courant de décharge IP, le délai entre deux séries de décharges UP et la tension du système V. Les interactions significatives sont des combinaisons de ces cinq facteurs.

Dans l'étude de Fuzhu citée précédemment, il est question de l'influence de la puissance dégagée par un arc électrique sur le taux d'enlèvement de matière. Dans cette même étude, le chercheur dresse un lien similaire entre cette puissance et le fini de surface obtenu, à savoir qu'une augmentation de la puissance électrique mène à une augmentation du fini de surface. Soit, pour confirmer ce phénomène, la figure suivante :

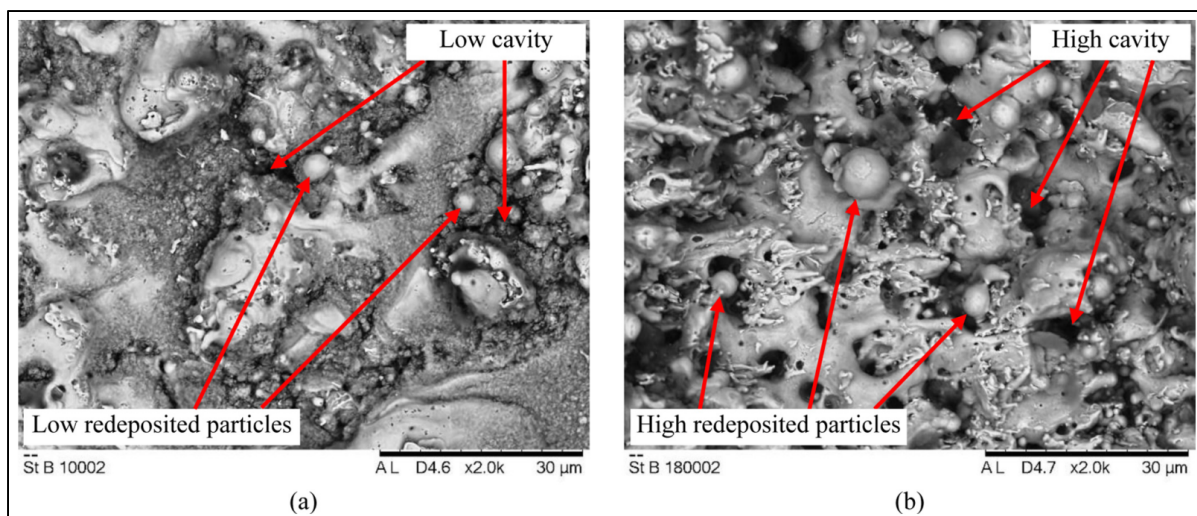


Figure 2.18 Agrandissements d'échantillons obtenus à l'aide d'un MEB. En a) : faible courant et faible temps de travail, en b) haut courant et haut temps de travail.

Tiré de (Maher et al., 2015)

Maher a montré à l'aide d'analyses microscopiques qu'une augmentation de l'énergie de travail par l'augmentation du courant ou du temps de travail favorise la solidification, sur la pièce, de particules de matières fondues et la formation de cavités profondes. Il est aisé de comprendre que ces deux derniers éléments n'aident en rien la minimisation du fini de surface.

D'autres phénomènes sont aussi à prendre en considération lors de l'analyse du fini de surface. Ces phénomènes, comme le montre Fuzhu, sont liés au temps où aucune décharge ne se produit, soit pendant OFF et UP. En effet, ces délais entre deux arcs ou deux séries d'arcs sont essentiels pour la stabilité du procédé. En permettant au bloc et à l'électrode de se refroidir, au diélectrique de se régénérer et aux particules métalliques en suspension d'être évacuées, ces délais permettent d'éviter des décharges imprévisibles qui ne feraient qu'endommager la surface usinée. Ces résultats sont aussi corroborés par Selvakumar (Selvakumar et al., 2014), comme on le voit dans la figure suivante :

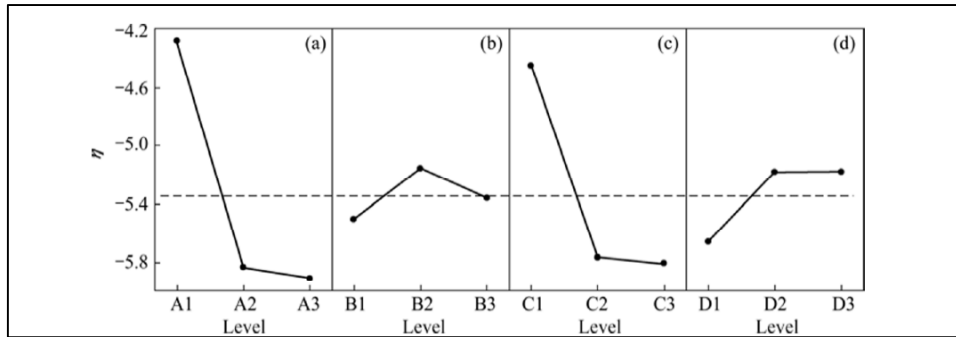


Figure 2.19 Influence de  $T_{ON}$  (A), de  $T_{OFF}$  (B), du courant de décharge (C) et de la tension du fil (D) sur le taux d'enlèvement de matière (on cherche la plus grande valeur). Tiré de (Selvakumar et al., 2014)

## 2.4 Conclusion partielle

L'objectif de cette étude était de déterminer quels paramètres, parmi les dix paramètres testés, influencent de manière significative le taux d'enlèvement de matière, le taux de formation du rayon d'électrode et le fini de surface. Les conclusions suivantes peuvent être tirées :

- Le taux d'enlèvement de matière est significativement affecté par le courant de décharge, la tension du système et la durée d'une décharge, qui se traduisent par la puissance dégagée par un arc électrique. Il est possible de relever une relation quasi linéaire entre la puissance d'un arc électrique et le taux d'enlèvement de matière, élément qui se présente en piste de recherche intéressante.
- Le taux de formation du rayon d'électrode est significativement affecté par la durée d'une décharge, le courant de décharge et la tension du système. Comme pour le *MRR*, le taux de formation du rayon d'électrode est quasi linéairement relié à la puissance d'un arc électrique.
- Le fini de surface est significativement affecté, d'une part, par la puissance dégagée par un arc électrique ( $ON$ ,  $IP$  et  $V$ ). D'autre part, le fini de surface est aussi affecté par le renouvellement du liquide diélectrique en raison de la significativité du délai entre deux séries d'arcs  $UP$  et du délai entre deux arcs uniques ( $OFF$ ).



## CHAPITRE 3

### PERFORMANCE DES ALLIAGES D'ALUMINIUM-SILICIUM ET OPTIMISATION DU PROCÉDÉ D'ÉLECTROÉROSION POUR CES MATÉRIAUX

#### 3.1 Matériaux à l'étude

La présence sur le marché d'alliages d'aluminium à très faible coefficient de dilatation thermique est très limitée. Dans le cadre de ce travail de recherche, trois matériaux ont été étudiés. L'un d'entre eux, le MS43 produit par la firme *Advanced Materials Technologies* (AMT) en Allemagne, a été étudié par Oussama Chaieb dans le cadre de son travail de maîtrise. Un second, le MS61 produit par la même firme, a été sommairement étudié afin de valider les données fournies par le fabricant. Finalement, la présente section traitera d'un matériau produit par la firme américaine Adamco. Il s'agit du ALM-450, un alliage contenant théoriquement 50 % d'aluminium et 50 % de silicium. L'étude de ce matériau a pour but de déterminer ses caractéristiques réelles et de les comparer aux caractéristiques réelles des deux autres produits d'AMT afin de pouvoir procéder de manière éclairée à la sélection du matériau qui remplacera le 6061-T6 présentement utilisé par MDA Corporation.

Pour cette validation, des analyses de microstructure et de dureté sont réalisées. Aussi, des tests de traction permettent de déterminer la résistance mécanique du matériau (limite élastique, limite ultime, allongement à la rupture). Finalement, des tests d'usinabilité comparatifs sont faits afin de déterminer quel de ces trois matériaux présente les meilleures aptitudes à l'usinage par électroérosion par enfonçage et comment le matériau réagit face à l'électroérosion.

##### 3.1.1 Microstructure

Le ALM-450 est un matériau contenant théoriquement 50 % d'aluminium et 50 % de silicium et est produit à l'aide d'une méthode de type *coulée par projection et solidification rapide* appelée « spray forming ». En raison de son taux de refroidissement qui atteint

plusieurs milliers de degrés par seconde (Jameson, 2001), la microstructure obtenue se trouve dans un état métastable. Ceci a pour résultat de donner une microstructure éloignée de ce que peut prédire un diagramme d'équilibre tel que celui-ci.

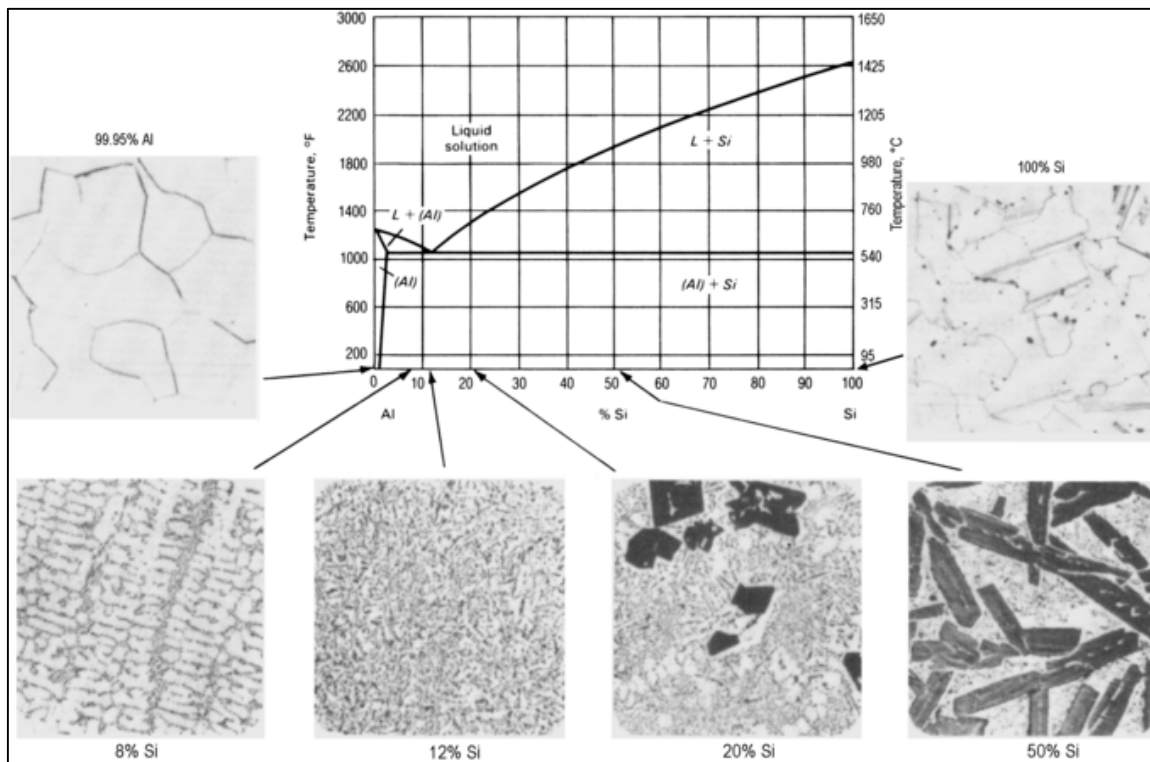


Figure 3.1 Diagramme d'équilibre Al-Si et microstructures typiques à l'équilibre.  
Tiré de (M. Warmuzek, 2004)

Selon le diagramme d'équilibre, pour un alliage contenant 50 % de silicium et autant d'aluminium, la microstructure attendue est constituée de plaques de silicium primaire entouré d'un eutectique d'aluminium et de silicium. Seulement, comme on peut le voir dans les deux figures suivantes ainsi que dans le Tableau 3.1, on retrouve plutôt dans l'ALM-450 des blocs de silicium primaire sursaturés en aluminium côtoyant un réseau d'aluminium sursaturé en silicium.

Tableau 3.1 Composition chimique moyenne (en masse) du silicium primaire sursaturé en aluminium et de l'aluminium sursaturé en silicium.

	Silicium primaire	Aluminium
<b>% Aluminium</b>	6,1 %	95,9 %
<b>% Silicium</b>	93,9 %	4,1 %
<b>Intervalle de confiance</b>	$\pm 0,8 \%$	$\pm 2,6 \%$

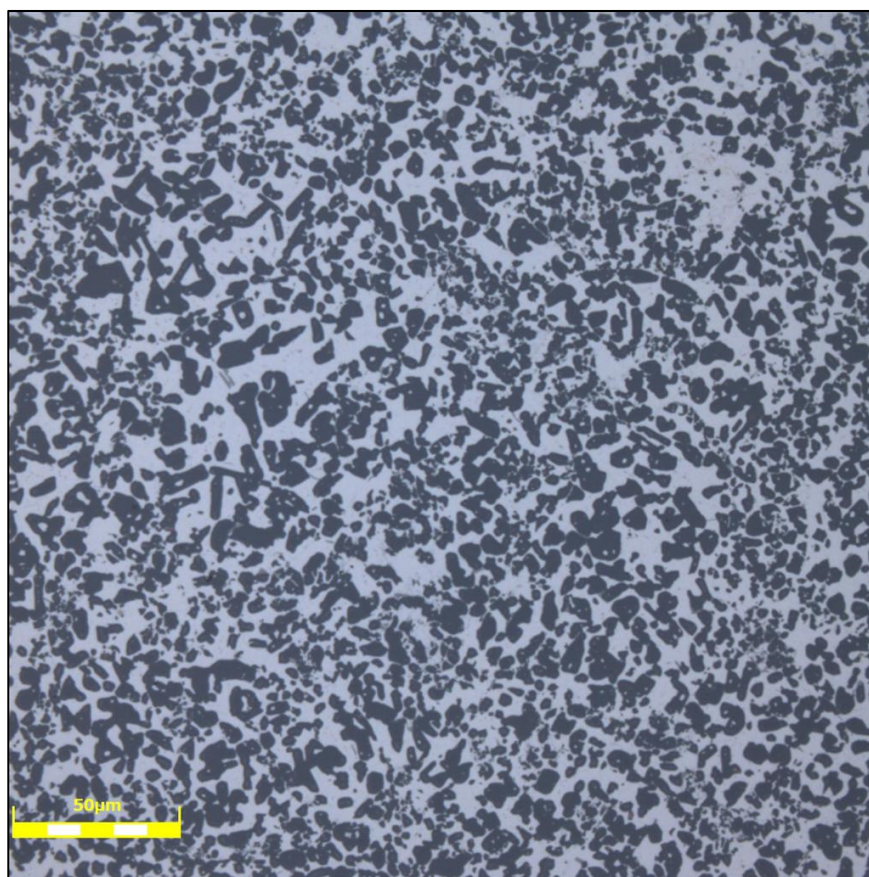


Figure 3.2 Microstructure de l'alliage ALM-450 obtenu à l'aide du microscope confocal LEXT OLS4100. Agrandissement 500x

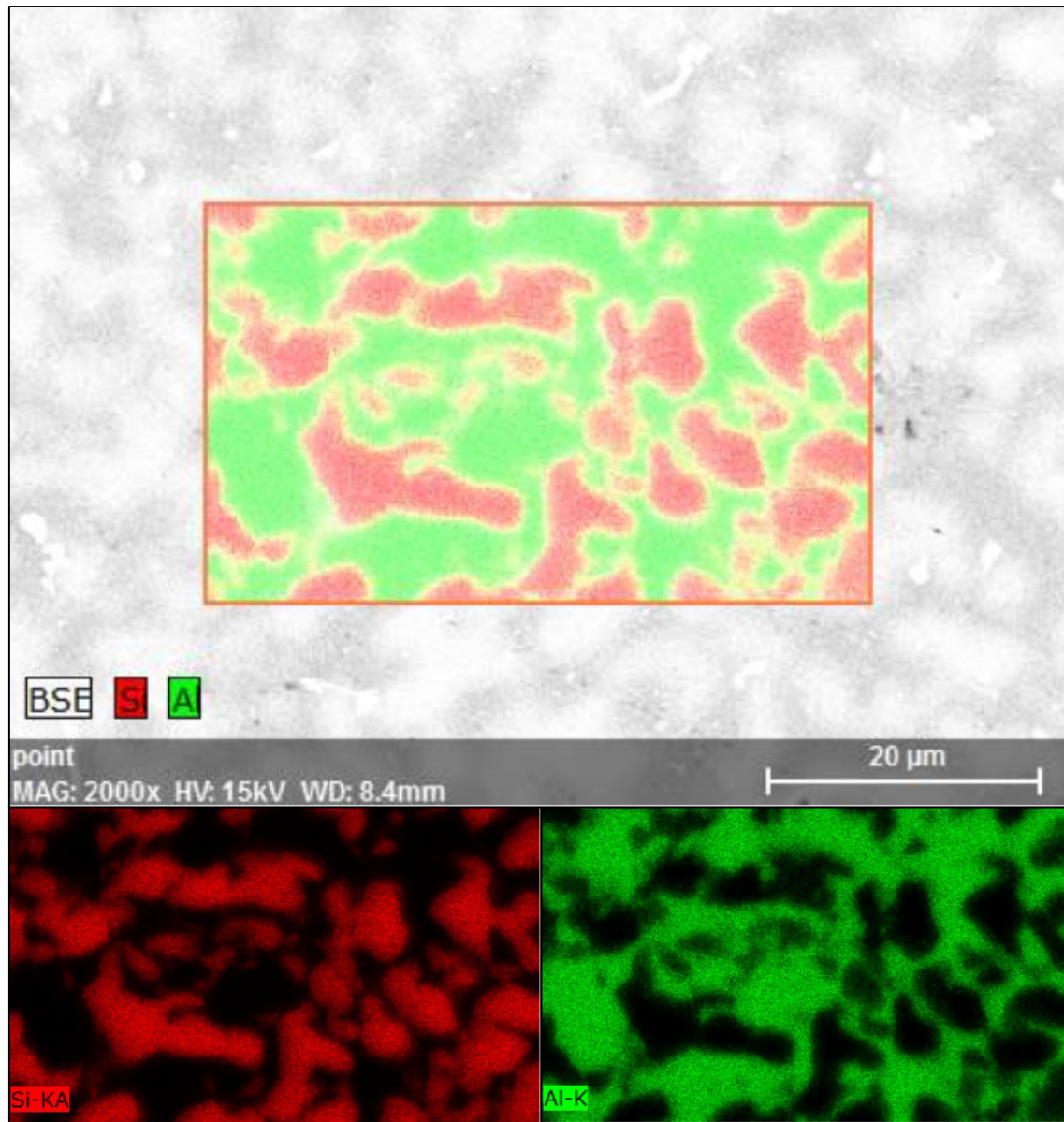


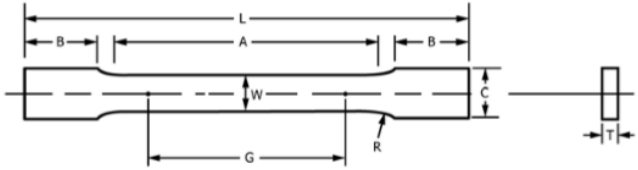
Figure 3.3 Analyse EDX de l'alliage ALM-450 (agrandissement 2000x) fait à l'aide du microscope électronique à balayage Hitachi TM3000

Cette différence est due à la très grande vitesse de solidification du matériau qui fait que le silicium et l'aluminium présents à l'état liquide n'ont pas eu l'énergie nécessaire, lors du refroidissement, pour franchir la barrière enthalpique qui aurait permis aux deux éléments de diffuser pour former une microstructure telle que celle montrée dans la figure 3.1.

La technique de refroidissement rapide utilisée pour produire cet alliage permet de former une microstructure composée de grains mesurant quelques centaines de nanomètres, soit d'une taille beaucoup plus petite que celle qu'on retrouve généralement dans un alliage d'aluminium. Ce phénomène est causé par le fait que l'entropie du matériau a diminué à un taux trop important pour permettre la croissance des grains, suite à la solidification.

### 3.1.2 Essais de traction

Les essais de traction ont été réalisés selon la norme ASTM E8 (ASTM, 2016). Neuf éprouvettes de traction ont été usinées par électroérosion au fil dans une plaque d'ALM-450 (25,40 cm x 7,37 cm x 2,29 cm) selon les dimensions de l'encadré rouge:



	Dimensions		
	Standard Specimens	Sheet-Type, 12.5 mm [0.500 in.] Wide	Subsize Specimen 6 mm [0.250 in.] Wide
	Plate-Type, 40 mm [1.500 in.] Wide		
	mm [in.]	mm [in.]	mm [in.]
G—Gauge length (Note 1 and Note 2)	200.0 ± 0.2 [8.00 ± 0.01]	50.0 ± 0.1 [2.000 ± 0.005]	25.0 ± 0.1 [1.000 ± 0.003]
W—Width (Note 3 and Note 4)	40.0 ± 2.0 [1.500 ± 0.125, -0.250]	12.5 ± 0.2 [0.500 ± 0.010]	6.0 ± 0.1 [0.250 ± 0.005]
T—Thickness (Note 5)		thickness of material 12.5 [0.500]	6 [0.250]
R—Radius of fillet, min (Note 6)	25 [1]	200 [8]	100 [4]
L—Overall length, min (Note 2, Note 7, and Note 8)	450 [18]	57 [2.25]	32 [1.25]
A—Length of reduced parallel section, min	225 [9]	50 [2]	30 [1.25]
B—Length of grip section, min (Note 9)	75 [3]	20 [0.750]	10 [0.375]
C—Width of grip section, approximate (Note 4 and Note 9)	50 [2]		

Figure 3.4 Extrait de la norme ASTM E8 présentant les dimensions des éprouvettes usinées pour les essais de traction. Tiré de (ASTM, 2016)

L'épaisseur des éprouvettes est de  $2,81 \pm 0,05$  millimètres. Cette épaisseur a été sélectionnée pour s'approcher du comportement réel qu'aura le guide d'ondes lorsqu'il sera en service. L'épaisseur de celui-ci, aux endroits critiques, est d'approximativement 2,81 millimètres. La vitesse de déplacement de la tête est contrôlée en boucle fermée à l'aide du signal émis par l'extensomètre et le taux d'allongement est fixée à  $0,015 \pm 0,006$  mm/mm/min, soit la valeur requise pour les matériaux aéronautiques (ASTM, 2016). Des neuf tests, trois ont été

concluants (la rupture s'est produite dans la zone centrale de l'extensomètre) alors que, pour les six autres essais, la rupture s'est produite à l'extérieur de l'extensomètre. Le procédé d'usinage utilisé pour fabriquer les éprouvettes de traction est l'électroérosion au fil et n'ont pas subi de traitements subséquents pour modifier leur fini de surface. De ce fait, et sachant que le fini de surface légèrement rugueux peut s'avérer propice à la formation de fissures, les probabilités que la rupture soit à l'extérieur de l'extensomètre sont telles qu'on peut y voir la raison pour laquelle six éprouvettes sur neuf ont cassé en dehors de la zone d'étude. Les tableaux suivants comparent les résultats obtenus aux performances du matériau présentement utilisé pour la fabrication des guides d'ondes (Tableau 3.2) et aux performances théoriques de l'ALM-450 (Tableau 3.3).

Tableau 3.2 Comparatifs des performances mécaniques du 6061-T6 et du ALM-450

Matériau	A6061-T6	ALM-450	Différence
<b>Re<sub>0,2%</sub> [MPa]</b>	276	144,7 ± 2,8	-47,6 %
<b>Rm [MPa]</b>	310	216,2 ± 5,2	-30,3 %
<b>E [GPa]</b>	68,9	105,5 ± 8,5	53,1 %
<b>A %</b>	17 %	0,5 % ± 0,02 %	-98,3 %

Tableau 3.3 Comparatifs des performances mécaniques théoriques et réelles (expérimentales) de l'ALM-450

Matériau	ALM-450 (théo.)	ALM-450 (exp.)	Différence
<b>Re<sub>0,2%</sub> [MPa]</b>	152	144,7 ± 2,8	-4,8 %
<b>Rm [MPa]</b>	170	216,2 ± 5,2	27,2 %
<b>E [GPa]</b>	109	105,5 ± 8,5	-3,2 %
<b>A %</b>	1,3 ± 0,3 %	0,5 % ± 0,02 %	-61,5 %

On remarque que, globalement, les performances mécaniques de l'alliage d'aluminium-silicium sont inférieures à celles du 6061-T6. Le nouveau matériau est en effet particulièrement fragile, beaucoup plus que le 6061-T6, mais aussi beaucoup plus rigide. On note aussi que les valeurs expérimentales obtenues pour la limite élastique et l'allongement à

la rupture diffèrent sensiblement des données expérimentales. Comme nous le verrons un peu plus loin, cette différence peut être expliquée par la diminution notable de la taille de grains qu'occasionne la découpe par électroérosion. Cette découpe a été réalisée sur toutes les faces des éprouvettes.

### 3.1.3 Essais de dureté

Les essais de dureté ont pour objectif de dresser une carte sommaire des variations de dureté dans l'épaisseur de deux tranches de matériau coupées par électroérosion au fil. Cette analyse donnera un aperçu de l'homogénéité du matériau suite à la découpe par électroérosion des tranches. La plaque utilisée pour les essais de dureté est une plaque mesurant 17,5 cm x 9,4 cm x 2,0 cm. Les figures suivantes présentent la position où ont été prises les deux sections et les deux sections usinées.

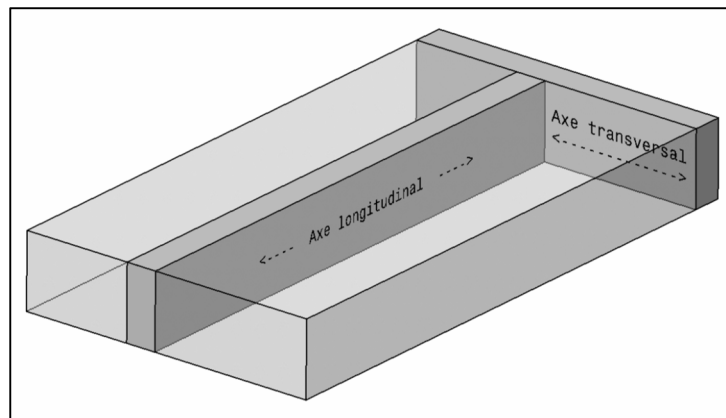


Figure 3.5 Position des sections prélevées sur la plaque de matériau brute



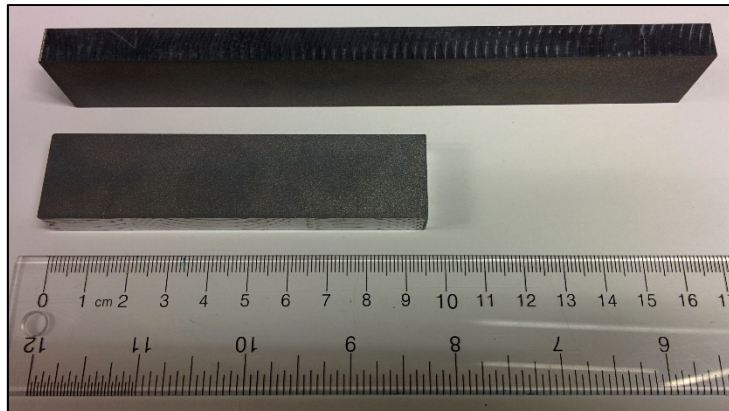


Figure 3.6 Photo des tranches usinées par électroérosion

Les tests de dureté ont été réalisés à l'aide d'une machine d'essai de dureté Macromet d'Adolph I. Buehler inc. L'indenteur utilisé pour l'obtention d'une valeur sur l'échelle Rockwell B, recommandée pour des tests sur l'aluminium, est une bille d'acier dont le diamètre mesure 1,59 mm (1/16 po.), pour une charge appliquée de 100 kg.

71,6	70	72,5	70,5	74,5	79	79,5	81,8	80	78,9	79,4	80,5	80,6	80,8	81	80
76	75,4	78,5	77,5	81	82,3	83,1	83,3	82,5	81,8	81	82	81,8	80,6	83	82,5
76,4	77,9	80,6	82,1	82,9	83,5	82,3	83,8	81,5	81,9	81,9	81	81,4	82,5	81	81,9
Section longitudinale															
74,4	79,3	80,4	80,2	79,8	80,3	79,6	79,4								
82	83,2	82,7	82,5	82,8	83	81,6	82,5								
83	82,4	82,6	81,8	82,4	82	83	81,6								
Section transversale															

Figure 3.7 Résultats des essais de dureté (HRB)

En analysant les résultats des sections transversales et longitudinales ensemble, on remarque une augmentation moyenne de la dureté de 3,6 HRB dans un intervalle de confiance moyen de 0,7 HRB, de la surface extérieure au cœur de la pièce. Une dureté plus faible à la surface de la pièce s'explique par le taux d'évacuation de la chaleur qui y est plus élevé. En effet, la surface de la pièce étant en contact avec un courant d'eau désionisée froide, une bonne



évacuation de la chaleur est possible. Comme on le sait, un refroidissement rapide d'un alliage d'aluminium dont la température interne est haute (proche de la fusion) entraîne une diminution de la dureté, effet qu'on peut appeler *effet de trempe*. Tout de même, une augmentation de seulement 3,6 HRB entre la surface et le cœur de la tranche représente une augmentation de moins de 5 %, ce qui n'est pas significatif. On peut donc conclure que, *sur une épaisseur de pièce* d'environ 0,8 pouce, le procédé de fabrication n'affecte pas la dureté et les propriétés mécaniques de l'alliage. Tout de même, on note une baisse plus importante (8-10 HRB, approximativement) de la dureté dans deux zones. Ces zones correspondent à la position *d'entrée* du fil dans la pièce lors de la découpe des deux tranches. À ce moment, peu de chaleur est accumulée par la plaque d'aluminium, le liquide diélectrique est à son plus froid et, surtout, ce dernier circule sans restriction autour de la zone usinée : on peut considérer le début de la découpe comme étant une *phase de transition*. Le taux de refroidissement est donc maximisé, ce qui explique cette diminution marquée de la dureté. On peut en conclure que durant la phase de transition, le matériau est grandement affecté par le procédé d'électroérosion, alors qu'en phase d'usinage avancée, il ne l'est pas.

### 3.1.4 Conductivité électrique

Les essais de conductivité électrique ont été réalisés au *Centre de métallurgie du Québec* par M. David Levasseur. Les mesures ont été réalisées selon la norme ASTM E-1004-09 sur la mesure de conductivité électrique par courants de Foucault. L'équipement employé est un *Sigmascope SMP IBS* de la compagnie Fischer Technology inc. Pour la réalisation des tests, une éprouvette de ALM-450 et de MS43 a été usinée (50,74 mm x 25,35 mm x 11,10 mm) de manière à présenter d'un côté un fini usiné par électroérosion au fil et de l'autre un fini rectifié. Trois mesures par fini ont été réalisées sur chaque échantillon. La conductivité électrique moyenne enregistrée pour le ALM-450 est de 14,69 % IACS<sup>5</sup>. La conductivité électrique moyenne enregistrée pour le MS43 est de 22,35 % IACS. Notez qu'aucune différence significative n'a été notée entre la surface usinée par électroérosion et la surface

---

<sup>5</sup> % IACS est un standard de comparaison où le cuivre commercial est utilisé à titre de référence. 14,69 % IACS veut dire que le matériau présente une conductivité électrique valant 14,69 % celle du cuivre commercial.

rectifiée. La différence de conductivité électrique entre les deux matériaux pourrait s'expliquer physiquement par la présence, dans le MS43, de zone riche en silicium et d'autres zones plus pauvres en silicium, ce qui pourrait influencer la lecture de la conductivité électrique si le test se fait dans une zone ou l'autre. En effet, le silicium étant semi-conducteur et l'aluminium pur présentant une conductivité électrique valant approximativement 65 % IACS, des zones riches en aluminium et pauvres en silicium, comme on en retrouve dans le MS43, peuvent favoriser le passage des courants de Foucault et bonifier la lecture de la conductivité électrique. À l'inverse, si la présence de silicium primaire est homogène, le passage des courants de Foucault peut être globalement plus difficile. Il a été vu dans la revue de littérature qu'une meilleure conductivité électrique favorise l'enlèvement de matière.

### 3.1.5 Tests sommaires d'usinabilité par électroérosion

Ces tests d'usinabilité ont pour objectif de déterminer quel des trois matériaux usinés présentent des aptitudes avantageuses à l'usinage par électroérosion par enfonçage. Pour ce faire, des échantillons des trois matériaux sont découpés en blocs de 2,54 cm x 2,54 cm x 2,0 cm, approximativement. Les électrodes et le montage utilisés sont identiques à ceux utilisés pour les tests préliminaires. Les paramètres d'usinages sont gardés identiques pour les trois matériaux et sont présentés plus bas. En raison de la disponibilité de l'équipement, seul un échantillon de chaque matériau a pu être usiné par électroérosion.

Tableau 3.4 Valeurs des paramètres sélectionnés pour les tests d'usinabilité sommaires

Paramètre	ON	OFF	IP	SV	S1	S2	UP	DN	JS	V
Unité	μs	μs	A	V	s. o.	s. o.	10 <sup>-1</sup> s	10 <sup>-1</sup> s	m/min	V
Valeur	100	100	18	60	4	4	15	30	15	90

Comme pour les tests du chapitre 2, les essais sont arrêtés lorsque la profondeur d'usinage atteint 1,27 centimètre ou que le temps d'usinage atteint 20 minutes, selon la première échéance.

Pour établir quel matériau présente les meilleures aptitudes à l'usinabilité par enfonçage, trois éléments sont vérifiés : le taux d'enlèvement de matière, le fini de surface et l'épaisseur de la couche resolidifiée. Les résultats de ces trois éléments sont comparés aux résultats obtenus dans les mêmes conditions pour le 6061-T6.

### 3.1.5.1 Taux d'enlèvement de matière (usinabilité sommaire)

Le calcul du taux d'enlèvement de matière s'effectue selon la même méthodologie que celle employée dans le chapitre précédent. Les blocs d'aluminium sont dégraissés et nettoyés à l'acétone et à l'éthanol, puis pesés soigneusement avant et après l'usinage. Avec le temps d'usinage connu, l'équation 2.2 vue au chapitre deux permet de calculer le taux d'enlèvement de matière.

Comme on l'a vu lors du calcul du taux d'enlèvement de matière pour les tests préliminaires, l'erreur de mesure prise avec la balance Sartorius ED224S est négligeable. Le tableau suivant présente les résultats obtenus.

Tableau 3.5 Résultats des tests d'usinabilité sommaires pour le *MRR*

Matériau	Taux d'enlèvement de matière [mm <sup>3</sup> /min]	Différence avec 6061-T6
ALM-450	34,74	+ 6%
MS43	43,98	+ 34%
MS61	37,60	+ 15%

Ces résultats montrent que les alliages d'aluminium-silicium performant avantageusement, en termes de taux d'enlèvement de matière, par rapport au 6061-T6. On note même que le

MS43 permet une augmentation du taux d'enlèvement de matière, et donc une réduction des temps d'usinage, de plus de 30 %. Aussi, malgré une composition chimique relativement semblable, le ALM-450 et le MS43 montrent des performances relativement différentes.

### 3.1.5.2 Fini de surface (usinabilité sommaire)

Une fois le taux d'enlèvement de matière calculé, il est possible de procéder à la prise de mesure du fini de surface. Pour ce faire, le microscope confocal digital OLYMPUS LEXT OLS4100 équipé de sa lentille 20x est utilisé. Avant l'analyse, les échantillons sont découpés afin que la lentille puisse s'approcher suffisamment de la surface à analyser, puis nettoyés à l'acétone et à l'éthanol. Comme on l'a vu dans le chapitre 2, l'erreur de mesure introduite par le microscope est de moins de 1 %, ce qui est négligeable. Les seuils de coupure utilisés pour le traitement du bruit dépendent du fini de surface. Si le fini de surface non traitée est situé entre 2  $\mu\text{m}$  et 10  $\mu\text{m}$  exclusivement, le seuil  $\lambda_c$  est fixé à 2500  $\mu\text{m}$  et le filtre  $\lambda_s$  est fixé à 8  $\mu\text{m}$ . Si le fini de surface non filtré est égal ou supérieur à 10, ils sont fixés à 8000  $\mu\text{m}$  et 25  $\mu\text{m}$ , respectivement.

La qualification d'un fini de surface peut se faire au moyen de plusieurs indices. Les plus populaires,  $Sa$ ,  $Sz$ ,  $Sq$ , etc. n'ont pas la réputation de différencier convenablement les différents profils. Par exemple, parce que la moyenne arithmétique de l'écart par rapport à la ligne moyenne d'un profil ( $Ra$  ou  $Sa$ ) calcul la moyenne de la hauteur d'un profile, un défaut majeur, mais ponctuel fait peu changer la valeur calculée et il est donc peu probable qu'il soit identifié. Pour y arriver, il est donc nécessaire d'utiliser conjointement plusieurs indices pour qualifier convenablement une seule surface, ce qui peut devenir coûteux à utiliser. Pour pallier ce problème, Ali Aidibe présente dans *A proposition for new quality 3D indexes to measure surface roughness* (Aidibe, Nejad, Tahan, Jahazi, & Cloutier, 2016) deux indices qui, lorsqu'utilisés seuls, permettent de mieux discrétiser les surfaces que les indices utilisés normalement .

Ces deux indices, *Floor surface quality index (FSQI)* et *Ceiling surface quality index (CSQI)* se calculent à l'aide des équations suivantes :

$$FSQI = \max Z_{i,j} - \frac{1}{NM} \sum_{i=0}^{N-1} \sum_{j=0}^{M-1} |Z_{ij}| + \frac{1}{n_p m_p} \sum_{i=0}^{n_p-1} \sum_{j=0}^{m_p-1} z_{p\ i,j} \quad (3.1)$$

$$CSQI = \min Z_{i,j} - \frac{1}{NM} \sum_{i=0}^{N-1} \sum_{j=0}^{M-1} |Z_{ij}| + \frac{1}{n_c m_c} \sum_{i=0}^{n_c-1} \sum_{j=0}^{m_c-1} z_{c\ i,j} \quad (3.2)$$

Avec

- $Z$  est une matrice de nombres réels où chaque entrée correspond à la mesure de la hauteur à cet endroit sur l'échantillon.
- $N$  le nombre de mesures selon l'axe  $i$ .
- $M$  le nombre de mesures selon l'axe  $j$ .
- $z_{p\ i,j}$  les valeurs où  $Z_{i,j}$  est supérieur à  $\frac{1}{NM} \sum_{i=0}^{N-1} \sum_{j=0}^{M-1} |Z_{ij}|$ .
- $n_p$  et  $m_p$  le nombre de points mesurés selon l'axe  $i$  et  $j$  où  $Z_{i,j}$  est supérieur à  $\frac{1}{NM} \sum_{i=0}^{N-1} \sum_{j=0}^{M-1} |Z_{ij}|$ .
- $z_{c\ i,j}$  les valeurs où  $Z_{i,j}$  est inférieur à  $\frac{1}{NM} \sum_{i=0}^{N-1} \sum_{j=0}^{M-1} |Z_{ij}|$ .
- $n_c$  et  $m_c$  le nombre de points mesurés selon l'axe  $i$  et  $j$  où  $Z_{i,j}$  est inférieur à  $\frac{1}{NM} \sum_{i=0}^{N-1} \sum_{j=0}^{M-1} |Z_{ij}|$ .

En résumé, *FSQI* représente la distance entre le plus grand pic mesuré sur l'échantillon ( $S_p$ ) et la moyenne des hauteurs qui sont *sous* le plan moyen (floor plane), comme on le voit dans la figure suivante. *CSQI* représente quant à lui la distance entre la plus creuse des vallées et la moyenne des hauteurs qui sont *au-dessus* du plan moyen.

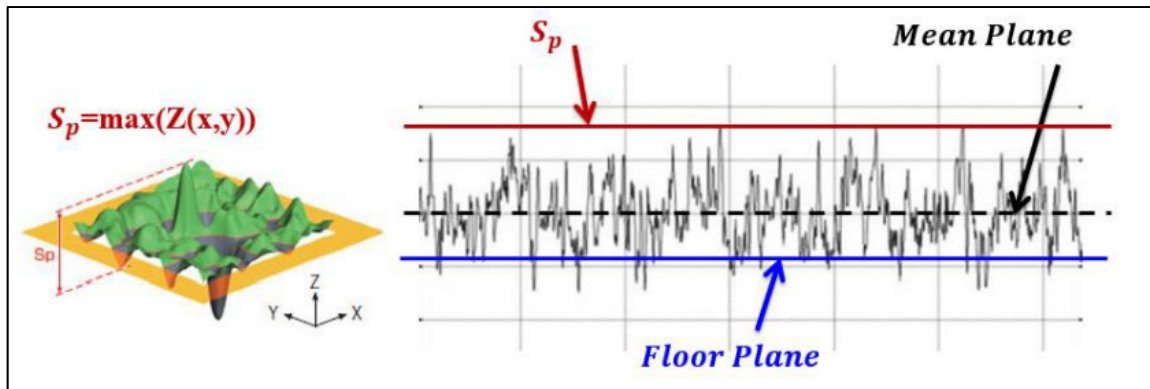


Figure 3.8 Présentation de *FSQI*. Tiré de (Aidibe et al., 2016)

Parce que le seul indice de fini de surface,  $S_a$ , peut être insuffisant pour discrétiser convenablement les trois échantillons et que l'utilisation de plus d'un indice pour fins de comparaison est complexe, les indices *FSQI* et/ou *CSQI* seront utilisés.

Le Tableau 3.6 présente les finis de surface *FSQI* et *CSQI* obtenus pour les trois matériaux et les comparent au fini de surface obtenue avec le 6061-T6.

Tableau 3.6 *FSQI* et *CSQI* calculé et comparé au matériau de référence, le 6061-T6

Matériau	<i>FSQI</i>	Différence (6061-T6)	<i>CSQI</i>	Différence (6061-T6)
<b>ALM-450</b>	55,59	2,74 %	41,59	-13,68 %
<b>MS43</b>	37,17	-31,18 %	34,54	-28,31 %
<b>MS61</b>	37,12	-31,27 %	33,45	-30,57 %

### 3.1.5.3 Épaisseur de la couche resolidifiée

Lors de l'usinage par électroérosion, une couche de matière liquéfiée par le procédé se dépose et se resolidifie sur la surface fraîchement usinée. Cette couche est indésirable, car elle peut former des cavités et des microfissures propices à la rupture en fatigue des pièces. Cette couche resolidifiée a fait l'objet de plusieurs études par le passé. Ainsi, Maher (Maher

et al., 2015) a montré qu'une augmentation de l'énergie de travail entraîne une augmentation de l'épaisseur de la couche endommagée, aussi appelée couche blanche, du matériau. Cette couche blanche apparaît lors du refroidissement et de la solidification du matériau en fusion, au moment où le courant de travail est enlevé, tel que présenté dans la figure suivante :

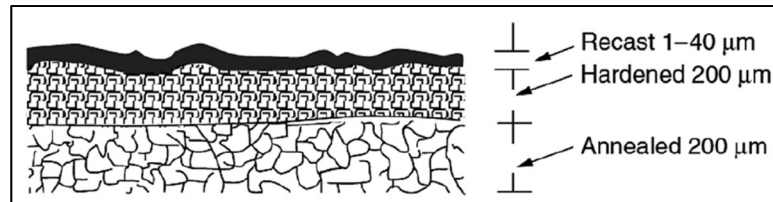


Figure 3.9 Schématisation de la couche subsurfacique affectée par le procédé d'électroérosion.  
Tiré de (Maher et al., 2015)

En augmentant la quantité de matière fondue par cycle d'usinage, l'épaisseur de la couche solidifiée « Recast 1-40 µm » augmente de manière importante. Une analyse microscopique de ce phénomène vient confirmer ce changement.

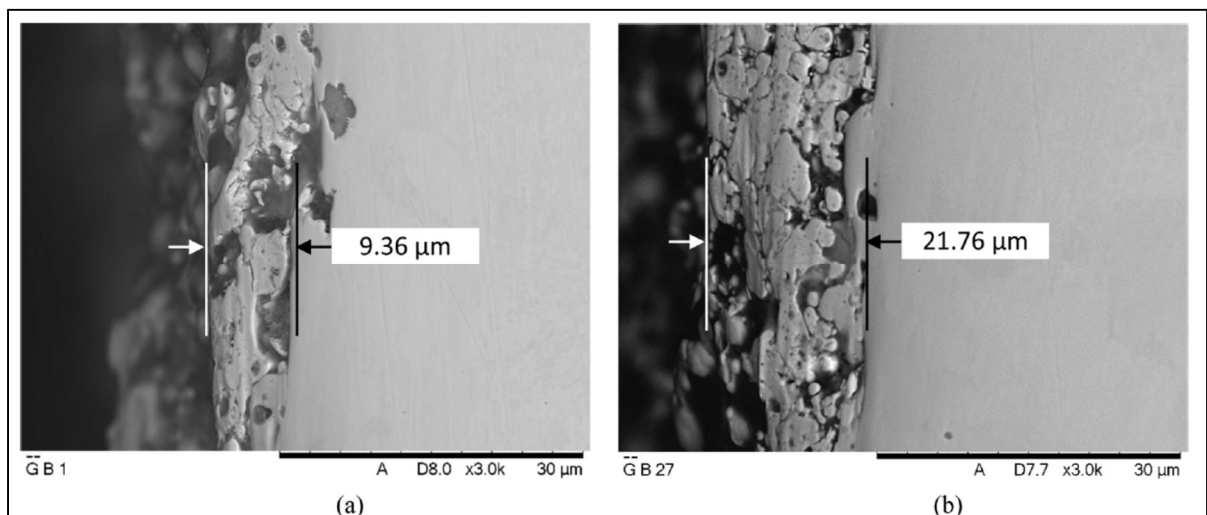


Figure 3.10 Impact de la quantité d'énergie dégagée par un arc électrique sur l'épaisseur de la couche resolidifiée. En a) faible courant et faible temps de travail. En b) haut courant et haut temps de travail. Tiré de (Maher et al., 2015)

De plus, comme l'énergie supplémentaire utilisée pour enlever la matière est présente principalement sous forme d'énergie thermique, l'épaisseur de la couche durcie « Hardened 200  $\mu\text{m}$  » peut elle aussi augmenter. Cette couche affectée thermiquement par le procédé présente une microstructure différente du reste du matériau et donc des propriétés tout aussi différentes. C'est pour cette raison que nous nous intéressons à quantifier l'épaisseur de cette couche et, si possible, à générer un modèle prédictif qui permettra de sélectionner des paramètres d'usinage minimisant cette épaisseur.

Pour déterminer l'épaisseur de la couche resolidifiée, une tranche perpendiculaire à la surface usinée qui montre l'épaisseur de cette couche doit être découpée, comme on le voit dans la figure suivante.

Une fois les échantillons découpés, il est nécessaire de les polir. Cependant, , comme le montre Heithem Touazine dans l'article *Acurate determination of damaged subsurface layers in machined Inconel 718*, le polissage mécanique de la périphérie d'une surface à l'aide de papier abrasif entraîne toujours un endommagement des quelques premiers microns de la surface. Afin de protéger ces quelques microns et ne pas influencer les mesures de l'épaisseur de la couche resolidifiée, il est nécessaire d'appliquer une couche sacrificielle de nickel.

#### Procédure de placage au nickel :

Pour déposer une couche de nickel épaisse et adhérent bien à la surface d'aluminium, la préparation de celle-ci doit être faite avec attention. D'abord, il faut nettoyer et dégraisser la pièce à l'aide d'une solution savonneuse, d'un nettoyage au bain ultrasonique d'éthanol et, enfin, d'acétone. Une fois les échantillons bien nettoyés, les surfaces qui n'ont pas à être plaquées sont protégées à l'aide d'un vernis.

Le verni séché, la surface devant être plaquée est trempée *vingt secondes* dans une solution d'*acide chlorhydrique (50 %)*. Cette solution, en plus d'éliminer les dernières impuretés en



surface, *active* une réaction d'oxydation ciblée qui aidera à faire adhérer le placage à la surface. L'échantillon est maintenant prêt à être plaqué.

### Montage pour placage

Le montage (voir figure 3.11) pour le placage au nickel des échantillons d'aluminium nécessite les équipements suivants :

- 1 Plaque agitatrice chauffante ;
- Un bécher (1 L) ;
- Deux électrodes de nickel pur (3,8 cm x 7,6 cm x 0,3 cm);
- Une source d'alimentation DC ;
- 300 mL de solution pour placage au nickel Watts (voir recette plus bas) ;
- Un support permettant de suspendre le bloc et les électrodes dans le bécher.

La densité de courant, le temps et la température utilisés pour le procédé sont respectivement 3 mA/dm<sup>2</sup>, 1 h et 55 °C.

### Solution Watts :

- |  |                           |
|--|---------------------------|
| • Sulfate de nickel 7H <sub>2</sub> O (NiSO <sub>4</sub> – 7H <sub>2</sub> O)  | 300 g/L d'eau             |
| • Chlorure de nickel 6H <sub>2</sub> O (NiCl <sub>2</sub> – 6H <sub>2</sub> O) | 60 g/L d'eau              |
| • Acide borique (H <sub>3</sub> BO <sub>3</sub> )                              | 50 g/L d'eau (pH 3.5-4.0) |

### Additifs :

- |                            |               |
|----------------------------|---------------|
| • Dodécylsulfate de sodium | 0,2 g/L d'eau |
| • Coumarine                | 0,2 g/L d'eau |
| • Saccharine               | 1 g/L d'eau   |

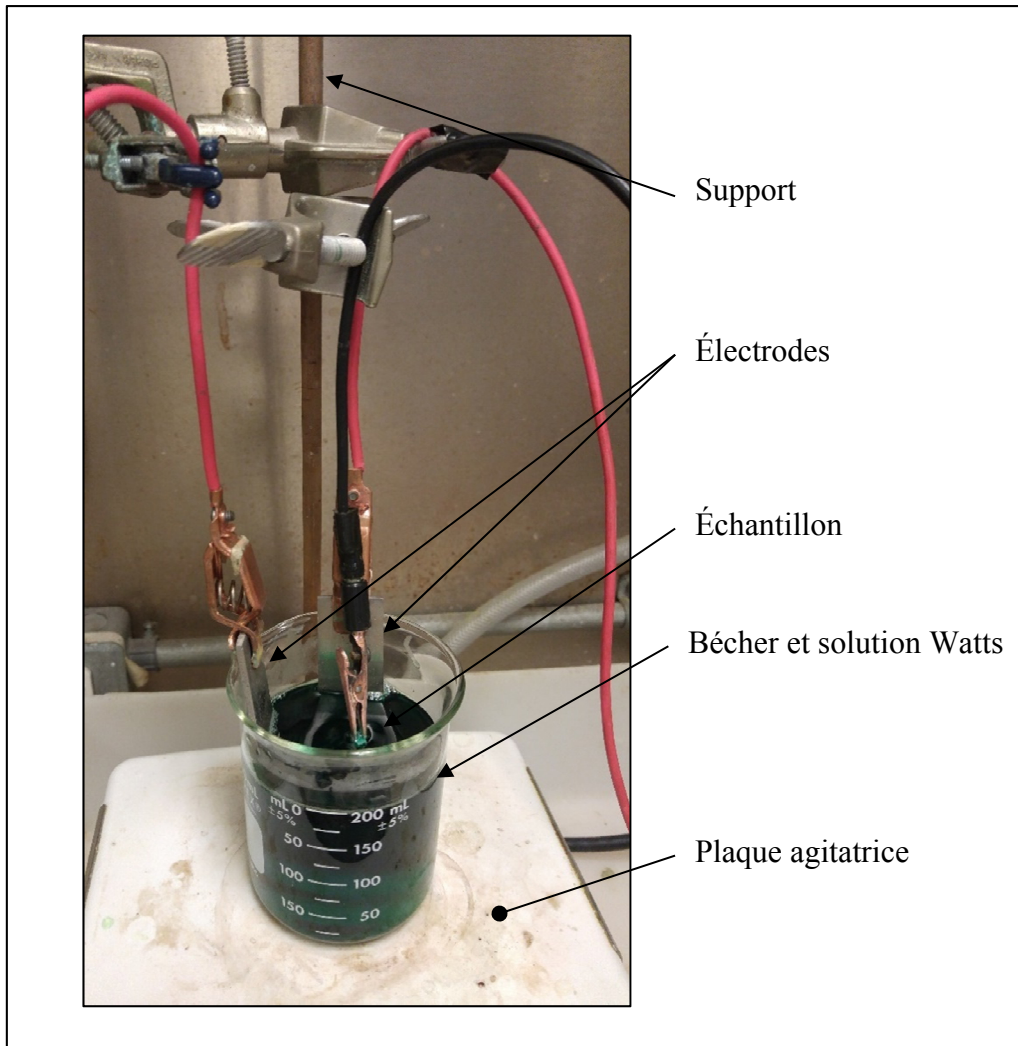


Figure 3.11 Montage des électrodes pour le placage au nickel

Le placage au nickel a permis de conserver suffisamment de protection pour permettre la mesure de l'épaisseur de la couche resolidifiée. Les images suivantes montrent cette couche pour les trois matériaux étudiés.

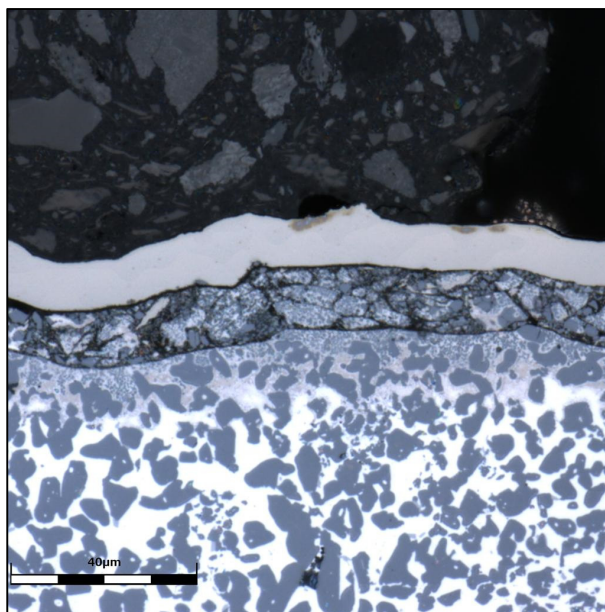


Figure 3.12 Mesure de la couche resolidifiée pour le ALM-450. Agrandissement 1000X

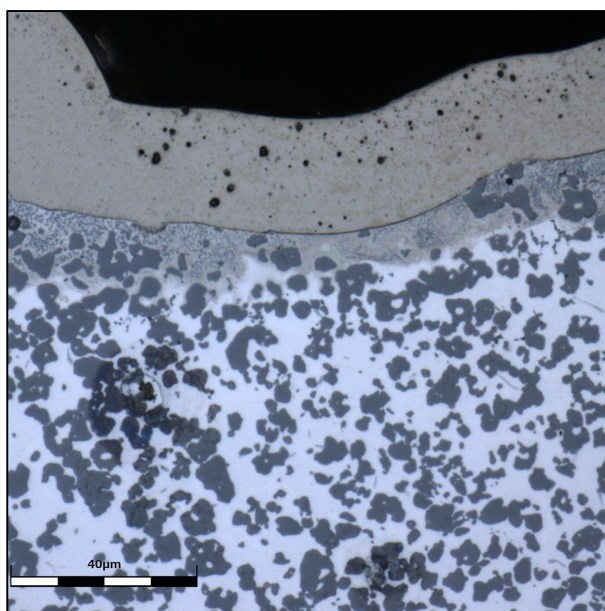


Figure 3.13 Mesure de la couche resolidifiée pour le MS43. Agrandissement 1000X

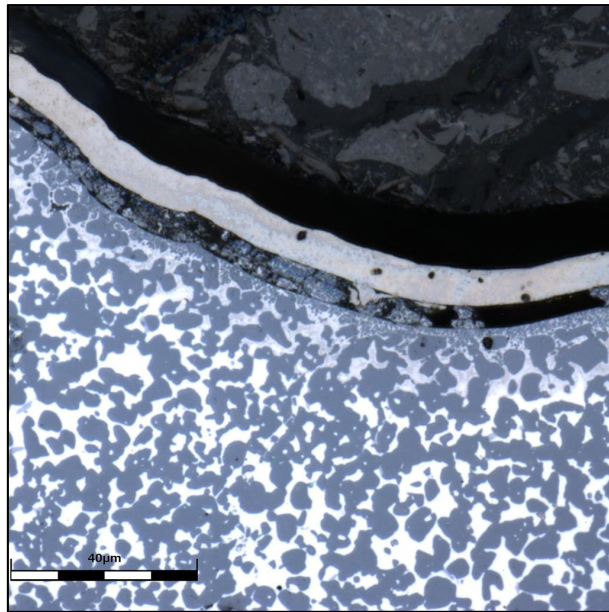


Figure 3.14 Mesure de la couche resolidifiée pour le MS61. Agrandissement 1000X

Pour les trois matériaux, on peut aisément voir la couche resolidifiée : c'est cette couche plus beige mesurant une quinzaine de microns et dans laquelle des particules de silicium grises de moins d'un micron sont présentes. Pour deux des matériaux, soit le ALM-450 et le MS61, on note de plus une section désolidarisée dont l'épaisseur constante laisse croire qu'elle pourrait être causée par des déformations thermiques qui entraîneraient des contraintes thermiques supérieures à la limite ultime du matériau. Le gradient de température dans l'épaisseur de la pièce étant le même pour toute la largeur de la surface, l'épaisseur à laquelle les contraintes thermiques passeraient sous la valeur de la limite ultime est constante, d'où l'épaisseur constante de cette couche. Au regard de la difficulté rencontrée pour garder cette couche intacte, la théorie expliquant pourquoi on ne la retrouve pas dans l'image du MS43 est qu'elle se soit détachée au cours de la première découpe, soit avant même le placage. La mesure de l'épaisseur des trois échantillons n'a pas permis de déceler une différence significative permettant d'en définir un comme étant plus performant que les autres.



La figure suivante présente une analyse EBSD faite sur le MS61 et qui montre, de gauche à droite, l'orientation cristallographique des deux phases, l'orientation de l'aluminium seulement et l'orientation du silicium seulement.

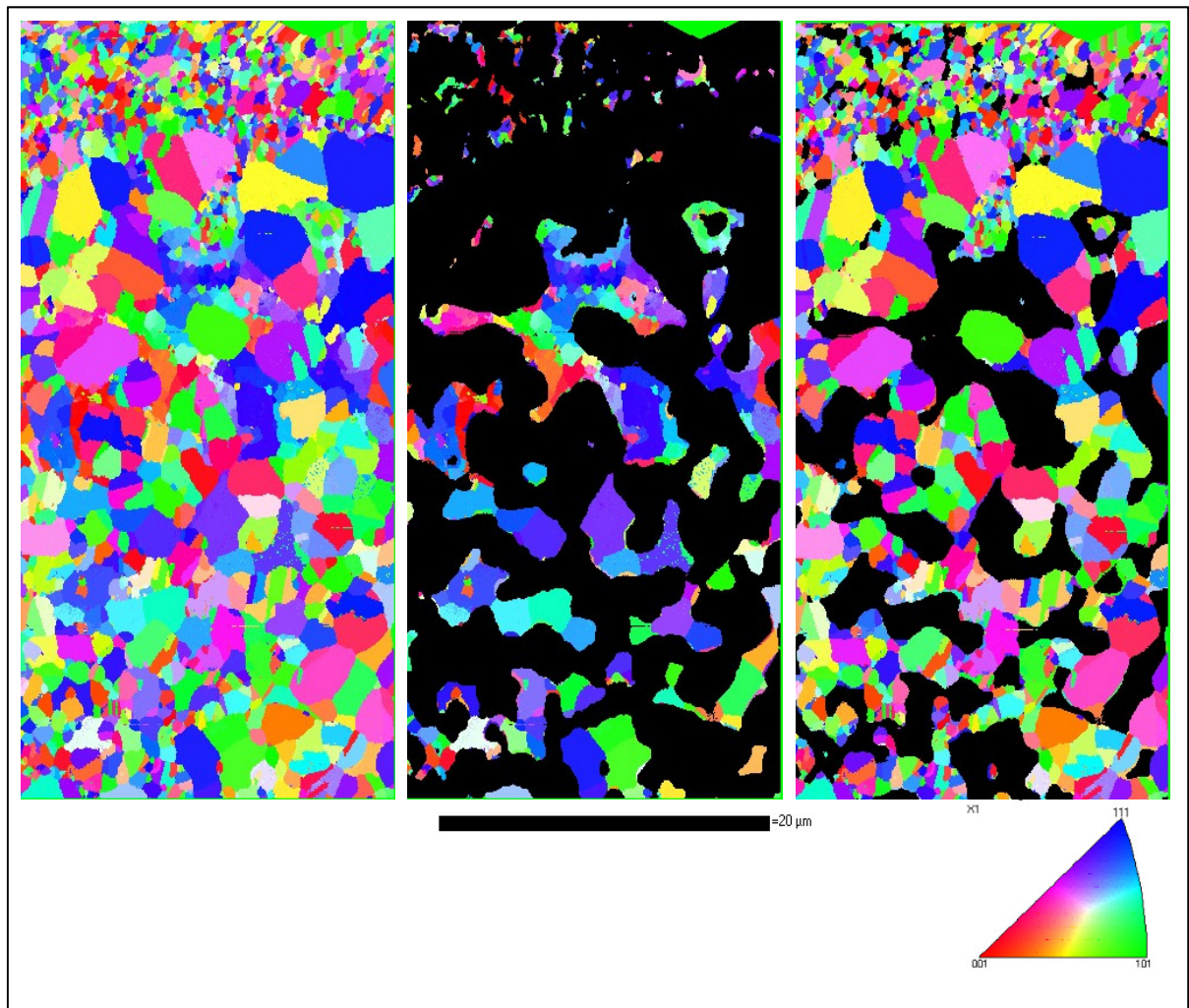


Figure 3.15 Analyse EBSD montrant l'orientation cristallographique des grains proches de la surface usinée. De gauche à droite : aluminium + silicium, aluminium seulement et silicium seulement.

On comprend de cette analyse que la couche resolidifiée, en haut complètement, est constituée de grains de très petite taille, de l'ordre de quelques centaines de nanomètres. De plus, cette couche est principalement composée de silicium. Ceci suit la logique voulant que

l'élément se solidifiant en premier, et qui a donc plus de chance d'adhérer à la surface, est l'élément ayant la plus haute température de fusion, soit le silicium.

En dessous de la couche resolidifiée, on note que sur une certaine épaisseur, la taille des grains est beaucoup plus importante. Cette couche correspond à la couche revenue mentionnée par Maher. Finalement, dans le bas de la figure, on remarque que les grains ont tendance à devenir petits à nouveau. Le cœur du matériau, soit la partie qui n'a pas été atteinte par la chaleur, présente la microstructure typique des produits fabriqués par une technique de refroidissement rapide : ils présentent une taille de grains équiaxes très petits, de l'ordre des quelques microns.

#### **3.1.5.4 Synthèse des résultats**

Les tests mécaniques avaient pour objectif de déterminer quel matériau, parmi les trois disponibles, se présente comme le meilleur remplaçant au 6061-T6 présentement utilisé pour la fabrication des diplexeurs. Ces matériaux, le ALM-450 de la fonderie Adamco et le MS43 et le MS61 de la fonderie AMT Technologies, sont tous des alliages d'aluminium à très haute teneur en silicium produits par refroidissement rapide. Les sections précédentes ont présenté les résultats aux analyses microstructurales, aux tests mécaniques et aux essais d'usinabilité sommaires du ALM-450. Les mêmes tests ont été réalisés par Oussama Chaieb, étudiant à la maîtrise, sur le MS43 dans le cadre de son mémoire de recherche. Le MS61, quant à lui, a été testé pour l'usinabilité seulement. Le tableau suivant présente la synthèse des résultats obtenus.

Tableau 3.7 Synthèse des résultats pour la sélection du matériau de remplacement

	Caractéristique	Unité	AL6061-T6	ALM-450	MS43	MS61
	Re <sub>0,2%</sub>	MPa	276	148	150	130
	Rm	MPa	310	216	230	225
	E	GPa	68,9	106	117	117
	A%	-	17	0,5	1	0,7
	Dureté	HV	107	148	97	n/d
	CTE	10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup>	22,30	11,4	13,6	10,8
	Conductivité électrique	%IACS	43,00	14,69	22,35	n/d
Fini de surface	FSQI	μm		55,59	37,17	37,12
	CSQI	μm		41,59	34,54	33,45
Taux d'usinabilité	MRR	-	ref	6%	34%	15%
Zone affectée thermiquement	Épaisseur	μm		11,644	10,954	14,349
Classement global				3	1	2

Bien que le MS61 présente d'intéressantes caractéristiques techniques, et surtout le plus faible coefficient de dilatation thermique, cet alliage n'est pas recommandé en remplacement du 6061-T6. Cette conclusion est en grande partie due à la forte propension que semble avoir cet alliage à fissurer. En effet, lors de la préparation métallographique de ce matériau, l'apparition de fissures importantes qui pourraient venir compromettre l'intégrité du produit fini lorsqu'il sera soumis à de fortes vibrations a été notée. L'ALM-450, quant à lui, présente les propriétés mécaniques les moins avantageuses tout en étant le moins bien adapté à l'usinabilité par électroérosion.

Cette synthèse permet de relever que le MS43 présente une usinabilité par électroérosion significativement supérieure aux deux autres matériaux, tout en produisant un fini de surface de meilleure qualité qui compense le plus grand coefficient de dilatation thermique qu'il présente. Pour cette raison, ce matériau est sélectionné pour potentiellement remplacer l'alliage d'aluminium 6061-T6 dans la fabrication des guides d'ondes.

### 3.2 Génération des modèles prédictifs pour l'optimisation du procédé

Maintenant que le matériau qui remplacera potentiellement le 6061-T6 dans la fabrication des guides d'ondes est sélectionné, il est possible de passer à l'étape suivante : l'optimisation du procédé d'électroérosion par enfonçage pour ce matériau spécifique. Dans le chapitre précédent, un tri parmi les paramètres régissant le procédé de fabrication a été fait. De vingt-et-un paramètres au total, onze ont été éliminés, car ils touchaient essentiellement la géométrie à usiner. Ensuite, des dix paramètres toujours à l'étude, un a été mis de côté (polarité) et un a été divisé en deux paramètres distincts (S1 et S2). Finalement un plan d'expérience a permis de démontrer que sur dix paramètres affectant potentiellement le taux d'enlèvement de matière, le taux de formation du rayon d'électrode et le fini de surface, seulement cinq produisent un effet significatif. Ce plan d'expérience a été réalisé sur l'alliage de référence et, maintenant que le matériau de remplacement a été sélectionné, un nouveau plan d'expérience fractionnel permettra d'optimiser le procédé pour ces cinq paramètres. À titre de rappel, le tableau suivant présente ces cinq paramètres :

Tableau 3.8 Paramètres à l'étude pour l'optimisation du procédé d'électroérosion

Identifiant ANAVAR	Nom du paramètre	Description
<b>A</b>	ON	Durée d'une décharge
<b>B</b>	OFF	Délai entre deux décharges
<b>C</b>	IP	Courant de décharge
<b>D</b>	UP	Délai entre deux séries d'arcs
<b>E</b>	V	Tension générale du système

Avec cinq paramètres, un plan factoriel complet demanderait trente-deux essais. La revue de littérature n'a pas permis de relever un possible impact des interactions entre plus de deux facteurs. De ce fait, une demi-fraction d'un plan factoriel complet (16 essais) devrait permettre de relever les informations menant à la génération de modèles prédictifs adéquats. À ces 16 essais, il convient de réaliser quelques essais centraux qui serviront à vérifier la linéarité du comportement du procédé d'usinage. Finalement, il a été décidé de réaliser dix-



huit essais seulement, et ce, en raison de la disponibilité de l'équipement qui ne permet pas de réaliser plus d'essais. Le tableau suivant présente le plan d'expérience sélectionné ainsi que les plages utilisées pour chaque paramètre.

Tableau 3.9 Plan d'expérience factoriel  
fractionnaire utilisé pour les  
essais d'optimisation

Essai	ON	OFF	IP	UP	V
Unité	$\mu s$	$\mu s$	A	$10^{-1} s$	V
1	1	1	-1	-1	1
2	1	1	1	-1	-1
3	-1	1	-1	1	1
4	1	-1	-1	-1	-1
5	1	-1	1	-1	1
6	1	1	-1	1	-1
7	-1	-1	1	-1	-1
8	-1	1	-1	-1	-1
9	0	0	0	0	-1
10	-1	-1	-1	1	-1
11	-1	1	1	1	-1
12	0	0	0	0	1
13	-1	-1	-1	-1	1
14	-1	-1	1	1	1
15	-1	1	1	-1	1
16	1	-1	-1	1	1
17	1	1	1	1	1
18	1	-1	1	1	-1
-1	50	50	6	10	90
0	100	100	18	15	s. o.
1	150	150	36	20	120

Pour la réalisation des essais, des cubes mesurant 2,54 cm x 2,54 cm x 2,0 cm sont découpés par électroérosion au fil d'une plaque mesurant 21,6 cm x 13,7 cm x 2,0 cm ponce. Des

électrodes identiques à celles employées pour les essais du chapitre 2 sont usinées à partir des mêmes barres de cuivre C110. Finalement, les blocs et les électrodes sont identifiés à l'aide d'un crayon-graveur, nettoyées à fond à l'aide d'éthanol et d'acétone et les blocs sont pesés trois fois dans un ordre aléatoire à l'aide d'une balance de précision Sartorius ED224S.

Une fois les essais réalisés, les blocs et les électrodes sont nettoyés à nouveau à l'aide d'une solution d'eau savonneuse, d'un bain ultrasonique d'éthanol et d'acétone. L'objectif du bain ultrasonique est d'éliminer la graisse et les contaminants du fond de la cavité usinée. Le temps d'usinage a été noté à chaque essai.

### **3.2.1 Analyse de la variance**

Une fois les tests réalisés, il est possible de procéder à l'analyse de la variance (ANAVAR). Comme on l'a vu précédemment, l'ANAVAR est une technique statistique qui permet de quantifier l'effet qu'a un paramètre ou l'interaction entre plusieurs paramètres sur une réponse. Par exemple, on peut s'intéresser à l'effet de la température de mise en solution, de la température d'un bain de trempe et de la vitesse de déplacement de la pièce entre le four et le bain de trempe sur la dureté d'un alliage métallique trempé. Une fois que l'effet de chaque paramètre ou chaque interaction est connu, il est possible de générer des modèles empiriques permettant de prédire la réponse étudiée en fonction des paramètres. Dans notre cas, les réponses intéressantes sont au nombre de quatre. D'abord, le taux d'enlèvement de matière permet de prédire la performance, en termes durée d'opération, d'une sélection de paramètres. On peut alors prédire et minimiser le temps d'usinage d'une pièce et ainsi maximiser l'utilisation de l'équipement d'électroérosion.

La seconde réponse qui nous intéresse est le taux de formation du rayon d'électrode. Lors de l'usinage par électroérosion par enfonçage, toutes les parois d'une électrode s'usent à un rythme quasi constant. Alors que les faces planes restent planes, la jonction de ces faces, le *rayon* de l'électrode, s'arrondit de plus en plus. Selon le dessin technique auquel la pièce usinée se réfère, un rayon maximal est généralement permis. Lorsque le rayon de l'électrode

dépasse cette valeur, celle-ci doit être changée, jetée ou rectifiée. Si les paramètres sélectionnés favorisent l'usure prématurée de l'électrode, il sera nécessaire de la changer plus souvent, ce qui entraîne une perte de temps et la nécessité de fabriquer plus d'électrodes. Par exemple, la machine Sodick AQ55L permet le prémontage de six électrodes. Si plus de six électrodes sont nécessaires, un arrêt d'au moins trente minutes est requis pour les remplacer.

La troisième réponse qui nous intéresse est le fini de surface,  $Sa$ , obtenu en fonction des paramètres sélectionnés. Cet indice de rugosité, qui se calcule à l'aide de l'équation 2.4, est généralement le seul indice de fini de surface indiqué sur un dessin technique. Afin de décider si la pièce usinée passe ou non son inspection, l'inspecteur utilise un rugosimètre et palpe la région critique afin de déterminer le  $Sa$ . Dans le cas des guides d'ondes, le fini de surface requis doit se situer entre  $0,8\ \mu\text{m}$  et  $1,6\ \mu\text{m}$ .

Finalement, la quatrième réponse à l'étude est le fini de surface  $Sz$ . Cet indice de fini de surface quantifie la distance entre la plus basse vallée et le plus haut pic d'une surface. Nous avons vu dans la revue de littérature que l'entrefer est en réalité une résistance au sein d'un circuit électrique et que cette résistance augmente rapidement en fonction de la distance. On peut en conclure que, lors d'une passe d'usinage par électroérosion, le premier arc électrique à frapper la pièce atteindra le plus haut pic de la surface (distance minimum entre l'électrode et la pièce) et que, pour éviter d'usiner inutilement de la matière, l'avance de l'électrode durant cette passe doit s'arrêter lorsque l'arc électrique frappe le fond de la plus creuse vallée. Cette stratégie d'usinage sera discutée à la fin du présent chapitre.

Notez qu'en raison de la difficulté à préserver intacte la couche resolidifiée, lors du polissage, une quantification de celle-ci s'est avérée impossible. Pour réussir à générer un tel modèle, il est recommandé de concevoir un plan d'expérience et, surtout, d'usiner des surfaces dédiées exclusivement à cette étude.

### 3.2.1.1 Taux d'enlèvement de matière (*MRR*) :

Le calcul du taux d'enlèvement de matière se fait au moyen de l'équation 2.2. Connaissant la masse des blocs avant et après l'usinage et le temps d'usinage et sachant que la masse volumique du MS43 est de 2,54 kg/cm<sup>3</sup>, il est facile de calculer le *MRR*. Le tableau suivant présente les résultats.

Tableau 3.10 Résultats du calcul du *MRR* pour les essais d'optimisation

Essai	Temps [min]	Masse initiale bloc [g]	Masse finale bloc [g]	<i>MRR</i> [mm <sup>3</sup> /min]
1	20,00	35,8228	35,0336	15,54
2	12,78	35,8199	32,5555	100,54
3	20,00	35,7894	35,3092	9,45
4	20,00	35,6486	35,2925	7,01
5	19,98	35,5803	32,7185	56,38
6	20,00	35,8516	35,5708	5,53
7	20,00	35,8549	33,1286	53,67
8	20,00	35,8337	35,6193	4,22
9	20,00	35,7220	33,4658	44,41
10	20,00	35,6626	35,2852	7,43
11	20,00	35,7937	34,2971	29,46
12	15,58	35,8182	32,6309	80,52
13	20,00	35,8182	34,8781	18,50
14	13,63	35,7244	32,5911	90,48
15	20,00	35,6771	32,7083	58,44
16	20,00	35,8592	34,7782	21,28
17	7,32	35,8904	32,6111	176,46
18	10,88	35,8896	32,6379	117,63

Comme pour les essais préliminaires (chapitre 2), les dernières actions à effectuer avant de procéder à l'analyse de la variance sont de s'assurer que l'erreur associée à ce résultat n'est pas du même ordre de grandeur que le résultat lui-même et que le comportement de l'erreur est normal. L'erreur associée au *MRR* prend trois formes : l'erreur de répétabilité du procédé, l'erreur de mesure, l'erreur associée à l'instrument de mesure.

Nous avons vu dans le chapitre 2 que l'erreur associée à la répétabilité du procédé d'électroérosion était d'approximativement  $1,3 \text{ mm}^3/\text{min}$ . Nous considérerons cette erreur de répétabilité pour les présents tests. Puisque la totalité du bloc est pesée à chaque fois, l'erreur de mesure (erreur liée à la position de la prise de mesure sur l'échantillon) est nulle alors que la précision de la balance est telle que l'erreur liée à l'instrument de mesure est elle aussi pratiquement nulle. Le graphique suivant présente les résultats avec erreur des dix-huit essais effectués.

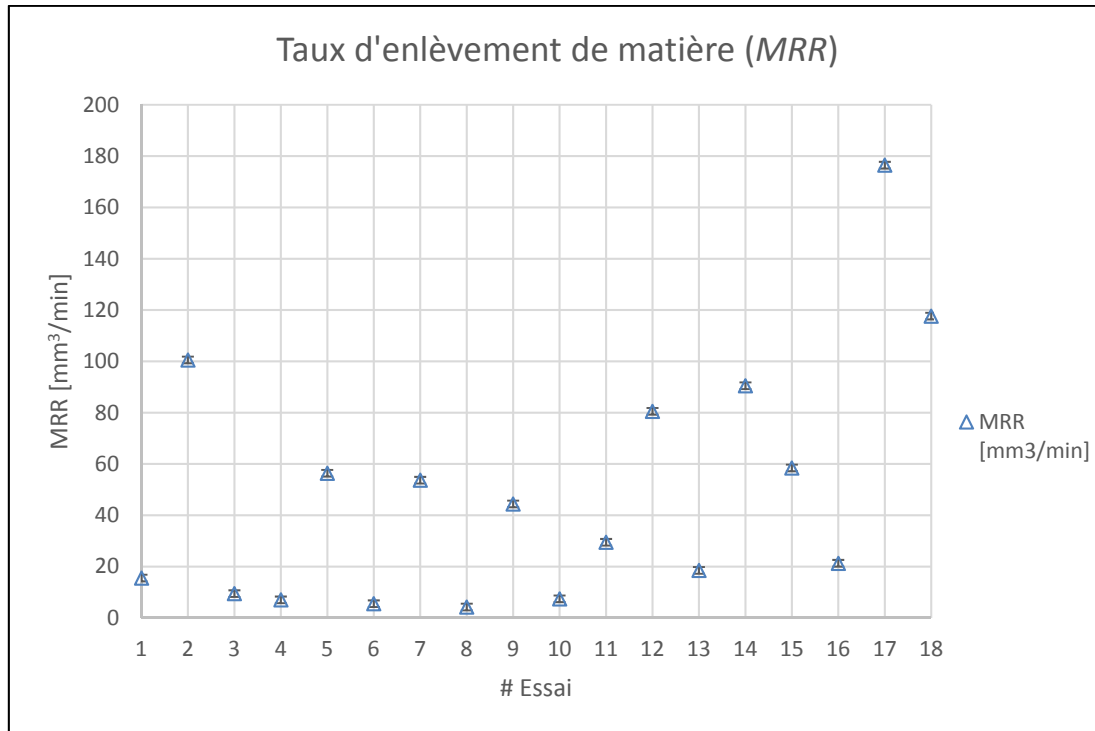


Figure 3.16 *MRR* avec erreur totale pour les dix-huit essais de la campagne d'optimisation

On peut conclure de ce graphique que l'erreur associée à chaque essai n'est pas du même ordre de grandeur que le résultat lui-même et donc que les résultats sont exploitables. En entrant ceux-ci dans le système d'analyse de plan d'expérience du logiciel Statgraphics Centurion, on obtient le résultat brut suivant, sous la forme d'un diagramme de Pareto. Le détail de l'ANAVAR est présenté à l'Annexe IV.

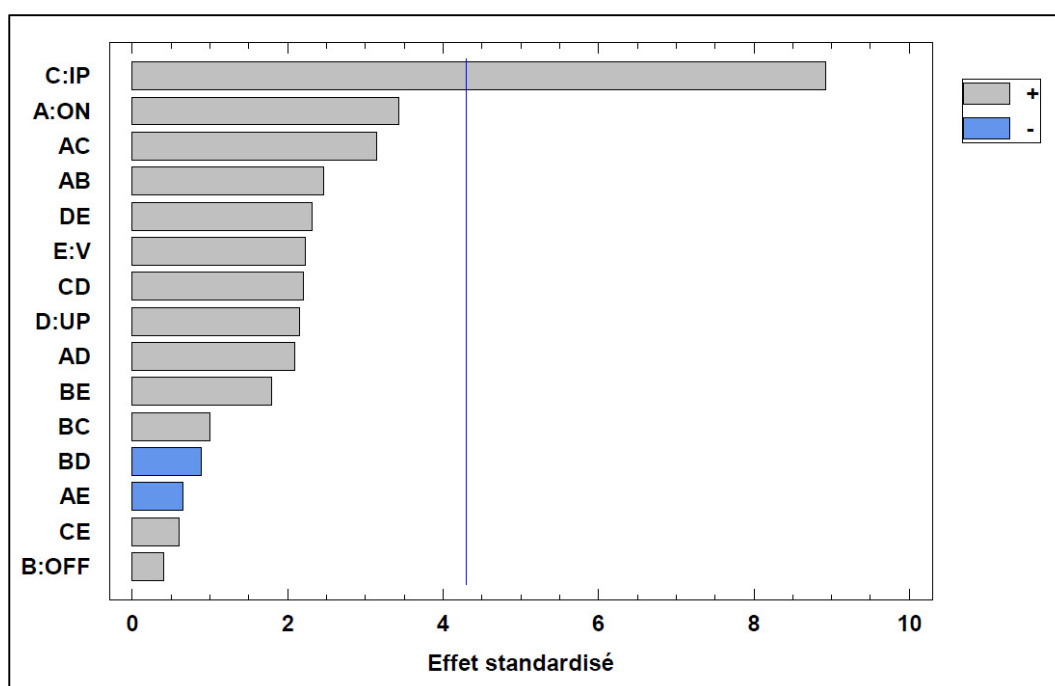


Figure 3.17 Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le *MRR* (résultats bruts). Les facteurs et interactions qui franchissent la ligne bleue affectent significativement le *MRR*

Le coefficient de corrélation ajusté ( $R^2_{\text{ajusté}}$ ) de ce modèle est de 87,7 %. Le résultat de l'analyse de la variante réalisée selon les équations 1.18 à 1.31 de la revue de littérature montre que, bien que le coefficient de corrélation ajusté soit proche de 90 %, seul le courant de décharge, IP, apparaît significatif. Comme pour les ANAVAR réalisées au chapitre 2, il convient d'éliminer graduellement les facteurs ou interactions les moins significatives de manière à obtenir un  $R^2_{\text{ajusté}}$  plus élevé ; on cherche un coefficient égal ou supérieur à 95 %. De plus, en éliminant des facteurs et interactions non significatifs, l'effet de ceux restant se

redistribuée, ce qui a pour effet d'augmenter leur significativité. En éliminant graduellement les facteurs et interactions non significatifs de l'analyse, on obtient le résultat suivant :

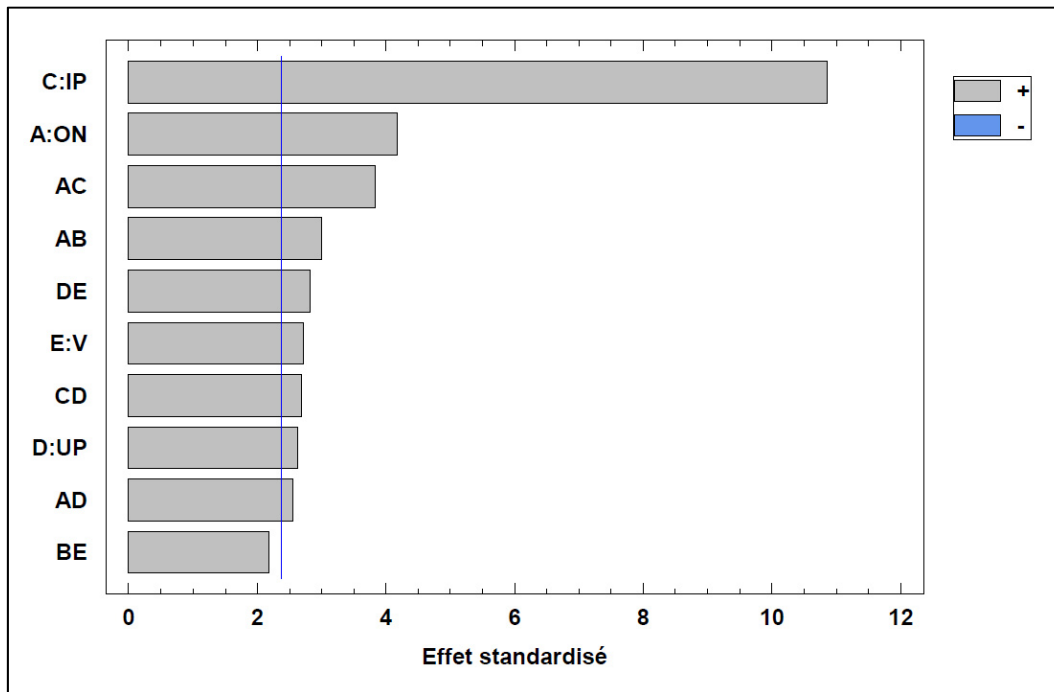


Figure 3.18 Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le *MRR*  
(résultats optimisés, sans transformation de Box-Cox)

Le coefficient de corrélation ajusté de cette analyse est de 91,8 %, ce qui est toujours insuffisant, selon le critère de 95 % minimum que nous avons établi. De plus, comme on peut le voir dans le graphique suivant, les résidus sont très dispersés autour de la ligne de normalité, neuf résultats s'en éloignant sensiblement.



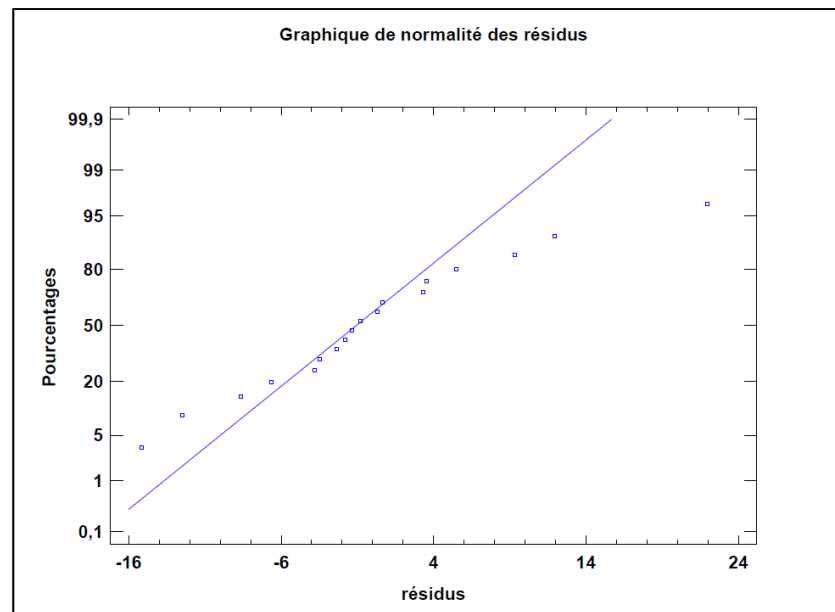


Figure 3.19 Graphique de normalité des résidus du *MRR* optimisé (sans Box-Cox) pour les essais d'optimisation du procédé

Pour pallier ce problème, une transformation de Box-Cox (Montgomery, 2013) a été effectuée. Nous avons vu au chapitre 2 que la transformation de Box-Cox consistait à appliquer un facteur de puissance aux résultats et à réaliser une analyse de la variance sur les résultats transformés, comme on le voit dans l'équation 2.8 du chapitre 2.

La sélection du facteur de transformation  $\lambda$  se fait de manière itérative. Pour  $\lambda$  variant généralement de -5 à 5, une analyse de la variance calcul le résidu de l'erreur du modèle et le  $\lambda$  les minimisant est sélectionné. Le module de régression multiple de Statgraphics permet l'optimisation des résultats à l'aide d'une transformation Box-Cox. Ce module a déterminé que le coefficient de transformation  $\lambda$  optimal pour le *MRR* est de 1,75. Encore une fois, l'optimisation du modèle passe par l'élimination des facteurs et des interactions non significatifs jusqu'à obtenir le modèle final suivant :

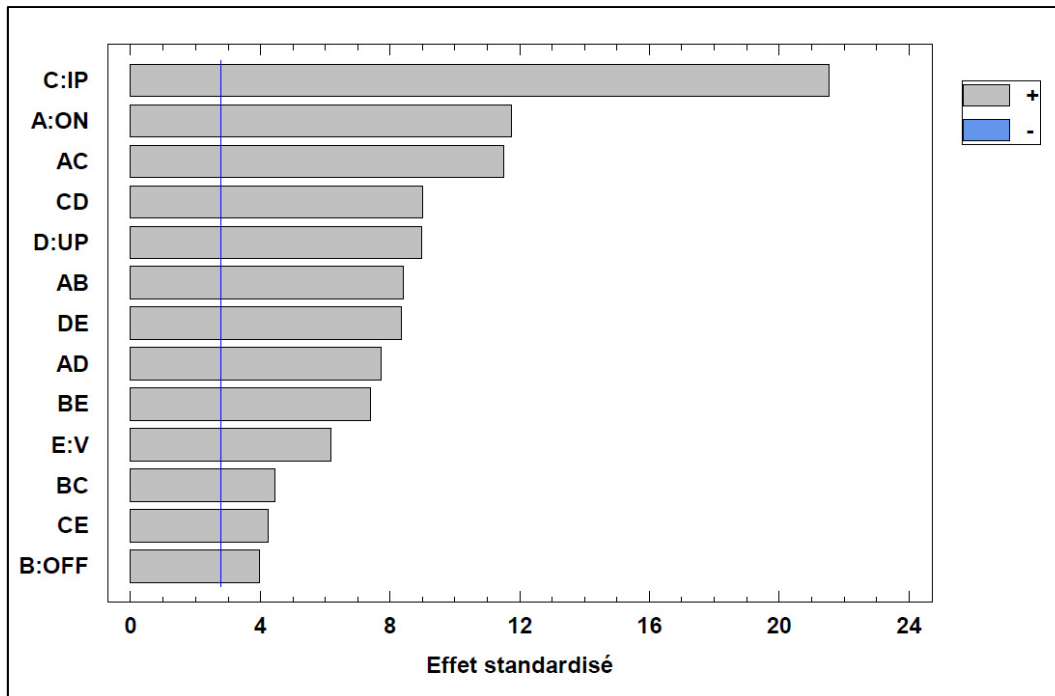


Figure 3.20 Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le *MRR*  
(résultats optimisés, avec transformation de Box-Cox)

Le coefficient de corrélation ajusté de ce modèle est de 98,6 %, ce qui est acceptable. Les résidus sortant de cette analyse respectent les trois critères d'acceptabilité : normalité, indépendance et randomisation, comme on le voit dans les trois graphiques suivants.

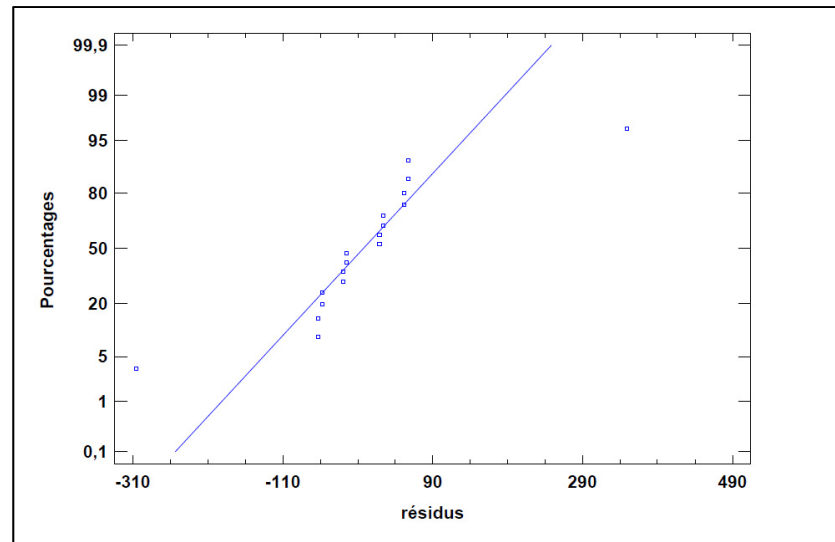


Figure 3.21 Validation de l'hypothèse de normalité des résidus de *MRR* pour les essais d'optimisation. Seuls quatre points s'éloignent de la courbe de normalité

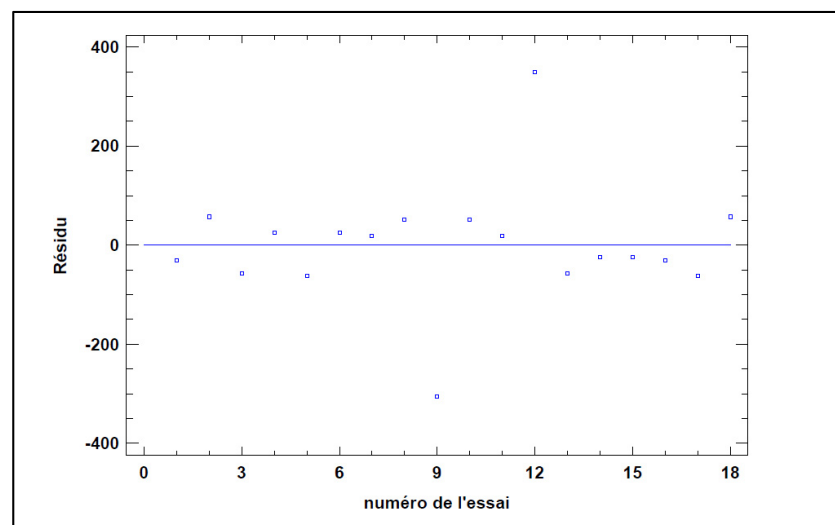


Figure 3.22 Validation de l'hypothèse d'indépendance des résidus de *MRR* pour les essais d'optimisation

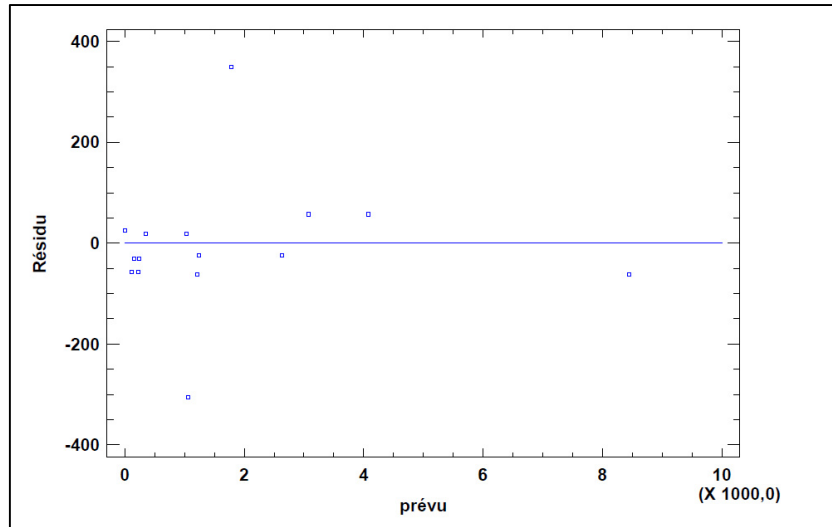


Figure 3.23 Validation de l'hypothèse de randomisation des résidus de *MRR* pour les essais d'optimisation

Finalement, il est possible de générer le modèle prédictif final suivant :

$$\begin{aligned}
 &MRR(ON, OFF, IP, UP, V) \\
 &= (1418,96 + 729,12 * ON + 246,51 * OFF + 1337,59 * IP \\
 &+ 558,12 * UP + 360,87 * V + 522,54 * ON * OFF + 714,36 \\
 &* ON * IP + 480,44 * ON * UP + 275,37 * OFF * IP + 459,17 \\
 &* OFF * V + 559,86 * IP * UP + 263,87 * IP * V + 517,98 * UP \\
 &* V)^{1/1,746}
 \end{aligned} \tag{3.3}$$

### 3.2.1.2 Taux de formation du rayon d'électrode (*ER*) :

Pour le calcul du taux de formation du rayon d'électrode, l'équation 2.3 du chapitre 2 est utilisée. La mesure du rayon se fait à l'aide du microscope confocal digital OLYMPUS LEXT OLS 4100 équipé d'une lentille 5x ou 10x, selon la dimension du rayon. À des fins statistiques, quatre mesures (une sur chacun des quatre rayons d'électrode) sont effectuées aléatoirement sur chaque électrode. Le taux de formation de ces rayons est calculé et présenté dans le tableau suivant :

Tableau 3.11 Résultats du calcul de *ER* pour les essais d'optimisation

Essai	Taux de formation [ $\mu\text{m}/\text{min}$ ]
1	4,102
2	27,358
3	4,519
4	3,121
5	26,727
6	2,928
7	16,750
8	3,389
9	8,895
10	3,160
11	15,660
12	19,528
13	7,355
14	37,328
15	24,764
16	3,939
17	71,960
18	33,078

Comme précédemment, l'erreur doit être calculée. Ici, l'erreur de répétabilité est estimée à 0,976  $\mu\text{m}/\text{min}$ . Contrairement à ce qu'on a vu pour le *MRR*, ce n'est pas la totalité de l'électrode qui est mesurée, mais bien des rayons ponctuels. Pour cette raison, l'équation 2.5 du chapitre 2 doit être utilisée avec  $n = 4$  mesures par électrodes. L'instrument de mesure utilisé est l'OLYMPUS LEXT OLS4100 et l'erreur liée à l'instrument de mesure est de moins de 1%.

Finalement, le graphique suivant présente les résultats avec l'erreur associée à ceux-ci. On remarque que ces erreurs ne sont pas du même ordre de grandeur que le résultat et donc que le système de mesure est acceptable.

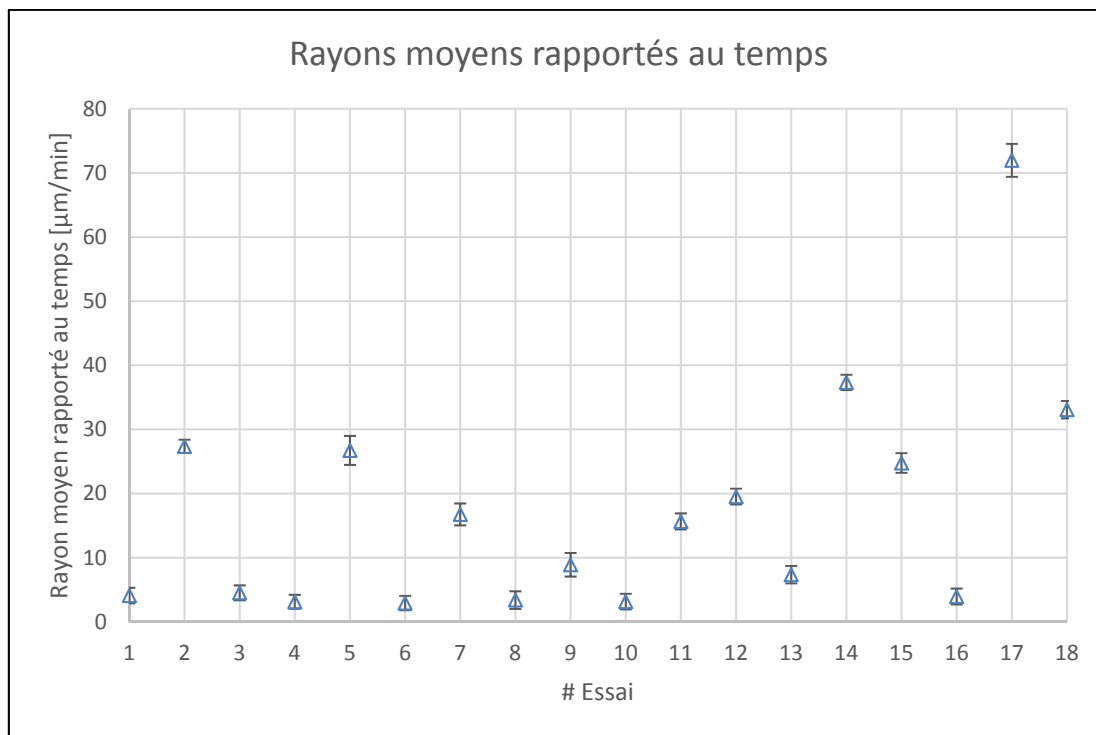


Figure 3.24 *ER* avec erreur totale pour les dix-huit essais de la campagne d'optimisation

En entrant les résultats dans le système d'analyse de plan d'expérience du logiciel Statgraphics Centurion, on obtient le résultat brut suivant :

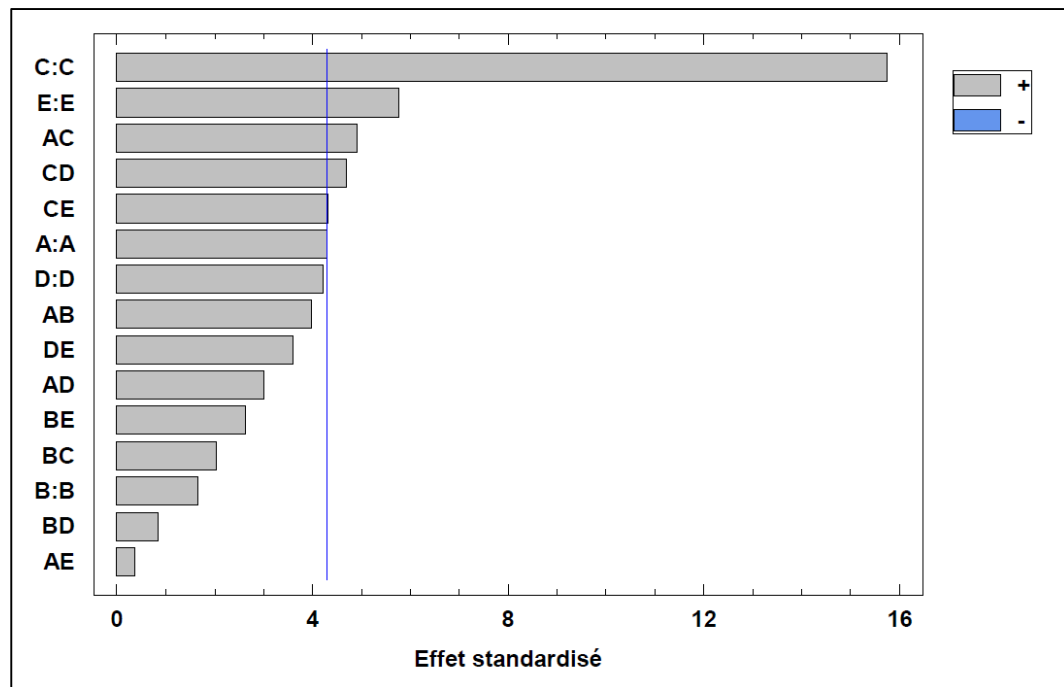


Figure 3.25 Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le *ER* (résultats bruts). Les facteurs et interactions qui franchissent la ligne bleue affectent significativement le *ER*

Le coefficient de corrélation ajusté est de 96,1 %, ce qui est supérieur au minimum fixé. Tout de même, dix des 15 facteurs et interactions apparaissent non-significatifs. Comme pour le *MRR*, la première étape d'optimisation est de retirer graduellement les facteurs et interactions les moins significatives (toutes, si possible) tout en gardant un  $R^2_{\text{ajusté}}$  acceptable. Dans le cas du *ER*, le retrait des interactions AE (ON\*V) et BD (OFF\*UP) est suffisant pour faire augmenter le coefficient de corrélation ajusté à 97,2 % et, surtout, amener onze facteurs et interactions à être significatif, pour un intervalle de confiance de 95 %. Le graphique de Pareto suivant présente le résultat de l'ANAVAR sans les interactions les moins significatives.

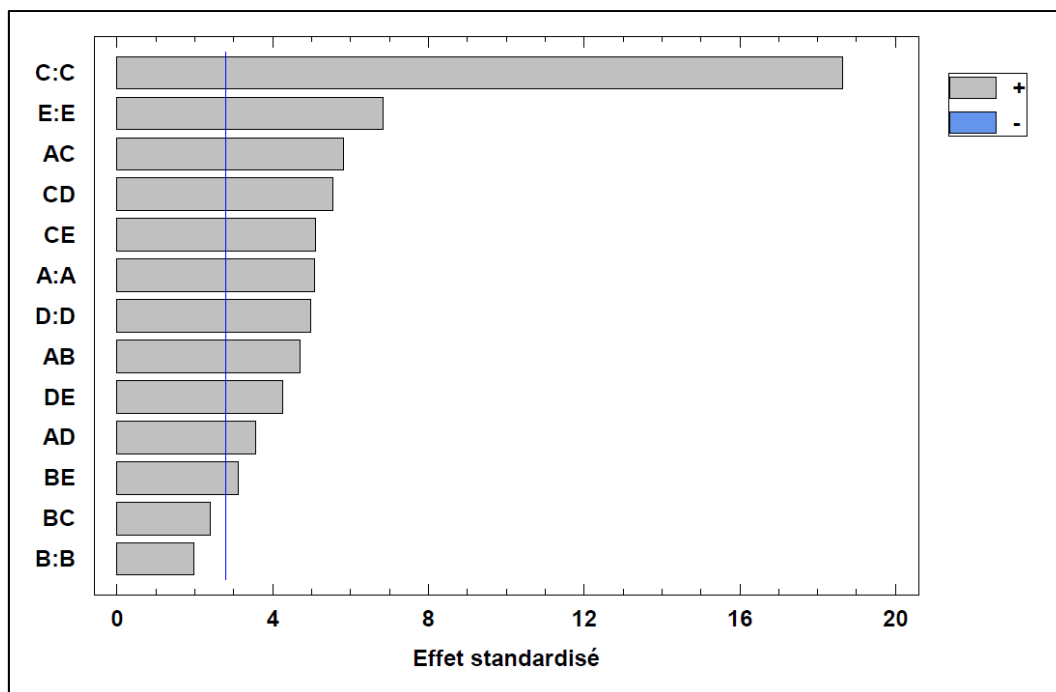


Figure 3.26 Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le *ER*  
(résultats optimisés, sans transformation de Box-Cox)

Comme seuls deux paramètres non significatifs restent dans le modèle (afin de préserver le  $R^2_{\text{ajusté}}$ ) et que les résidus respectent les trois hypothèses de normalité, d'indépendance et de randomisation (voir figures suivantes), le modèle est considéré comme acceptable et final.



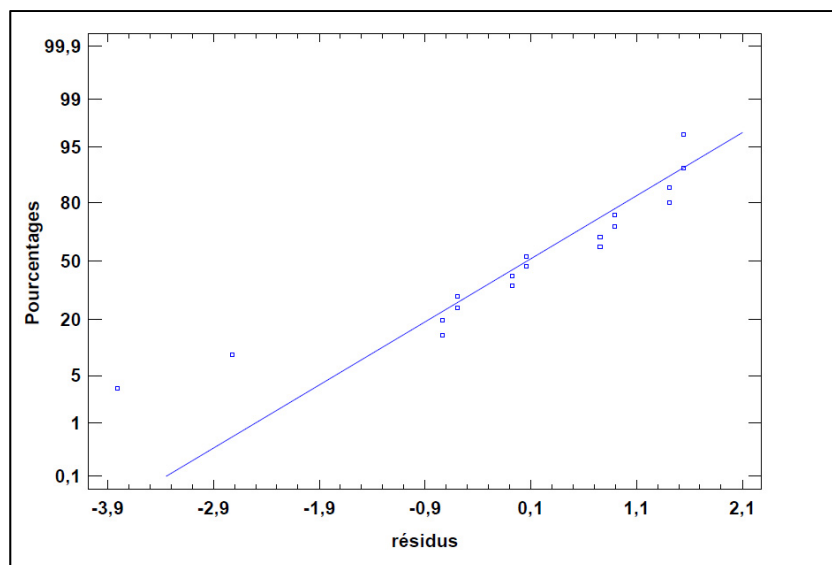


Figure 3.27 Validation de l'hypothèse de normalité des résidus de *ER* pour les essais d'optimisation

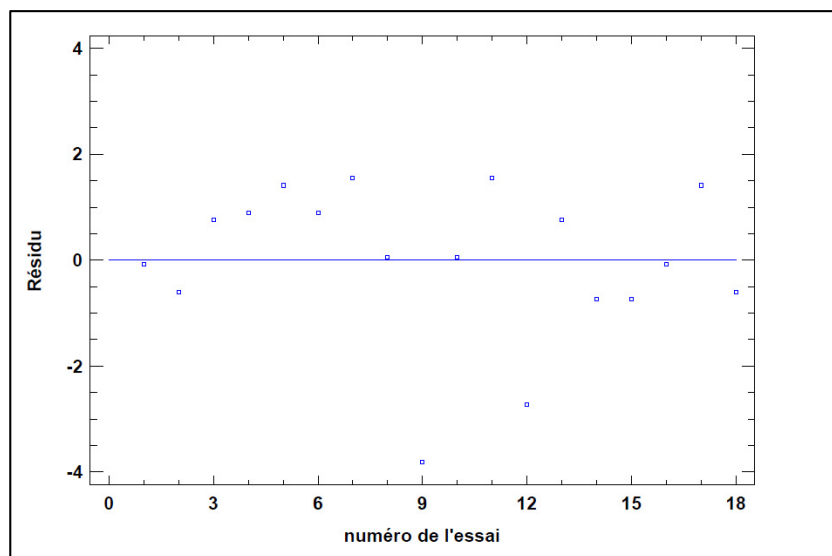


Figure 3.28 Validation de l'hypothèse d'indépendance des résidus de *ER* pour les essais d'optimisation

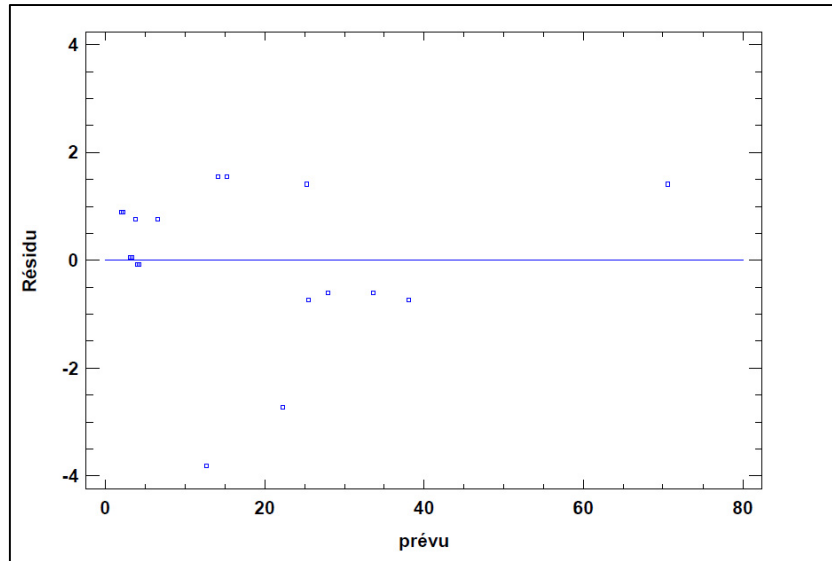


Figure 3.29 Validation de l'hypothèse de randomisation des résidus de *ER* pour les essais d'optimisation

Le modèle ainsi généré qui sera intégré au programme de désirabilité prend la forme finale suivante :

$$\begin{aligned}
 &ER(ON, OFF, IP, UP, V) \\
 &= 17,48 + 3,77 * ON + 1,45 * OFF + 13,82 * IP + 3,69 * UP \\
 &+ 4,77 * V + 3,18 * ON * OFF + 4,31 * ON * IP + 2,64 * ON \\
 &* UP + 1,78 * OFF * IP + 2,30 * OFF * V + 4,12 * IP * UP \\
 &+ 3,79 * IP * V + 3,16 * UP * V
 \end{aligned} \quad (3.4)$$

### 3.2.1.3 Fini de surface (*Sa* et *Sz*) :

Le fini de surface se mesure à l'aide du microscope confocal digital OLYMPUS LEXT OLS4100. Le microscope quadrille au moyen d'un faisceau laser la surface à analyser et intègre à une matrice de hauteur *Z* la hauteur mesurée en 2 856 x 2 856 positions. Ces hauteurs sont par la suite traitées à l'aide de filtres gaussiens dont les seuils de coupures  $\lambda_c$  et  $\lambda_s$  sont fixés respectivement à 2 500  $\mu m$  et 8  $\mu m$  si le fini de surface *Sa* non-traité est situé entre 2  $\mu m$  et 10  $\mu m$  exclusivement et à 8 000  $\mu m$  et 25  $\mu m$  s'il est égal ou supérieur à

10  $\mu\text{m}$ . La matrice de sortie est par la suite utilisée pour calculer  $Sa$  et  $Sz$  à l'aide de l'équation 2.4 et de l'équation suivante, respectivement.

$$Sz = \max(Z_{ij}) - \min(Z_{ij}) \quad (3.5)$$

Le tableau suivant présente les indices de rugosité  $Sa$  et  $Sz$  calculés à partir des matrices de hauteurs traitées.

Tableau 3.12 Résultats calculés pour  $Sa$  et  $Sz$   
(essais d'optimisation)

Essai	Sa moyen [ $\mu\text{m}$ ]	Sz moyen [ $\mu\text{m}$ ]
1	6,556	67,975
2	20,100	149,158
3	5,049	51,516
4	4,417	59,250
5	19,605	169,786
6	4,379	51,028
7	10,535	97,023
8	3,953	52,519
9	10,276	86,925
10	4,171	47,969
11	8,436	76,593
12	16,273	135,292
13	5,505	61,041
14	10,720	85,709
15	10,723	88,267
16	6,931	70,237
17	19,741	142,110
18	18,115	150,333

Encore une fois, il convient de calculer l'erreur associée à ces résultats. L'erreur de répétabilité du procédé déterminée lors des tests préliminaires est de  $0,247 \mu\text{m}$  pour  $Sa$  et  $2,815 \mu\text{m}$  pour  $Sz$ . L'erreur de mesure a été déterminée en effectuant trois prises de mesures en des endroits distincts pour chaque échantillon. L'erreur a par la suite été calculée à l'aide de l'équation 2.1 avec  $n = 3$ . La troisième et dernière erreur est l'erreur liée à l'instrument de mesure. L'OLYMPUS LEXT OLS4100 est suffisamment précis pour que l'erreur soit de moins de 1% et donc négligeable. Finalement, les graphiques suivants présentent les résultats avec l'erreur associée à chacun d'entre eux.

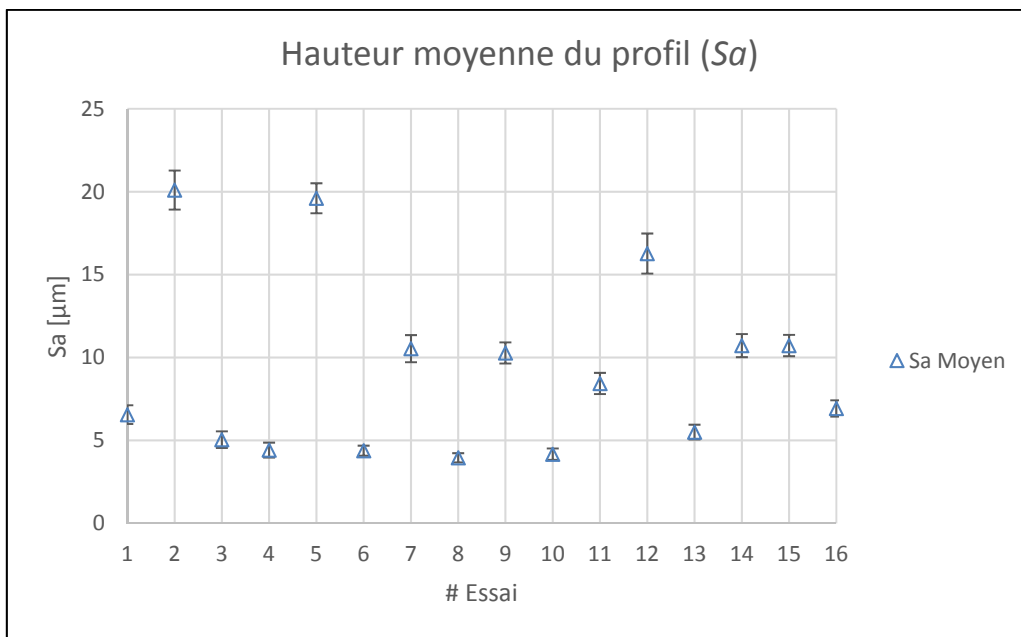


Figure 3.30 Résultats calculés avec erreur totale pour  $Sa$  (essais d'optimisation)

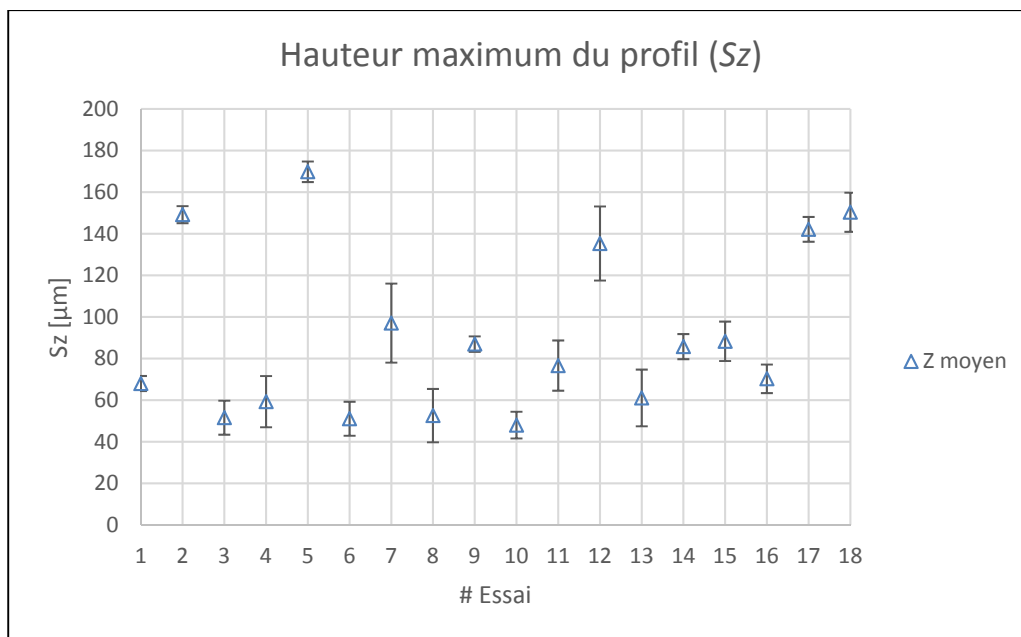


Figure 3.31 Résultats calculés avec erreur totale pour  $S_z$  (essais d'optimisation)

Comme l'erreur est d'un ordre de grandeur moindre que celui des résultats, ces derniers sont considérés exploitables. Il est donc possible de les intégrer à l'analyse de la variance du logiciel Statgraphics Centurion. Les graphiques de Pareto suivant présentent le résultat de l'ANAVAR pour les données brutes de  $S_a$  et de  $S_z$ .

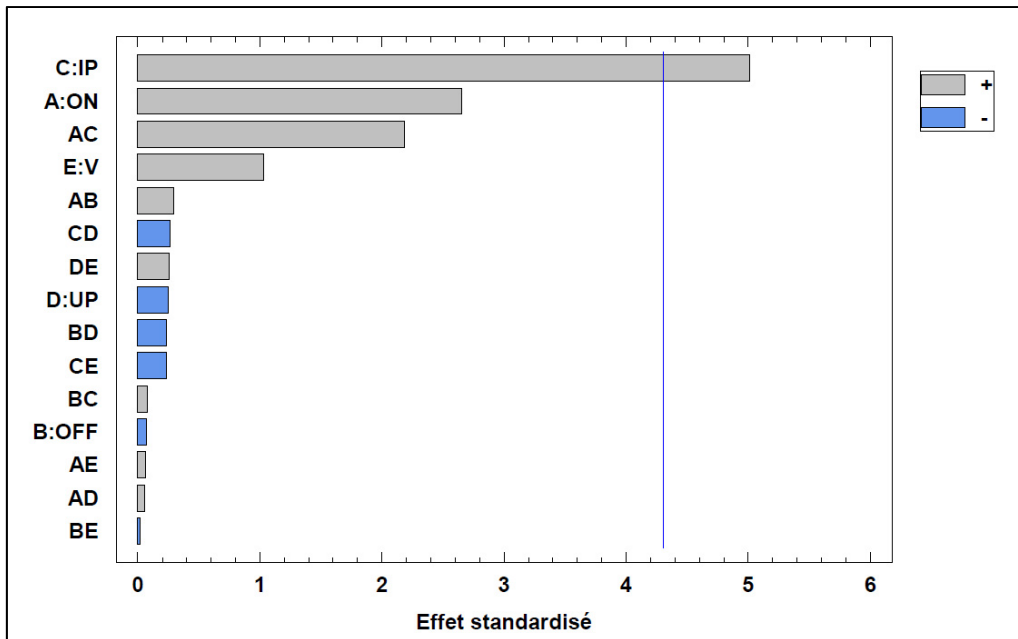


Figure 3.32 Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le *Sa* (résultats bruts). Les facteurs et interactions qui franchissent la ligne bleue affectent significativement le *Sa*

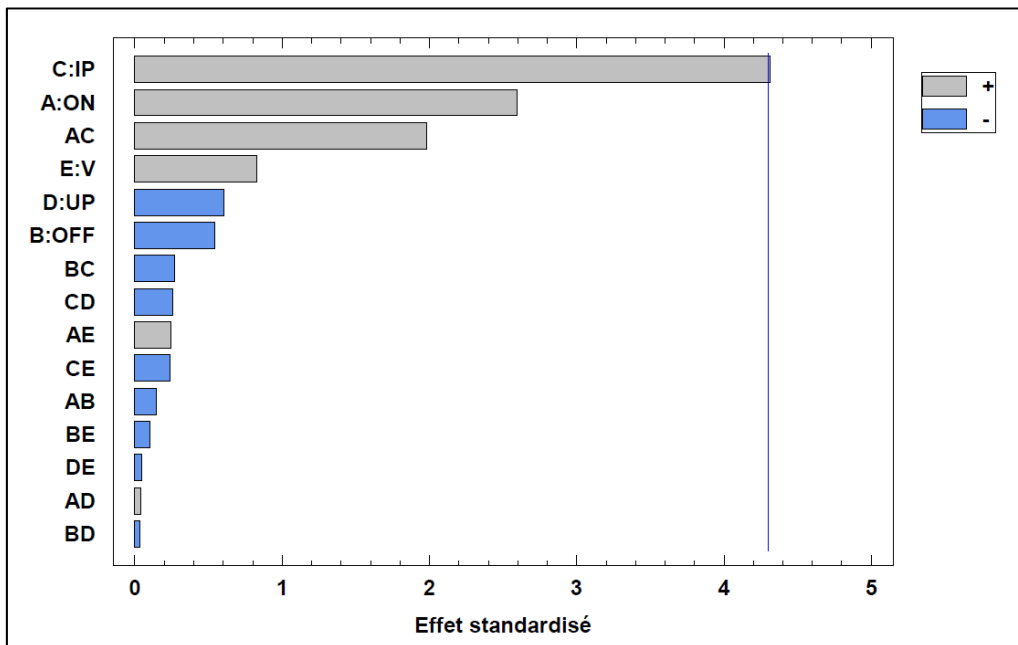


Figure 3.33 Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le *Sz* (résultats bruts). Les facteurs et interactions qui franchissent la ligne bleue affectent significativement le *Sz*

Les coefficients de corrélation ajustés de ces deux modèles sont respectivement de 71,2 % et 64,6 %, ce qui est largement inférieur au critère de 95 %. Aussi, seuls deux paramètres pour  $S_a$  et un paramètre pour  $S_z$  apparaissent significatifs. Pour augmenter le  $R^2_{\text{ajusté}}$  et le nombre de paramètres significatifs des deux modèles, vérifions si nous pouvons éliminer les facteurs et interactions ayant l'effet le plus négligeable. Les figures 3.32 et 3.33 présentent le résultat obtenu pour  $S_a$  et  $S_z$  lorsque les facteurs et interactions non significatifs sont enlevés.

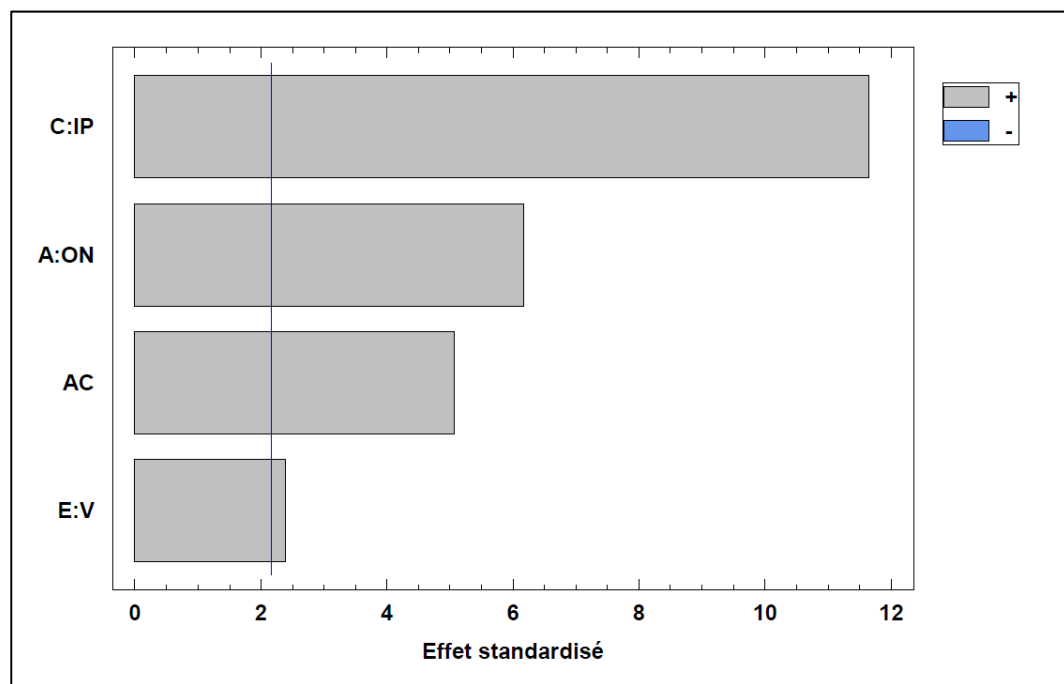


Figure 3.34 Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le  $S_a$  (résultats optimisés, sans transformation de Box-Cox)

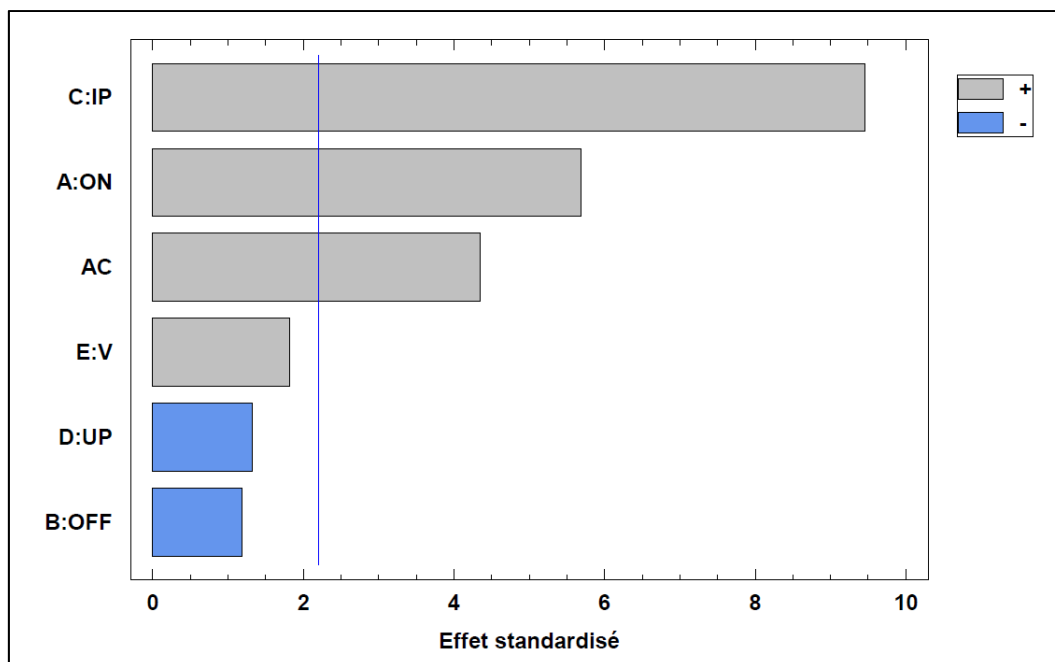


Figure 3.35 Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le Sz  
(résultats optimisés, sans transformation de Box-Cox)

Le coefficient de corrélation ajusté de ces deux modèles est de 92,2 % pour Sa et 89,2 % pour Sz. De plus, comme on le voit dans les deux figures suivantes, l'hypothèse de normalité des résidus n'est pas tout à fait respectée. Un point, surtout, ressort du lot. Il s'agit d'un des points centraux (essai #12).



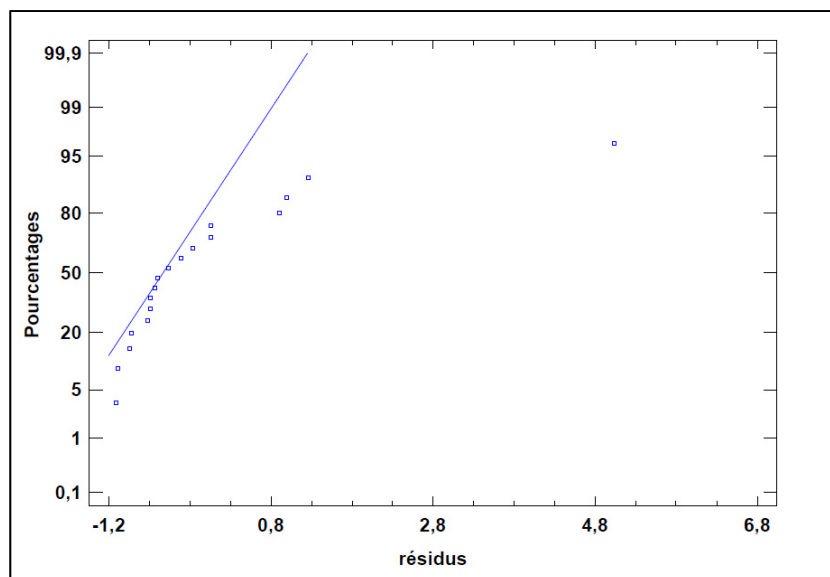


Figure 3.36 Validation de l'hypothèse de normalité des résidus pour  $Sa$ . Cette hypothèse n'est pas respectée

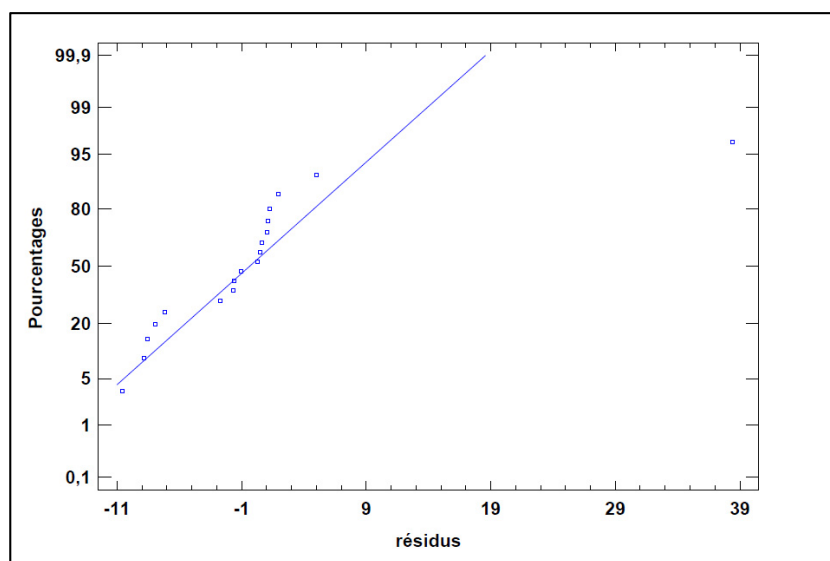


Figure 3.37 Validation de l'hypothèse de normalité des résidus pour  $Sz$ . Cette hypothèse n'est pas respectée

La prochaine étape d'optimisation serait la transformation par Box-Cox des résultats. Malheureusement, une telle transformation ne permet pas d'améliorer de manière notable le

coefficient de corrélation ajusté ni pour  $S_a$ , ni pour  $S_z$ . En regardant de plus près les résidus (figures 3.25 et 3.26), on remarque qu'un essai parmi les 18 essais réalisés présente des résidus largement plus élevés que les autres, tant pour  $S_a$  que pour  $S_z$ . Cet essai, le douzième, semble présenter un résultat qui diverge grandement du résultat attendu. Vérifions l'impact qu'aurait l'élimination de ce douzième essai. Les graphiques suivants présentent l'ANAVAR optimisée, *sans transformation de Box-Cox*, du modèle *excluant le douzième essai*.

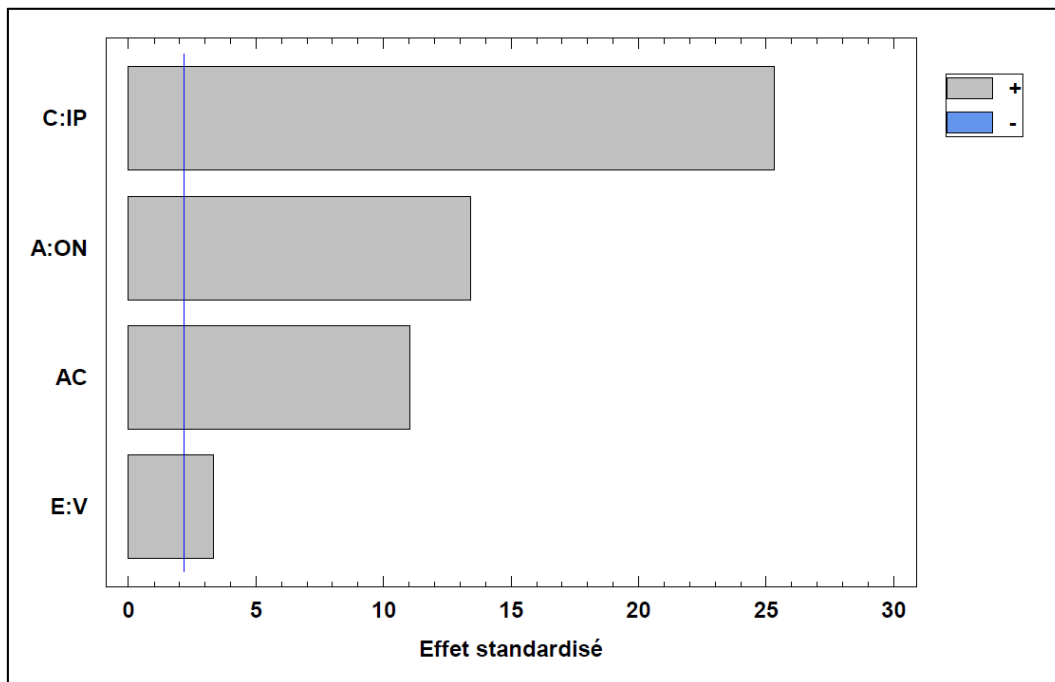


Figure 3.38 Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le  $S_a$  lorsque le douzième essai est exclu

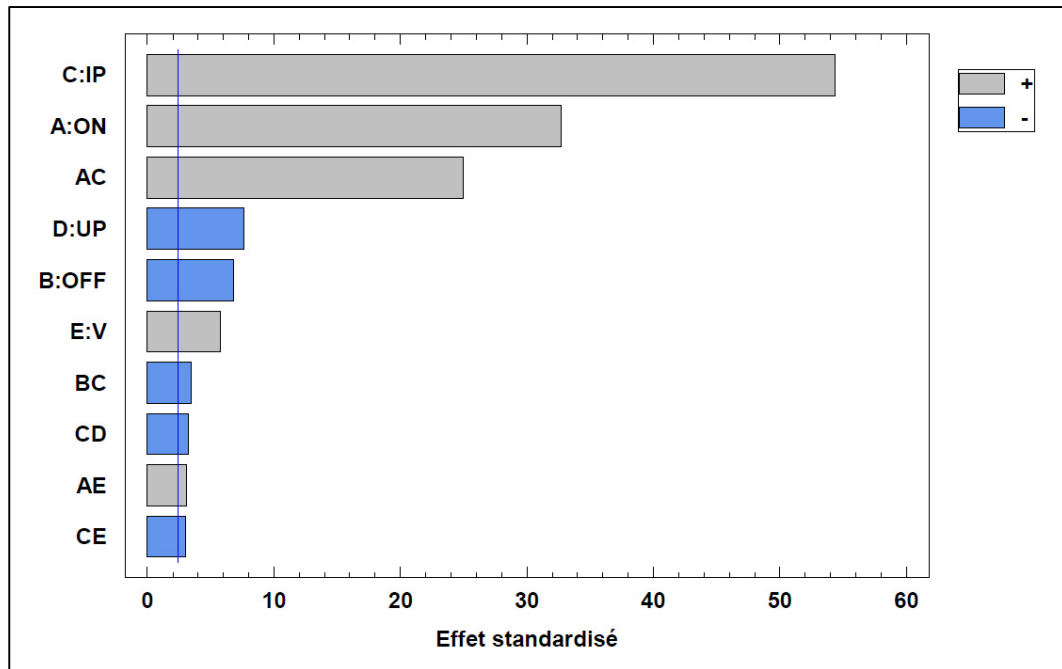


Figure 3.39 Pareto de l'effet des facteurs et interactions sur le *Sz* lorsque le douzième essai est exclu

Le coefficient de corrélation ajusté de ces deux ANAVAR est respectivement de 98,3 % et 99,7 %. Malheureusement, comme, en raison de l'indisponibilité de l'équipement, il a été impossible de recommencer le douzième essai, il apparaît difficile de déterminer si cette différence est due à une erreur d'usinage ou si cette déviation du fini de surface est bien réelle pour ces paramètres spécifiques. Par le fait même, cette dernière optimisation sera considérée comme la bonne pour la génération des modèles prédictifs alors que des essais de validation seront nécessaires dans un futur proche pour s'en assurer. La dernière étape avant de présenter les derniers modèles prédictifs est de valider les trois hypothèses sur les résidus : normalité, indépendance et randomisation. Les graphiques suivants présentent les résidus pour *Sa* et pour *Sz*.

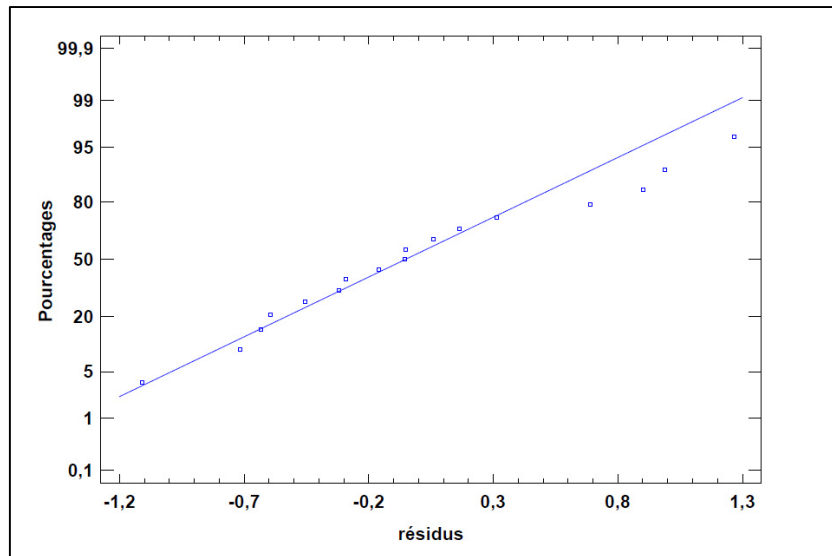


Figure 3.40 Validation de l'hypothèse de normalité des résidus pour  $S_a$  optimisé

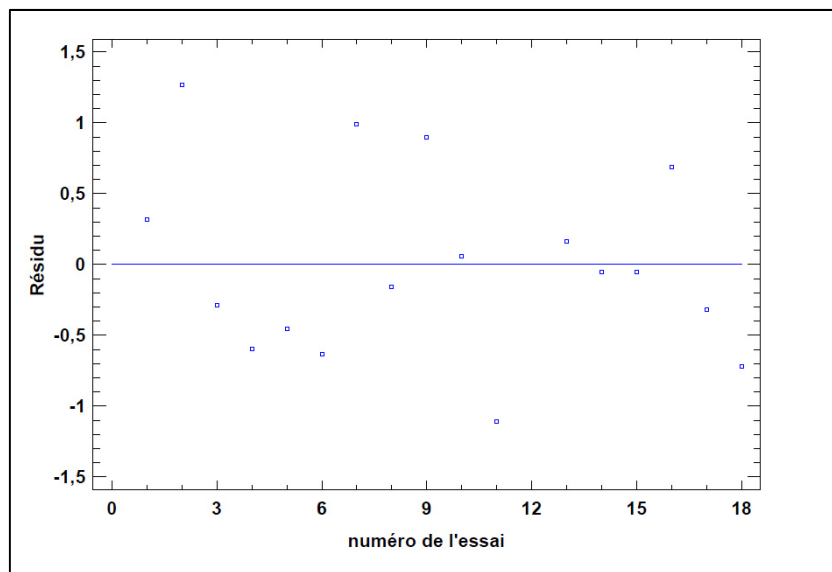


Figure 3.41 Validation de l'hypothèse de randomisation des résidus pour  $S_a$  optimisé

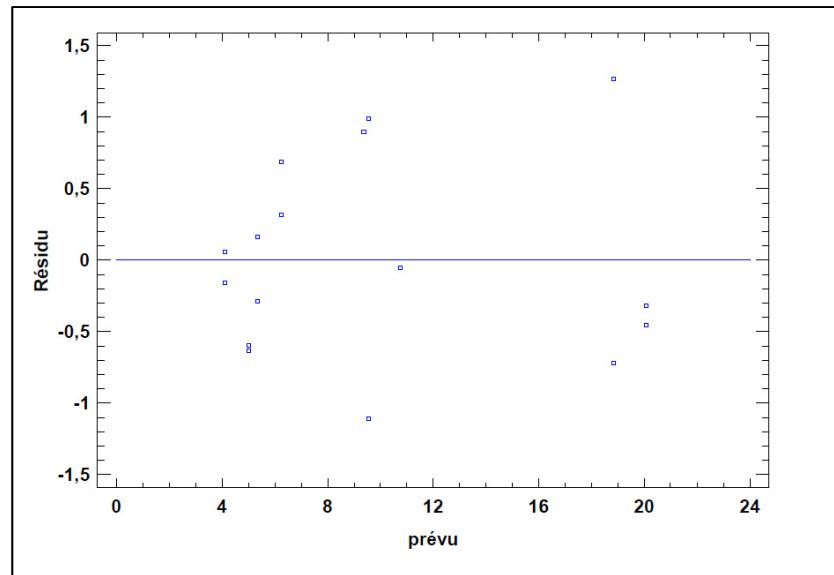


Figure 3.42 Validation de l'hypothèse d'indépendance des résidus pour  $S_a$  optimisé

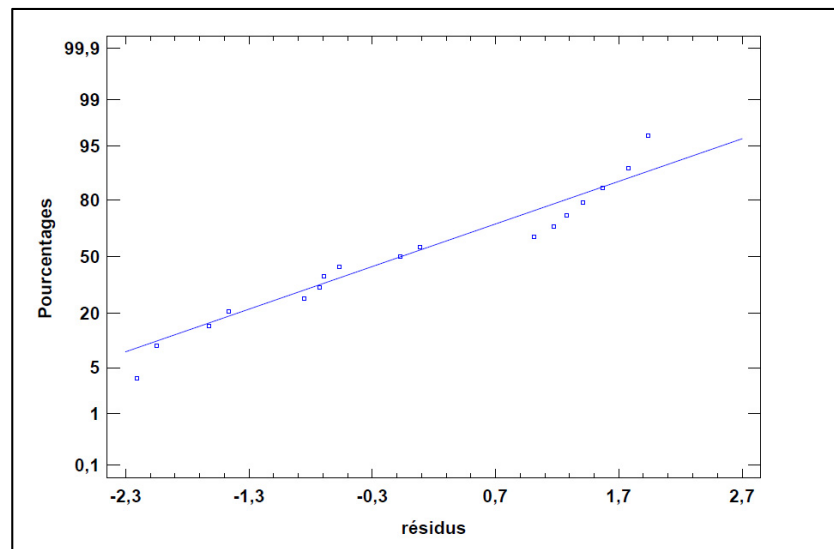


Figure 3.43 Validation de l'hypothèse de normalité des résidus pour  $S_z$  optimisé

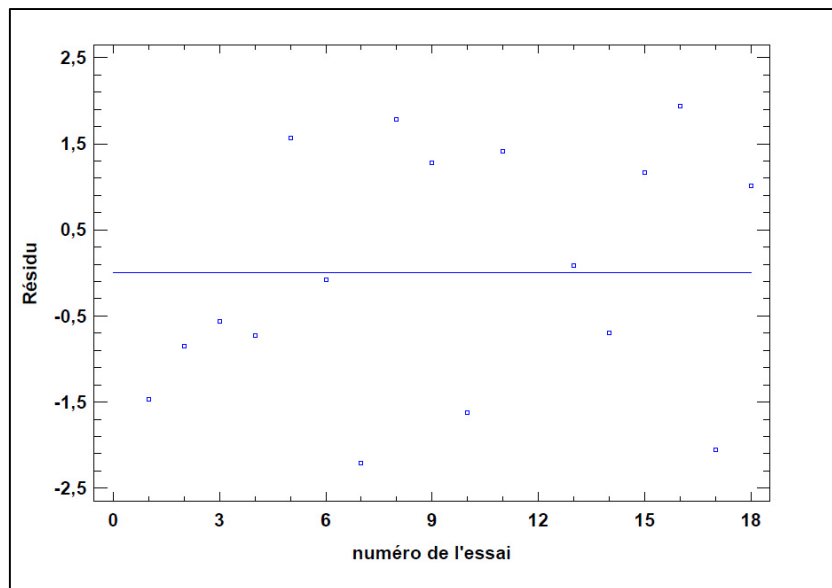


Figure 3.44 Validation de l'hypothèse de randomisation des résidus pour  $S_z$  optimisé

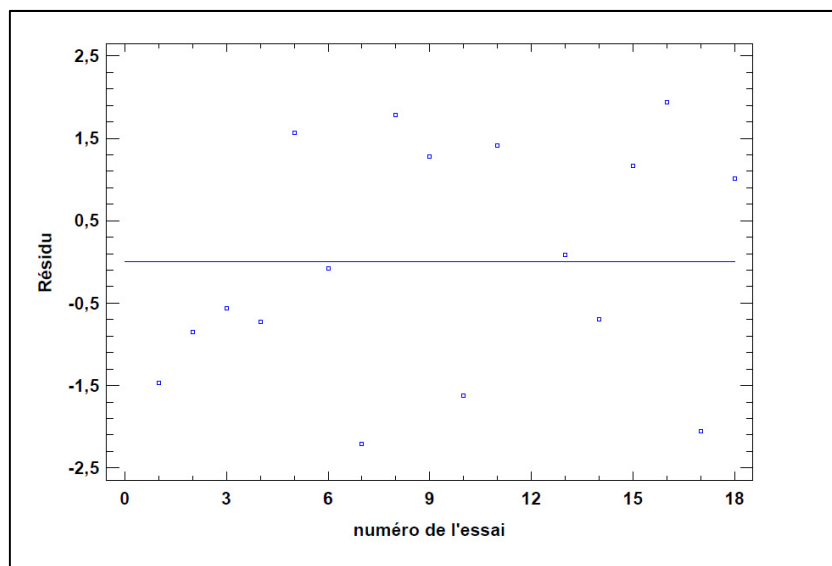


Figure 3.45 Validation de l'hypothèse d'indépendance des résidus pour  $S_z$  optimisé

Les modèles prédictifs pour  $Sa$  et  $Sz$  sont donc :

$$Sa(ON, IP, V) = 9,99 + 2,55 * ON + 4,81 * IP + 0,61 * V + 2,10 * ON * IP \quad (3.6)$$

Et

$$\begin{aligned} Sz(ON, OFF, IP, UP, V) \\ = 88,86 + 18,70 * ON - 3,87 * OFF + 31,10 * IP - 4,35 * UP \\ + 3,22 * V + 14,24 * ON * IP + 1,74 * ON * V - 1,95 * OFF \\ * IP - 1,84 * IP * UP - 1,70 * IP * V \end{aligned} \quad (3.7)$$

Maintenant que tous les modèles prédictifs sont générés, il convient de proposer une méthodologie permettant de les utiliser de manière optimale.

### 3.2.2 Mise en commun des modèles prédictifs

La mise en commun des modèles prédictifs est une étape cruciale dans ce projet. En effet, la section 3.2.1 du présent document a permis de mettre de l'avant quatre modèles qui ont pour but de mener à l'optimisation du procédé d'électroérosion. La dernière question à répondre devient donc : comment peut-on optimiser le procédé d'électroérosion par enfonçage au moyen de quatre équations sans liens apparents ?

Une méthode universellement reconnue pour répondre à ce type de question est initialement proposée par Harrington en 1965 et améliorée en 1980 par Derringer et Suich (Derringer & Suich, 1980). Il s'agit de l'approche par la fonction de désirabilité.

L'approche par désirabilité proposée par Derringer et Suich associe à la réponse de plusieurs modèles prédictifs un facteur de désirabilité  $d_i$  allant de zéro à un, où zéro est une condition inacceptable et un, une condition idéale. Ce facteur de désirabilité est calculé pour toutes les combinaisons possibles de paramètres. Une fois le facteur de désirabilité  $d_i$  établi pour chaque combinaison de paramètres, la désirabilité totale  $D$  de tous les modèles prédictifs est

donnée par le calcul de la moyenne géométrique (eq 3.8) des facteurs de désirabilité  $d_i$  d'une combinaison particulière des facteurs. Soit le tableau suivant pour exprimer le calcul de  $D$ .

Tableau 3.13 Tableau résumé présentant la méthodologie de calcul de la désirabilité totale.

ON	OFF	IP	UP	V	MRR	ER	Sa	Sz	$d_{MRR}$	$d_{ER}$	$d_{Sa}$	$d_{Sz}$	<b>D</b>
-1	-1	-1	-1	-1	Eq.3.3	Eq.3.4	Eq.3.6	Eq.3.7	Eq.3.9	Eq.3.10	Eq.3.11	Eq.3.11	<b>Eq.3.8</b>
-1	-1	-1	-1	1	Eq.3.3	Eq.3.4	Eq.3.6	Eq.3.7	Eq.3.9	Eq.3.10	Eq.3.11	Eq.3.11	<b>Eq.3.8</b>
-1	-1	-1	1	1	Eq.3.3	Eq.3.4	Eq.3.6	Eq.3.7	Eq.3.9	Eq.3.10	Eq.3.11	Eq.3.11	<b>Eq.3.8</b>
...	...	...	...	...	...	...	...	...	...	...	...	...	...
1	1	1	1	1	Eq.3.3	Eq.3.4	Eq.3.6	Eq.3.7	Eq.3.9	Eq.3.10	Eq.3.11	Eq.3.11	<b>Eq.3.8</b>

La configuration des cinq paramètres qui donne la plus grande désirabilité totale est retenue comme étant la configuration optimale.

$$D = \left( \prod_{i=1}^k d_i \right)^{\frac{1}{k}} \quad (3.8)$$

Afin de modéliser un  $d_i$  adapté à la majorité des situations, trois transformations sont proposées : les transformations pour valeur cible maximisée, pour valeur cible minimisée et pour valeur cible centrale. La première des transformations (cible maximisée) s'exprime par l'équation suivante (Montgomery, 2013) :

$$d = \begin{cases} 0 & y < L \\ \left( \frac{y-L}{T-L} \right)^r & L \leq y \leq T \\ 1 & y > T \end{cases} \quad (3.9)$$

qu'on peut représenter graphiquement par cette courbe :



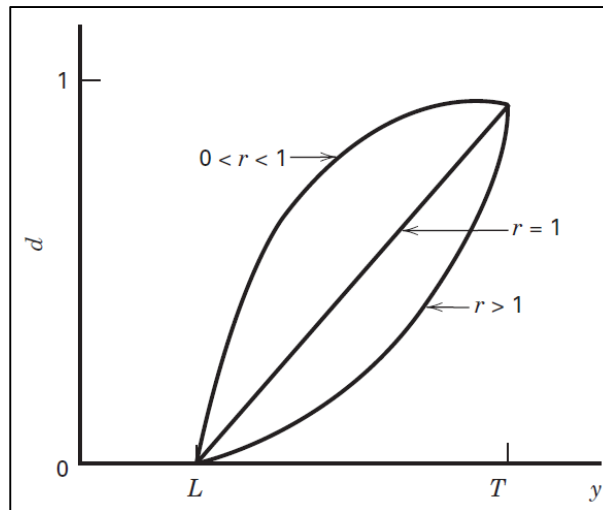


Figure 3.46 Désirabilité lorsque la réponse doit être maximisée. Tiré de (Montgomery, 2013)

Dans ce système d'équations,  $d$  représente la désirabilité  $d_i$ ,  $L$  la valeur minimale acceptable que peut prendre la réponse,  $T$  sa valeur cible et  $r$  un coefficient d'ajustement sélectionné par l'utilisateur. Lorsque la valeur obtenue comme réponse d'un modèle prédictif est inférieure ou égale à  $L$ , la désirabilité  $d_i$  vaut 0. Si la valeur obtenue est égale ou supérieure à la valeur cible ( $T$ ), la désirabilité vaut 1 et si la valeur obtenue est entre  $L$  et  $T$ , la désirabilité vaut entre 0 et 1.

Les systèmes d'équations 3.10 et 3.11 ainsi que les deux figures qui suivent traitent quant à elles des transformations visant à minimiser la réponse ou à lui faire atteindre une valeur cible, respectivement. Pour la transformation visant à minimiser la réponse  $y$ ,  $U$  représente la valeur maximale acceptable alors que les autres coefficients sont les mêmes que pour l'équation précédente. Pour celle où  $y$  doit prendre une valeur cible,  $r_1$  et  $r_2$  représentent les coefficients d'ajustement sélectionnés par l'utilisateur de part et d'autre de la valeur cible.

$$d = \begin{cases} 1 & y < T \\ \left(\frac{U-y}{U-T}\right)^r & T \leq y \leq U \\ 0 & y > U \end{cases} \quad (3.10)$$

$$d = \begin{cases} 0 & y < L \\ \left(\frac{y-L}{T-L}\right)^{r_1} & L \leq y \leq T \\ \left(\frac{U-y}{U-T}\right)^{r_2} & T \leq y \leq U \\ 0 & y > U \end{cases} \quad (3.11)$$

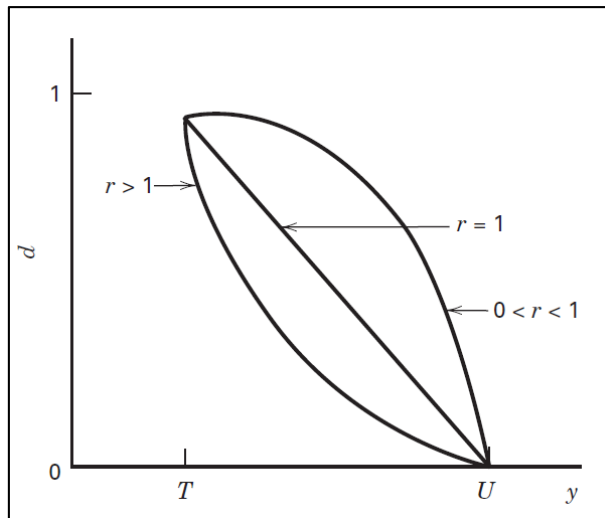


Figure 3.47 Désirabilité lorsque la réponse doit être minimisée. Tiré de (Montgomery, 2013)

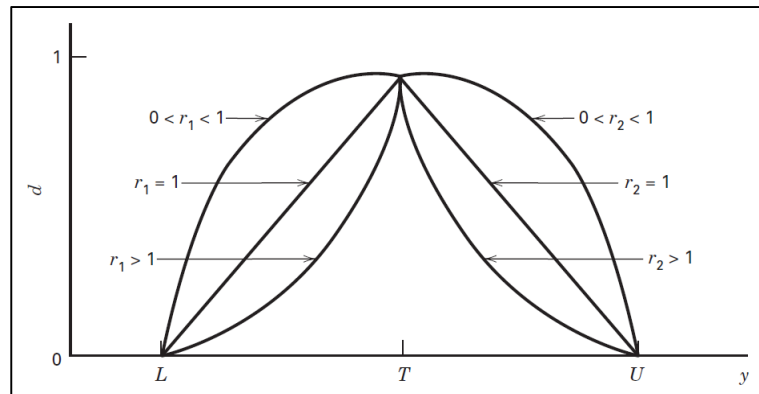


Figure 3.48 Désirabilité lorsque la réponse doit atteindre une valeur cible. Tiré de (Montgomery, 2013)

Dans la section précédente, quatre modèles prédictifs ont été générés. Ces modèles permettent de prédire :

1. Le taux d'enlèvement de matière (*MRR*).
2. Le taux de formation du rayon d'électrode (*ER*).
3. La hauteur moyenne arithmétique du profil usiné (*Sa*).
4. La distance vallée-crête maximale du profil usiné (*Sz*).

L'association de chacun de ces modèles à une équation de désirabilité ne permet pas de déterminer simplement le modèle optimal. La stratégie proposée est de mettre en relation trois modèles pour calculer le temps d'usinage total, soit le *MRR*, le *ER* et le *Sz*, et de générer le programme optimal en se fixant deux objectifs :

1. La passe finale d'usinage doit mener à l'obtention du fini de surface *Sa* requis au dessin technique.
2. Le temps d'usinage total doit être minimisé.

Avec seulement deux objectifs à remplir, l'utilisation d'un modèle de désirabilité n'apparaît pas nécessaire. Pour justifier son utilisation, l'ajout d'un troisième objectif aurait été nécessaire. Un tel objectif aurait pu, si la génération de ce modèle avait été possible, être de

minimiser l'épaisseur de la couche resolidifiée formée lors de la passe de finition. À ce moment, l'approche pas désirabilité aurait permise de cibler les paramètres permettant de minimiser à la fois le temps d'usinage et l'épaisseur de la couche subsurfacique tout en garantissant le fini de surface demandé par le dessin technique en trouvant la combinaison présentant un facteur  $D$  maximal. L'approche par désirabilité écartée, vérifions comment le calcul du temps d'usinage total est rendu possible par l'application des trois modèles prédictifs cités précédemment.

### 3.2.2.1 Méthodologie de calcul du temps d'usinage total

Le temps d'usinage englobe trois modèles prédictifs, soit le taux d'enlèvement de matière, le taux de formation du rayon d'électrode et la distance vallée-crête maximale du profil. Il prend aussi en considération le nombre de passes d'usinage. Le taux d'enlèvement de matière est un indice de performance d'un procédé quant à sa productivité. En effet, plus celui-ci est élevé, moins le temps nécessaire à la réalisation d'une opération d'usinage est important. En le maximisant, il est ainsi possible de fabriquer plus de pièces dans un temps donné et donc de maximiser le profit.

Le taux de formation du rayon d'électrode permet quant à lui de calculer exactement la quantité de matière à enlever dans le coin de la forme à usiner, et ce, pour chaque passe. Pour la passe de finition, il permet de plus de calculer le nombre d'électrodes qui sera nécessaire pour obtenir le rayon de fond maximal exigé au dessin technique. Pour une machine d'électroérosion Sodick AQ55L, il est possible de prémonter six électrodes à la fois. Si le nombre total d'électrodes requis pour l'usinage de la pièce dépasse ce nombre, un arrêt estimé à environ trente minutes est requis pour procéder à leur remplacement.

La distance vallée-crête maximale  $S_z$  sert quant à elle à déterminer le volume d'usinage à enlever lors de chaque passe et donc, en association avec le  $MRR$ , à déterminer le temps d'usinage de chaque passe. Comme on le voit dans la figure suivante, la quantité de matière enlevée lors de la première passe correspond au volume nominal de la géométrie à usiner

auquel ont été soustraits le volume correspondant à la hauteur  $S_z$  de la passe suivante et le volume correspondant au rayon de l'électrode qui s'est formé pendant l'usinage.

Le volume de matière à enlever lors de la seconde passe représente quant à lui le volume correspondant à la hauteur  $S_z$  de cette passe d'usinage auquel a été additionné le volume du rayon d'électrode qui a été formé lors de la première passe et soustrait la hauteur  $S_z$  de la troisième passe et le rayon d'électrode formé lors de la présente passe, et ainsi de suite jusqu'à la passe finale.

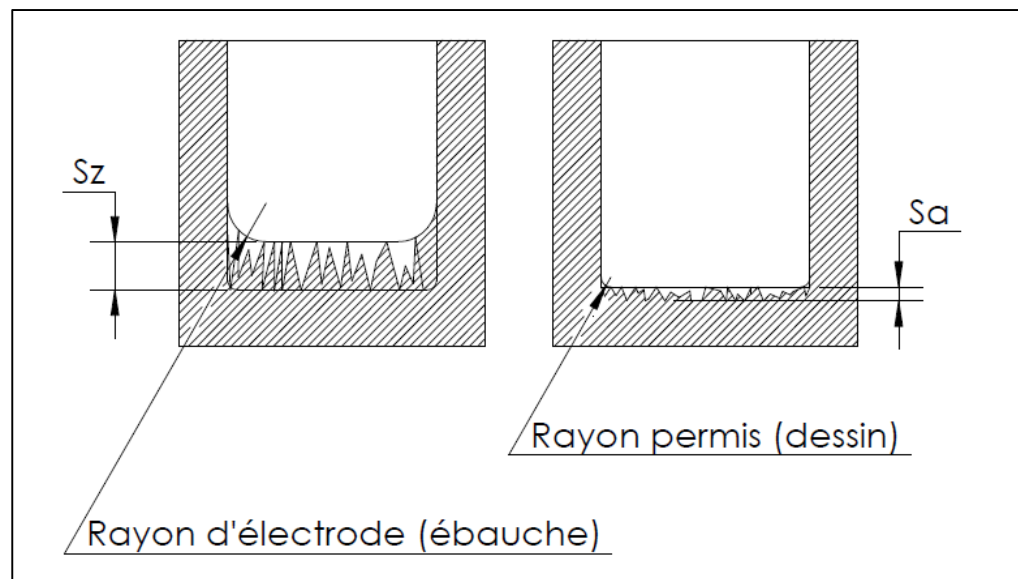


Figure 3.49 Schéma représentant l'usinage de la première passe d'ébauche. Le volume de matière enlevé lors de cette passe correspond au volume nominal de la géométrie à usiner moins le volume de  $S_z$  et le volume du rayon d'électrode (ébauche).

Par calcul itératif, il est ainsi possible d'évaluer le temps d'usinage total de chaque combinaison de paramètres d'usinage et de sélectionner la combinaison de paramètres et de nombre de passes permettant de minimiser ce temps tout en garantissant le fini de surface,  $S_a$ , demandé sur le dessin technique de la pièce. Voici, par étapes, un exemple partiel d'application de cette technique.

Soit une géométrie cubique de dimension nominale 10 mm x 10 mm x 10 mm à usiner dans une plaque d'aluminium-silicium MS43. Le rayon de fond maximum accordé au dessin technique est de 300  $\mu\text{m}$  et le fini de surface Sa requis est de 3,18  $\mu\text{m}$ .

- A. Pour chaque combinaison de paramètre,  $MRR$ ,  $ER$  et  $Sz$  sont calculés.
- B. Connaissant le volume nominal total à enlever et le volume associé à  $Sz$ , le volume usiné lors de la passe d'ébauche, et donc le temps d'usinage de la passe d'ébauche, est calculé pour toutes les combinaisons de paramètres.

$$\text{Temps d'usinage ébauche} = \frac{V_{\text{nominal total}} - V_{Sz \text{ ébauche}}}{MRR} \quad (3.12)$$

Où  $V_{\text{nominal total}} = (10 \text{ mm})^3$ .

- C. Le temps d'usinage de la passe de finition est calculé en prenant en considération le volume associé au  $Sz$  de la passe d'ébauche et le rayon d'électrode qui s'est formé lors de cette passe.

$$\text{Temps d'usinage finition} = \frac{V_{Sz, \text{ébauche}} + V_{ER, \text{ébauche}}}{MRR} \quad (3.13)$$

- D. Le temps d'usinage total est calculé en additionnant le temps d'usinage de la passe d'ébauche et de la passe de finition. Pour chaque combinaison de paramètres, et en connaissant la durée de la passe de finition et le taux de formation du rayon d'électrode, le nombre d'électrodes de finition nécessaire pour atteindre le rayon de fond (300  $\mu\text{m}$ ) est déterminé. Si ce nombre d'électrodes additionné d'une électrode pour la passe d'ébauche est supérieur à six, trente minutes sont ajoutées au temps d'usinage total pour permettre à l'opérateur de précéder à l'installation des nouvelles électrodes.

- E. En commençant par la combinaison menant au plus court temps d'usinage total, le fini de surface obtenu lors de la passe de finition est calculé. Si celui-ci est supérieur au fini requis ( $3,18 \mu\text{m}$ ), cette combinaison est éliminée et la combinaison suivante (en ordre croissant de temps d'usinage) est évaluée et ce, jusqu'à ce que la combinaison ayant le temps d'usinage le plus court (pour deux passes d'usinage) qui respecte le fini de surface Sa requis soit trouvé. Il est alors possible de refaire le même exercice en considérant cette fois-ci trois passes, puis quatre, puis cinq, etc. Le temps d'usinage minimum calculé selon différents nombres de passes d'usinage indique finalement le programme optimal à usiner.

### **3.3 Conclusion partielle**

Le chapitre trois a d'abord permis de sélectionner, parmi trois candidats potentiels, l'alliage l'aluminium à faible coefficient de dilatation thermique le plus apte à remplacer le 6061-T6 présentement utilisé pour fabriquer les composants de radiofréquence des satellites de communication. L'analyse des résultats obtenus lors des analyses de microstructure, des essais de traction, des essais de dureté et de conductivité électrique et, finalement, des essais sommaires d'usinabilité ont permis de démontrer que l'alliage MS43, de la firme AMT Technologies (Allemagne), présente les meilleures performances globales.

Le matériau sélectionné, l'analyse de la variance des résultats obtenus suite à la réalisation d'un plan d'expérience (demi-fraction d'un plan factoriel) a mené à la génération de quatre modèles prédisant, pour l'usinage par électroérosion par enfonçage du MS43, le taux d'enlèvement de matière, le taux de formation du rayon d'électrode, la hauteur moyenne arithmétique du profile et la hauteur vallée-crête maximale.

Finalement, une proposition quant à la méthodologie à employer pour générer un programme d'usinage optimal à partir d'un programme de base proposé par le contrôleur la machine d'électroérosion est faite.





## CONCLUSION

Ce travail de recherche a permis de valider la pertinence de remplacer l'alliage d'aluminium 6061-T6 présentement utilisé pour la fabrication de composants de radiofréquence par un alliage d'aluminium-silicium à faible coefficient de dilatation thermique, le MS43 de la firme *Advanced Materials Technologies*. Ce matériau a été sélectionné suite à une série de tests comprenant des analyses microstructurales, des essais mécaniques et des tests sommaires d'usinabilité.

La réalisation d'un plan d'expérience de type Plackett-Burman (12 essais + 4 points centraux) préliminaire sur des éprouvettes du matériau de référence, le 6061-T6, a permis de relever que sur les vingt-et-un paramètres régissant le procédé d'électroérosion par enfonçage, seuls cinq ont un effet significatif sur le taux d'enlèvement de matière ( $MRR$ ), le taux de formation du rayon d'électrode ( $ER$ ), l'écart moyen arithmétique de la topographie ( $Sa$ ) et sur la hauteur maximale vallée-crête du profil ( $Sz$ ).

Un second plan d'expérience de type fractionnaire factoriel (demie-fraction, 16 essais + 2 points centraux) a finalement permis de générer quatre modèles empiriques prédisant, en fonction de ces cinq paramètres, le taux d'enlèvement de matière, le taux de formation du rayon d'électrode, le fini de surface  $Sz$  et le fini de surface  $Sz$ . Ces modèles sont ensuite utilisés dans une approche itérative pour générer un plan d'usinage optimal permettant de réduire les coûts d'usinage tout en garantissant le respect des requis techniques.

Finalement, ce travail de recherche a permis de relever un fait inédit dans l'usinage par électroérosion par enfonçage de ce type d'alliage, soit la tendance de ce matériau à produire une couche resolidifiée partiellement désolidarisée dont la cause est attribuée aux déformations thermiques engendrées par le gradient de température qu'occasionne l'usinage par électroérosion.



## RECOMMANDATIONS

Suite à la réalisation de ce travail de recherche, les recommandations suivantes sont proposées :

1. À la section 3.2.1, il a été mentionné que la géométrie utilisée pour la réalisation du plan d'expérience a rendu difficile, sinon impossible, la quantification de l'épaisseur de la couche resolidifiée. Cette difficulté est en grande partie attribuée à la nécessité de découper l'échantillon selon plusieurs plans pour pouvoir avoir accès à la surface intéressante. Pour de futurs travaux se penchant sur l'endommagement subsurfacique de ces alliages lorsqu'usinés par électroérosion, il est recommandé de déterminer une géométrie optimale permettant de limiter la manipulation des échantillons de manière à préserver autant que possible la couche resolidifiée. Sous réserve d'une validation expérimentale, une géométrie où la surface de l'électrode est plus grande que la surface usinée permettrait d'éliminer la nécessité découper l'échantillon avant l'opération de polissage.
2. Dans l'optique où les modèles prédictifs générés seront utilisés dans l'industrie, des tests de validation apparaissent nécessaires. Ces tests permettront de procéder au réglage optimal de la valeur des différents facteurs des équations prédictives.
3. Comme il a été présenté dans la section 3.2.1.3, il a été nécessaire d'éliminer l'essai 12 de l'analyse de la variance pour pouvoir obtenir un coefficient de régression ajusté acceptable. Cette nécessité peut s'expliquer de deux manières. Soit l'essai a-t-il été réalisé de manière erronée, avec une erreur dans l'ajustement des paramètres, soit le comportement réel du matériau présente une non-linéarité. Pour déterminer quelle explication s'applique ici, il conviendrait d'abord de réaliser à nouveau cet essai. S'il s'avère que la non-

linéarité est réelle, des essais supplémentaires seront nécessaires pour pouvoir générer un modèle prédictif plus optimal.

4. Afin de faciliter l'utilisation des modèles par les opérateurs de machine d'électroérosion, il est finalement recommandé de procéder à la réalisation d'un programme informatique automatisant le processus de calcul. En effet, parce qu'il s'agit essentiellement d'un processus itératif, la quantité de calcul à réaliser pour obtenir un programme optimisé devient rapidement trop importante pour que la résolution *à la main* apparaisse intéressante.

## ANNEXE I

### Équations menant au calcul des sommes des carrés dans une ANAVAR

Cette annexe présente la méthodologie de calcul permettant de calculer les sommes des carrés nécessaires à la réalisation d'une analyse de la variance (ANAVAR), tel que présenté à la section 1.3. Ces équations sont tirées de (Montgomery, 2013).

Soit les résultats obtenus suite à la réalisation des essais d'un plan d'expérience factoriel de type  $2^2$ . Ces résultats sont représentés par  $y_{ijk}$  où, pour chaque essai,  $i$  est le niveau du facteur A,  $j$  est le niveau du facteur B et  $k$  est l'indicateur de la  $n^e$  réplique du plan. D'abord, la moyenne de tous les résultats est calculée :

$$y_{...} = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b \sum_{k=1}^n y_{ijk} \quad (\text{A I-1})$$

$$\bar{y}_{...} = \frac{y_{...}}{abn} \quad (\text{A I-2})$$

Une fois cette moyenne calculée, la somme des résultats avec  $i$ ,  $j$  et  $k$  gardés successivement au même niveau est calculée :

$$y_{i..} = \sum_{j=1}^b \sum_{k=1}^n y_{ijk} \quad (\text{A I-3})$$

$$y_{.j.} = \sum_{i=1}^a \sum_{k=1}^n y_{ijk} \quad (\text{A I-4})$$

$$y_{ij.} = \sum_{k=1}^n y_{ijk} \quad (\text{A I-5})$$

Ces sommes et la moyenne de tous les résultats serviront à calculer directement les sommes des carrés à l'aide des dernières équations :

$$SS_A = \frac{1}{bn} \sum_{i=1}^a y_{i..}^2 - \frac{y_{...}^2}{abn} \quad (\text{A I-6})$$

$$SS_B = \frac{1}{an} \sum_{j=1}^b y_{.j.}^2 - \frac{y_{...}^2}{abn} \quad (\text{A I-7})$$

$$SS_{AB} = SS_{Subtotals} - SS_A - SS_B \quad (\text{A I-8})$$

$$SS_E = SS_T - SS_A - SS_B - SS_{AB} \quad (\text{A I-9})$$

$$SS_T = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b \sum_{k=1}^n (y_{ijk} - \bar{y}_{...})^2 \quad (\text{A I-10})$$

Où

$$SS_{Subtotals} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b y_{ij.}^2 - \frac{y_{...}^2}{abn} \quad (\text{A I-11})$$

Les sommes ainsi calculées sont ensuite intégrées au Tableau 1.6 pour le calcul de la significativité de l'effet de chaque facteur et interaction.

## ANNEXE II

### Résultats obtenus pour le taux d'usure de l'électrode (*TWR*) lors de la campagne d'essais sur le 6061-T6

En passant en revue les différentes études sur l'optimisation du procédé d'électroérosion au fil ou par enfonçage, il a été remarqué que plusieurs chercheurs prennent en considération le taux d'usure de l'électrode (*TWR*) comme étant une réponse à optimiser. Le *TWR* se calcule de la même manière que le taux d'enlèvement de matière, comme le montre l'équation suivante :

$$TWR = \frac{masse\ electrode_{initiale} - masse\ electrode_{finale}}{\rho_{cuivre} \times temps\ d'usinage} \left[ mm^3/min \right] \quad (A\ II-1)$$

Comme il a été mentionné dans la section 2.1, le taux d'usure de l'électrode a initialement été considéré comme une réponse potentielle. De ce fait, les électrodes ont été précautionneusement nettoyées à l'alcool et à l'acétone, puis pesées trois fois, de manière aléatoire, avant et après la réalisation des tests. Le tableau suivant présente les résultats numériques obtenus.

Tableau 3.14 Résultats du plan  
d'essai Plackett-Bruman (*TWR*)

Essai	TWR [mm <sup>3</sup> /min]
1	0,1148
2	0,5648
3	0,0073
4	0,0901
5	0,0055
6	0,0717
7	0,0073
8	0,1084
9	0,0390
10	0,3987
11	0,1530
12	0,1215
13	0,1085
14	0,0238
15	0,5701
16	0,0169

Le calcul de l'erreur associé à ces essais se fait en suivant une logique identique à celle suivie lors du calcul du *TWR*. Alors que l'erreur de prise de mesure et celle liée à la précision de l'instrument de mesure sont prises en considération en pesant la totalité des électrodes trois fois et en calculant la moyenne, l'erreur de répétabilité du procédé est considérée au moyen de l'équation suivante :

$$\begin{aligned}
 & Erreur_{\text{procédé}} \\
 &= X \times \sqrt{\frac{(x_4 - \bar{x}_{(4;12)})^2 + (x_{12} - \bar{x}_{(4;12)})^2 + (x_7 - \bar{x}_{(7;9)})^2 + (x_9 - \bar{x}_{(7;9)})^2}{4}} \quad (\text{A II-2})
 \end{aligned}$$

Adapté de (StatCan, 2013)



Avec

- $X$ , la probabilité, selon une loi normale centrée réduite à un intervalle de confiance de 95 %, d'obtenir un résultat quelconque ( $X = 1,96$ )
- $x$ , le résultat à l'essai indiqué du plan d'expérience
- $\bar{x}$ , la moyenne des deux résultats indiqués du plan d'expérience.

Le graphique suivant présente les résultats obtenus avec l'erreur associée à chaque essai.

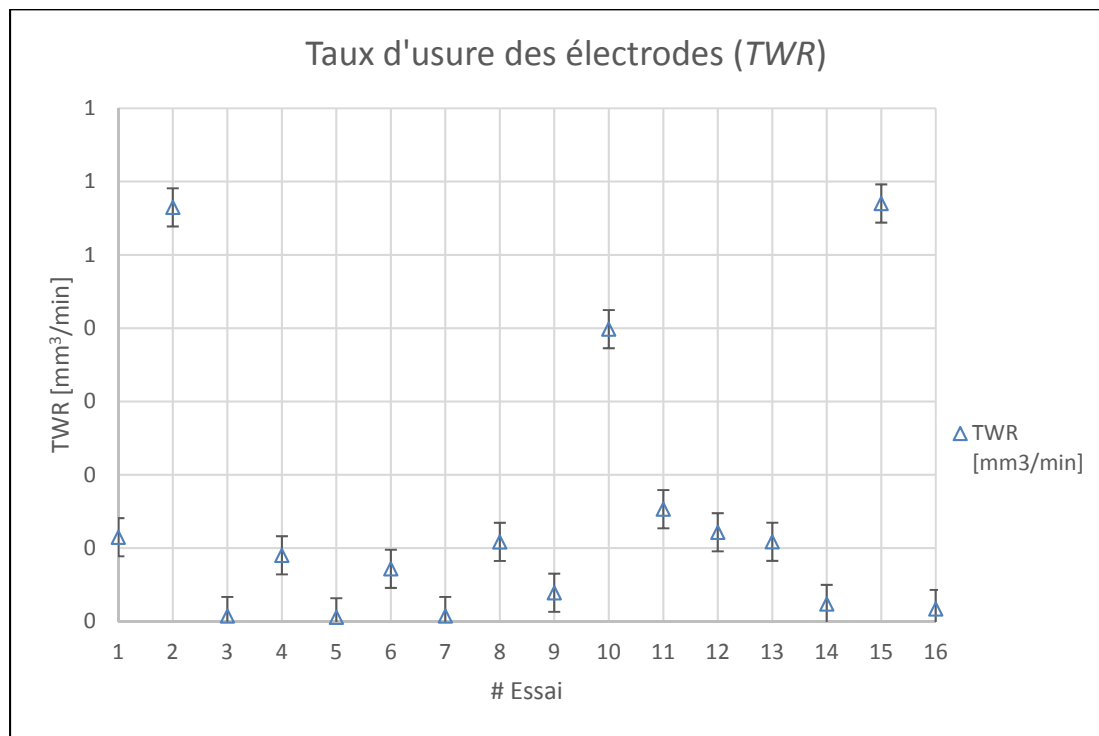


Figure 3.50 Résultats obtenus pour *TWR* suite à la réalisation de plan PB

Comme on peut le voir, plusieurs essais (3, 5, 7, 14 et 16) présentent un résultat du même ordre de grandeur que l'erreur associée. De ce fait, l'utilisation de ces électrodes pour déterminer quels paramètres affectent de manière significative le taux d'usure de l'électrode n'est pas recommandée. L'alternative présentée, comme il a été vu, est d'utiliser le taux de formation du rayon de l'électrode dont le résultat n'est pas du même ordre de grandeur que l'erreur.



### ANNEXE III

#### Tableaux de résultats pour l'ANAVAR réalisé sur le 6061-T6

Tableau A III-1 Analyse de la variance brute pour a) *MRR* b) *ER* et c) *Sa*

a)	<i>Source</i>	<i>Somme des carrés</i>	<i>DDL</i>	<i>Moyenne quadratique</i>	<i>Rapport F</i>	<i>Proba.</i>
	A:ON	2759,73	1	2759,73	10,05	0,0248
	B :OFF	744,188	1	744,188	2,71	0,1606
	C:IP	13381,4	1	13381,4	48,75	0,0009
	D:SV	97,1283	1	97,1283	0,35	0,5778
	E:S1	18,8501	1	18,8501	0,07	0,8037
	F:S2	481,333	1	481,333	1,75	0,2427
	G :UP	1895,56	1	1895,56	6,91	0,0467
	H:DN	13,7816	1	13,7816	0,05	0,8316
	I :JS	1788,52	1	1788,52	6,52	0,0511
	J:V	1408,5	1	1408,5	5,13	0,0729
	Erreur totale	1372,47	5	274,494		
	Total (corr.)	23961,4	15			

b)	<i>Source</i>	<i>Somme des carrés</i>	<i>DDL</i>	<i>Moyenne quadratique</i>	<i>Rapport F</i>	<i>Proba.</i>
	A:ON	124,105	1	124,105	12,99	0,0155
	B :OFF	36,2304	1	36,2304	3,79	0,1090
	C:IP	759,337	1	759,337	79,50	0,0003
	D:SV	13,5108	1	13,5108	1,41	0,2877
	E:S1	10,7712	1	10,7712	1,13	0,3368
	F:S2	42,8236	1	42,8236	4,48	0,0878
	G :UP	78,9764	1	78,9764	8,27	0,0348
	H:DN	30,1562	1	30,1562	3,16	0,1357
	I :JS	40,4691	1	40,4691	4,24	0,0946
	J:V	184,091	1	184,091	19,27	0,0071
	Erreur totale	47,7547	5	9,55093		
	Total (corr.)	1368,22	15			

c)	<i>Source</i>	<i>Somme des carrés</i>	<i>DDL</i>	<i>Moyenne quadratique</i>	<i>Rapport F</i>	<i>Proba.</i>
	A:ON	76,8513	1	76,8513	6,29	0,0539
	B :OFF	0,63572	1	0,63572	0,05	0,8286
	C:IP	299,161	1	299,161	24,49	0,0043
	D:SV	11,3685	1	11,3685	0,93	0,3790
	E:S1	0,211205	1	0,211205	0,02	0,9005
	F:S2	14,476	1	14,476	1,19	0,3260
	G :UP	21,3173	1	21,3173	1,75	0,2437
	H:DN	7,19511	1	7,19511	0,59	0,4774
	I :JS	14,4541	1	14,4541	1,18	0,3263
	J:V	3,2328	1	3,2328	0,26	0,6289
	Erreur totale	61,0745	5	12,2149		
	Total (corr.)	509,977	15			

Tableau A III-2 ANAVAR optimisée pour maximiser le  $R^2_{\text{ajusté}}$  pour a) *MRR* b) *ER* et c) *Sa*

a)	<i>Source</i>	<i>Somme des carrés</i>	<i>DDL</i>	<i>Moyenne quadratique</i>	<i>Rapport F</i>	<i>Proba.</i>
	A:ON	2759,73	1	2759,73	12,52	0,0063
	B :OFF	744,188	1	744,188	3,38	0,0993
	C:IP	13381,4	1	13381,4	60,72	0,0000
	G :UP	1895,56	1	1895,56	8,60	0,0167
	I :JS	1788,52	1	1788,52	8,12	0,0191
	J:V	1408,5	1	1408,5	6,39	0,0323
	Erreur totale	1983,56	9	220,396		
	Total (corr.)	23961,4	15			

b)	<i>Source</i>	<i>Somme des carrés</i>	<i>DDL</i>	<i>Moyenne quadratique</i>	<i>Rapport F</i>	<i>Proba.</i>
	A:ON	124,105	1	124,105	12,99	0,0155
	B :OFF	36,2304	1	36,2304	3,79	0,1090
	C:IP	759,337	1	759,337	79,50	0,0003
	D:SV	13,5108	1	13,5108	1,41	0,2877
	E:S1	10,7712	1	10,7712	1,13	0,3368
	F:S2	42,8236	1	42,8236	4,48	0,0878
	G :UP	78,9764	1	78,9764	8,27	0,0348
	H:DN	30,1562	1	30,1562	3,16	0,1357
	I :JS	40,4691	1	40,4691	4,24	0,0946
	J:V	184,091	1	184,091	19,27	0,0071
	Erreur totale	47,7547	5	9,55093		
	Total (corr.)	1368,22	15			

c)	<i>Source</i>	<i>Somme des carrés</i>	<i>DDL</i>	<i>Moyenne quadratique</i>	<i>Rapport F</i>	<i>Proba.</i>
	A:ON	76,8513	1	76,8513	9,18	0,0127
	C:IP	299,161	1	299,161	35,73	0,0001
	F:S2	14,476	1	14,476	1,73	0,2179
	G :UP	21,3173	1	21,3173	2,55	0,1416
	I :JS	14,4541	1	14,4541	1,73	0,2182
	Erreur totale	83,7179	10	8,37179		
	Total (corr.)	509,977	15			

Tableau A III-3 ANAVAR avec interaction pour *MRR*

<i>Source</i>	<i>Somme des carrés</i>	<i>DDL</i>	<i>Moyenne quadratique</i>	<i>Rapport F</i>	<i>Proba.</i>
A:ON	3747,75	1	3747,75	42,20	0,0001
C:IP	13381,4	1	13381,4	150,69	0,0000
J:V	3008,35	1	3008,35	33,88	0,0002
AC	4293,85	1	4293,85	48,35	0,0000
CJ	1229,94	1	1229,94	13,85	0,0040
Erreur totale	888,034	10	88,8034		
Total (corr.)	23961,4	15			

Tableau A III-4 ANAVAR avec interactions pour *ER*

Source	Somme des carrés	DDL	Moyenne quadratique	Rapport F	Proba.
A:ON	104,707	1	104,707	19,22	0,0032
C:IP	836,324	1	836,324	153,50	0,0000
G:UP	0,83316	1	0,83316	0,15	0,7074
J:V	163,998	1	163,998	30,10	0,0009
AC	68,9061	1	68,9061	12,65	0,0093
AJ	82,4715	1	82,4715	15,14	0,0060
CG	30,8204	1	30,8204	5,66	0,0490
CJ	61,405	1	61,405	11,27	0,0121
Erreur totale	38,1384	7	5,44835		
Total (corr.)	1368,22	15			

Tableau A III-5 ANAVAR avec interaction pour le fini de surface *Sa*

Source	Somme des carrés	DDL	Moyenne quadratique	Rapport F	Proba.
A:ON	76,8513	1	76,8513	10,94	0,0063
C:IP	299,161	1	299,161	42,58	0,0000
AC	49,6621	1	49,6621	7,07	0,0208
Erreur totale	84,3032	12	7,02526		
Total (corr.)	509,977	15			

Tableau A III-6 ANAVAR postBox-Cox pour le modèle en entier (a) et pour chaque facteur/interaction (b)

a)

Source	Somme des carrés	Ddl	Carré moyen	F	Probabilité
Modèle	5130,35	11	466,396	121,29	0,0002
Résidu	15,3816	4	3,84541		
Total (Corr.)	5145,73	15			

b)

Paramètre	Estimation	Erreur-type	T	Probabilité
CONSTANTE	13,1746	0,490243	26,8736	0,0000
A	10,069	0,750913	13,409	0,0002
B	4,98804	0,750913	6,64263	0,0027
C	16,8229	0,792828	21,2188	0,0000
G	4,59375	0,961446	4,77796	0,0088
J	5,82592	0,71948	8,0974	0,0013
AB	10,3472	0,922186	11,2203	0,0004
AC	15,0379	0,843665	17,8245	0,0001
AJ	4,54578	0,980486	4,63625	0,0098
BC	5,50072	0,843665	6,52003	0,0029
CG	-5,25811	0,922186	-5,70179	0,0047



## ANNEXE IV

### Tableaux de résultats pour l'ANAVAR réalisé sur le MS43

Tableau A IV-1 ANAVAR sur les résultats bruts du *MRR*

Source	Somme des carrés	DDL	Moyenne quadratique	Rapport F	Proba.
A:ON	3268,82	1	3268,82	11,78	0,0754
B:OFF	46,4078	1	46,4078	0,17	0,7222
C:IP	22059,8	1	22059,8	79,51	0,0123
D:UP	1285,53	1	1285,53	4,63	0,1642
E:V	1372,28	1	1372,28	4,95	0,1562
AB	1686,53	1	1686,53	6,08	0,1326
AC	2735,49	1	2735,49	9,86	0,0882
AD	1215,07	1	1215,07	4,38	0,1715
AE	116,371	1	116,371	0,42	0,5836
BC	274,105	1	274,105	0,99	0,4250
BD	218,254	1	218,254	0,79	0,4687
BE	888,375	1	888,375	3,20	0,2155
CD	1342,88	1	1342,88	4,84	0,1588
CE	99,4363	1	99,4363	0,36	0,6102
DE	1486,05	1	1486,05	5,36	0,1467
Erreur totale	554,92	2	277,46		
Total (corr.)	38650,3	17			

Tableau A IV-2 Résultats pour *MRR* optimisé (sans Box-Cox)  
pour les essais d'optimisation

Source	Somme des carrés	DDL	Moyenne quadratique	Rapport F	Proba.
A:ON	3268,82	1	3268,82	17,47	0,0041
C:IP	22059,8	1	22059,8	117,92	0,0000
D:UP	1285,53	1	1285,53	6,87	0,0343
E:V	1372,28	1	1372,28	7,34	0,0303
AB	1686,53	1	1686,53	9,02	0,0199
AC	2735,49	1	2735,49	14,62	0,0065
AD	1215,07	1	1215,07	6,50	0,0382
BE	888,375	1	888,375	4,75	0,0657
CD	1342,88	1	1342,88	7,18	0,0316
DE	1486,05	1	1486,05	7,94	0,0258
Erreur totale	1309,49	7	187,071		
Total (corr.)	38650,3	17			

Tableau A IV-3 ANAVAR de *MRR* après une transformation de type Box-Cox pour l'optimisation du procédé

Source	Somme des carrés	DDL	Moyenne quadratique	Rapport F	Proba.
A:ON	8,50752E6	1	8,50752E6	137,91	0,0003
B:OFF	971575,	1	971575,	15,75	0,0166
C:IP	2,86204E7	1	2,86204E7	463,95	0,0000
D:UP	4,98254E6	1	4,98254E6	80,77	0,0008
E:V	2,3427E6	1	2,3427E6	37,98	0,0035
AB	4,36772E6	1	4,36772E6	70,80	0,0011
AC	8,16348E6	1	8,16348E6	132,33	0,0003
AD	3,69199E6	1	3,69199E6	59,85	0,0015
BC	1,21363E6	1	1,21363E6	19,67	0,0114
BE	3,37273E6	1	3,37273E6	54,67	0,0018
CD	5,0139E6	1	5,0139E6	81,28	0,0008
CE	1,1144E6	1	1,1144E6	18,06	0,0132
DE	4,2942E6	1	4,2942E6	69,61	0,0011
Erreur totale	246754,	4	61688,6		
Total (corr.)	7,69036E7	17			

Tableau A IV-4 Résultats bruts de l'ANAVAR de *ER* pour les essais d'optimisation

Source	Somme des carrés	DDL	Moyenne quadratique	Rapport F	Proba.
A:A	227,165	1	227,165	18,44	0,0502
B:B	33,7038	1	33,7038	2,74	0,2400
C:C	3055,66	1	3055,66	248,01	0,0040
D:D	217,607	1	217,607	17,66	0,0522
E:E	409,772	1	409,772	33,26	0,0288
AB	194,212	1	194,212	15,76	0,0580
AC	297,166	1	297,166	24,12	0,0390
AD	111,239	1	111,239	9,03	0,0952
AE	1,71348	1	1,71348	0,14	0,7450
BC	50,7514	1	50,7514	4,12	0,1795
BD	8,8536	1	8,8536	0,72	0,4859
BE	84,5021	1	84,5021	6,86	0,1201
CD	270,997	1	270,997	22,00	0,0426
CE	229,644	1	229,644	18,64	0,0497
DE	159,959	1	159,959	12,98	0,0691
Erreur totale	24,6413	2	12,3206		
Total (corr.)	5377,58	17			



Tableau A IV-5 ANAVAR optimisée de *ER* pour les essais d'optimisation

Source	Somme des carrés	DDL	Moyenne quadratique	Rapport F	Proba.
A:A	227,165	1	227,165	25,81	0,0071
B:B	33,7038	1	33,7038	3,83	0,1220
C:C	3055,66	1	3055,66	347,15	0,0000
D:D	217,607	1	217,607	24,72	0,0076
E:E	409,772	1	409,772	46,55	0,0024
AB	194,212	1	194,212	22,06	0,0093
AC	297,166	1	297,166	33,76	0,0044
AD	111,239	1	111,239	12,64	0,0237
BC	50,7514	1	50,7514	5,77	0,0743
BE	84,5021	1	84,5021	9,60	0,0363
CD	270,997	1	270,997	30,79	0,0052
CE	229,644	1	229,644	26,09	0,0069
DE	159,959	1	159,959	18,17	0,0130
Erreur totale	35,2084	4	8,8021		
Total (corr.)	5377,58	17			

Tableau A IV-6 ANAVAR des résultats bruts pour *Sa*

Source	Somme des carrés	DDL	Moyenne quadratique	Rapport F	Proba.
A:A	103,795	1	103,795	10,29	0,0490
B:B	0,0704902	1	0,0704902	0,01	0,9386
C:C	370,697	1	370,697	36,76	0,0090
D:D	0,927369	1	0,927369	0,09	0,7815
E:E	15,5329	1	15,5329	1,54	0,3028
AB	1,25328	1	1,25328	0,12	0,7478
AC	70,3166	1	70,3166	6,97	0,0776
AD	0,042849	1	0,042849	0,00	0,9521
AE	0,0529	1	0,0529	0,01	0,9468
BC	0,077284	1	0,077284	0,01	0,9358
BD	0,8109	1	0,8109	0,08	0,7952
BE	0,00648025	1	0,00648025	0,00	0,9814
CD+CE	1,02516	1	1,02516	0,10	0,7708
DE	0,978121	1	0,978121	0,10	0,7759
Erreur totale	30,2545	3	10,0848		
Total (corr.)	595,841	17			

Tableau A IV-7 ANAVAR des résultats bruts pour Sz

Source	Somme des carrés	DDL	Moyenne quadratique	Rapport F	Proba.
A:A	5596,54	1	5596,54	9,83	0,0519
B:B	241,663	1	241,663	0,42	0,5612
C:C	15465,7	1	15465,7	27,16	0,0137
D:D	302,099	1	302,099	0,53	0,5191
E:E	568,238	1	568,238	1,00	0,3914
AB	16,9909	1	16,9909	0,03	0,8738
AC	3258,98	1	3258,98	5,72	0,0965
AD	1,32365	1	1,32365	0,00	0,9646
AE	48,6855	1	48,6855	0,09	0,7890
BC	61,0899	1	61,0899	0,11	0,7648
BD	0,912025	1	0,912025	0,00	0,9706
BE	8,45065	1	8,45065	0,01	0,9107
CD+CE	54,2211	1	54,2211	0,10	0,7778
DE	1,87006	1	1,87006	0,00	0,9579
Erreur totale	1708,01	3	569,336		
Total (corr.)	27334,7	17			

Tableau A IV-8 ANAVAR optimisé (sans Box-Cox) pour Sa

Source	Somme des carrés	DDL	Moyenne quadratique	Rapport F	Proba.
A:A	103,795	1	103,795	38,01	0,0000
C:C	370,697	1	370,697	135,75	0,0000
E:E	15,5329	1	15,5329	5,69	0,0330
AC	70,3166	1	70,3166	25,75	0,0002
Erreur totale	35,4993	13	2,73071		
Total (corr.)	595,841	17			

Tableau A IV-9 ANAVAR optimisé (sans Box-Cox) pour Sz

Source	Somme des carrés	DDL	Moyenne quadratique	Rapport F	Proba.
A:A	5596,54	1	5596,54	32,37	0,0001
B:B	241,663	1	241,663	1,40	0,2620
C:C	15465,7	1	15465,7	89,47	0,0000
D:D	302,099	1	302,099	1,75	0,2130
E:E	568,238	1	568,238	3,29	0,0972
AC	3258,98	1	3258,98	18,85	0,0012
Erreur totale	1901,55	11	172,868		
Total (corr.)	27334,7	17			

Tableau A IV-10 ANAVAR pour Sa des résultats optimisés  
excluant l'essai 12

Source	Somme des carrés	DDL	Moyenne quadratique	Rapport F	Proba.
A:A	103,795	1	103,795	179,73	0,0000
C:C	370,697	1	370,697	641,90	0,0000
E:E	6,38647	1	6,38647	11,06	0,0060
AC	70,3166	1	70,3166	121,76	0,0000
Erreur totale	6,93005	12	0,577504		
Total (corr.)	558,126	16			

Tableau A IV-11 ANAVAR pour Sz des résultats optimisés  
excluant l'essai 12

<i>Source</i>	<i>Somme des carrés</i>	<i>DDL</i>	<i>Moyenne quadratique</i>	<i>Rapport F</i>	<i>Proba.</i>
A:A	5596,54	1	5596,54	1069,65	0,0000
B:B	241,663	1	241,663	46,19	0,0005
C:C	15465,7	1	15465,7	2955,91	0,0000
D:D	302,099	1	302,099	57,74	0,0003
E:E	175,429	1	175,429	33,53	0,0012
AC	3258,98	1	3258,98	622,88	0,0000
AE	48,6855	1	48,6855	9,31	0,0225
BC	61,0899	1	61,0899	11,68	0,0142
CD	54,2211	1	54,2211	10,36	0,0182
CE	46,3693	1	46,3693	8,86	0,0247
Erreur totale	31,3927	6	5,23212		
Total (corr.)	25282,1	16			



## BIBLIOGRAPHIE

- Aidibe, A., Nejad, M. K., Tahan, A., Jahazi, M., & Cloutier, S. G. (2016). A proposition for new quality 3D indexes to measure surface roughness. *Procedia CIRP*, 46, 327-330. doi: 10.1016/j.procir.2016.03.136
- ASM. (1990). Properties of Pure Metals. Dans A. International (Éd.), *Properties and Selection : Nonferrous and Special-Purpose Materials* (Vol. 2, pp. 1099-1201). États-Unis: ASM International.
- ASME. (2009). *Surface Texture (Surface Roughness, Waviness, and Lay)*. États-Unis: ASME.
- ASTM. (2016). *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*. Norme ASTM E8/E8M. États-Unis: ASTM International.
- Bailon, J.-P., & Dorlot, J.-M. (2000). *Des matériaux* (3<sup>e</sup> éd.). Montréal: Presses internationales Polytechnique.
- Bataineh, O., & Dalalah, D. (2010). Strategy for optimising cutting parameters in the dry turning of 6061-T6 aluminium alloy based on design of experiments and the generalised pattern search algorithm. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 7(1-2), 39-57. doi: 10.1504/IJMMM.2010.029845
- Campbell, F. C. (2006). Aluminum. Dans E. Science (Éd.), *Manufacturing technology for aerospace structural materials* (1<sup>re</sup> éd., pp. 16-92). Oxford: Elsevier Science. Repéré à <http://app.knovel.com/web/toc.v/cid:kpMTASM00V>
- Colombié, M., & Albert, D. (2000). Notions de métallurgie physique. Dans Dunod (Éd.), *Matériaux industriels : matériaux métalliques* (pp. 5-96). Paris: Dunod.
- Derringer, G., & Suich, R. (1980). Simultaneous optimization of several response variables. *Journal of Quality Technology*, 12(4), 214-219.
- Fuzhu, H., Jun, J., & Dingwen, Y. (2007). Influence of machining parameters on surface roughness in finish cut of WEDM. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 34(5-6), 538-546. doi: 10.1007/s00170-006-0629-9.
- Girardin, G. (2012). *Développement d'un procédé d'usinage par micro-électroérosion* (Thèse, Université de Lyon, Lyon). Repéré à <http://www.theses.fr/2012LYO10315/document>.
- Goos, P., & Jones, B. (2011). *Optimal design of experiments : a case study approach* (1<sup>re</sup> éd.). Chichester, Royaume-Uni: Wiley.

- Grant, P. S. (1995). Spray forming. *Progress in Materials Science*, 39(4), 497-545. doi: [https://doi.org/10.1016/0079-6425\(95\)00004-6](https://doi.org/10.1016/0079-6425(95)00004-6).
- Jameson, E. C. (2001). *Electrical discharge machining*. Dearborn, Mich.: Society of Manufacturing Engineers, Machining Technology Association. Repéré à <http://app.knovel.com/web/toc.v/cid:kpEDM0000T>
- Kearney, A., & Rooy, E. L. (1990). Aluminum Foundry Products. Dans A. International (Éd.), *Properties and Selection : Nonferrous and Special-Purpose Materials* (Vol. 2, pp. 123-151). États-Unis: ASM International.
- Khan, Z. A., Siddiquee, A. N., Khan, N. Z., Khan, U., & Quadir, G. A. (2014). Multi Response Optimization of Wire Electrical Discharge Machining Process Parameters Using Taguchi based Grey Relational Analysis. *Procedia Materials Science*, 6, 1683-1695. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.mspro.2014.07.154>.
- Lee, D. (1985). Effect of cutting speed on chip formation under orthogonal machining. *Journal of engineering for industry*, 107(1), 55-63.
- Lee, S. H., & Dornfeld, D. A. (2007). Prediction of burr formation during face milling using an artificial neural network with optimized cutting conditions. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B (Journal of Engineering Manufacture)*, 221(B12), 1705-1714. doi: 10.1243/09544054JEM870.
- Lu, X.-G., Selleby, M., & Sundman, B. (2005). Theoretical modeling of molar volume and thermal expansion. *Acta Materialia*, 53(8), 2259-2272. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.actamat.2005.01.049>.
- Maher, I., Sarhan, A. A. D., Barzani, M. M., & Hamdi, M. (2015). Increasing the productivity of the wire-cut electrical discharge machine associated with sustainable production. *Journal of Cleaner Production*, 108, Part A, 247-255. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jclepro.2015.06.047>.
- Mason, R. L., Gunst, R. F., & Hess, J. L. (2003). Screening Experiments. Dans Wiley (Éd.), *Statistical Design and Analysis of Experiments - With Applications to Engineering and Science* (2<sup>e</sup> éd.). New York: John Wiley & Sons.
- Montgomery, D. C. (2013). *Design and analysis of experiments* (8<sup>e</sup> éd.). Hoboken, NJ: John Wiley and Sons.
- Pan, M., Yandong, J., Prashanth, K. G., et al. (2017). Effect of Si content on the microstructure and properties of Al-Si alloys fabricated using hot extrusion. *Journals of Materials Research*, 31(11), 2210-2217. doi: 10.1557/jmr.2017.97

- Pramanik, A., Basak, A. K., Islam, M. N., & Littlefair, G. (2015). Electrical discharge machining of 6061 aluminium alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 25(9), 2866-2874. doi: [http://dx.doi.org/10.1016/S1003-6326\(15\)63912-7](http://dx.doi.org/10.1016/S1003-6326(15)63912-7).
- Sabatino, M. D. (2005). *Fluidity of Aluminum Foundry Alloys* (Norwegian University of Science and Technology, Norvège).
- Selvakumar, G., Sornalatha, G., Sarkar, S., & Mitra, S. (2014). Experimental investigation and multi-objective optimization of wire electrical discharge machining (WEDM) of 5083 aluminum alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 24(2), 373-379. doi: [http://dx.doi.org/10.1016/S1003-6326\(14\)63071-5](http://dx.doi.org/10.1016/S1003-6326(14)63071-5).
- Sengottuvel, P., Satishkumar, S., & Dinakaran, D. (2013). Optimization of Multiple Characteristics of EDM Parameters Based on Desirability Approach and Fuzzy Modeling. *Procedia Engineering*, 64, 1069-1078. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2013.09.185>.
- Sinha, P., Kumar, R., Singh, G. K., & Thomas, D. (2015). Multi-Objective Optimization of Wire EDM of AISI D3 Tool Steel Using Orthogonal Array with Principal Component Analysis. *Materials Today: Proceedings*, 2(4), 3778-3787. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.matpr.2015.07.183>.
- StatCan. (2013). Variance et écart-type. Repéré à <https://www.statcan.gc.ca/edu/power-pouvoir/ch12/5214891-fra.htm>
- Thakkar, R. B., Shah, R. P., & Vanark, V. (2000, mars). *Effects of hole making processes and surface conditioning on fatigue behavior of 6061-T6 aluminum*. Communication présentée à SAE 2000 World Congress, Detroit, USA. doi: 10.4271/2000-01-0783.
- Tosun, N., Cogun, C., & Tosun, G. (2004). A study on kerf and material removal rate in wire electrical discharge machining based on Taguchi method. *Journal of Materials Processing Technology*, 152(3), 316-322. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.04.373>.
- Warmuzek, M. (2004). Introduction to Aluminum-Silicon Casting Alloys. Dans *Aluminum-silicon casting alloys atlas of microfractographs* (pp. 1-10). États-Unis: ASM International
- Warmuzek, M. (2004). Metallographic Techniques for Aluminum and its Alloys. Dans A. Handbook (Éd.), *Metallography and Microstructures* (Vol. 9, pp. 711-751). ASM International.
- Zhu, X., Wang, R., Peng, C., Liu, W., & Peng, J. (2014). Microstructure and thermal expansion behavior of spray-formed Al27Si alloy used for electronic packaging.

*Journal of Materials Science: Materials in Electronics*, 25(11), 4889-4895. doi: 10.1007/s10854-014-2249-8.