



HAL
open science

Étude d'une torche de découpe par plasma - Expérimentations sur la qualité de coupe et l'usure

Sébastien Chabert

► **To cite this version:**

Sébastien Chabert. Étude d'une torche de découpe par plasma - Expérimentations sur la qualité de coupe et l'usure. Ingénierie, finance et science [cs.CE]. Université de Toulouse (Paul Sabatier), 2024. Français. NNT : 2024TLSES045 . tel-04746911

HAL Id: tel-04746911

<https://hal.science/tel-04746911v1>

Submitted on 21 Oct 2024

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

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

Public Domain

Doctorat de l'Université de Toulouse

préparé à l'Université Toulouse III - Paul Sabatier

Etude d'une torche de découpe par plasma

Expérimentations sur la qualité de coupe et l'usure - Etude numérique

Thèse présentée et soutenue, le 23 avril 2024 par

Sébastien CHABERT

École doctorale

GEETS - Génie Electrique Electronique, Télécommunications et Santé
Du système au nanosystème

Spécialité

Ingénierie des Plasmas

Unité de recherche

LAPLACE - Laboratoire PLASma et Conversion d'Énergie

Thèse dirigée par

Jean-Jacques GONZALEZ et Pierre FRETON

Composition du jury

M. Yann CRESSAULT, Président, Université Toulouse III - Paul Sabatier

M. Jean-Marc BAUCHIRE, Rapporteur, Université d'Orléans

Mme Marie-Pierre PLANCHE, Rapporteur, Université de Technologie de Belfort-Montbéliard

M. Vandad-Julien ROHANI, Examineur, Université PSL

M. Jean-Jacques GONZALEZ, Directeur de thèse, CNRS Occitanie Ouest

M. Pierre FRETON, Co-directeur de thèse, Université Toulouse III - Paul Sabatier

Membres invités

M. David Lekic, Gys

Remerciements

Merci à tous ceux qui m'ont épaulé au cours de cette thèse pour leur aide, leurs enseignements, leurs conseils et nos discussions. Sans vous, cette thèse n'aurait pas eu la même saveur et n'aurait pu aboutir.

Merci à mes parents pour leur soutien indéfectible depuis toujours.

Encadrement :

FRETON Pierre

GONZALEZ Jean-Jacques

LEKIC David

Autres personnels de Gys :

BONILLO Jonathan

DE VERBIGER Ambre

JULLIOT Alexandre

BOUVET Pierre-François

EL OUERGHI Rafik

LAVERDA Mario

CHAUVEAU Anthony

FRISON Arnaud

MONDHER Anthony

COULIBALY Peyofougou

FRESNEL Sébastien

SODEREAU Tristan

CUPIFF Damien

GABILLARD Mickaël

TAKILT Hocine

DAVY Benoît

LE TEUF Bruce

TEXIER Mickaël

DUVAL Alexis

JEGOU Stéphane

Autres personnels du Laplace :

BLEY Vincent

MAUSSION Pascal

SCHLEGEL Benoît

COSERU Sergiu

LANTIN Benoît

SIMONNET Claire

FORT Pierre

MONNOYER Arthur

TEULET Philippe

GATRI Arsalen

ROBBIANI Baptiste

TRUPIN Cédric

HERNANDEZ Pierre

SAMBOU Francis

VALENSI Flavien

Hors Gys et Laplace :

BAYLAC Vincent (CIRIMAT)

GOUY Sophie (Centre Raymond Castaing)

Hommage

Je souhaite également rendre un hommage posthume à Jean-Luc Astier qui fut mon professeur de physique au lycée Jacob Holtzer ainsi qu'à Mathieu Masquère, chercheur au Laplace, tous les deux décédés cette année (2024) et que j'appréciais beaucoup.

Sommaire

Résumé	6
Contexte	7
Chapitre 1 La découpe plasma, introduction	9
I) Notion de plasma	12
I.1) Plasmas froids à l'équilibre ou hors d'équilibre	13
I.1.1) L'équilibre thermodynamique	14
I.1.2) Plasmas hors d'équilibre thermodynamique	15
I.2) Propriétés des gaz plasmagènes	15
I.2.1) Energies de dissociations et d'ionisation	15
I.2.2) Propriétés	15
I.2.3) Calcul des compositions et des propriétés	16
I.3) Modélisation du milieu plasma & hypothèses	17
I.3.1) Hypothèse d'Equilibre Thermodynamique Local (ETL)	17
I.3.2) Pression	18
I.3.3) Rayonnement	18
I.4) Applications industrielles des plasmas thermiques	19
I.4.1) Découpe plasma	19
I.4.2) Soudage	22
II) Procédés de découpe concurrents	22
II.1) Découpe laser	23
II.2) Découpe jet d'eau	23
II.3) Oxycoupage	23
II.4) Comparatif technique	24
II.5) Comparatif économique	25
III) Qualité de coupe	27
III.1.1) Scories	29
III.1.2) ZAT	29
III.1.3) Largeur de saignée	30
III.1.4) Dépouille	30
III.1.5) Rugosité	30
IV) Phénomènes d'usure	31
IV.1) Usure de l'électrode	31
IV.2) Mécanismes d'érosion de l'électrode	32
IV.3) Impact de la nature du gaz sur l'érosion de l'électrode	33
IV.4) Réduction de l'usure de la cathode	33
IV.5) Usure de la tuyère	34
IV.6) Double arc	34
V) Synthèse du chapitre 1	36
Chapitre 2 Caractérisation du système	37
I) Constitution du système étudié	39
I.1) Torche	40
I.1.1) Tête de torche, vue générale, fonctionnement	41
I.1.2) Pièces de la torche	45
. L'électrode	45
. Le diffuseur	46
. La tuyère	47

. La buse	49
. Le déflecteur	49
I.2) Générateur	50
I.3) Table de découpe	52
I.4) Mesures complémentaires	55
I.4.1) Rétractation de l'électrode	55
I.4.2) Analyse des électrodes par microsonde Castaing	56
I.4.3) Observation des inserts aux rayons X	56
II) Caractérisation pneumatique	57
II.1) Le régulateur de pression	57
II.2) Mesures de débit	59
II.2.1) Protocole	59
II.2.2) Essais à froid, pièces obturées	60
II.2.3) Mesures pneumatiques à chaud	63
III) Caractérisation thermique	65
III.1) Protocole	65
III.2) Outils de caractérisation thermique	66
III.2.1) Rubans thermiques	66
III.2.2) Imagerie infrarouge	67
III.3) Résultats	68
III.3.1) Electrode	68
III.3.2) Tuyère	70
III.3.3) Diffuseur	71
III.3.4) Déflecteur & buse	72
III.3.5) Récapitulatif	74
IV) Imagerie haute vitesse	75
IV.1) Dispositif expérimental	75
IV.2) Fluctuations du jet de plasma	76
IV.3) Visualisation des ondes de choc	77
IV.4) Tourbillons et latéralité	79
V) Synthèse du chapitre 2	82

Chapitre 3 Qualité de coupe **83**

I) Protocole expérimental, traitement des données	85
I.1) Repérage des saignées	85
I.2) Mesures par le dessus	87
I.3) Mesures sur la tranche	87
I.4) Méthode Taguchi - Exemple avec le débit d'acier ablaté	90
I.4.1) Extraction des résultats, analyse des effets	91
I.4.2) Analyse des interactions	93
II) Irrégularités de la saignée	94
II.1) Comparaison des profils supérieur, médian et inférieur	96
II.2) Ecart maximum	97
II.3) Comparaison des vitesses	98
II.4) Coupes robotisées	99
II.5) Résumé	99
III) Asymétrie	100
III.1) Campagnes pour l'étude de l'asymétrie	101
III.2) Impact des paramètres	102
III.2.1) Pression et courant	102
III.2.2) Angle d'injection du diffuseur	103
III.2.3) Sens de coupe et Vitesse	103
III.2.4) Arrière de l'électrode	106

. Formation d'un bourrelet latéral	108
III.2.5) Position angulaire de la torche	110
III.2.6) Champ rémanent des tôles	111
III.2.7) Circulation du courant	112
III.3) Discussion sur l'asymétrie	113
IV) Impact de l'air de protection sur la saignée	114
IV.1) Configuration avec déflecteur prototype	115
IV.2) Plan d'expériences	116
IV.3) Résultats	117
IV.4) Conclusion	120
V) Synthèse du chapitre 3	121
Chapitre 4 Usure de l'électrode	123
I) Protocole expérimental	126
I.1) Campagnes	126
I.2) Conduite des essais d'usure	127
I.3) Banc d'usure	129
I.4) Mesures	131
I.4.1) Mesure de profondeur de cratère par comparateur	131
I.4.2) Autres mesures	131
II) Destruction de l'électrode	133
II.1) Phénomènes lors de la destruction	133
II.2) Dommages collatéraux et précurseurs de la destruction	135
III) Impact des paramètres de coupe sur l'usure	136
III.1) Dispersion, effet du courant	136
III.2) Effet de la tension	137
III.3) Effet de la forme de l'électrode	139
IV) Mécanismes de l'usure	141
IV.1) Formes de cratère	141
IV.2) Lien entre forme de cratère et endurance	144
IV.3) Influence du diamètre d'insert	147
V) Synthèse du chapitre 4	148
Chapitre 5 Modélisation numérique	151
I) Bases et hypothèses du modèle	154
I.1) Domaine, Maillage	154
I.2) Parois, conditions limite	156
I.3) Résolution de la physique	157
II) Calibrage, validation	159
II.1) Accord modèle-expérience pour les débits	159
II.2) Ecoulement supersonique et ondes de choc	161
II.3) Tension	163
II.4) Synthèse sur le calibrage et validation	163
III) Grandeurs données par le modèle	164
III.1) Pertes de charges dans la torche	165
III.2) Ecoulement	166
III.2.1) Effet du vortex vers la tête de l'électrode	166
III.2.2) Jet de plasma en fonction de l'intensité et de la pression, lien avec l'asymétrie de saignée	167
III.3) Simulation d'un cratère	168
III.3.1) Modèle	169
III.3.2) Résultats	169
III.3.3) Synthèse	171

III.4) Thermique pour différentes dimensions d'insert	172
III.4.1) Modèle pour l'étude thermique	172
III.4.2) Cas	173
III.4.3) Résultats	173
IV) Propositions pour la découpe plasma	174
IV.1) Limage des électrodes pour augmenter leurs durées de vie	174
IV.1.1) Cas simulés	175
IV.1.2) Résultats	175
IV.2) Dimensionnement assisté par simulation	179
IV.2.1) Cas simulés	179
IV.2.2) Critère d'énergie : Température maximale	180
IV.2.3) Critère d'équilibre débit/courant	182
IV.2.4) Critère de robustesse : position de l'iso 7000K dans la tuyère	183
IV.2.5) Synthèse	185
V) Synthèse du chapitre 5	187
Conclusion générale	189
Annexe : Application des critères de dimensionnement pour le changement de gaz de la torche	195
Références	199

Résumé

Ces travaux s'intéressent à une solution de découpe par plasma d'air comprimé, en particulier à la torche. En vue de permettre à la société Gys de concevoir une nouvelle torche, nous avons caractérisé le système pour comprendre le rôle et le dimensionnement de chaque circuit pneumatique : air plasmagène, air de protection et air rétroinjecté. Ceux-ci sont à la base du refroidissement, de l'amorçage et de la découpe.

Par ailleurs, deux aspects du procédé de découpe ont été étudiés expérimentalement : la qualité de coupe et l'endurance des électrodes.

Nous avons porté un intérêt particulier à l'asymétrie droite/gauche des saignées via de nombreux essais paramétriques analysés à l'aide d'une méthode Taguchi, sans toutefois pouvoir déterminer son origine. Nous proposons aussi un réglage d'air de protection pour affiner la qualité.

Quant à l'endurance des électrodes, nous avons exploré les mécanismes d'usure ainsi que le lien entre durée de vie des électrodes et formes des cratères qui s'y creusent au cours du fonctionnement. Nous proposons des explications sur les mécanismes de destruction.

L'étude expérimentale de ces trois axes (caractérisation & conception, qualité de coupe et endurance) est complétée par une étude numérique à l'aide d'un modèle physique 2D axisymétrique. Le modèle a servi à conduire des études paramétriques qui ont précisé la connaissance des phénomènes dans la torche.

Enfin, nous proposons trois critères de base, basés sur les performances avérées du système réel, la littérature et les résultats du modèle. Ils sont calculables numériquement et utilisables pour un dimensionnement de torche.

Contexte

La société Gys compte environ 500 salariés sur son site en France et environ 400 autres dans 5 pays Européens et en Chine. Elle conçoit et fabrique des produits de soudage, de réparation de carrosserie et des chargeurs de batteries et souhaite se développer sur le marché de la découpe plasma.

Quand j'ai été embauché, en 2020, Gys commercialisait déjà plusieurs postes de découpe à plasma dont le Neocut105, avec lequel j'ai par la suite travaillé.

Un poste de découpe par plasma ou de soudage à l'arc doit avant tout alimenter ces procédés thermo-électriques gourmands en énergie. L'ergonomie, la robustesse, la conformité aux normes, le design et la rentabilité sont d'autres aspects que le fabricant doit maîtriser pour faire le succès de son produit. Gys possède ces compétences et son bureau d'études en compte aussi notamment en électrotechnique, mécanique, informatique industrielle, tôlerie et plasturgie.

Toutefois, en 2020, l'entreprise ne comptait pas de mécanicien des fluides ou de personnel compétent en ingénierie ou physique des plasmas. Or cet aspect est important pour comprendre les torches, qui, avec le générateur, sont les éléments principaux d'un système de découpe plasma. La solution actuellement commercialisée par Gys est constituée du générateur qu'elle fabrique et d'une torche de négoce. Ainsi, Gys souhaitait mieux comprendre ces torches et éventuellement en fabriquer elle-même. Elle est donc rentrée en contact avec l'équipe Arcs Electriques et Procédés Plasmas Thermiques du

laboratoire Laplace à Toulouse, et il a été décidé de débiter un travail de thèse avec un doctorant encadré par cette équipe pour apporter à Gys la compétence en ingénierie des plasmas qui lui faisait défaut. C'est moi qui ai été recruté et qui ai eu le plaisir de faire ce travail dont ce manuscrit est la synthèse.

Le premier chapitre est un état de l'art et pose les bases des phénomènes intervenant dans la découpe par plasma.

J'ai repris certains tests de la littérature pour la caractérisation de la torche, seconde étape de ma thèse et objet du chapitre 2.

La qualité de coupe et la forme des saignées sont également un sujet d'intérêt que nous avons exploré expérimentalement. Le chapitre 3 y est consacré. Il s'adresse notamment aux constructeurs de torches qui souhaiteraient qualifier leur outil. Nous proposons également un réglage innovant pour mieux maîtriser la dépouille.

La problématique de l'usure est l'objet du chapitre 4 où nous détaillons nos études expérimentales. Nous y proposons des hypothèses novatrices pour expliquer l'érosion.

Le chapitre 5 présente le modèle numérique que nous avons développé au laboratoire et les résultats qu'il nous a donnés. Des hypothèses sur les phénomènes et idées d'amélioration du procédé sont aussi proposées, appuyées par les résultats de modélisation.

Chapitre 1 La découpe plasma, introduction

Ce chapitre introduit la notion de plasma, ses caractéristiques, ses classifications et les phénomènes physiques qui y sont à l'oeuvre. Les méthodes de calculs physique pour décrire ce milieu sont également abordées.

A la suite de cette introduction théorique, des applications sont présentées et nous nous rapprochons de notre sujet d'intérêt, la découpe plasma (Figure 1). Celle-ci est présentée historiquement et comparée à des protocoles de découpe concurrents : laser, oxycoupage, jet d'eau.

Puis l'état de l'art des thématiques explorées expérimentalement au cours de la thèse est dressé. Il s'agit tout d'abord de la qualité de coupe, car les résultats de découpe ne sont pas parfaits. Nous présentons des moyens de décrire la qualité de coupe. Puis les résultats de la littérature à ce sujet sont parcourus.

Ensuite, nous abordons l'usure des consommables. En effet, lors de la découpe plasma, la torche s'use jusqu'à devenir inutilisable. Nous rapportons les phénomènes d'usure tels que décrits dans la littérature ainsi que les facteurs qui y contribuent.

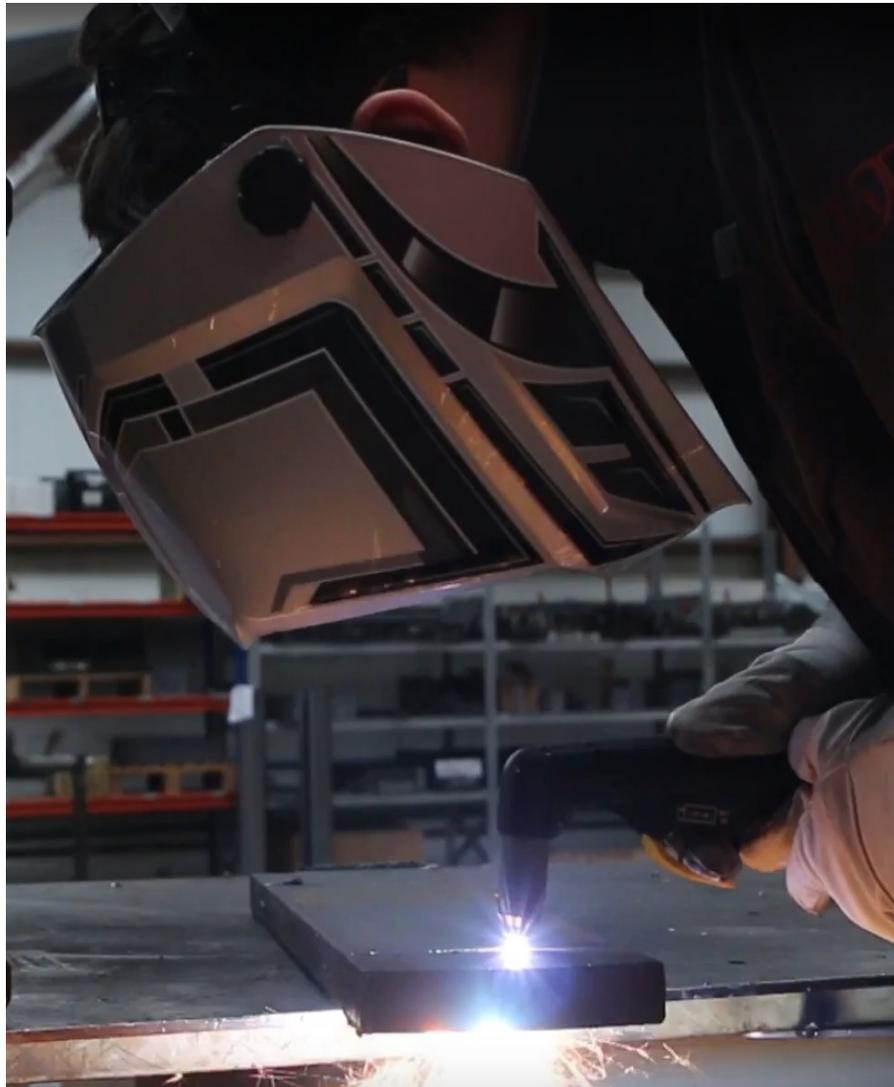


Figure 1: Découpe manuelle par plasma d'air (support de communication de Gys)

I) Notion de plasma

"Le terme "plasma" a été introduit pour la première fois par I. Langmuir [1] en 1928 lorsqu'il observait le comportement du gaz ionisé dans des tubes à décharge. On lui doit l'identification de cet état de la matière ainsi que de ses propriétés fondamentales. Les oscillations de l'ensemble des ions observés faisaient penser à celles que l'on peut voir dans un milieu gélatineux (en grec, plasma veut dire matière gélatineuse, ou qui peut être modelée). "Le plasma apparaît alors comme un quatrième état de la matière, un milieu gazeux et ionisé..." [2]. "Les molécules sont dissociées, ionisées et excitées. Elles donnent lieu à des mélanges d'espèces physico-chimiques [...] instables et complexes : les plasmas [3]."

Un plasma est caractérisé notamment par ses densités électronique et ionique, qui correspondent à la quantité d'électrons (libres) et d'ions par unité de volume qu'il contient. Ces espèces, chargées électriquement, font des plasmas des conducteurs électriques.

En outre, un plasma est le siège de nombreuses collisions entre les différentes particules qui le

composent. On distingue les collisions élastiques et inélastiques. "Les collisions élastiques ne modifient que la direction et la vitesse des particules en interaction [...] elles contribuent au transfert de chaleur [4]." Les collisions inélastiques, quant à elles, opèrent des conversions entre les énergies cinétique, potentielle et chimique. Il en résulte des excitations (gain d'énergie potentielle) et des désexcitations (perte d'énergie potentielle). Ces phénomènes entraînent une modification de la répartition des espèces, du fait des ionisations et recombinaisons, et sont également à l'origine du rayonnement qui fait du plasma une substance lumineuse comme on peut le constater sur la Figure 1 qui montre une découpe manuelle par torche à plasma.

Sur cette photographie, le plasma est le jet lumineux situé à la sortie de la torche et traversant la plaque. En dessous de la plaque, des étincelles de métal coupé s'ajoutent au plasma. L'opérateur porte un masque de soudage car le rayonnement du plasma d'air utilisé pour cette découpe, intense et riche en ultraviolets, est très nocif pour les yeux [5], [6].

On distingue deux grandes familles de plasmas, les plasmas **chauds** et les plasmas **froids**.

Les plasmas chauds apparaissent à des températures de plusieurs centaines de milliers de degrés. C'est en leur sein qu'a lieu la fusion nucléaire. Ils sont présents dans les étoiles ($\sim 10^7$ °C) et les tokamaks ($\sim 10^8$ °C). Leurs domaines de température et propriétés sont très éloignés de ceux des plasmas froids, dont relève cette thèse.

I.1) Plasmas froids à l'équilibre ou hors d'équilibre

Les plasmas dits froids ou de décharge n'atteignent que des températures de plusieurs dizaines de milliers de degrés. Le mécanisme de chauffage dans un plasma froid industriel, alimenté par un champ électrique, est le suivant. Les électrons, accélérés par ce champ rentrent en collision entre eux et avec les autres espèces de particules ce qui répartit l'énergie

[4]. Les ions, lourds et donc peu mobiles électriquement, ne sont que faiblement accélérés par le champ électrique. Les atomes, électriquement neutres, ne le sont pas du tout.

La fraction d'énergie transférée lors d'une collision élastique entre deux particules de masses respectives m et M est donnée par l'Equation 1.

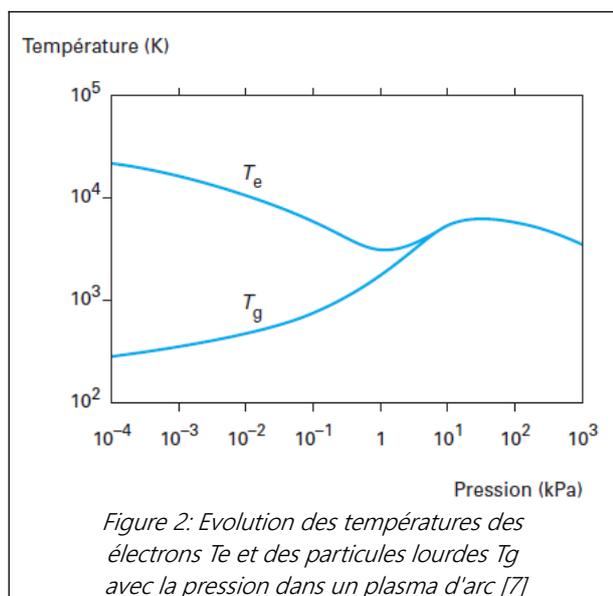
$$K = \frac{2mM}{(m+M)^2} = \frac{2m}{M} \text{ si } (m \ll M)$$

Equation 1

Cela signifie que les collisions entre espèces de masses similaires sont très efficaces pour échanger de l'énergie. D'autre part, les électrons étant de l'ordre de 1000 fois moins massifs que les lourds (atomes, molécules, ions), de très nombreuses collisions sont nécessaires pour échanger de l'énergie de façon significative entre électrons et lourds [7].

On distingue alors deux sous-catégories dans les plasmas froids : les plasmas à l'Equilibre Thermodynamique Local (ETL) dits "thermiques" et les plasmas Hors d'Equilibre (thermodynamique) (HE). La température des différentes espèces, électrons ou particules lourdes (atomes, ions) rend compte de cette distinction.

Une façon de définir l'équilibre des plasmas est de s'intéresser aux températures électroniques et à celles de leurs particules lourdes.



Comme on le voit sur la Figure 2, dans un plasma d'arc (intensité importante, tension faible [4]), la température (et donc l'énergie cinétique moyenne) des lourds et des légers se confond à partir d'une certaine pression. En effet la pression réduit le libre parcours moyen (distance que parcourt en moyenne une particule avant de provoquer une collision) et de fait augmente la fréquence de leurs collisions, ce qui leur permet d'échanger de l'énergie et donc d'homogénéiser leurs températures. Ainsi, dans ce cas, on peut en première approximation considérer que la température des lourds et des électrons est homogène à partir de 10 kPa (0.1 bar); il y a alors ETL. En dessous de cette pression, on est HE.

A titre d'exemple : pour un plasma d'argon à la pression atmosphérique, et pour une température voisine de 10^4 K, la densité électronique doit être supérieure ou égale à $4.4 \cdot 10^{17} \text{ cm}^{-3}$ pour que l'ETL soit établi [4]."

Les plasmas froids à l'ETL sont aussi appelés plasmas thermiques. Ils ont une enthalpie élevée et permettent donc des applications thermiques (section I.4).

Les plasmas HE, bien que leur température électronique puisse être élevée, ont une enthalpie faible car les particules lourdes ne sont pas thermalisées. Ils permettent donc des applications à froid, notamment grâce à leurs propriétés chimiques. Ils peuvent par exemple stériliser des instruments de chirurgie, alors qu'un plasma thermique les détruirait.

1.1.1) L'équilibre thermodynamique

"Pour qu'il y ait Equilibre Thermodynamique Complet (ETC) avec une seule température relative aux particules : mouvements de translation (collisions élastiques), excitation et ionisation par collisions inélastiques, émission, absorption des photons, il faut que le principe de micro-réversibilité soit satisfait. Ce dernier postule que l'équilibre est maintenu seulement si chaque processus d'interaction est contrebalancé par le même processus inverse. Par exemple, l'émission d'un photon doit être équilibrée dynamiquement par la réabsorption d'un photon. Dans ces conditions, les équations de Maxwell, de Boltzmann, les lois

d'action de masse et la loi de Planck sont satisfaites pour une température unique" [7]. En réalité, les photons émis par le plasma ne sont que très partiellement réabsorbés par le milieu. La loi de Planck n'est pas vérifiée et on ne peut donc pas parler d'ETC.

On introduit alors le concept d'Equilibre Thermodynamique Local (ETL), qui sous-entend donc que, parmi les phénomènes suscités, seul le rayonnement ne satisfait pas à la micro-réversibilité. Un plasma à l'ETL peut donc se décrire par les lois d'équilibre usuelles pour les processus collisionnels mais pas pour les processus radiatifs.

Ainsi, sous postulat d'ETL :

- Les vitesses de chaque espèce suivent une distribution de Maxwell-Boltzmann.
- Les populations des niveaux excités de chaque espèce suivent la loi de Boltzmann.
- L'équilibre d'ionisation du milieu est régi par la Loi de Saha.
- L'équilibre de dissociation des espèces moléculaires obéit à la loi de Guldberg-Waage.
- Macroscopiquement, le milieu est électriquement neutre et répond à la loi de Dalton

1.1.2) Plasmas hors d'équilibre thermodynamique

A l'inverse, les plasmas peuvent aussi être HE, les températures des électrons et des particules lourdes sont alors très différentes.

Les lois citées dans la section précédente ne s'appliquent plus. Il est toutefois possible de calculer la composition de ce milieu et d'en déduire les propriétés thermodynamiques [4]. Notre sujet ne concerne pas les plasmas HE. Toutefois, il y a des zones HE proches des électrodes (gaines) et dans la périphérie du cœur de l'arc. Considérer l'ensemble du plasma comme à l'ETL peut donc être une source d'imprécision dans les modèles [8].

1.2) Propriétés des gaz plasmagènes

1.2.1) Energies de dissociations et d'ionisation

L'énergie de $n^{\text{ième}}$ ionisation est l'énergie (exprimée en électron-volt) qu'il faut apporter à un atome pour lui arracher un $n^{\text{ième}}$ électron. Par exemple, l'énergie de première ionisation de l'hydrogène est de 13.6 eV. Cet élément ne possédant qu'un électron, il ne peut subir d'ionisation supplémentaire. Chaque élément possède des énergies d'ionisation différentes [9].

Etant attendu qu'il s'agit d'une énergie par quantité de matière (alors exprimée en kJ/mol), eu égard à la loi des gaz parfaits, celle-ci augmente avec la pression pour un volume donné.

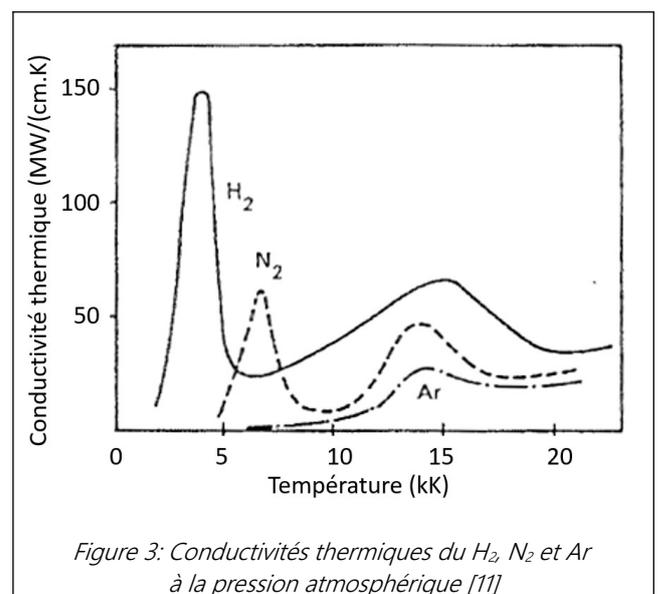
Selon le même principe, les énergies de dissociation sont celles qu'il faut apporter à une molécule pour en séparer les atomes [9].

1.2.2) Propriétés

Les caractéristiques des gaz (viscosité, densité volumique, conductivités thermique et électrique...), y compris sous forme de plasma, dépendent de leur nature mais aussi de leurs température et pression [10].

Par exemple, la Figure 3 présente la conductivité thermique pour différents gaz (N_2 , H_2 et air) en fonction de la température.

Les pics de conductivité à 2 (pour H_2) et 7 kK (pour N_2) correspondent aux températures de dissociation des molécules ($H_2 \rightarrow 2H$ et $N_2 \rightarrow 2N$).



L'argon, gaz monoatomique, n'est donc pas concerné par ce phénomène. Les pics aux alentours de 15 kK correspondent aux températures d'ionisation. En outre, l'enthalpie est également différente selon le gaz utilisé. Cette grandeur, représentative de l'énergie stockée dans le plasma, a également un impact important. Ainsi, les plasmas de O_2 , H_2 et N_2 présentent des enthalpies d'environ un ordre de grandeur plus élevé que celle d'Ar à pression et température équivalentes.

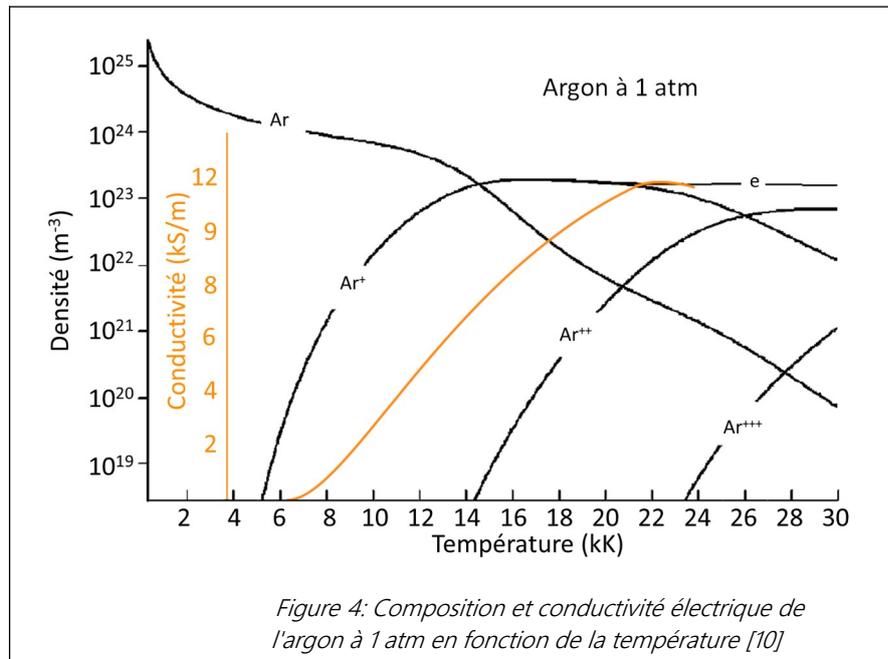
1.2.3) Calcul des compositions et des propriétés

La composition d'un gaz indique la proportion de ses espèces : molécules, atomes, ions (et nombre de fois ionisés), électrons. Elle peut même préciser les niveaux d'excitation. Elle est généralement calculée pour une pression constante et différentes température. Un exemple de composition et de conductivité électrique est donné dans la Figure 4. Il s'agit d'argon pur à la pression atmosphérique pour lequel sont données les densités d'espèces jusqu'à la 3ème ionisation et la conductivité électrique en fonction de la température.

Larroche [3] donne l'exemple du dihydrogène, qui de par son enthalpie et sa conductivité thermique élevées, est particulièrement efficace dans le transfert de chaleur (tant aux pièces à traiter qu'à l'air ambiant) et rentre dans la composition de certains gaz de coupe plasma [12]. La connaissance des propriétés des gaz est essentielle à la modélisation numérique des plasmas.

La conductivité électrique cesse d'être négligeable lorsque la densité d'électron/d'ions devient significative, à partir d'environ 6 kK.

Cressault [13], Rat [14] et Harry Solo [15] par exemple calculent des compositions et des propriétés thermodynamiques et coefficients de transports qui en découlent. Ceux-ci sont, rappelons-le, indispensables à la modélisation numérique évoquée dans la prochaine section.



I.3) Modélisation du milieu plasma & hypothèses

Le milieu plasma en présence notamment dans les applications de découpe est le siège de phénomènes physiques intenses parmi lesquels : Températures jusqu'à 30 kK, forts degrés d'ionisation, écoulement supersoniques... De fait, les seules observations et expérimentations peuvent se montrer impuissantes à

expliquer la physique mise en jeu. La modélisation numérique est donc une autre approche pour décrire les plasmas. Modéliser implique des spécificités dont quelques exemples sont présentés dans les prochaines sous-sections.

I.3.1) Hypothèse d'Equilibre Thermodynamique Local (ETL)

Nous avons décrit l'ETL dans la section précédente. Voyons brièvement comment il est traité dans la littérature.

Dans leur étude Freton et al. [8] utilisent un modèle à l'ETL pour décrire le milieu plasma, avec un bon accord théorie-expérience, à l'exception des champs de température en périphérie d'arc, où l'ETL n'est pas satisfait. Teulet et al [16] considèrent aussi l'hypothèse de l'ETL pour le calcul des transferts d'énergie. Ces deux études considèrent une torche de découpe à dioxygène.

Ghorui [17] présente une modélisation hors d'équilibre chimique, en régime turbulent et à deux températures (2T), une pour les électrons et une pour les lourds. L'application est également une torche de découpe à O₂. Une différence notable de 3000 K au maximum a été trouvée entre les électrons et les lourds à l'amont de l'orifice de la tuyère. Les résultats de calcul et les mesures de températures sont cohérents dans cette étude. Dans une configuration d'arc libre, Rat et al. [18] utilisent aussi un modèle 2T et étudient les différences du milieu

plasma en fonction **[du rapport θ entre les températures des électrons et des lourds]**. Par exemple pour la conductivité électrique, les valeurs sont similaires aux températures inférieures à 5kK ou supérieures à 15kK mais un écart apparaît aux températures intermédiaires.

1.3.2) Pression

Pour Freton [20], la pression n'est pas considérée comme un paramètre influant sur les caractéristiques de conductivités, de chaleur spécifique, de position des pics de dissociation et d'ionisation ni sur la viscosité du plasma. Ces hypothèses sont faites pour les pressions mises en jeu dans cette configuration de découpe (5 bar). Elle impacte cependant la densité de masse de façon linéaire. Nemchinsky [Nem_5] adopte les mêmes hypothèses mais considère que la chaleur spécifique est proportionnelle à la pression.

1.3.3) Rayonnement

Le rayonnement du plasma de découpe peut être modélisé par le Coefficient d'Emission Nette (CEN), exprimé en $W/(m^3 \cdot ster)$ qui représente les pertes radiatives qui refroidissent le plasma mais ne permet pas de calculer précisément les flux radiatifs. LE CEN est calculé sous hypothèse d'ETL pour une pression et une température données [4]. La composition peut s'avérer complexe à déterminer du fait de l'ensemencement du plasma par du métal vaporisé (fortement émissif) .

La prise en compte de deux températures (donc hors ETL), une pour les lourds, une pour les électrons, est plus complexe et les données sont moins abondantes que pour l'ETL. Selon les grandeurs calculées, elle aura plus ou moins d'impact. Par exemple la viscosité dépend majoritairement de la température des lourds contrairement à la diffusion thermique des électrons [18] [19].

Le coefficient d'émission nette (voir section 1.3.3) varie également avec la pression mais pas tout à fait linéairement [20].

Trelles et al. [19] pointent l'effet des gradients de pression sur les champs électriques : à densité électronique identique, deux zones à pressions différentes présentent des concentrations électroniques différentes impactant les champs électriques.

Outre le CEN, il existe des modèles de rayonnement plus précis, basés sur la résolution l'équation du transfert radiatif. Pour Trelles et son équipe [19], le modèle P1 est moins précis que le DOM car les plasmas de coupe ne sont pas assez épais optiquement. Il confirme également la pertinence du CEN pour les plasmas de découpe (lorsque le calcul des flux radiatifs n'est pas nécessaire).

Freton [20] et Sambou [21], ont conduit des simulations comparatives entre CEN et P1. La

périphérie du jet de plasma est plus chaude dans le cas du P1 car il prend en compte la réabsorption. On chauffe par rayonnement le bord de l'arc (principalement à plus d'1mm de l'axe du jet de plasma).

La méthode de Ménart et son équipe [22], plus complexe et précise, n'est pas intégrable directement dans un logiciel de CFD (Computational Fluid Dynamics).

Nous clôturons ainsi la présentation des plasmas, intéressons-nous maintenant à leurs applications.

1.4) Applications industrielles des plasmas thermiques

Les plasmas thermiques sont, entre autres, un outil de conversion électrique-thermique. Expliquons comment en observant les ordres de grandeurs de conductivités électriques de différents matériaux sur le Tableau 1 .

Conductivité (S/m)	Matériau	Famille	Ordre de grandeur de la conductivité normalisée
$5.8.10^7$	Cuivre à 300 K	Conducteur	1
$1.2.10^4$	Argon à 24 000 K	Plasma	10^{-3}
4.10^{-4}	Silicium à 300 K	Semi-conducteur	10^{-11}
10^{-14}	PVC à 300 K	Isolant	10^{-21}

Tableau 1: Exemple de conductivités de différents matériaux [9], [23]

Le plasma est un conducteur électrique mais beaucoup moins que le cuivre. Dans le cas d'une découpe plasma, le courant traverse un circuit solide (cuivre + électronique de puissance) de quelques mΩ alors que l'arc représente quelques Ω. L'écrasante majorité de l'effet Joule et donc du chauffage a donc lieu au sein du plasma. Les grandes quantités et concentration de chaleur en résultant présentent un intérêt dans des procédés industriels thermiques. Les plasmas à l'ETL (alias thermiques) peuvent être notamment utilisés pour le traitement de déchets [24], [25], la synthèse de matériaux [26], le

1.4.1) Découpe plasma

Le principe de la découpe plasma, objet de cette thèse, est le suivant : Un arc électrique en courant continu est créé entre l'**électrode** infusible et la tuyère et peut être transféré à la **pièce** (Figure 5).

traitement de surface [27] [28] et l'amélioration de procédés métallurgiques [21]. De plus, les plasmas d'arc sont présents et étudiés dans les disjoncteurs [29].

Les deux prochaines sous-sections détaillent davantage la découpe, objet de notre étude, ainsi que le soudage qui est une application proche par la technologie et souvent complémentaires dans les usages.

Note :

1. L'électrode est, en toute rigueur, une cathode puisqu'elle est alimentée par la polarité négative du générateur, mais nous lui préférons l'appellation d'électrode conformément à l'usage dans l'industrie.

2. Pour désigner le métal qui subit la découpe, nous nous référons indifféremment à l'anode, à la tôle, à la pièce à découper, à l'ouvrage, ou à l'échantillon .

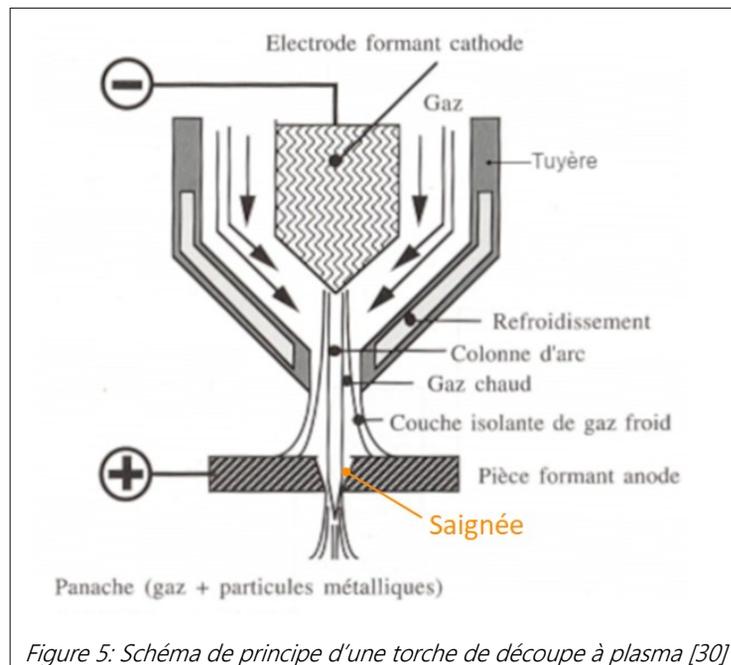
De l'air ou un autre gaz plasmagène (argon, hélium pour les gaz inertes ou comprenant de l'oxygène

pour les gaz chimiquement actifs) est soufflé sur la pièce à travers la tuyère. Ce gaz, chauffé jusqu'à l'état plasma par l'arc, ainsi que la pénétration de l'arc dans la pièce, entraînent la fusion du métal. Le métal fondu est éjecté de la saignée par le jet de plasma, qui possède une grande quantité de mouvement. La torche est refroidie par le gaz plasmagène, le gaz d'un circuit secondaire et ou par un autre fluide (possiblement de l'eau).

Le gaz secondaire dit également de protection, outre son effet de refroidissement, permet de protéger la torche contre les projections de métal fondu émises par la tôle en particulier lors du perçage.

En découpe plasma, l'ouvrage est toujours relié à la pince de masse (polarité +) et sert donc d'anode car les flux d'énergie y sont bien plus intenses qu'à la cathode. Si on inversait la polarité, la coupe serait moins efficace et l'électrode dans la torche serait détruite très rapidement.

La torche est toujours placée au dessus de l'ouvrage car un panache d'étincelles de métal et de fumée est projeté par le souffle de la torche (Figure 1). En plaçant la torche au dessus, ce panache est dirigé vers le bas, il est donc plus facile à circonscrire que s'il s'élevait dans les airs.



Les paramètres de coupe sont :

- L'épaisseur de tôle
- La nature de la tôle
- Le courant
- La pression des gaz injectés
- La nature des gaz injectés [12]
- La vitesse d'avance de la torche
- La distance torche-pièce (alias hauteur de torche)

Historique de la découpe plasma [4], [6], [31]

Les premières technologies de découpe plasma atteignirent une échelle industrielle dans les années 50. En 1957, le docteur Gage de l'Union Carbide a déposé un brevet [32] pour le premier procédé de découpe plasma, basé sur une extension du soudage Tungsten Inert Gas (TIG) (section I.4.2). Réduire la section de sortie de la tuyère d'une torche TIG a permis d'obtenir un jet de plasma plus constricté capable de découper. Quelques années plus tard, des torches jusqu'à 40 kW étaient commercialisées par Metco, Avco, Plasmadyne, Linde, Thermal Dynamics, Tafa ou encore Union Carbide [3] (Hypertherm est aujourd'hui le leader mondial de la découpe plasma [33]). À l'origine, les premières torches de découpe plasma utilisaient de l'argon comme gaz plasmagène.

La décennie 1960 a vu l'émergence des torches à double injection, où une seconde tuyère a été ajoutée pour améliorer la constriction du jet de plasma, conduisant ainsi à une meilleure qualité de coupe et à une augmentation de la durée de vie des consommables grâce à l'effet refroidissant du gaz secondaire (de protection). Le plasma restait toutefois majoritairement cantonné à la découpe de l'inox, l'oxycoupage restant majoritaire pour la découpe d'acier doux.

Les années 1970 ont apporté des avancées telles que l'introduction de l'injection d'eau comme alternative

au gaz de protection, offrant un refroidissement amélioré. De plus, l'utilisation d'azote comme gaz de coupe a permis d'obtenir des coupes de meilleure qualité et le plasma s'est peu à peu répandu même pour la découpe d'acier doux.

Dans les années 1980, l'utilisation d'oxygène comme gaz de découpe et de hafnium dans les électrodes est devenue de plus en plus répandue. L'utilisation de ce métal, résistant à l'érosion, a permis à la découpe à air comprimé, technologie d'intérêt de cette thèse, de se démocratiser notamment pour des usages portatifs.

Plus récemment, la technologie de torche à plasma haute densité (ou haute précision) a été développée, permettant d'obtenir des découpes plus précises avec des saignées plus étroites. Cette technologie, caractérisée par des diamètres de sortie de tuyère d'environ 1 mm, a considérablement amélioré la constriction du jet de plasma. L'automatisation des procédés de découpe plasma se développe également, intégrant les torches dans des machines-outils à commandes numériques. Ces deux aspects rendent le procédé compétitif vis à vis de ses concurrents principaux (section II). Dernièrement, une méthode de jet de plasma intensifié [6] a également été imaginée pour améliorer encore la vitesse et la qualité de la découpe par plasma d'oxygène.

1.4.2) Soudage

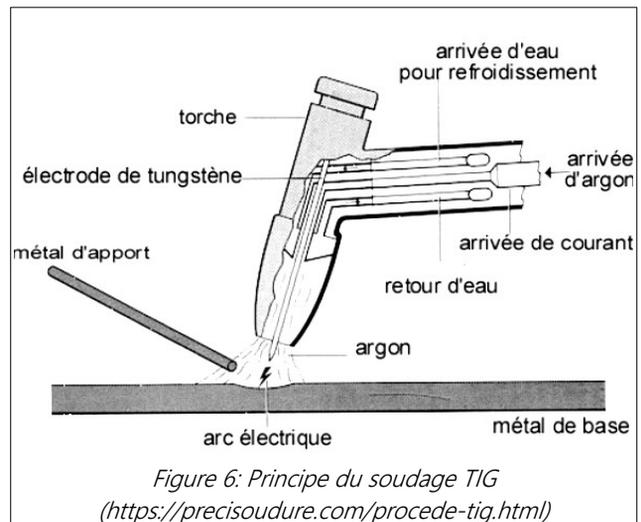
Le soudage plasma, Plasma Arc Welding (PAW) [34] utilise également un jet de plasma projeté sur les pièces à souder à l'aide d'une torche. Le métal des pièces, plus éventuellement un métal d'apport sous forme de fil, rentre en fusion puis, en se solidifiant, réalise la soudure.

Les torches de soudage plasma et de découpe plasma ont des constitutions similaires (Figure 5). En revanche, les pressions mises en jeu sont moins importantes en soudage qu'en découpe. En effet, il ne s'agit pas là d'expulser le métal en fusion comme le ferait un jet plus vif.

Contrairement à la découpe plasma, l'arc n'est pas transféré mais soufflé, c'est à dire que l'anode (polarité +) est la tuyère et que la pièce, non connectée électriquement, est frappée par un jet de plasma en extinction.

Le soudage TIG (Figure 6) quant à lui, est un procédé voisin mais où l'arc est, comme en découpe plasma, transféré à l'ouvrage, qui fait office d'anode.

L'électrode est infusible et un métal d'apport peut être apporté, ce qui différencie ce procédé des soudages manuels à baguette fusible.



A épaisseurs de pièces égales, en soudage, la puissance électrique et la densité de puissance thermique (W/mm^2) sont d'environ 1/10 de celles de la découpe [30] et les débits gazeux sont au moins 30 fois moins élevés. Le gaz employé (par exemple l'argon) protège la soudure en l'isolant de l'air, évitant ainsi à l'ouvrage la contamination par ou la réaction avec du diazote ou du dioxygène. A températures élevées, notamment lors de la fusion du métal, ces phénomènes sont grandement facilités.

Les principales applications du soudage au plasma [...] se trouvent dans la construction de conteneurs et la fabrication de tuyaux, où l'automatisation du soudage est très répandue et efficace [34].

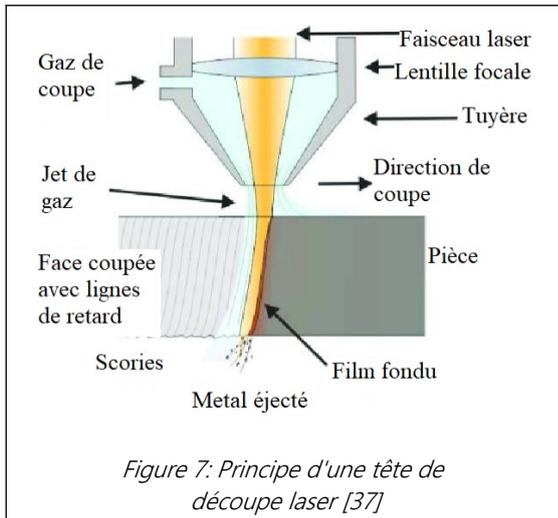
II) Procédés de découpe concurrents

Vannes et Chaussier [30] présentent les procédés de découpe haute énergie : plasma mais aussi laser et jet d'eau. Ce dernier n'étant pas un procédé thermique.

On peut y ajouter les procédés mécaniques, l'oxycoupage, l'électro-érosion et le coupage à la flamme [35]. Nous nous intéressons dans cette section au plasma et à ses concurrents directs, laser, jet d'eau et oxycoupage. Tout d'abord nous en présentons les principes techniques.

II.1) Découpe laser

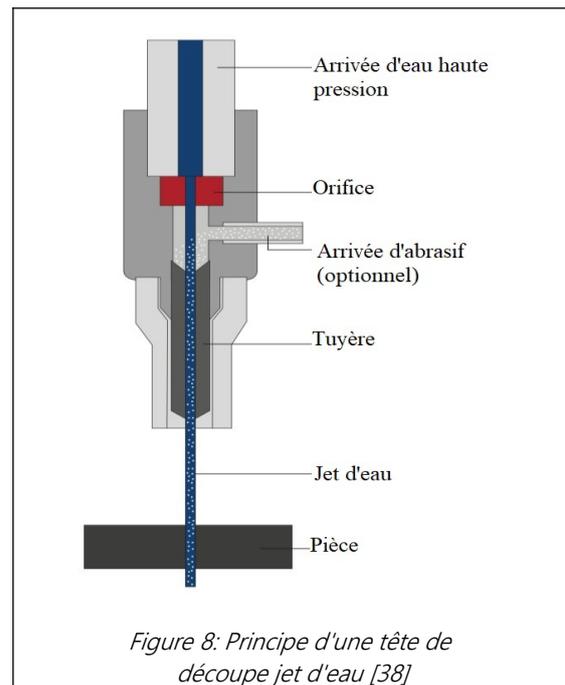
Le principe de la découpe laser est présenté sur la Figure 7. En l'impactant, un faisceau laser fait fondre la matière. Un jet de gaz sous pression éjecte la matière en fusion et peut aussi être utilisé pour ses propriétés physiques et chimiques. Le dispositif doit être refroidi. Selon la technologie laser employée,



CO₂ ou à l'état solide, les matériaux hautement réfléchissants pourront ou non être coupés. Par exemple pour les machines Trumpf [36]. le cuivre et le laiton ne sont accessibles qu'aux lasers à l'état solide.

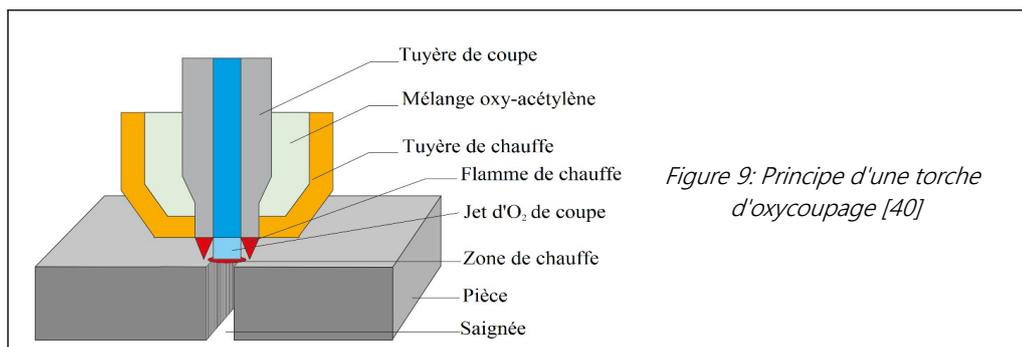
II.2) Découpe jet d'eau

Le principe de la découpe jet d'eau est présenté sur la Figure 8 : de l'eau, éventuellement enrichie en éléments abrasifs, est projetée en jet fin à très haute pression sur la pièce à couper. Celle-ci n'est pas soumise à de hautes températures. Les matériaux ne supportant pas d'échauffement intense sont donc éligibles à ce procédé.



II.3) Oxycoupage

Le principe de l'oxycoupage [39] est présenté sur la Figure 9 : une flamme (dite de chauffe) d'acétylène ou d'un autre gaz inflammable préchauffe la pièce à découper. Du dioxygène est soufflé et c'est lui qui entretient la combustion du fer à plus de 1300°C [40]. La flamme de chauffe doit toutefois être maintenue allumée durant la découpe car le flux d'O₂ refroidit le haut de la saignée.



II.4) Comparatif technique

Voici le comparatif proposé par Godinaud [6] sur ces quatre procédés :

- L'**oxycoupage** est très efficace pour la découpe d'acier doux ou faiblement allié de grande épaisseur, pouvant aller jusqu'à près d'un mètre. Ce procédé n'est pas utilisable pour des épaisseurs inférieures à 3 mm.
- Le **procédé plasma** permet de couper des épaisseurs plus fines qu'avec l'oxycoupage et peut même être utilisé pour des épaisseurs de plus de 100 mm, mais il devient peu rentable par rapport à l'oxycoupage pour des épaisseurs supérieures à 50 mm de métal. Dans cette thèse nous nous intéressons plus particulièrement à la découpe par plasma d'air comprimé, moins performantes mais qui se passe de gaz particulier.
- La **découpe laser** peut également s'effectuer sur des épaisseurs fines de moins de 1 mm et rarement sur des épaisseurs dépassant 20 mm de métal non poli. Une étude expérimentale de pointe montre que des découpes au laser de pièces de 100 mm d'épaisseur peuvent être possibles [41] mais ce n'est pas répandu.
- Le **jet d'eau** peut être utilisé pour découper une large gamme d'épaisseurs de matériaux variés, mais la vitesse de coupe est faible pour les métaux dont l'épaisseur est supérieure à quelques millimètres.

Les épaisseurs accessibles à chaque procédés, la vitesse de coupe sur acier doux de 20 mm d'épaisseur, les risques, forces et faiblesses sont résumés dans le Tableau 2. Certaines forces et faiblesses rapportées dans ce tableau se réfèrent à la qualité de coupe, dont les termes sont détaillés plus avant dans la section III).

La prochaine section complète ce comparatif technique avec l'aspect économique.

	Plasma d'air	Oxycoupage	Laser	Jet d'eau
Epaisseurs accessibles (mm)				
Matériau				
Acier doux	0.4 à 50	3 à 600	0.4 à 25	2 à 100
Acier inoxydables	0.4 à 150	3 à 600	0.4 à 15	2 à 100
Alliages d'aluminium	0.4 à 200	3 à 600	0.4 à 5	2 à 100
Vitesse typique de découpe sur acier doux (mm/min)				
Epaisseur (mm)	200 A		5 kW	4100 bar 3.7 L/min 580 g/min d'abrasif
10	3000	480	2400	370
20	1200	360	1020	170
Risques et protections				
Nature du risque				
Gaz	Production de NOx nocifs pour les voies respiratoires → aspiration	- CO2 et NOx en faibles quantités - Gaz inflammable → permis de feu	Vapeurs métalliques → aspiration	Néant
Optique	Emission UV → masque filtrant teinte 10 et +	Eblouissement	Réflexion du laser → Lunettes de protection spéciales	Néant
Sonore	Sifflement strident → protection auditives	Faible chuintement	Faible	Faible à moyen chuintement
Forces				
	- Qualité des arêtes découpées - Coupe tout matériau conducteur	- Qualité des arêtes découpées	- Précision - Déformation thermique	- Précision - Pas de déformation thermique
Faiblesses				
	- Saignées larges - Déformation thermique	- Saignées larges - Inox impossible	- Perçage lent - Rendement énergétique	- Mouillage des pièces - Qualité de coupe inégale dans la profondeur - Traitement des boues nécessaire
	Plasma	Oxycoupage	Laser	Jet d'eau

*Tableau 2: Comparatif technique de 4 procédés de découpe
En orange, paramètres spécifiques du procédé pour les vitesses de découpe indiquées [6,42,43,44,45]*

II.5) Comparatif économique

Aux Etats-Unis en 2020, le marché des machines de découpe haute énergie se répartit comme indiqué dans le Tableau 3.

Technologie	Montant (M\$)	Proportion (%)
Laser	392	57
Plasma	160	23
Jet d'eau	88	13
Oxycoupage	49	7

Tableau 3: Marché de la découpe aux Etats-Unis en 2020 [46]

L'étude technico-économique d'Harničárová et al. [47] de 2012 compare les découpes plasma, à oxygène et laser. Elle est à la base de ce paragraphe. Il faut souligner ici que peu d'informations économiques sont accessibles dans la littérature.

Tout d'abord, en termes de cadence, le plasma l'emporte sur le laser et l'oxycoupage (Tableau 4). Ensuite, les conclusions de cette étude mettent en évidence la variété de la nature des dépenses associées à chaque technologie de découpe. Les auteurs indiquent que le plasma est le plus cher en termes de pièces consommables et n'est intéressant que pour une utilisation intensive. Concernant l'achat et l'entretien, l'oxycoupage est le moins cher, et le laser est le plus onéreux. Le Tableau 5 synthétise ces coûts.

Epaisseur	Plasma	Oxycoupage	Laser
10 mm	230	56	150
20 mm	100	47	76

Tableau 4: Nombre de pièces par heure pour 3 procédés de découpe [47]

	Plasma	Oxycoupage	Laser
Coût de coupe total	7.66 €/h	7.75 €/h	9.16€/h
Prix par pièce, épaisseur 10 mm	0.135 €	0.137 €	0.285 €
Prix au mètre découpé (même épaisseur)	0.055 €/m	0.19 €/m	0.1 €/m

Tableau 5: Coûts horaire et au mètre pour 3 procédés de découpe [47]

Ces spécificités peuvent varier notamment avec le temps et le lieu. Par exemple, l'énergie électrique utilisée dans une usine raccordée au réseau d'électricité français est moins coûteuse que celle provenant d'un groupe électrogène sur un chantier dans le désert. Une étude technico-économique pour chaque cas peut être envisagée tant chaque technologie est différente. A noter, l'étude citée ne prend pas en compte les critères de qualité de coupe et concerne l'acier de construction S335J0.

L'article disponible sur le site de Hyperthem [48] souligne la part prépondérante du coût de la main d'œuvre pour les opérations de découpe (dans ce cas au plasma) et confirme sur ce point l'étude d'Harničárová et al. Former les utilisateurs permet donc des économies substantielles. Un opérateur aguerri est plus à même de régler rapidement les paramètres de découpe adaptés à chaque série. Dans le cas d'une production mécanisée, d'autres réglages (vitesse de déplacement, hauteur et délais de perçage...) sont autant de facteurs d'accélération de la production.

III) Qualité de coupe

La qualité de coupe est un aspect capital des procédés de découpe. Si elle est insuffisante cela peut nécessiter de reprendre les pièces après découpe, ce qui entraîne des étapes supplémentaires et augmente les coûts. La norme ISO 9013 [35] « traite des spécifications géométriques des produits et des tolérances relatives à la qualité pour la classification des coupes thermiques dans les matériaux aptes au coupage à la flamme, au coupage plasma et au coupage laser ». La qualité d'une découpe se caractérise par les éléments schématisés sur la Figure 10 et décrits dans le Tableau 6.

Français	Anglais	Description
Scorie de surface	Top spatter	Projections de métal solidifié après la coupe à la surface de la pièce.
Largeur de saignée	Kerf Width	Largeur de métal retiré (mesuré sur le dessus de la pièce).
Dépouille	Bevel angle	Angle de la saignée (dans un plan normal à la direction de coupe) par rapport à la verticale. Une coupe idéale (droite) a une dépouille nulle. La dépouille n'est pas la même sur les faces droite et gauche de la saignée : on parle alors de biais.
ZAT	HAZ	Zone Affectée Thermiquement ou Heat Affected Zone, partie du métal autour de la coupe non fondue mais suffisamment chauffée pour que ses caractéristiques mécaniques s'en trouvent altérées. A titre d'illustration, la Figure 11 montre une soudure ayant subi un échauffement important ayant conduit à une coloration du métal mais la ZAT à proprement parler est invisible à l'oeil nu (mais peut être révélée par un traitement chimique).
Arrondi supérieur	Top edge rounding	-
Scories (Figure 12)	Dross	Gouttes de métal solidifiées et accrochées au dessous de la pièce découpée.
Lignes de retard (Figure 12)	Cut surface drag line	Motif présent le long des bords de la saignée, représentatif de la vitesse d'avancée de l'outil qui implique un retard de coupe du bas sur le haut de la pièce. Elles forment l'angle de traîne (qui est dans un plan parallèle à la trajectoire de coupe) avec la verticale.

Tableau 6: Lexique de la qualité de coupe

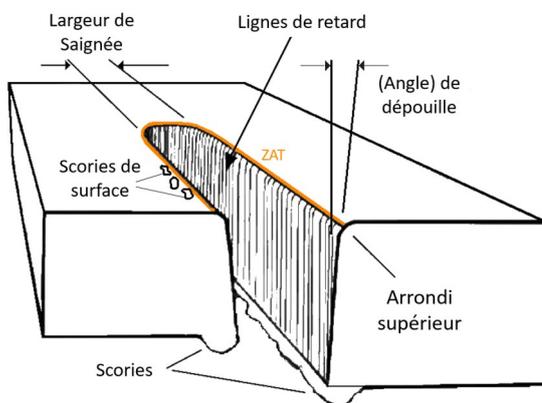


Figure 10: Saignée vue en perspective et termes de la qualité de coupe



Figure 11: Pièces soudées avec coloration provoquée par l'échauffement

Impact des paramètres sur la qualité

Les paramètres de coupe sont nombreux (vitesse, courant, pression, hauteur, épaisseur) et impactent tous la qualité de coupe.

Les constructeurs donnent des préconisations pour atteindre une bonne qualité, le Tableau 7 est un exemple pour le générateur de découpe Hypertherm Powermax105 [5].

Consommables protégés 105 A pour la coupe (acier doux)

Débit d'air – slpm/scfh	
Chaud	217 / 460
Froid	250 / 530

Métrique

Épaisseur du matériau	Distance torche-pièce	Hauteur de perçage initiale		Délai de perçage	Réglages de meilleure qualité		Réglages de production	
					Vitesse de coupe	Tension	Vitesse de coupe	Tension
mm	mm	mm	%	secondes	(mm/min)	volts	(mm/min)	volts
6	3,2	6,4	200	0,5	4140	144	5090	145
8					3140	145	3870	145
10				0,75	2260	145	2790	145
12					1690	145	2060	148
16				1,0	1060	149	1310	149
20					780	152	940	152
25		Amorçage de l'arête			550	159	580	158
30					370	162	410	161
32					350	166	370	161
35					290	168	320	165
40	190				173	210	170	

Tableau 7: Préconisations pour la coupe d'acier doux avec un Powermax105

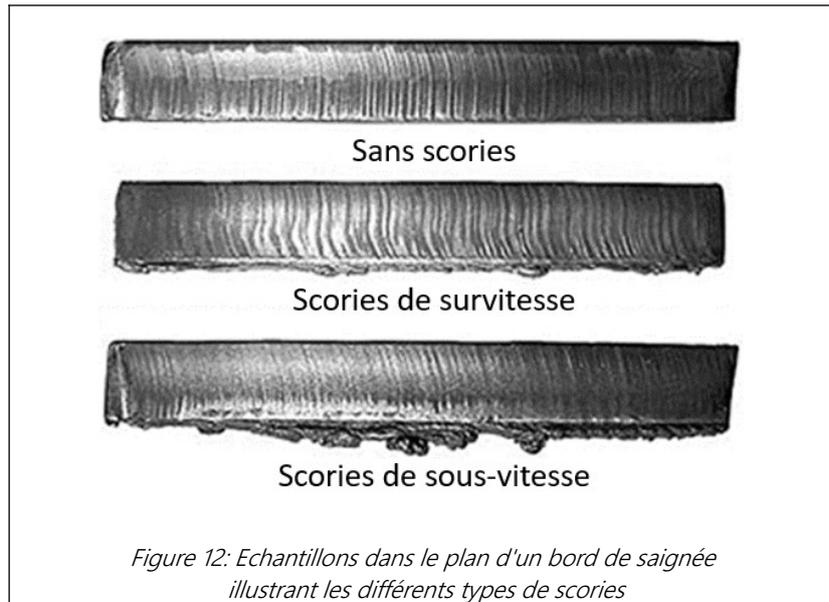
L'épaisseur du matériau limite la vitesse de coupe. De plus, le perçage est une opération plus compliquée que la coupe, nécessitant un temps croissant avec l'épaisseur à percer, et impossible à partir d'une certaine épaisseur. Dans l'exemple, on annonce un perçage possible uniquement jusqu'à 25mm d'épaisseur, au delà il faut amorcer depuis une arête pour couper. Mon hypothèse est que, en démarrant depuis une arête (ou à l'intérieur d'une saignée en formation), le jet de plasma est dévié du

front vers l'arrière de la coupe. Le métal en fusion et le jet de plasma sont alors concentrés dans la saignée. En perçage, le métal en fusion ne peut s'évacuer dans une direction préférentielle, la chaleur et le souffle de la torche ne sont alors pas assez concentrés pour évacuer le métal sur les plus grandes épaisseurs.

Les prochaines sous-sections détaillent les liens entre qualité et paramètres de coupe.

III.1.1) Scories

La vitesse de coupe détermine notamment la présence de scories (visibles en bas des échantillons sur la Figure 12), il existe une fenêtre de vitesses dans laquelle celles-ci sont absentes [49]. Ce phénomène dépend du mouillage [**capacité du métal liquide à se répandre et à adhérer à la surface d'un matériau solide adjacent**] des bords de la saignée par le métal en fusion. Cela a pu être observé grâce à de l'imagerie rapide dans [50] et [51].



On distingue les scories résultant d'une vitesse de coupe élevée, difficiles à retirer, de celles d'une vitesse faible, plus facilement décrochables. Entre les deux, il existe une fenêtre de vitesse sans ou avec très peu de scories [49]. Un marteau à piqueter (classique en soudage) peut être utilisé pour retirer les scories.

Pour Maity et Bagal [52] (expérimentalement), un courant plus élevé contribue à la réduction de la surface des scories.

III.1.2) ZAT

Pour l'acier SS321 [53] coupé par plasma d'air, l'étude de Ramakrishnan et al. [54] montre que le courant est sans appel le paramètre impactant le plus la ZAT (un courant plus important entraîne une plus grande ZAT). Matushkina et al. [55] trouvent la même tendance.

III.1.3) Largeur de saignée

Dans une application de découpe, la saignée idéale est la plus fine possible. La largeur de saignée représente en effet une perte de matière.

La saignée la plus étroite (à épaisseur donnée) est obtenue en augmentant le courant, la vitesse de coupe et la pression et en rapprochant la torche de la pièce [54]. L'étude de Salotinis et Vatousianos [56] présente des résultats similaires pour un plasma d'oxygène découpant de l'acier S235.

III.1.4) Dépouille

La dépouille, est un critère majeur de qualité [35], notamment si les pièces découpées ont vocation à être soudées. Salotinis et Vatousianos [56] font des essais sur une plaque de 15 mm de S235 en prenant la vitesse de coupe, le courant, la distance torche-pièce et la pression comme variables. Maity et Bagal, [52] ont également mesuré les dépouilles et analysé l'impact des paramètres choisis à l'aide de méthode statistiques (Grey et surface des réponses). Une vitesse plus élevée engendre des dépouilles plus

importantes. Les effets des autres paramètres étudiés ne sont pas monotones, il existe donc des valeurs optimales pour réduire la dépouille.

Peters et son équipe [57] étudient quant à eux la corrélation entre usure des consommables et qualité de coupe, notamment sur les dépouilles. Ils concluent que des électrodes usées engendrent des dépouilles plus importantes.

III.1.5) Rugosité

Les lignes de retard (Figure 10 et 12) font des bords de saignées des surfaces rugueuses, réduisant la qualité des arêtes [35].

Salotinis et Vatousianos [56], procèdent à des mesures de rugosité sur 5 points le long des saignées obtenues en faisant varier vitesse, courant, pression et hauteur de torche. L'équipe de Nedic, pour sa part [58] mène une expérience en configuration de coupe réelle avec deux paramètres : courant et vitesse et a mesuré la rugosité sur 3 points par saignée à l'aide

d'un profilomètre Talysurf, également utilisé pour cette mesure par Maity et Bagal [52]. Abdalnasser et Bhuvanesh [59] observent également la rugosité et emploient des méthodes statistiques pour corrélérer leurs résultats aux paramètres (distance torche-pièce, courant, vitesse de coupe).

Rapprocher la torche de la pièce et, dans une moindre mesure, ralentir la torche, diminue la rugosité des flancs de découpe. L'impact des autres paramètres étudiés est réduit.

IV) Phénomènes d'usure

Les électrodes et les tuyères des torches sont sujettes à de l'usure qui se répercute sur la qualité de coupe et, à terme, impose leur remplacement sous peine de destruction pour elles mais aussi pour des composants connexes et normalement pérennes.

Des phénomènes perceptibles tels que le changement de couleur du plasma ou du son qu'il

émet sont annonciateurs de leur destruction [60] [57].

De plus le plasma génère beaucoup de chaleur et la torche nécessite donc un refroidissement efficace pour éviter d'être détruite.

Comprendre l'usure des consommables et ses mécanismes est un premier pas vers leur réduction. La littérature concernant ce sujet est étoffée.

IV.1) Usure de l'électrode

L'électrode est la pièce la moins endurante de la torche et son usure, inévitable lors du fonctionnement du poste, nécessite de la remplacer plus souvent que n'importe quel autre consommable.

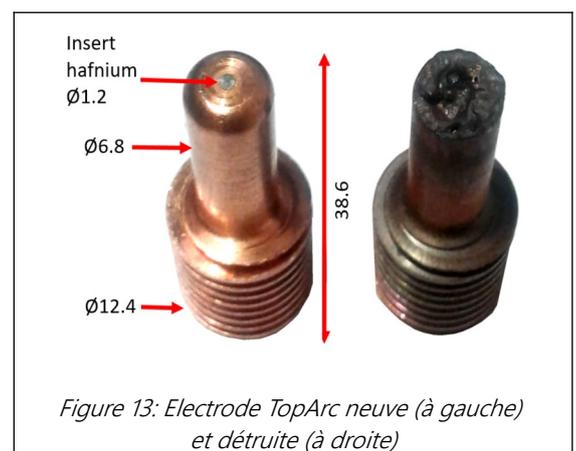
Les électrodes sont dotées d'un corps en cuivre et d'un insert en hafnium au centre de leur tête (Figure 13). Contrairement au cuivre, ce matériau réfractaire possède une forte résistance à l'érosion (fusion à 2233°C, ébullition à 4603°C, températures qui de plus permettent une émission thermoélectronique conséquente). Lorsque les torches fonctionnent, l'insert en hafnium forme en surface un bain de fusion qui tient en place grâce à sa tension de surface. Le cuivre, qui fond à 1085°C et bout à 2562°C, s'il constituait l'entièreté de l'électrode, serait vaporisé très vite.

En revanche l'hafnium est un matériau très onéreux (2000 €/kg en 2023), difficile à usiner. Sa faible conductivité thermique, vingt fois moins élevée que celle du cuivre, exclut l'utilisation d'électrodes en

hafnium massif qui subiraient de gros échauffements, engendrant une fusion destructrice, et qui de surcroît coûteraient une centaine d'€/pièce contre quelques € avec le design actuel.

Dans des configurations à gaz inerte comme en soudage Tungsten Inert Gas (TIG), l'électrode est en tungstène mais ce métal s'oxyde trop vite si on utilise de l'air ou du dioxygène.

Au fur et à mesure de l'utilisation de l'électrode, de la matière (cuivre et hafnium) est ablatée de sa tête. Cela creuse un cratère dont la profondeur est un indicateur d'usure reconnu, utilisé dans l'industrie [5]. Lorsque le cratère devient trop profond, une grande partie du cuivre en est alors arrachée en quelques secondes et l'électrode est détruite (Figure 13).



IV.2) Mécanismes d'érosion de l'électrode

Deux phénomènes ont été identifiés :

- l'usure par évaporation qui se produit continuellement durant la coupe : le bain de fusion de l'hafnium subit une évaporation continue. Seule une faible proportion du métal vaporisé quitte effectivement l'électrode et contribue à l'usure par évaporation. Sous l'effet des forces en présence (électriques, hydrauliques) une grande partie des vapeurs métalliques réintègre en effet le bain de fusion [61].

Cette usure est donc dépendante de la durée de coupe cumulée, indépendamment des cycles.

- l'usure cyclique due aux démarrages et arrêts, expliquée par Nemchinsky [62] et observée par Peters et al. [63]. Elle tient au fait qu'à chaque arrêt, l'hafnium liquide crée une couche d'oxyde d'hafnium en se solidifiant qui est expulsé à chaque nouvel amorçage.

Cette usure est donc dépendante des cycles de coupe, indépendamment de la durée de coupe.

Nemchinsky et al [64] ont donc créé un modèle prenant en compte le débit de gaz, les frictions électrons/ions et le champ électrique et déterminé la position d'un point de non retour à partir de laquelle les atomes d'hafnium vaporisés ne sont pas réintégrés.

Le calcul de la position de ce point peut dès lors se révéler un indicateur important pour le phénomène d'érosion.

Gruber et al. [65] ont observé ce phénomène grâce à une caméra haute vitesse et corrélé l'intensité lumineuse moyenne des images aux événements liés à l'érosion. Il en ressort une méthode expérimentale permettant de quantifier l'érosion de la cathode à partir de ces images acquises à hautes vitesses. Cette étude corrobore le rôle prépondérant des amorçages et extinctions d'arc dans l'érosion de la cathode [64].

Ghorui et son équipe [66] modélisent l'environnement de l'électrode et établissent des liens entre champs de vitesse, de température, pression, densité de courants et l'érosion résultante de la cathode, mesurée expérimentalement. Ils

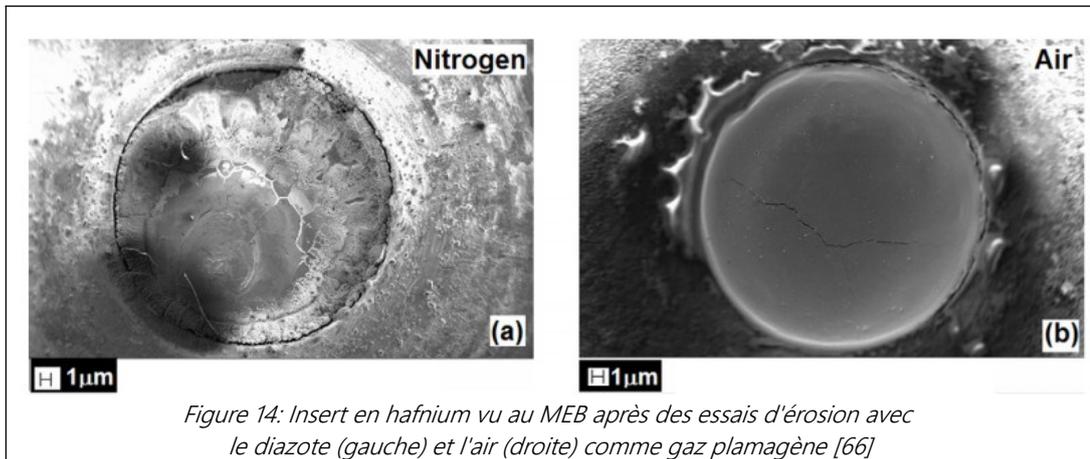
indiquent notamment que de plus faibles champs de vitesse au contact de la cathode, ainsi que l'utilisation du diazote comme gaz plasmagène réduisent l'érosion. Quant au courant ils trouvent une valeur optimale au dessus et en dessous de laquelle le taux d'érosion croît. Enfin, leur étude rejoint celle de Nemchinsky [64] quant à l'érosion des cathodes neuves : celles-ci subissent une érosion très rapide au cours des premiers cycles qui ralentit par la suite.

L'équipe de Gruber [65] quant à elle a recours à l'imagerie rapide pour quantifier l'érosion de la cathode dans un plasma d'air. Ils utilisent une tuyère modifiée qui comprend une fenêtre transparente permettant de filmer l'insert en hafnium de la cathode à l'instar de Peters et al. [63]. Toutefois, Peters avait également mis en place un dispositif de récupération de matière éjecté par la cathode pour compléter ses observations, mettant en valeur la nature de la matière éjectée par la cathode (HfO_2) mais aussi la quantité, permettant de remonter à la quantification de l'érosion de la cathode.

IV.3) Impact de la nature du gaz sur l'érosion de l'électrode

Les gaz contenant de l'oxygène (tels que l'air) sont beaucoup plus érosifs que les gaz inertes, et interdisent l'utilisation de cathodes en tungstène qui s'useraient trop vite. L'hafnium, plus résistant à l'érosion, est alors utilisé [64].

Dans l'étude de Ghorui et al [66] la forme des cratères n'est pas régulière et varie avec la nature du gaz (voir Figure 14).



Leur étude rassemble des expériences et des calculs. Les mesures sont effectuées par microscope électronique en ce qui concerne l'état de surface de la cathode et permettent de déterminer notamment la profondeur du cratère en hafnium, critère de mesure de l'usure utilisé aussi entre autres par Nemchinsky [42]. L'observation au microscope électronique avait déjà permis à Peters et al. [63] de caractériser l'érosion. L'équipe de Ghorui utilise aussi de la spectroscopie de rayons X à dispersion d'énergie pour analyser l'évolution chimique de la cathode. Enfin, des pesées à l'aide d'une balance précise à 10 µg leur permettent de déterminer la

IV.4) Réduction de l'usure de la cathode

L'usure des consommables est une faiblesse technique et économique de la découpe plasma, notamment par rapport aux procédés concurrents

perte nette de matière de l'électrode et de s'affranchir des différences géométriques des cratères pour comparer des gaz différents. Leurs expériences portent tour à tour sur des plasmas d'air, de diazote et de dioxygène. Ils concluent à une usure réduite dans le diazote.

Cela peut s'expliquer par le fait que l'O₂ contribue à la formation d'oxydes (dioxyde de Hafnium HfO₂ dans le cas d'un insert en Hf) présentant des caractéristiques plus propices à l'érosion (faibles conductivités thermiques et électriques donc échauffements plus intenses et localisés) que le métal non oxydé [63] [64].

(voir II.5) Comparatif économique). Améliorer ce point constitue donc un axe de recherche :

Des méthodes de démarrage et d'extinction progressifs de l'alimentation en gaz et de double alimentation en gaz ont été brevetées par Luo et al

[67]. Le principe de distinction des gaz, différents pour l'amorçage, la découpe et l'extinction, sont également proposés par Baillot [68]. L'argon ou le diazote permettent une moindre érosion à l'amorçage.

Des systèmes de refroidissement de l'électrode à air ou à eau sont aussi utiles à cet effet [30]. En effet la pratique a montré [42] que des cathodes insuffisamment refroidies s'érodaient plus rapidement. Des électrodes à inserts hafnium multiples (qui répartissent la densité de courant sur chaque insert), ainsi qu'à doubles inserts argent et hafnium sont aussi utilisées pour réduire l'usure. L'argent est également préconisé pour la construction du corps de l'électrode (à de très grands taux, >90%) dans le brevet de Barthelemy et al. [69]. L'utilisation d'insert en argent améliore effectivement la durée de vie mais les principes sous-jacents ne sont pas connus.

IV.5) Usure de la tuyère

Bien que plus robustes que les électrodes, les tuyères s'usent également, avec des conséquences sur la qualité de coupe [42], [60]. Dans l'usage, il est fréquent que les tuyères soient systématiquement changées en même temps que les électrodes.

L'usure de tuyère est beaucoup moins documentée que celle de l'électrode.

Pitayachaval et Sato [70] ont mené une étude paramétrique lors d'une coupe mécanisée avec un générateur Hypertherm *Powermax45 Xp*. Ils concluent qu'augmenter le courant et la pression tend à augmenter l'usure de la tuyère, tandis qu'augmenter la vitesse de coupe réduit cette usure.

Ce sont les doubles arcs (section IV.6 Ce phénomène est très destructeur pour la tuyère.) qui sont les plus délétères pour la tuyère. Les projections de métal fondu provenant de la pièce à découper, en particulier en phase de perçage, peuvent aussi abîmer la tuyère [68].

La régularité de l'orifice de la tuyère est un marqueur d'usure et un précurseur de double arc. En effet, un orifice de tuyère élargi et asymétrique ne permet pas une aussi bonne constriction de l'arc et provoque des irrégularités dans le flux. Hypertherm enjoint les utilisateurs de torches à plasma à surveiller ce paramètre [5].

IV.6) Double arc

En condition normale de coupe, un seul arc électrique transféré de l'électrode à la pièce à découper et traversant la tuyère est établi. Dans certaines conditions, le courant emprunte, en lieu et place de ce trajet normal, un cheminement alternatif. Il s'établit alors un premier arc entre l'électrode et la tuyère, puis un second entre la tuyère et la pièce à découper (Figure 15).

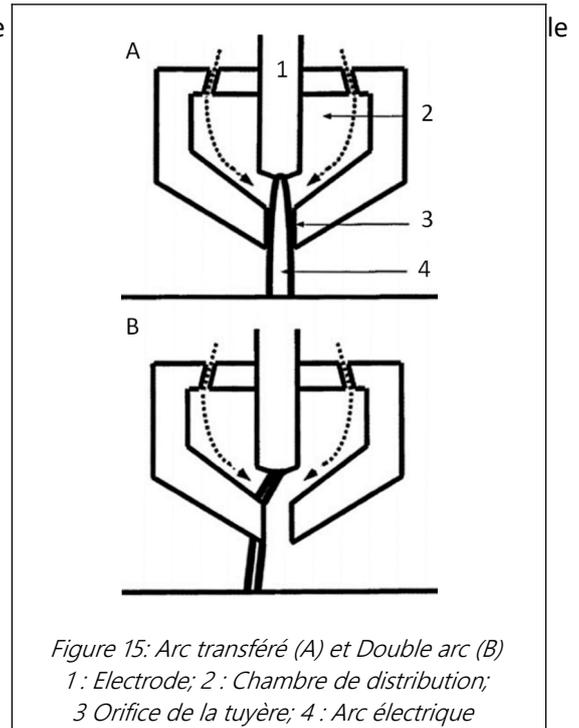
Ce phénomène est très destructeur pour la tuyère.

Nemchinsky [64] [42] décrit deux mécanismes entraînant les doubles arcs.

- Une avalanche électronique dans le gaz froid qui gaine plasma chaud du centre du jet.
- Des fragments d'oxyde de hafnium, isolants, projetés contre l'orifice de la tuyère, peuvent servir de réservoirs de charges et amorcer un arc électrique à travers la couche de plasma plus froide (donc moins conductrice de l'électricité) qui entoure la colonne de plasma centrale et la plus chaude.

Les facteurs de doubles arc sont les suivants :

- Courant d'arc élevé
- Diamètre de la tuyère réduit
- Longueur d'orifice de la tuyère élevée
- Débit de gaz réduit
- Circulation en vortex du gaz autour de l'électrode réduite
- Usure de l'électrode et de la tuyère importante



La nature du gaz plasmagène a son importance : le double arc survient à des courants moins importants dans l'argon que dans l'air, dont le champ disruptif est plus faible.

Colombo et al. [50] rapportent également des doubles arcs transitoires, inférieurs à la milliseconde. Ils sont moins destructifs pour la tuyère. Ce phénomène génère une lumière verte due au cuivre vaporisé et est donc observable optiquement. Prevosto et al. [71] modélisent ce phénomène et suggèrent que les ondulations de la tension fournie par le générateur peuvent en être la cause.

V) Synthèse du chapitre 1

Dans ce chapitre, nous avons en premier lieu décrit la notion de plasma. Il s'agit d'un état de la matière dans lequel les molécules subissent des dissociations et les atomes des ionisations, qui en font un conducteur électrique. Les plasmas peuvent être créés artificiellement notamment à l'aide de tensions électriques appliquées entre des électrodes.

Les calculs de physique des plasmas reposent sur la composition en fonction de la température et de la pression et des propriétés qui en découlent. Nous avons évoqué la littérature concernant cet aspect, dont dépend notre modèle numérique, sujet du chapitre 5.

On distingue les plasmas de fusion des plasmas froids, lesquels sont eux-mêmes subdivisés entre les plasmas hors d'équilibre et les plasmas thermiques qui sont utilisés dans des procédés industriels variés. Parmi eux il y a la découpe plasma, qui est l'objet de notre étude.

Le principe est de générer un dard de plasma à l'aide d'une alimentation électrique et d'un gaz sous pression canalisé dans une tuyère étroite. Par l'action combinée de sa chaleur et de son souffle, il est capable de fondre et d'évacuer le métal.

Avant de nous focaliser sur la découpe plasma, un comparatif avec les principaux procédés concurrents

a été dressé, afin de poser le contexte de notre étude. Il en ressort que le plasma présente un bon compromis vitesse/coût, sur une large gamme d'épaisseurs.

Une des limitations de la découpe plasma est la qualité de coupe. Celle-ci se mesure par différents critères que nous avons décrits dans ce chapitre : présence de scories, zone affectée thermiquement, largeur de saignée, dépouille, rugosité. Nous avons dressé un état de l'art concernant les liens connus entre ces indicateurs de qualité et les paramètres de coupe, parmi lesquels figurent l'épaisseur et la nature de tôle, le courant, la pression injectée, la vitesse d'avance de la torche et la distance torche-pièce. La qualité de coupe est l'objet du chapitre 3.

Une autre problématique industrielle d'importance est l'usure des consommables, qui, plus que pour tout autre procédé de découpe haute énergie, est limitante pour la découpe plasma. Les électrodes ont une durée de vie limitée au delà de laquelle il n'est plus possible de générer l'arc de découpe. Nous avons exploré la littérature scientifique à ce sujet, qui occupe le chapitre 4 de ce manuscrit.

A la connaissance générale de l'état de l'art, nous ajoutons celle plus ciblée de notre système de découpe au cours du chapitre suivant.

Chapitre 2 Caractérisation du système

Au cours de cette thèse, nous avons utilisé un système de découpe plasma avec des références disponibles dans le commerce. Il s'agissait de procéder par rétroingénierie pour comprendre les principes et le dimensionnement d'une torche éprouvée, en vue de permettre à Gys de concevoir les siennes. Par ailleurs, nos essais (décrits dans les chapitres 3 et 4), tout en permettant d'accumuler de l'expérience pratique dans la découpe, ont apporté des éléments de recherche scientifique dont cette thèse et les articles publiés pendant son déroulement sont une émanation.

L'objet du présent chapitre est de caractériser la torche et d'expliquer les méthodes employées pour y parvenir.

Ces données de terrain ont également été indispensables à l'élaboration du modèle numérique et à l'obtention de ses résultats, pour certains hors de portée de l'expérience, et décrits dans le chapitre 5.

Enfin, des observations intéressantes mais hors des champs des chapitres 3 et 4 sont également consignées dans le présent chapitre.

I) Constitution du système étudié

Un système de découpe plasma est constitué de trois éléments :

- Une torche qui forme le jet de plasma.
- Un générateur (alias poste) qui alimente la torche en gaz et en courant.
- Un système d'automatisation ou un opérateur qui gère les déplacements de la torche et la conduite du procédé.

Notre étude s'est principalement intéressée à la torche, une TopArc (TA) *AT-125*. Elle a été utilisée avec un générateur Gys *Neocut 105*. Le rôle principal du générateur est d'alimenter la torche en air comprimé et en courant continu. Pour la plupart des essais, la torche était mue de manière automatisée (sur 3 axes de translation) par une table de découpe Tecmo *Autotec* [72]. Ces trois éléments interagissent selon le synoptique la Figure 16.

Par exemple, voici le déroulé d'une découpe d'un motif dans une tôle.

1. Un cycle, avec les paramètres de découpe, est programmé sur l'ordinateur de la table.
2. On déplace la torche en mode manuel à son point d'origine.
3. On donne l'ordre, sur l'ordinateur de la table, de démarrer.
4. La phase de perçage commence : la torche est descendue jusqu'à toucher la tôle. Lorsque le contact ohmique est détecté, la descente s'arrête l'ordre de marche est donné au poste d'allumer le plasma. La torche reste immobile pendant le temps de perçage réglé (quelques secondes au maximum).
5. La torche effectue le trajet, plasma allumé, puis il est éteint en fin de parcours.

Les trois prochaines sous-sections présentent respectivement la torche, le générateur et la table de découpe.

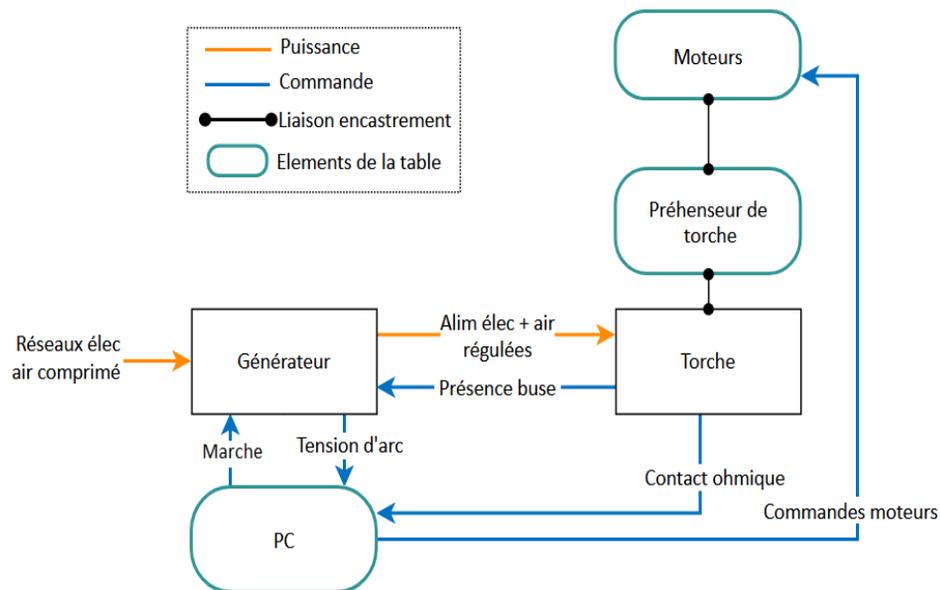


Figure 16: Synoptique du système de coupe

I.1) Torche

La torche AT-125 est conçue pour fonctionner à 125 A avec un facteur de marche unitaire, c'est à dire sans nécessiter d'interruption pour le refroidissement.

Elle est constituée d'un connecteur (Figure 18) à brancher sur le poste, d'un flexible (6 m dans notre cas) et d'une tête de torche (Figure 17). Elle peut

être pourvue d'une crémaillère pour faciliter le réglage de hauteur torche, ce qui peut être particulièrement utile lorsque l'installation est utilisée pour découper une large gamme d'épaisseur.

La torche existe aussi en version manuelle (Figure 21), la tête de torche est alors coudée et pourvue d'une gâchette.

Le connecteur dispose de :

- Une broche pour l'alimentation de l'électrode (polarité -).
- Une broche pour l'alimentation de la tuyère (polarité -) (section I.1.1, Amorçage par contact).
- Deux broches pour l'information de présence buse vissée (contact sec) sans laquelle le poste ne démarre pas.
- Une sortie pneumatique.

Le fonctionnement de la torche est décrit dans la section I.1.1). Par soucis d'intelligibilité, nous ne décrivons les composants de la tête de torche de façon détaillée qu'après cette première description générale fonctionnelle.

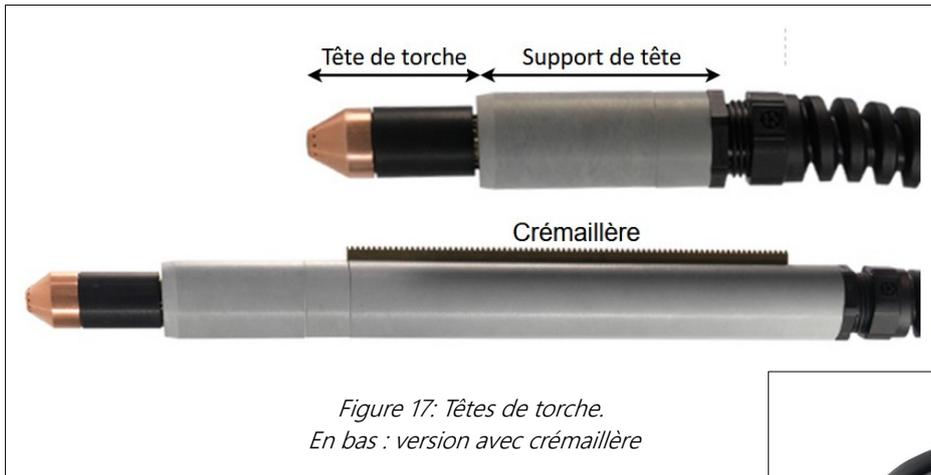


Figure 17: Têtes de torche.
En bas : version avec crémaillère



Figure 18: Connecteur et flexible 6m d'AT-125, sans la tête de torche

I.1.1) Tête de torche, vue générale, fonctionnement

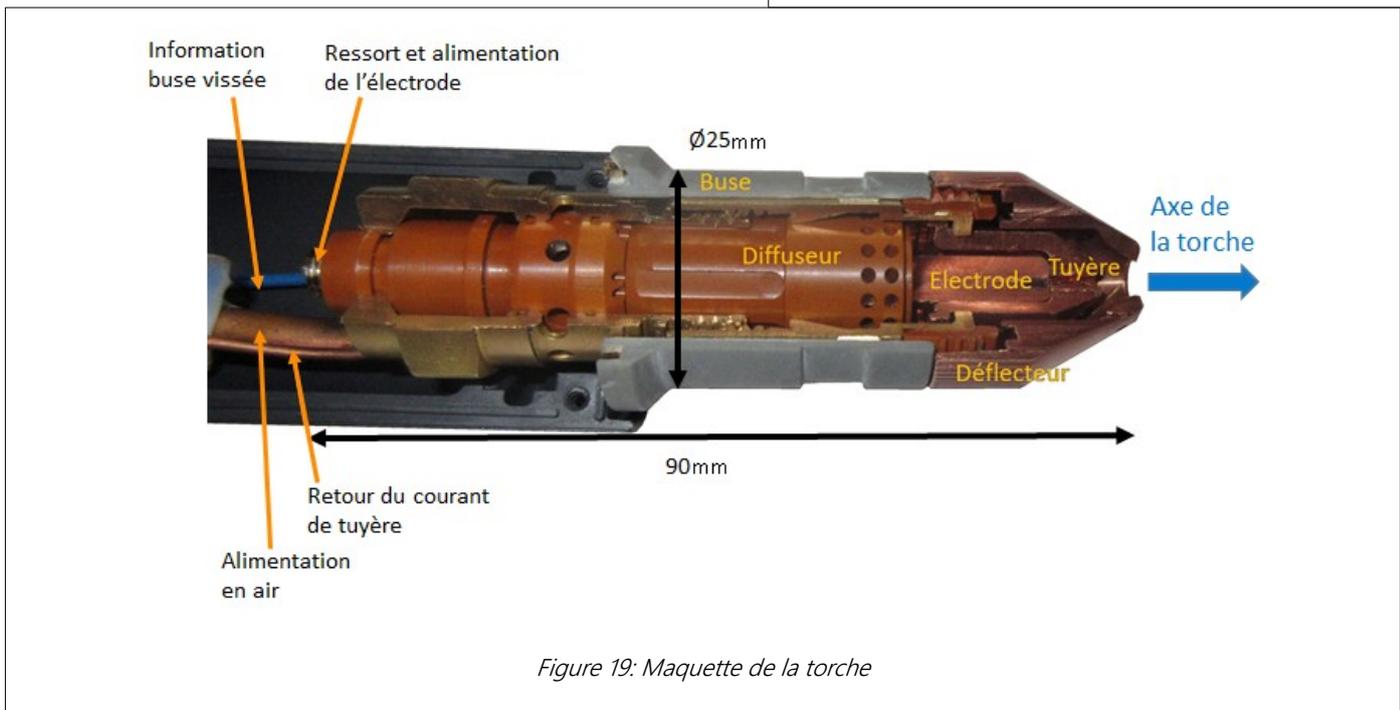


Figure 19: Maquette de la torche

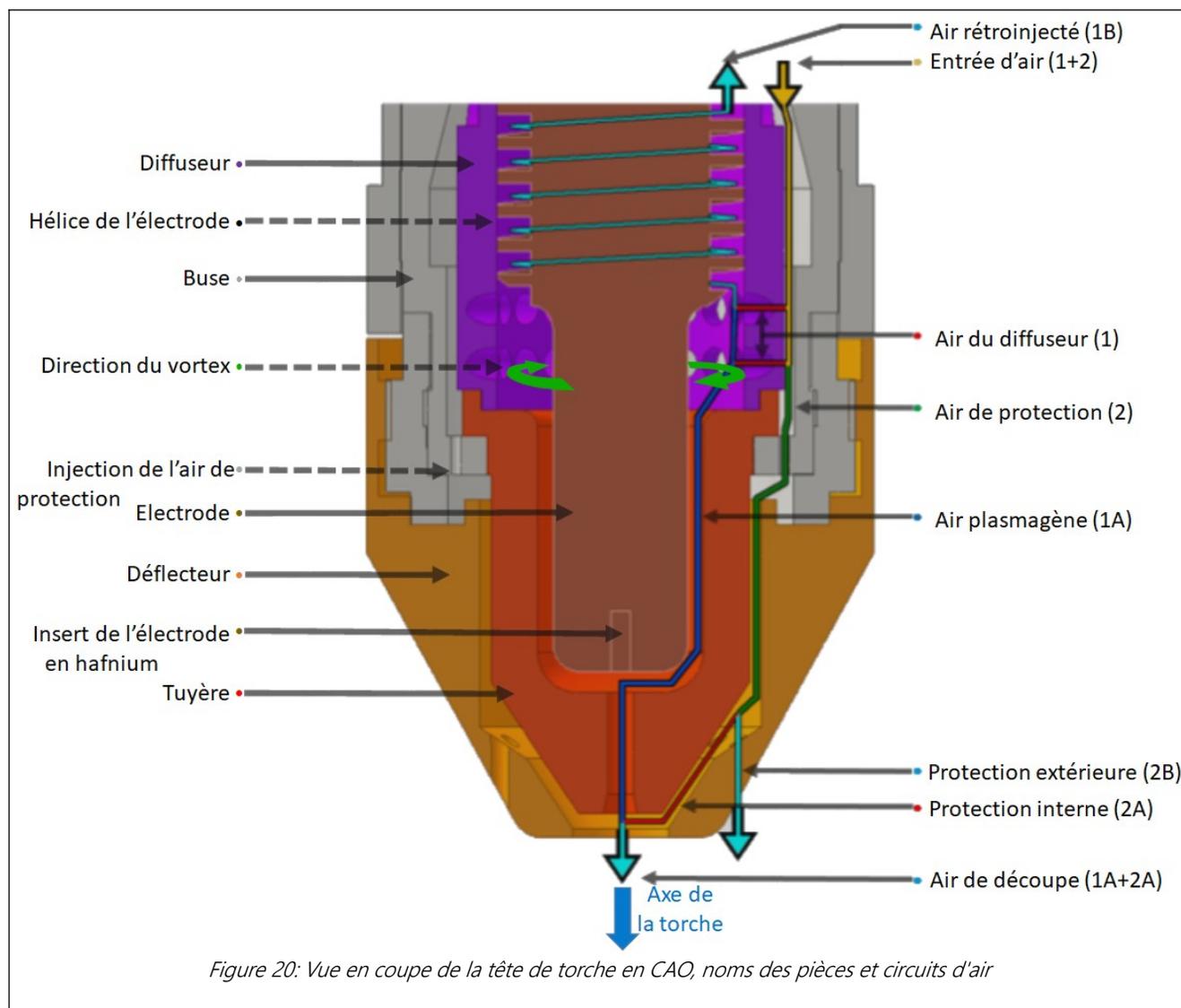
La tête de torche est un assemblage de plusieurs composants et occupe un cylindre d'environ 90 mm de long et de diamètre 25 mm pour environ 500 g. Une des premières étapes de l'étude a été de la démonter, puis de réaliser une maquette (Figure 19) en l'ouvrant pour voir l'intérieur afin d'expliquer son fonctionnement. Sur toutes les figures, sauf mention contraire, les cotes sont en mm. Nous avons

également pris les cotes des pièces et fait un dessin en Conception Assistée par Ordinateur (CAO) (dont la Figure 20 est une vue en coupe) pour comprendre les trajets fluides et élaborer le domaine à modéliser numériquement.

En outre, nous avons immergé la torche et aussi utilisé un stylo à fumée pour visualiser les mouvements de l'air extérieur lors d'essais à froid

(sans plasma). Nous avons donc pu identifier les circuits d'air, représentés sur la Figure 20 et détaillés dans le Tableau 8, pour expliquer le fonctionnement de la torche (dont le principe est donné dans la section I.4.1) du chapitre 1). Tout l'air est injecté par

une entrée unique et est séparée en deux parties principales (1 et 2) elles mêmes subdivisées (1A,1B, 2A et 2B). Ces répartitions sont le fait de la géométrie des pièces. L'air plasmagène (1A) assure la découpe.



Trajet	Description
1+2	Air fourni par le générateur à travers le flexible (comprend 1 et 2)
1	Air empruntant les 2 rangées de 18 trous inclinés sur le pourtour du diffuseur qui le font tourbillonner (comprend 1A et 1B)
1A	Air plasmagène envoyé devant l'électrode et canalisé dans la tuyère
1B	Air rétroinjecté remontant par l'hélice de l'électrode à l'arrière de la torche puis la longeant par l'extérieur
2	Air froid de protection empruntant les 10 orifices sur l'anneau ceinturant l'épaulement de la tuyère (Figure 28p49) (comprend 2A et 2B)
2A	Air froid empruntant l'orifice principal du déflecteur
2B	Air froid empruntant les orifices secondaires du déflecteur (voir Figure 29p49)

Tableau 8: Nomenclature des différents trajets de l'air

L'électrode émet le courant qui chauffe l'air plasmagène. La **tôle** est reliée au générateur par la pince de masse et assure le retour du courant.

Repères et directions

Dans cette thèse, il est régulièrement fait référence à l'axe de la torche (Figures 19 et 20), représenté par une flèche bleue. La torche est globalement axisymétrique autour de cet axe. Nous utilisons les termes "haut" [**ou amont**] pour l'opposé de la flèche. Le bas [**ou aval**] correspond à la direction de la flèche.

Les composantes azimutales [**vortex**] des écoulements se réfèrent donc à celles s'enroulant autour de l'axe de la torche.



Amorçage par contact

En phase de coupe, le courant circule entre l'électrode (-) et la tôle (+) à travers l'arc. Toutefois, établir cet arc nécessite un amorçage (via un arc pilote, Figure 21) dont les phases sont expliquées par la Figure 22. On parle d'amorçage *par contact* ou *lift* par opposition aux amorçages hautes fréquences utilisés dans certaines torches, en TIG notamment.

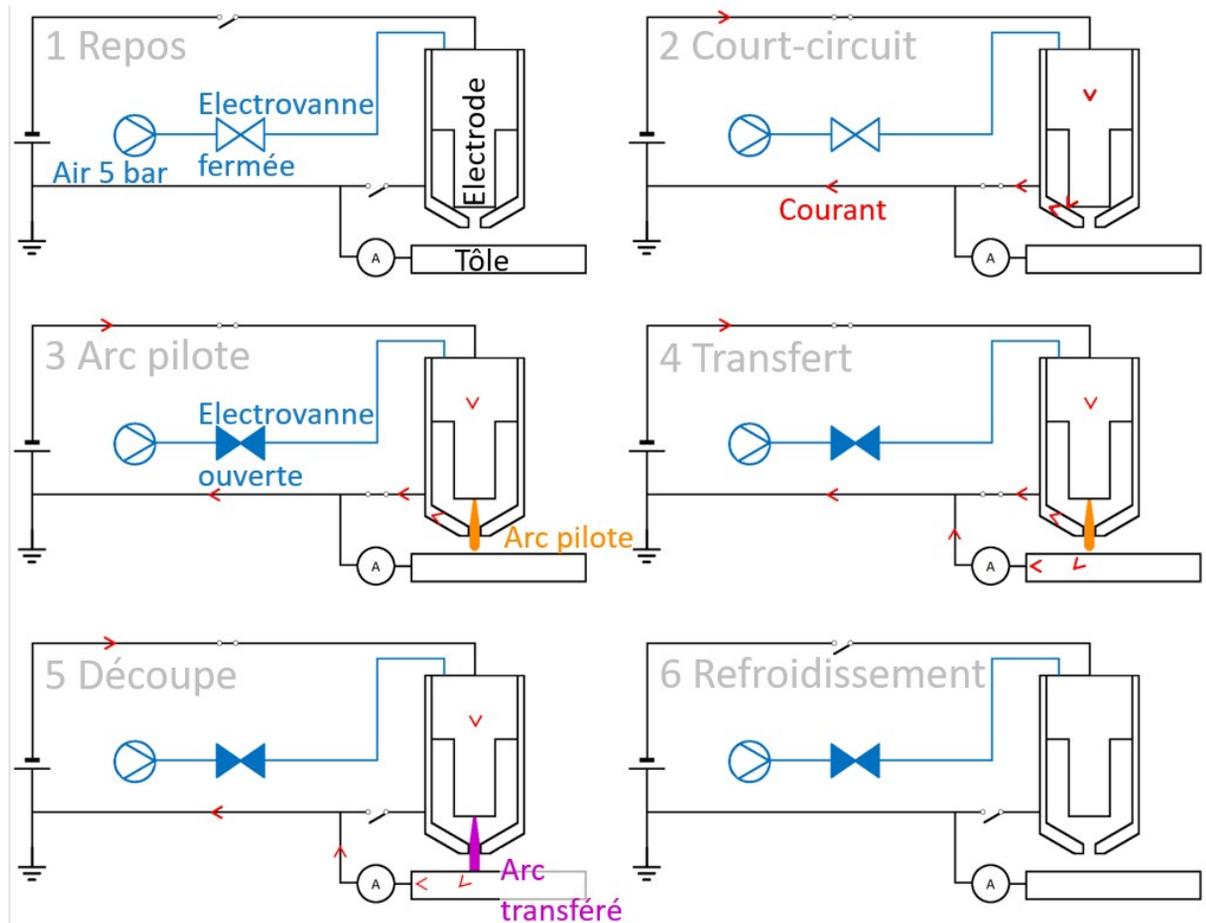


Figure 22: Phases de fonctionnement avec amorçage par contact

1. En l'absence d'air comprimé, l'électrode est maintenue plaquée par un ressort contre la tuyère.
2. Un faible courant traverse l'électrode (-) et la tuyère (+).
3. Lorsque l'air comprimé est injecté, il pousse l'électrode vers le haut, qui est alors séparée de la tuyère. Le courant qui y circulait se retrouve concentré sur les micro aspérités de ces pièces, qui se vaporisent. Ces vapeurs chaudes et conductrices permettent au courant de passer et de chauffer l'air environnant jusqu'à l'ioniser. Il conduit donc à son tour le courant. Ce premier arc est appelé arc pilote (Figure 21) et n'est pas transféré, c'est à dire qu'il est toujours émis par l'électrode et reboucle via la tuyère.
4. Si la pièce à découper est bien reliée au + (par la pince de masse) et que l'arc pilote (15 à 30 A) en est suffisamment proche, une partie du courant peut emprunter ce deuxième circuit.
5. Ce courant est mesuré et lorsqu'il dépasse une certaine valeur, le générateur déconnecte la tuyère. L'intégralité du courant revient alors par la tôle. L'arc est ensuite transféré et le générateur régule le courant à la valeur de coupe (jusqu'à 105 A).
6. Lorsque l'ordre de marche disparaît, l'alimentation électrique est coupée et l'air comprimé continu à être envoyé pendant 30 s pour refroidir la torche.

1.1.2) Pièces de la torche

Après avoir présenté le fonctionnement général de la torche, intéressons-nous maintenant à chacun des consommables plus en détail. Parmi eux, l'électrode et la tuyère sont les éléments les moins durants et nécessitent d'être changés régulièrement, augmentant les coûts de production des utilisateurs, et représentant une part importante du chiffre d'affaires des constructeurs. Pour Gys, 1/3 du CA de la découpe plasma vient de la vente des consommables (2022) (source interne).

Les autres pièces, non consommables, de la torche ne sont pas détaillées car leurs fonctions sont moins complexes.

. L'électrode

Les électrodes TopArc (TA) utilisées (Figure 23 et 24) sont en cuivre et ont un insert en hafnium au centre de leur tête. Elles sont pourvues d'une hélice à l'arrière par laquelle s'écoule l'air rétroinjecté (trajet 1B Figure 20). Cela contribue au refroidissement de l'électrode. Notons que nous avons, à l'occasion de certains essais (notamment dans le chapitre 4 Usure), utilisé des électrodes HyperTherm (HT), compatibles avec la torche AT-125. Le Tableau 9 présente les différences entre les deux modèles d'électrodes.



Figure 23: Electrodes TopArc (en haut) et Hypertherm (en bas)

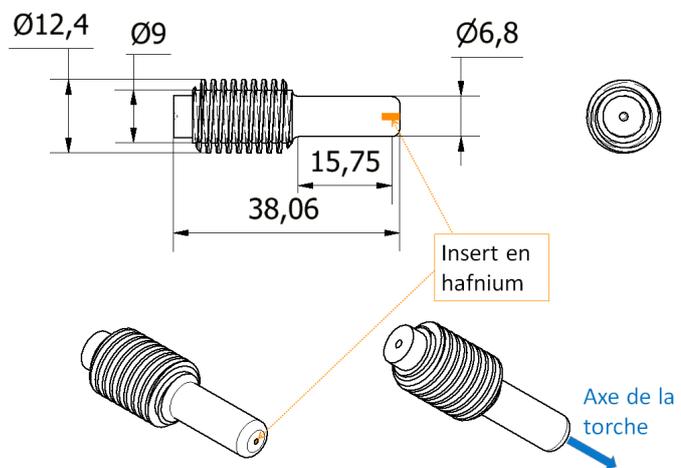


Figure 24: Plan de l'électrode TopArc, cotes en mm

	TopArc	Hypertherm
Ressort	Dans la torche	Intégré sur l'électrode
Diamètre de l'insert (mm)	1.16	1.33
Longueur de l'insert (mm)	3.05	3.64

Tableau 9: Différences entre les électrodes étudiées

Pour utiliser l'électrode Hypertherm dans la torche AT-125, il suffit d'en retirer le ressort et elle est alors parfaitement compatible puisqu'elle a les mêmes dimensions externes que la TopArc.

Des études complémentaires ont été menées sur les électrodes et sont présentées dans la section I.4.

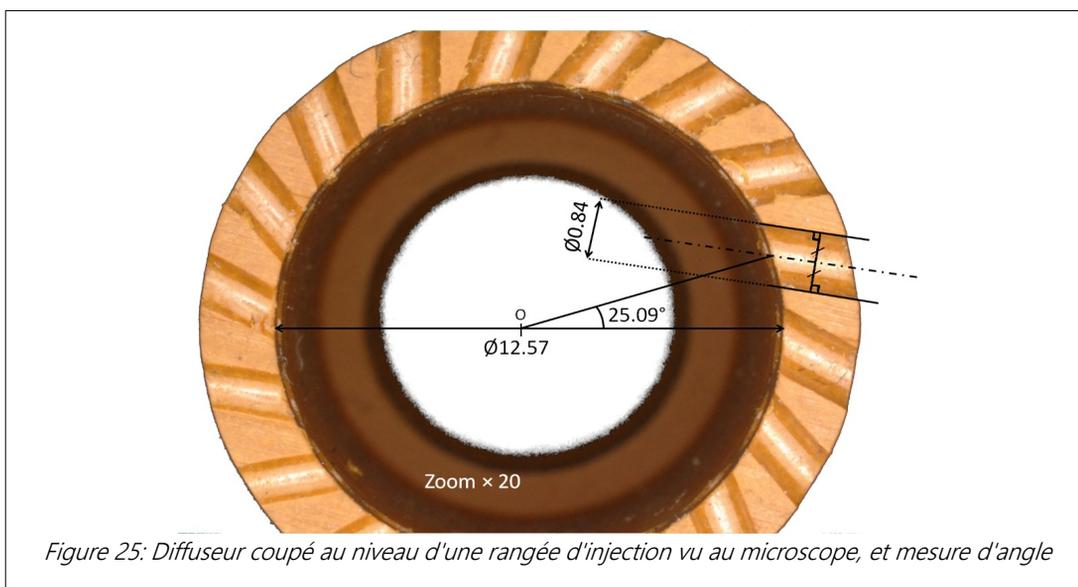
. Le diffuseur

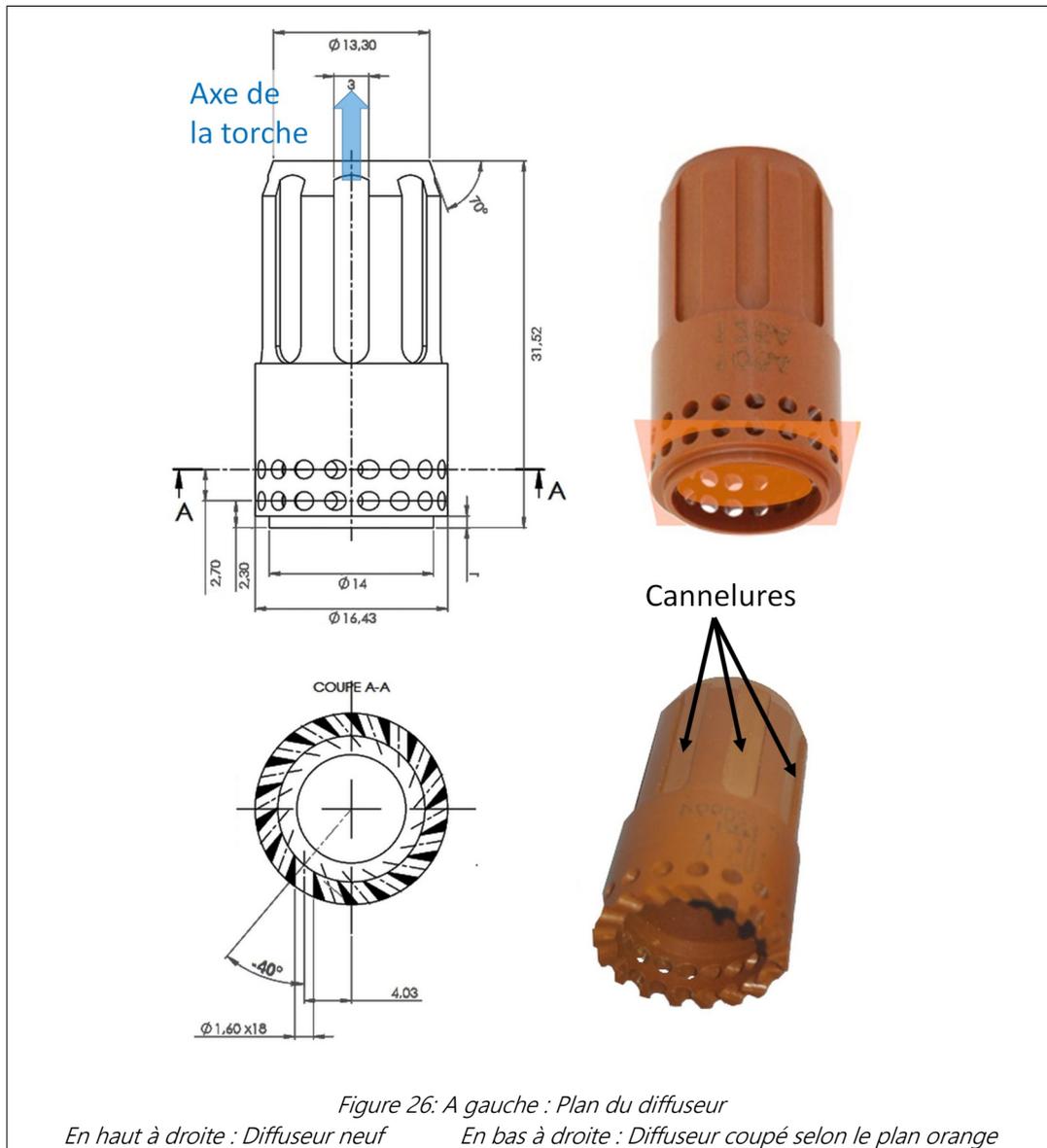
Le diffuseur (Figures 25 et 26) a pour rôle, comme son nom l'indique, de diffuser de façon homogène l'air qui est injecté ponctuellement (injection visible sur la Figure 19) dans la tête de torche. Ses cannelures externes offrent des passages restreints et distribués circulairement, ce qui répartit l'air. Ensuite, ses deux rangées de 18 orifices d'injection à composantes radiale et tangentielle permettent l'injection en vortex de l'air autour de l'électrode. Cet écoulement en vortex crée, à la surface émissive de l'électrode, un effet de centrifugation. Plus l'air est chaud, moins il est dense. La centrifugation pousse davantage les fluides lourds. Elle a donc tendance à constricter l'arc chaud et à le maintenir au centre de l'électrode, sur l'insert en hafnium.

En passant des piges calibrées dans les trous d'injection du diffuseur nous avons pu mesurer leur diamètre, 1.6mm.

Nous avons aussi coupé des diffuseurs au niveau d'une rangée d'injection, à la scie à fil diamanté, pour voir les orifices en coupe et mesurer les angles d'injection (Figure 25). Les diffuseurs du commerce compatibles avec la torche ont un angle d'injection de 25°. Le diffuseur à -40° présenté sur la Figure 26 est un prototype qui a été dessiné et réalisé chez Gys.

Les diffuseurs sont en vespel, un matériau onéreux (~600 €/m pour une barre de Ø18 mm de 300 mm, si bien que les diffuseurs sont vendus au détail autour de 30 €/pièce), isolant électrique et résistant à la chaleur (température maximale de 310°C en continu).





• **La tuyère**

La tuyère (Figure 27) canalise l'air et permet de constricter l'arc électrique. Ce faisant, la densité du courant électrique augmente et permet d'atteindre des températures suffisamment élevées pour faire fondre les pièces. D1 (Figure 27) ne doit toutefois pas être trop petit afin que la tuyère ne soit pas endommagée outre mesure par le plasma, ce qui nuit à la qualité de coupe [42], [60]. La torche AT-125 est utilisable avec des tuyères de quatre calibres (45, 65, 85 et 105 A) conçues pour ces intensités et dont les cotes sont données dans le Tableau 10. Pour mesurer les diamètres des orifices, nous avons utilisé des piges calibrées.

Pour tous ces calibres de tuyère, nous avons constaté la proportionnalité entre le courant nominal et la section S_1 : environ 60 A/mm^2 . Concernant les autres dimensions, un essai numérique présenté dans le chapitre 5 indique qu'elles sont propices à une accélération du jet de plasma.

Calibre	45 A	65 A	85 A	105 A
Attribut (Figure 27)				
D1 (mm) = 2×R1	0.96	1.2	1.3	1.5
D2 (mm) = 2×R2	1.26	1.5	1.7	2
L1 (mm)	4.2	4.2	4.2	6
L2 (mm)	1.2	1.2	1.2	1.3
D2/D1	1.32	1.25	1.31	1.33
S1, section de l'orifice de diamètre D1 (mm ²)	0.71	1.13	1.33	1.77
Courant nominal / S1 (A/mm ²)	63.5	57.5	64.0	59.4

Tableau 10: Dimensions des tuyères TopArc compatibles avec l'AT-125

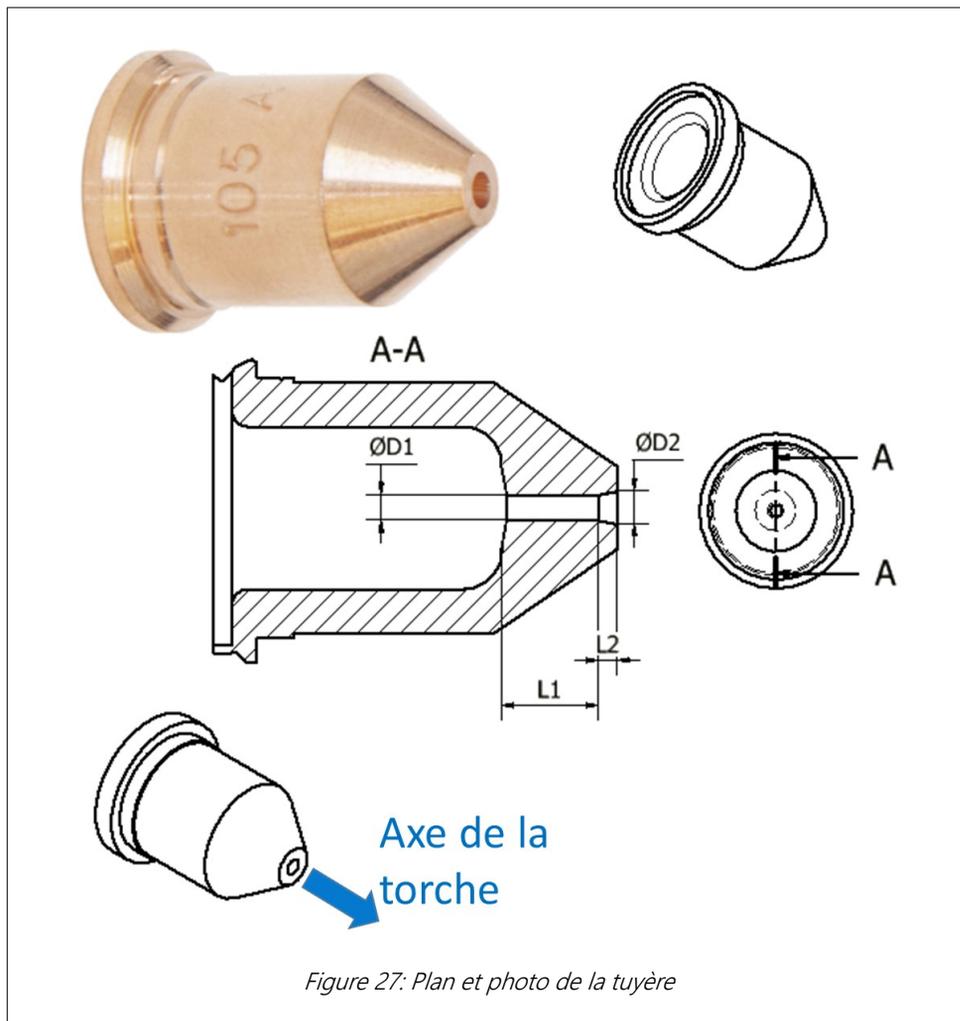


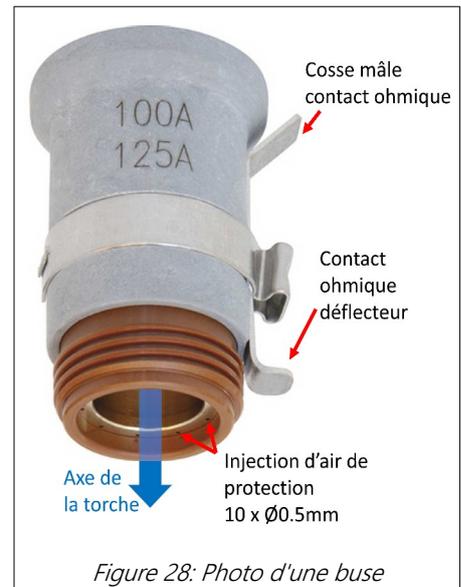
Figure 27: Plan et photo de la tuyère

• La buse

La buse permet l'assemblage de la tête sur le flexible de la torche. Elle constitue les parois externes permettant, directement après l'injection par le flexible, de canaliser l'air avec le diffuseur (qui forme les parois internes). Elle est également pourvue de 10 orifices (Figure 28) permettant le passage de l'air de protection dans le déflecteur. Elle est longée par l'air remontant la torche par l'hélice de l'électrode ce qui contribue légèrement au refroidissement.

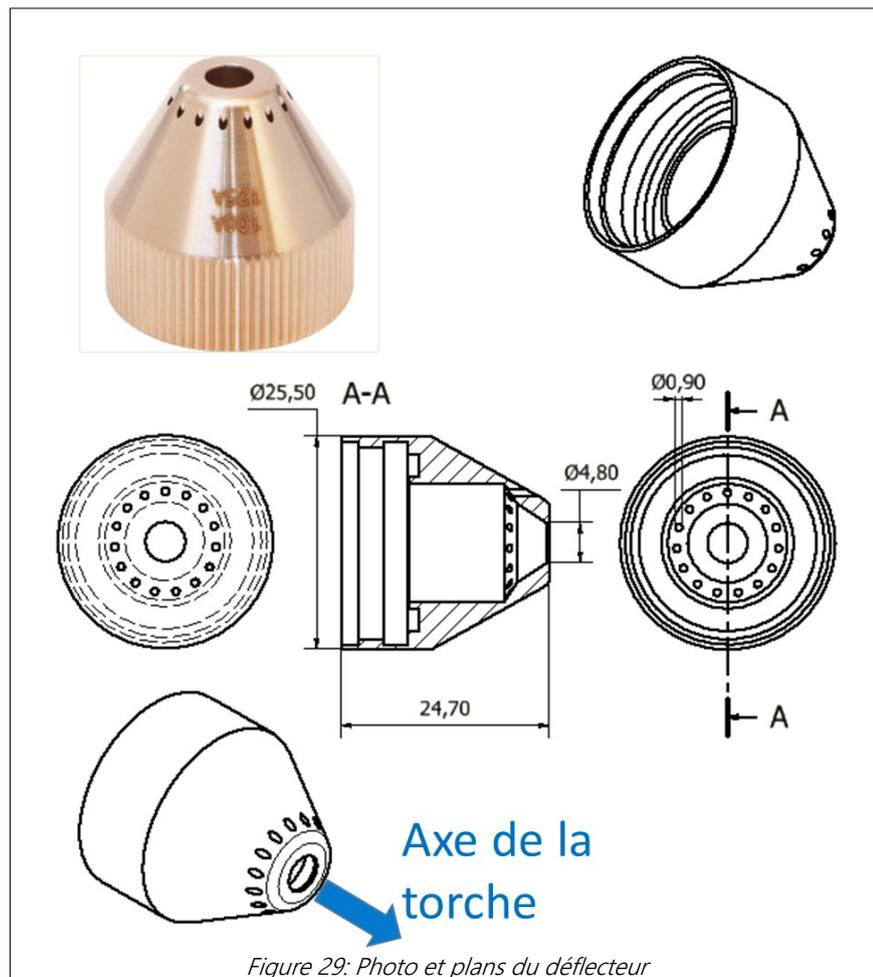
De plus, elle est pourvue d'un connecteur métallique pour détecter le contact ohmique entre le déflecteur et la tôle (Figure 16).

Enfin, elle dispose à sa base d'un anneau conducteur qui permet de détecter son vissage sur le flexible, condition logicielle du poste à l'allumage du plasma.



• Le déflecteur

Il canalise l'air de protection (trajet 2, voir Figure 20) et les sépare en deux trajets, l'un (2B) sortant axialement par une couronne de 15 trous répartis circulairement (Figure 29) et l'autre (2A) injecté obliquement au jet principal. Cela évite les projections de métal en fusion à l'intérieur de la torche en phase de perçage. En plus de cette protection gazeuse, les parois du déflecteur recouvrent l'intérieur de la torche. Le déflecteur se visse sur la buse.



I.2) Générateur

Dans l'industrie, on l'appelle générateur (ou poste) de découpe plasma, générateur plasma, ou même "plasma" tout court.

D'un point de vue électrotechnique, la fonction principale du poste est celle d'un redresseur qui alimente la torche en courant continu régulé. Il alimente également la torche en air comprimé régulé en pression.

Les caractéristiques du générateur GYS *Neocut 105* sont :

- Dimensions 690 × 400 × 610 mm
- Masse 33 kg
- Indice de Protection IP23 [73]
- Alimentation triphasée 3x32Ax400V sous 50/60 Hz (puissance max d'entrée 22 kVA)
- Transformateur de tension 16/10 puis découpage à 40kHz
- Tension au secondaire (fournie à la torche) jusqu'à 300 V crête
- Courant au secondaire nominal 105A DC avec facteur de marche unitaire
- Ondulation de courant au secondaire à courant nominal 20 A crête à crête
- Nécessite une alimentation en air comprimé entre 5 et 9 bar
- Pression de sortie réglable de 3 à 6 bar
- Avec l'AT-125, coupe propre sur acier ou aluminium maximum 20 mm d'épaisseur
- Avec l'AT-125, séparation d'acier ou d'aluminium maximum 40 mm d'épaisseur

Outre le connecteur de la torche dont la partie mâle est décrite dans I.1), le poste est pourvu d'une prise Texas (connecteur de puissance) pour brancher la pince de masse par laquelle s'effectue le retour du courant (pôle + du circuit secondaire). Enfin, il dispose d'un connecteur Computer Numerical Control (CNC) pour communiquer avec la table de découpe.

La Figure 30 est un chronogramme du fonctionnement ordinaire du poste séquencé en trois phases principales:

- **Phase d'amorçage** : Le poste a pour rôle de gérer les commutations et régulations permettant la phase d'amorçage expliquée dans la section *Erreur : source de la référence non trouvée* *Erreur : source de la référence non trouvée*. Lorsque l'ordre de marche est reçu, un courant d'**intensité d'arc**

pilote I_{AP} traverse l'électrode et la tuyère. Puis la torche est alimentée en air à **pression nominale P_N** , l'électrode se décolle et l'arc pilote se crée. Si la **tôle est à portée** et que le pince de masse y est reliée, une partie du courant peut transiter à travers elle. Lorsque l'intensité du courant de pince dépasse un certain **seuil I_{seuil}** , l'arc est transféré et le courant augmente jusqu'à l'**intensité nominale I_N** avec un **temps de montée t_m** .

- **Phase de coupe** : Pendant la phase de coupe, le poste régule un courant I_N et une pression P_N , réglables manuellement sur le poste. La retombée de l'**ordre de marche** entraîne la fin de la phase de coupe. Le courant tombe alors à 0 en suivant un **temps de descente t_d** .
- **Phase de refroidissement [postflow]** : Après l'extinction du plasma, le générateur maintient l'alimentation en air comprimé pendant 30 s pour refroidir la torche. Un nouvel ordre de marche interrompt cette phase.

Le *Neocut 105* dispose d'un mode test d'air, permettant l'alimentation de la torche en air à pression réglable sans fournir de tension au secondaire et donc sans allumer le plasma.

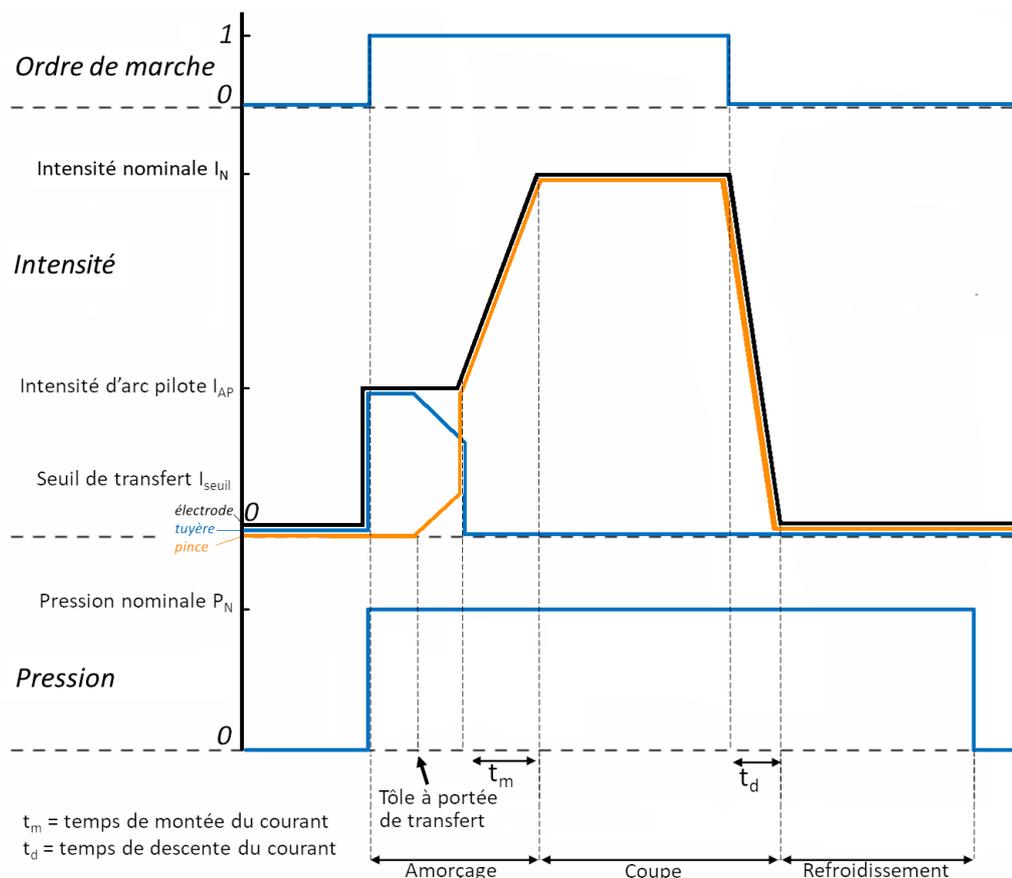


Figure 30: Chronogramme de fonctionnement en découpe

I.3) Table de découpe

La table de découpe (Tecmo Autotec [72]) nous a permis de réaliser des essais automatisés.

Elle est constituée (Figure 31) :

- D'une zone de découpe avec un bain d'eau additivée, destinée à refroidir les projections de métal fondu et à limiter les fumées. Les pièces à découper y sont surélevées par des plaques martyr.
- Pour l'axe X, d'un moteur et de deux rails de guidage.
- Pour l'axe Y, d'un moteur et d'un rail de guidage.
- Pour l'axe Z (hauteur), d'un moteur et d'un rail de guidage.
- D'un support de torche.
- D'un circuit ohmique permettant de détecter le contact entre la tôle et le déflecteur de la torche.
- D'un ordinateur pour le réglage, la conduite et la supervision.
- D'un boîtier assurant le formatage des signaux (retour tension du poste, commande et retour des moteurs).

La vitesse maximale de chaque axe est 6000 mm/min et la zone de de découpe est un carré de 1.25 m de côté.

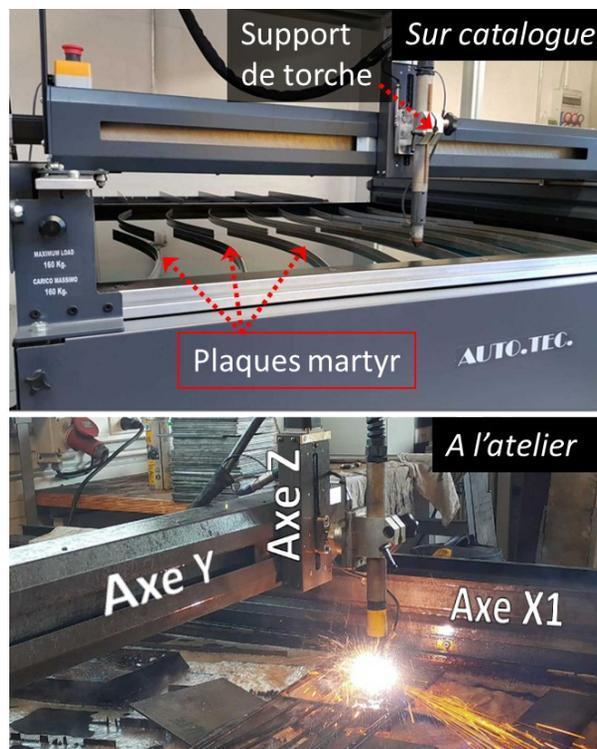


Figure 31: Table de découpe Autotec

Ordinateur de la table

L'ordinateur de la table permet de régler les trajets et les paramètres de coupe :

- Vitesse.
- $H_{\text{perçage}}$ hauteur de perçage à laquelle est placée la torche en phase éponyme.
- $H_{\text{sécu}}$ hauteur de sécurité à laquelle est placée la torche après la découpe.
- Consigne de tension ou de hauteur.

La régulation de courant (assurée par le poste) est prioritaire sur la régulation de tension (assurée par la table), comme l'explique la Figure 32 de façon simplifiée. C'est l'ajustement de la hauteur de torche [alias la distance torche-plaque, distance la plus courte entre le déflecteur et la plaque] qui permet d'atteindre la tension cible. Dans la pratique, on peut voir les choses dans l'autre sens : pour maintenir la hauteur voulue, on régule une certaine tension.

En effet, pour des épaisseurs découpées faibles (< 10mm), il arrive que la tôle, sous l'effet de la chaleur, se bombe ou que les plaques martyrs ne constituent pas un support parfaitement plan, ce qui engendre une pente. La régulation de tension est alors un moyen de garder la distance torche-plaque constante. Cela permet d'éviter les collisions et de conserver une qualité de coupe constante.

Note :
La distance torche-plaque est la distance la plus courte entre le bas du déflecteur et le haut de la plaque.

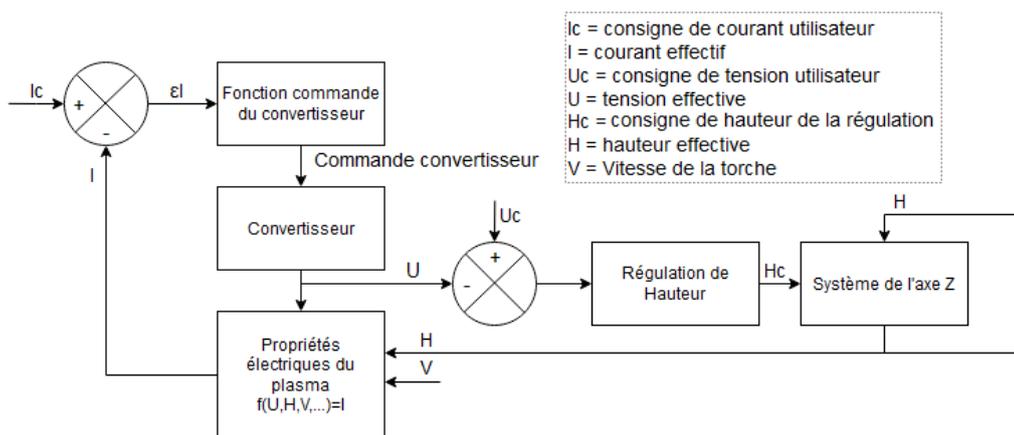


Figure 32: Synoptique simplifié des régulations du système source plasma et table de découpe

La Figure 33 est un chronogramme exemple d'une découpe basique, où le trajet programmé est une simple ligne selon un axe de la table.

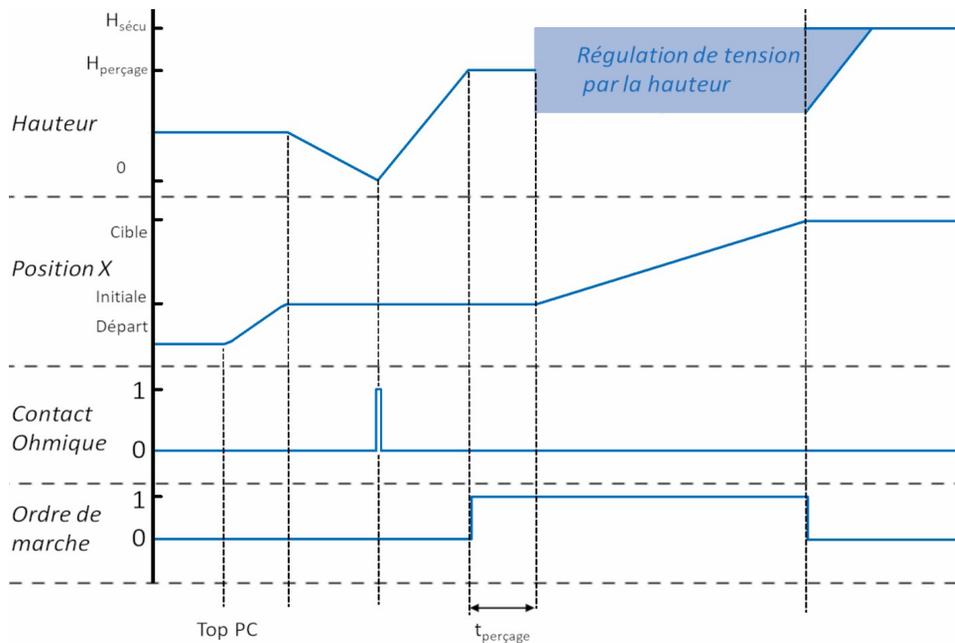


Figure 33: Chronogramme de fonctionnement avec phase de perçage

Le **Top PC** (ordinateur) enclenche le déplacement de la torche en position **Initiale**. Après quoi, la torche est descendue jusqu'à ce que le déflecteur touche la tôle (on parle de palpage), ce qui établit le **contact ohmique**. Ce signal détecté, la torche est remontée à $H_{\text{perçage}}$, hauteur de perçage. Puis **l'ordre de marche** est envoyé au poste (courant et pression évoluent alors comme expliqué sur la Figure 30). Elle reste sur place pendant $t_{\text{perçage}}$. Ensuite c'est la régulation de hauteur/tension qui régit la hauteur pendant que la torche effectue son parcours. Une fois arrivée à la position **cible**, **l'ordre de marche** retombe, ce qui coupe le courant et enclenche la phase de refroidissement (Figure 30). La torche est alors amenée à $H_{\text{sécu}}$, hauteur de sécurité.

Le programme de la table, implémenté en G-Code, langage de programmation séquentiel de machine-outil, peut aussi permettre plusieurs phases de déplacement, torche éteinte ou torche allumée, ainsi que des attentes. Un allumage de torche engendre nécessairement une phase de palpage.

Note :

si la torche reste là où elle s'est arrêtée pendant la phase de refroidissement, l'air qu'elle souffle à travers la saignée fera éclabousser de l'eau. Il vaut mieux programmer un déplacement torche éteinte au dessus d'une zone épargnée par la découpe. Le jet d'air de refroidissement s'écrase alors sur la tôle ce qui limite ou empêche ces éclaboussures.

La régulation de hauteur par échantillonnage de la tension peut également être désactivée, la hauteur est alors fixe ou réglée dans le G-Code.

Cela clôt la présentation du système utilisé dans notre étude. La table de découpe était dans le laboratoire de soudage de Gys. Elle n'y est plus à l'heure où j'écris ces lignes car elle arrivait en fin de vie, son utilisation devenait compliquée et elle a été remise.

I.4) Mesures complémentaires

Cette section n'est pas nécessaire à la compréhension du fonctionnement du système mais apporte des précisions.

I.4.1) Rétractation de l'électrode

Rappelons que l'arc électrique est amorcé par contact (ou lift). Un courant circule initialement dans l'électrode et reboucle dans la tuyère. C'est un ressort qui assure, au repos, le plaquage de ces deux pièces. La mise en pression conduit à la rétraction de l'électrode, et donc à l'ouverture du contact.

Dans quelle mesure ce mouvement peut-il avoir lieu pendant la coupe et donc impacter le procédé ?

Pour le savoir nous avons mesuré la raideur du ressort lors d'un essai de traction. Elle vaut $k=0.8$ N/mm. Nous avons aussi mesuré la course lors d'essais de rétractation (Figure 34). Il s'agissait de mettre le poste en test d'air et de la mesurer à l'aide d'un pied à coulisse numérique. Celui-ci est pourvue d'une tige que nous insérons dans le déflecteur et la tuyère jusqu'à buter sur la tête de l'électrode. Nous avons constaté que l'électrode commençait à se décoller à 1.3 bar (réglé sur le poste). Elle est totalement rétractée à 1.5 bar.



Figure 34: Mesure de la rétractation de l'électrode à l'aide d'un pied à coulisse numérique et d'un fil rigide inséré dans la tuyère. La torche est branchée au poste en mode test d'air.

Or les pressions de réglage en fonctionnement normal avec plasma allumé sont comprises entre 4 et 6 bar. Le régulateur de pression intégré dans le poste (ITV 2050-01F2BL3 précis à 0.5%) assure qu'elle ne descend jamais sous les 1.5 bar et donc qu'aucun mouvement de l'électrode n'est permis lors de la découpe.

La course totale de l'électrode, 0.8 mm, nécessite une force donnée par le produit

$$\text{raideur} \times \text{course} = 0.8 \times 0.8 = 0.64 \text{ N}$$

Cette valeur correspond au poids d'un objet de 64 g. L'électrode pèse environ 18 g, l'inclinaison de la torche est donc négligeable pour cette rétractation. Nous nous étions posé cette question car j'avais retourné la torche (Figure 34) pour déterminer la pression nécessaire au décollage électrode-tuyère

Nous avons donc la certitude que l'électrode est complètement plaquée en permanence en butée arrière, à 1 mm de la position initiale, lors de la découpe. C'est d'ailleurs dans cette position que nous représentons la torche en CAO (Figure 20).

1.4.2) Analyse des électrodes par microsonde Castaing

Les électrodes TopArc (TA) et HyperTherm (HT) (Figure 23) ne sont pas tout à fait de la même couleur. Nous nous sommes donc demandé si leurs compositions différaient. Nous avons donc fait réaliser des analyses de composition au centre de microcaractérisation Raymond Castaing à Toulouse. Les fractions massiques retenues sont :

- Pour les corps
 - 99.6 % Cuivre et 0.4 % Soufre (TA)
 - 99.6 % Cuivre et 0.4 % Tellure (HT)
- Pour les inserts
 - 98 % Hafnium et 2 % Zirconium (TA)
 - 97 % Hafnium et 3 % Zirconium (HT)

Le tellure rend l'usinage du cuivre plus facile :

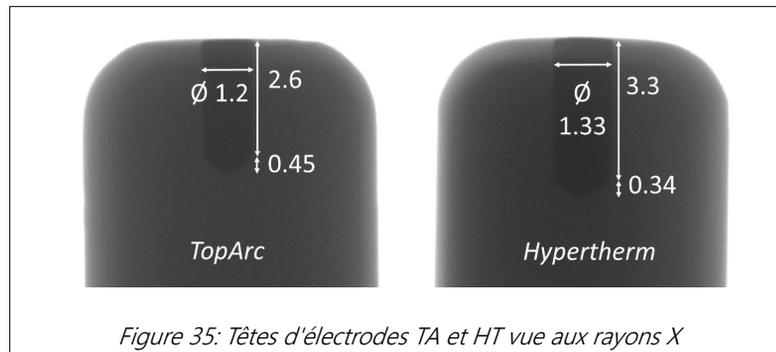
"L'ajout de 0.5% de tellure agit sur la microstructure de l'alliage en rendant les copeaux plus petits lors de la découpe, ce qui permet d'obtenir une plus grande vitesse d'usinage par rapport au cuivre pur." [74]. Le soufre a les mêmes vertus [75].

Les différences de composition sont anecdotiques.

Notons que ces analyses n'ont été effectuées que sur un exemplaire par référence et à ce titre ne sauraient rendre compte de dispersion dans une série ou entre séries.

1.4.3) Observation des inserts aux rayons X

Les inserts en hafnium sont insérés avec ajustement serré dans les électrodes. Nous nous sommes demandé si la qualité de cette insertion pouvait expliquer la dispersion des performances des électrodes observées lors de nos expériences (chapitre 4).



Aussi nous avons utilisé la machine à rayons X de l'atelier d'électronique de Gys pour détecter d'éventuelles imperfections dans les insertions ou des différences entre les inserts. La Figure 35 montre une électrode TA et une HT. Les dimensions du cuivre sont identiques mais l'insert HT est plus large et plus long que TA. Nous avons passé 10 électrodes HT et 10 électrodes TA aux rayons X sans détecter aucune différence dans les insertions, et le contact cuivre/hafnium est toujours bien assuré.

II) Caractérisation pneumatique

Nous avons identifié les circuits d'air par l'observation mais il restait à préciser le comportement pneumatique du système. Nous évoquons tout d'abord la régulation de pression qui est fournie à la torche, puis la répartition quantitative du débit. C'est une information importante dans une optique de compréhension et de conception éventuelle. En effet l'air comprimé permet la découpe, le refroidissement et l'amorçage par lift. De plus, les débits sont un élément de réglage du modèle.

II.1) Le régulateur de pression

Le régulateur de pression utilisé dans le Neocut105 est un SMC ITV2050-01F2BL3 [76]. Il dispose d'une entrée (supply) et de deux sorties d'air : la sortie qui alimente la torche (out) et d'un échappement (exhaust). Il comprend une vanne d'admission et une vanne d'échappement, qui dirigent l'air vers l'une des deux sorties et sont commandées alternativement pour réguler la pression. Ce fonctionnement est détaillé sur la Figure 36.

Le constructeur annonce une erreur en pression de sortie inférieure à 0.5% avec un temps de réponse de 0.1s. Suite à des tests d'air, nous avons constaté que le régulateur est effectivement très efficace pour réguler une pression moyenne.

Toutefois nous redoutions que des oscillations que nous avons observées dans le plasma

(section IV Imagerie haute vitesse) soient liées au mode de fonctionnement en tout ou rien du régulateur.

Nous avons donc voulu mesurer la fréquence de commande des électrovannes.

La Figure 37 montre les signaux dans le cas où la consigne de pression est à 7 bar et la pression d'entrée à 6 bar, ce qui conduit à un fonctionnement à 100% des capacités du régulateur.

Comme attendu, l'électrovanne d'admission (voie 1, en orange) est commandée à cadence maximale et l'électrovanne de refoulement (voie 2, en magenta) n'est pas commandée. La fréquence des impulsions est de 60Hz. Les oscillations du plasma rapportée dans la section IV Imagerie haute vitesse ne sont pas à cette fréquence ni à ses multiples donc nous excluons la responsabilité du régulateur de pression.

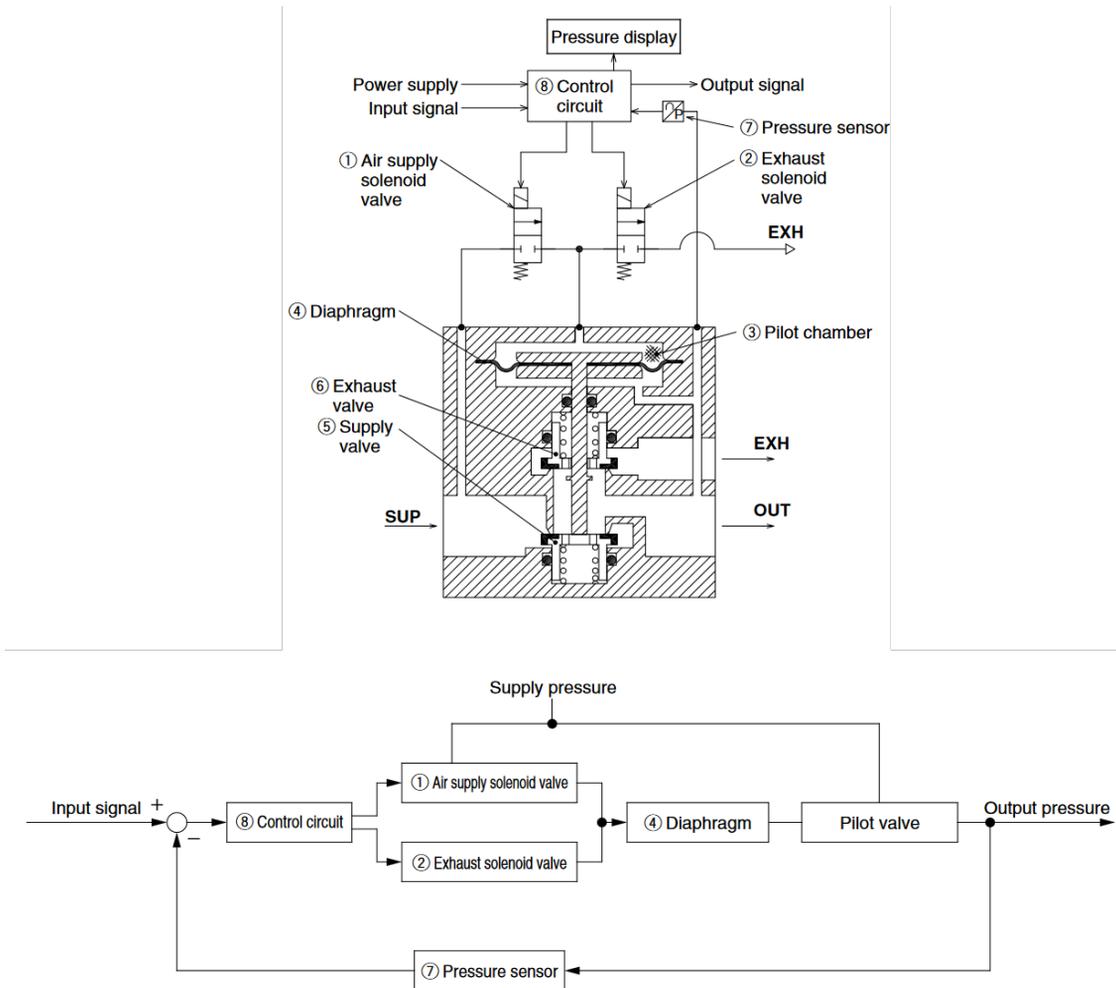


Figure 36: Schéma de principe (en haut) et schéma-bloc (en bas) du régulateur de pression ITV2050-01FBL3 [76]

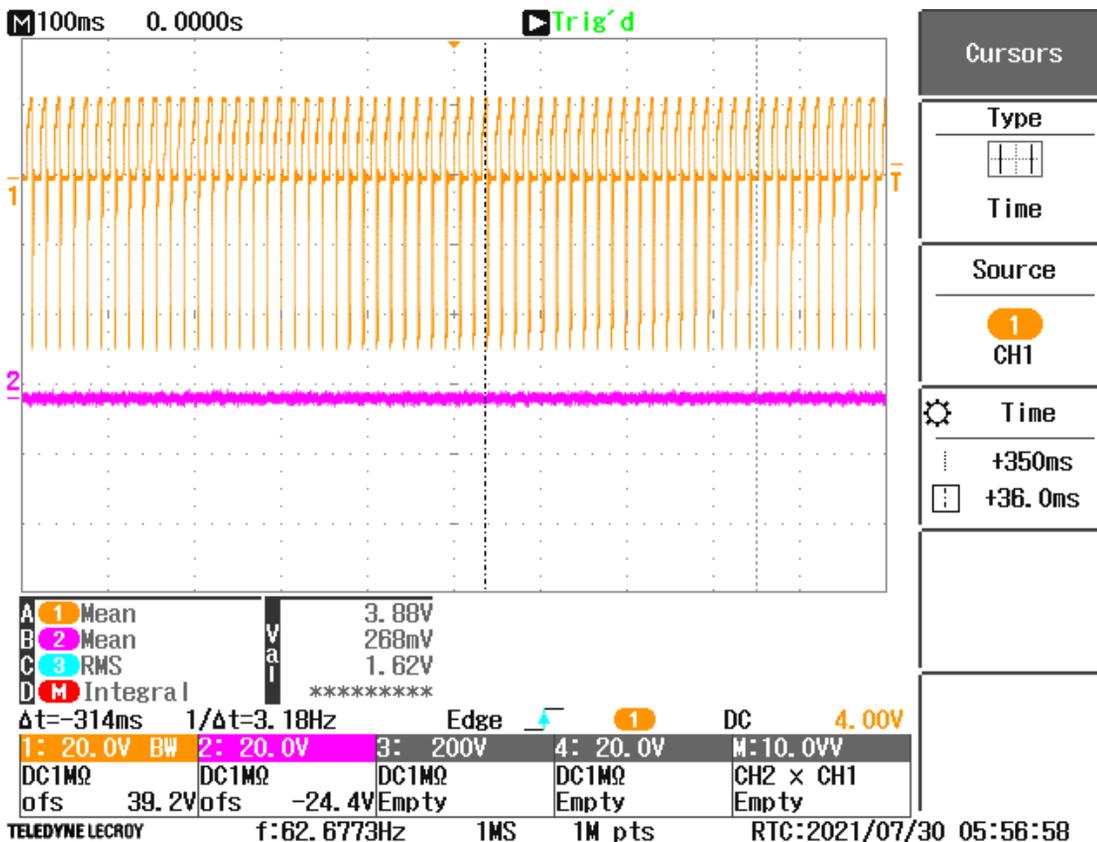


Figure 37: Oscillogrammes des commandes d'électrovannes du régulateur, entrée 6 bar et consigne 7 bar

II.2) Mesures de débit

Comment les circuits d'air ont-ils été dimensionnés pour réaliser tout à la fois les fonctions de coupe, de refroidissement et de rétractation de l'électrode ? Nous avons mené une campagne de mesures de débits pour le découvrir.

II.2.1) Protocole

Les mesures de débit sont réalisées à l'aide de deux débitmètres SMC PF2A751-04-67 [77]. Ils ont une résolution de 5 NL/min. Lorsque le débit lu ne se stabilisait pas et oscillait entre deux valeurs, nous avons relevé une quantité intermédiaire (par exemple 63 si la valeur oscillait entre 60 et 65 NL/min). Le débit minimum mesurable est 25 NL/min. De plus, il est à noter que des variations journalières excluent une reproductibilité parfaite et entachent la précision des résultats. Par exemple la valeur du débit total à froid mesuré en conditions standard pouvait osciller entre 295 et 305 NL/min d'un jour à l'autre. Dans ce cas précis nous avons retenu la valeur intermédiaire de 300 NL/min. L'origine la plus vraisemblable de ces fluctuations est peut être à chercher du côté du réseau d'air pneumatique de l'usine, qui ne fournit pas une pression rigoureusement identique d'un jour à l'autre. Le régulateur de pression malgré son efficacité, reste basé sur un fonctionnement tout ou rien qui semble incompatible avec un lissage parfait de ces variations.

Note :

Le NL, qui se lit Normaux Litres, est une unité de volume normalisée aux conditions normales de température (0°C) et de pression (1.013 bar). A 2 bar, un litre d'air à 0°C correspond à ≈ 2NL. Par ailleurs, 1 NL/min d'air équivaut à 0.02 g/s

Il y a deux configurations :

- A froid (sans plasma, avec le mode test d'air du poste).
- A chaud, plasma allumé à 105 A. Pour cela, j'ai effectué des découpes automatisées à l'aide de la table de découpe. Cela serait également possible en découpe manuelle mais (main)tenir une torche allumée et lire une mesure est peu aisé.

Les débits sont désignés par Q_i , où i est le ou les trajets concernés eu égard à la nomenclature proposée sur la Figure 20 de la section I.1.1.

Q_{1A+2A} se mesure en apposant un tuyau manuellement sur l'orifice principal du déflecteur. On peut mesurer Q_{1A} de la même manière dans une configuration sans déflecteur.

Q_{1+2} est le débit mesuré en plaçant le débitmètre

immédiatement en amont de l'entrée d'air externe située à l'arrière du poste.

La mesure de Q_{1B} a nécessité l'élaboration d'un prototype, la "bague de débit arrière" (Figure 38). 1B est évacué de façon diffuse à l'extérieur de la torche, la bague entoure donc toute la torche et canalise cet air dans une sortie de section 8 mm² compatible avec le débitmètre.

Insérer dans le circuit pneumatique un débitmètre ou installer la bague de débit arrière sur la torche n'impacte pas le débit mesuré (du moins pas au delà de la résolution de l'appareil). En effet, le débitmètre à l'entrée du poste dans la configuration de la

Figure 38 indique la même valeur que le second débitmètre soit branché à la bague de débit arrière ou non, et que celle-ci soit présente ou non.



Figure 38: Torche en test d'air équipée de la bague de débit arrière. Le débit est canalisé dans le tuyau bleu et mesuré par le débitmètre à gauche de l'image

II.2.2) Essais à froid, pièces obturées

Afin de connaître avec plus de précision la répartition des débits, nous avons aussi colmaté les orifices de certains consommables. Comme le montre la Figure 39, l'orifice d'une tuyère et ceux en périphérie d'un déflecteur ont été soudés. Les petits orifices de la buse et du diffuseur ont été colmatés avec une résine. A l'aide de ces consommables modifiés, nous avons expérimenté diverses configurations pneumatiques. Les débits ainsi mesurés ont permis de déduire les relations entre les différents circuits, donnant un aperçu des pertes de charges et de la redirection des flux.

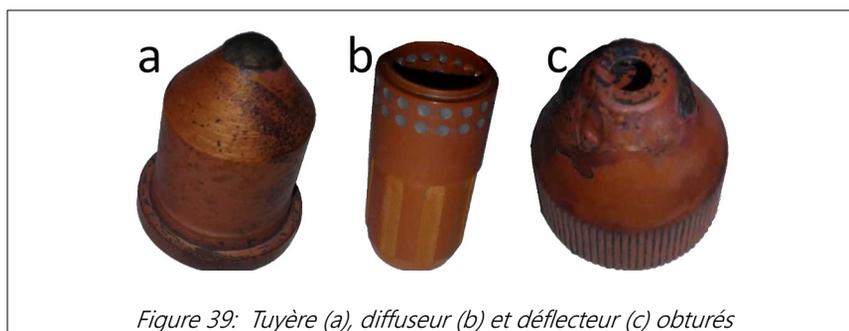


Figure 39: Tuyère (a), diffuseur (b) et déflecteur (c) obturés

Ces essais pneumatiques à froid ont été réalisés en injectant 5 bar en mode test d'air. Leurs configurations et résultats sont consignés dans le Tableau 11.

Essai	Description	Schéma <i>Précision des débitmètres ±5 NL/min</i>	Q ₁₊₂ (NL/min)			Q _{1B} (NL/min)		
1	Référence		300			115		
2	Sans tuyère mais avec déflecteur		310			-		
3	2B (pourtour du déflecteur) bouché		295			115		
4	1A et 2A (principal du déflecteur) bouché		300			115		
5	1A 2A et 2B (tout le déflecteur) bouché		160			145		
6	Trajet 1 (diffuseur) bouché		125			0		
7	Trajet 1 (diffuseur) et 2B bouchés		125			0		
8	Trajet 1A (tuyère) bouché		223			125		
9	Trajet 2 déflecteur enlevé		Q ₁₊₂ 240 NL/min	Q _{1B} 130 NL/min	Q _{1A} 100 NL/min			

Tableau 11: Essais pneumatiques à froid avec bouchages, et débits mesurés (NL/min)

Avant toute chose rappelons que la précision des mesures n'est pas parfaite, eu égard aux performances du débitmètre, aux variations journalières et à l'impact du circuit de mesure. Nos impératifs de précision ne sont de toute façon pas si élevés car le but était de comprendre le dimensionnement dans ses grandes lignes.

L'essai 2 indique que la tuyère engendre une petite perte de charge.

Les débits en essais 1, 3 et 4 sont quasi identiques. Cela veut dire que l'air est redirigé sans perte de charge sensible par les orifices secondaires du déflecteur (2B) lorsque l'on bouche le principal (2A + 1A) et vice versa.

Nous avons constaté, lors de l'essai 5 (en bouchant tous les orifices du déflecteurs) que la torche avait de légères fuites qui entraînent la différence de 15NL/min entre le débit mesuré en entrée et celui en sortie de bague. Le manchon de la torche est constitué de deux parties, serrées l'une contre l'autre par des vis. Une partie de l'air 1B s'échappe dans l'interstice pas parfaitement hermétique. J'ai aussi visualisé cela en plongeant la torche dans une bassine d'eau. Donc **Q_{fuite} ≈ 15NL/min**.

Les essais 6 et 7 entraînent le même $Q_1 + Q_2$. Cela signifie que lorsqu'on bouche 2B il est redirigé intégralement sur 2A, sans pertes de charge sensibles. Cela confirme la conclusion des essais 1 3 et 4.

La comparaison entre les essais 8 et 1 montre qu'une faible part de l'air 1A qui ne peut passer par la tuyère est redirigée dans 1B.

L'essai 9, trajet 2 bouché, a permis de mesurer le débit dans la tuyère en retirant le déflecteur (lorsqu'il est en place, il bloque l'accès à la tuyère). De plus on constate que le débit arrière Q_{1_essai9} augmente de 15 NL/min par rapport au cas de référence (essai 1). En supposant que le débit dans la tuyère Q_{1A_essai9} soit augmenté de la même proportion (13%), consécutivement au bouchage de 2, on peut estimer

$$Q_{1A_ref} \approx 100/1.13 \approx 88 \text{ NL/min.}$$

On peut ainsi remonter aux débits dans le cas de référence. Rappelons que dans ce cas, le Q_{1+2} et Q_{1B} sont mesurés. Avec ce Q_{1A} déduit, on a

$$Q_{1+2} \approx Q_{1B} + Q_{1A} + Q_2 + Q_{fuite}$$

$$\text{On peut donc déduire } Q_2 = Q_{1+2} - Q_{1B} - Q_{1A} - Q_{fuite} \approx 300 - 115 - 88 - 15 \approx 82 \text{ NL/min} \approx Q_2$$

Initialement nous n'avons pas pu détailler davantage la répartition de Q_2 entre Q_{2A} et Q_{2B} , mais par la suite nous avons modifié un déflecteur (Figure 40). Un premier tube y a été soudé autour de l'orifice principal et un second, plus large, autour des orifices secondaires. Ces deux circuits étaient séparés et ont permis de mesurer individuellement Q_{2A} et Q_{2B} à froid. Ils divisent équitablement Q_2 et valent donc environ 40 NL/min chacun.

$$Q_{2A} = Q_{2B} \approx 40 \text{ NL/min}$$

Un récapitulatif des débits mesurés est donné dans le Tableau 13.

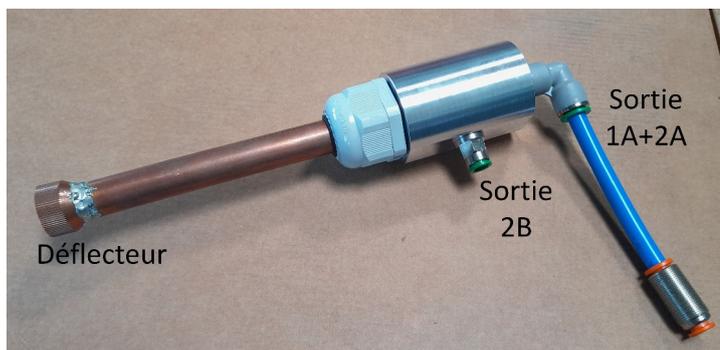


Figure 40: Déflecteur prototype pour canalisation différenciée des flux

II.2.3) Mesures pneumatiques à chaud

Nous nous sommes intéressés à la détermination du débit plasmagène (1A) plasma allumé. Sa connaissance était indispensable à l'établissement du modèle, ou à tout le moins il en constitue un élément de validation très important et impactant sur les caractéristiques du jet de plasma.

La mesure directe Q_{1A} , Q_{2A} et Q_{2B} n'étant pas possible car le plasma détruirait tout instrument de mesure,

nous avons eu besoin des quantités et des déductions faites sur le comportement pneumatique de la torche grâce aux essais à froid pour déduire ce débit. La mesure directe de Q_{1+2} et de Q_{1B} reste possible.

Dans la configuration normale (Essai 1), nous avons allumé le plasma, en arc pilote, puis à 105 A. Les débits mesurés sont donnés dans le Tableau 12.

Q_{1+2}	Q_{1B}
A froid	
300	115
Arc pilote (30 A)	
270	non mesuré
A Chaud (105 A)	
240	120

Tableau 12: Débits (NL/min) mesurés dans les principaux trajets de la torche à 5 bar

Alors qu'aucune modification géométrique ne différencie les configurations froide et chaude, une baisse significative de débit est observée sur Q_{1A} lorsqu'on allume le plasma. C'est parce que les caractéristiques de l'air sont fortement influencées par sa température, la viscosité notamment augmente drastiquement à chaud. L'écoulement est plus difficile et le débit réduit [6].

Voici le raisonnement ayant abouti à la déduction des débits à chaud :

Tout d'abord nous avons constaté en comparant les essais à froid 1 (référence) et 8 (tuyère bouchée) (Tableau 11) que boucher la tuyère totalement entraînait une augmentation du débit rétroinjecté :

Q1B_ref = 115 NL/min et Q1B_essai8 = 125 NL/min.

En revanche, cela n'impacte pas le débit d'air de protection : Q2B_ref = Q2B_essai8 = 80 NL/min. A 105 A, l'effet de bouchage est moindre que dans l'essai 8 donc l'éventuelle répercussion sur Q2 est encore plus faible, nous gardons donc $Q_{2_105A} = 80$ NL/min.

Nous considérons également que la répartition de Q2 dans Q2A et Q2B reste moitié moitié, comme

précédemment, car nous avons déduit des essais 6 et 7 que même un bouchage complet de 2A entraîne une redirection sans perte de charge dans Q2B.

$$Q_{2A_105A} = Q_{2B_105A} \approx 45 \text{ NL/min}$$

On peut donc calculer $Q_{1A_105A} \approx Q_{1+2} - Q_2 - Q_{1B}$

Nous avons ainsi pu établir la répartition approximative dans tous les trajets, donnée dans le Tableau 13.

Unité de débit massique	Q_{1+2} Total (mesuré)	Q_{1B} Arrière (mesuré)	Q_{1A} Tuyère (déduit)	Q_2 Protection (déduit)
A froid				
NL/min	300	115	85	80
g/s	6	2.3	1.7	1.6
A 105 A				
NL/min	240	120	32	80
g/s	4.8	2.4	0.64	1.6

Tableau 13: Débits (NL/min et g/s) mesurés et déduits dans les principaux trajets de la torche à 5 bar

Ces valeurs issues de la caractérisation expérimentale (imparfaite), ont été ajustées par des itérations avec le modèle numérique (évidemment imparfait lui aussi) détaillées dans le chapitre 5. J'ai fait le choix de d'ores et déjà présenter les valeurs ayant bénéficié de ces ajustements.

Il est intéressant de noter l'apport du modèle pour orienter l'interprétation et l'exploitation de nos mesures alors même que la calibration du modèle dépend des mesures ! Par exemple, initialement, nous pensions que Q_{1B} était très faible en comparaison aux autres débits. Nous avons décelé ce circuit d'air avec un stylo à fumée mais il paraissait insignifiant en termes de débit. C'est en faisant la somme des débits dans les autres circuits, dans le modèle, que nous avons réalisé qu'il en manquait une grande partie et cela nous a incités à élaborer un prototype pour mesurer Q_{1B} , qui s'est effectivement avéré significatif.

Pour conclure, nous avons identifié et quantifié les différents flux à l'intérieur de la torche AT-125. Ceux-ci sont répartis par la seule géométrie des pièces de la torche et remplissent les fonctions :

- De projection du jet de plasma de découpe.
- De rétractation de l'électrode pour l'amorçage lift.
- De refroidissement de la torche.

Dans une optique de conception, la connaissance de ces débits, dont on sait qu'ils conduisent à un fonctionnement opérationnel, peuvent servir de référence. On peut par exemple, lors du design, simuler les débits et viser le même ordre de grandeur que ceux de la torche AT-125. En particulier, le refroidissement, objet de la prochaine section, doit être assuré par la circulation de l'air comprimé dans la torche sous peine de la détruire.

III) Caractérisation thermique

Le procédé de découpe par plasma génère beaucoup de chaleur. Il faut donc que la torche soit refroidie sous peine d'être détruite. Dans la solution étudiée, le refroidissement se fait grâce à l'air comprimé.

Au vu des débits d'air que nous connaissons (section II.2 Mesures de débit), comprendre les échauffements permettra de se constituer un avis argumenté sur le dimensionnement du refroidissement et d'en proposer un dans le cadre d'une conception.

De plus le refroidissement des électrodes est important pour leur durabilité [42]. Enfin, les températures atteintes par les différentes pièces servent de données au modèle numérique. J'ai donc mené une campagne de caractérisation thermique de la torche en fonctionnement.

III.1) Protocole

Les essais de caractérisation thermique ont consisté à faire fonctionner la torche normalement, en utilisant les paramètres de coupe suivants :

- Eprouvettes : Banc d'usure, qui permet de maintenir la torche allumée sans consommer de tôle, décrit dans le chapitre 4 I.3).
- Courant : 105 A
- Pression injectée : 5 bar
- Vitesse de coupe : 5000 mm/min
- Hauteur 3.2 mm

Les températures sont mesurées au moyen des outils décrits dans la section suivante.

Des essais de coupe de plus en plus longs, par incrément de 12 s, ont été conduits afin de déterminer, pour chaque consommable, la durée de coupe ininterrompue nécessaire avant d'atteindre la température maximale.

Certaines mesures nécessitent de démonter la torche. Avant de relancer un essai, pour m'assurer que les consommables étaient revenus à la température ambiante, je remontais la torche et mettais le poste en test d'air à 5 bar pendant une minute.

III.2) Outils de caractérisation thermique

Deux outils de caractérisation thermique ont été utilisés.

III.2.1) Rubans thermiques

Les rubans thermiques ThermindeX [78] sont le premier outil employé pour mesurer les températures atteintes par les consommables. Ce sont des petites étiquettes autocollantes couvertes d'un produit chimique thermosensible. Si la température dépasse, pendant plus d'une seconde, une valeur spécifique, celui-ci se dissout et laisse apparaître le papier noir qui est en dessous.

La précision annoncée des pastilles est de $\pm 1^\circ\text{C}$. La plage de températures s'étend de 40 à 260°C, séparée en gammes de A (40 à 71°C) à E (210 à 260°C). Les températures supérieures à 260°C nous sont donc inaccessibles par ce moyen. La Figure 41 est un ruban gamme B, allant de 77 à 116°C divisé en 8 pastilles. Par exemple si on colle cette étiquette sur un tuyau qui monte à 100°C, les pastilles de 77 à 99 vireront au noir.

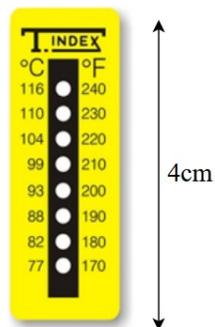


Figure 41 : Ruban thermindex neuf (Gamme B), constitué de 8 pastilles permettant de détecter chacune une température

Dans notre cas, les consommables de la torche sont trop petits pour coller un ruban complet. J'ai donc découpé des pastilles et ai procédé à plusieurs essais successifs en les collants sur les pièces (Figure 42).

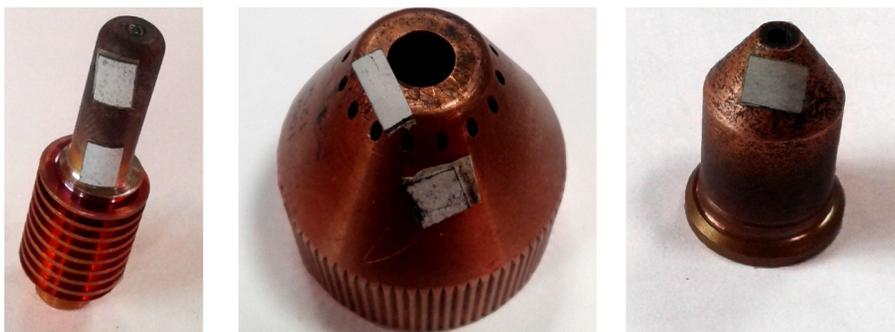


Figure 42: De gauche à droite : Electrode, déflecteur et tuyère avec pastilles thermiques neuves

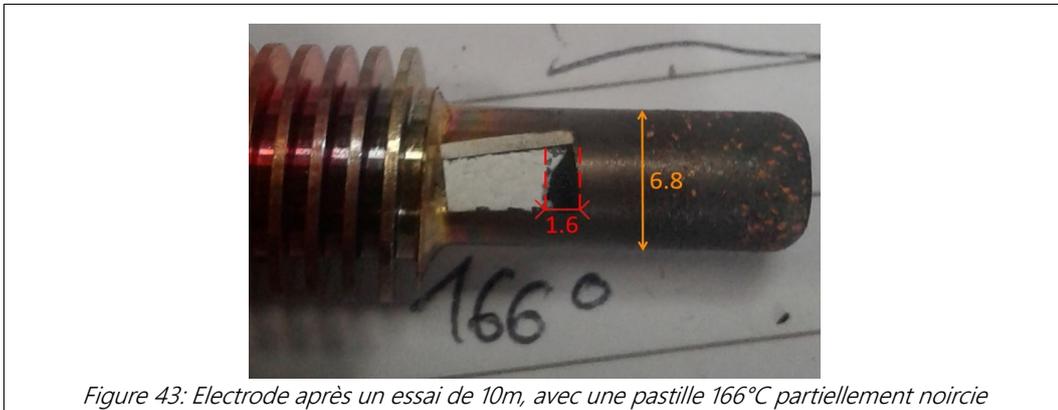


Figure 43: Electrode après un essai de 10m, avec une pastille 166°C partiellement noircie

A la suite des essais, j'ai observé si et jusqu'à quelle distance les pastilles avaient viré au noir (Figure 43). De cette façon j'ai pu établir un zonage de température par consommable. On le voit, cette coloration ne se fait pas toujours sur une ligne nette et on a une incertitude d'1.6 mm ce qui est beaucoup à l'échelle de nos pièces. Ainsi, j'ai considéré les températures de façon minimaliste pour établir les zonages (présentés dans la section III.3). Dans le cas de la Figure 43 par exemple, je considérerais que la zone des 166°C s'étend de la tête de l'électrode (à droite) jusqu'au trait en pointillés rouges à droite.

III.2.2) Imagerie infrarouge

Principe

L'imagerie InfraRouge (IR), contrairement aux pastilles, donne une température instantanée. Cette technique est basée sur la mesure du rayonnement thermique, d'une longueur d'onde maximale dépendant de la température et de l'émissivité du corps considéré et décrite par la loi de Wien [79].

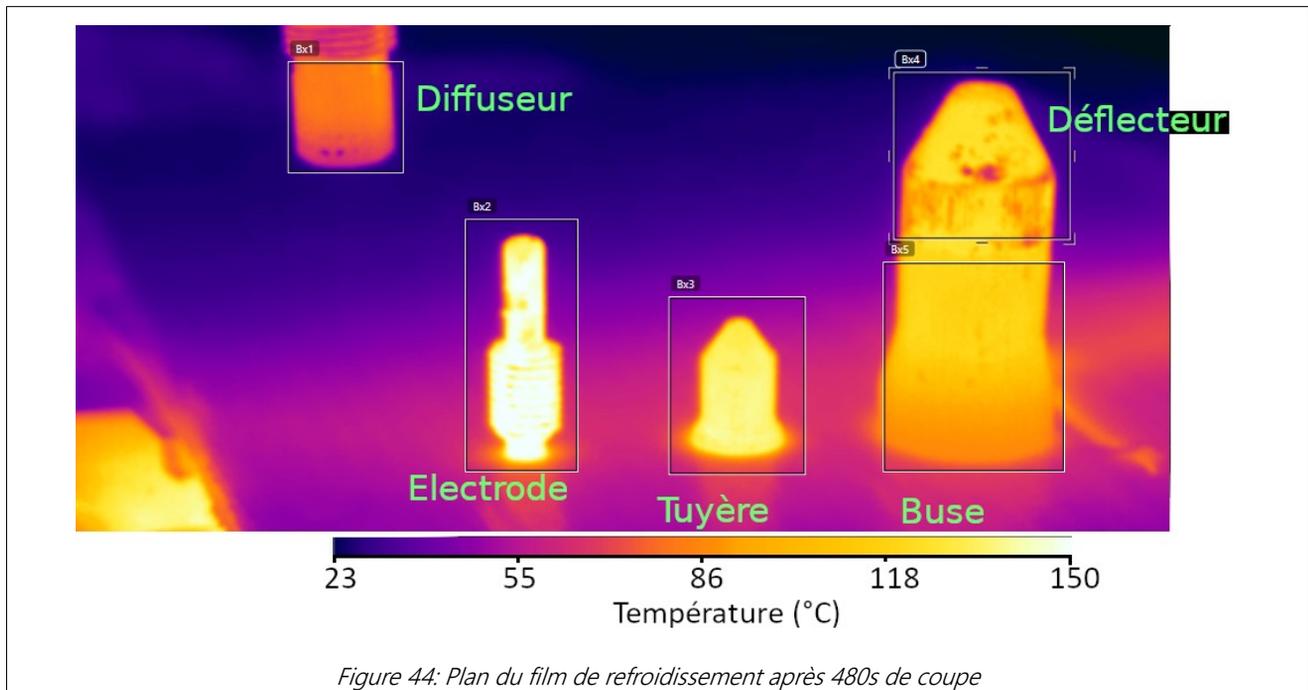
Jusqu'à 500°C, le rayonnement se fait dans l'infrarouge, invisible à l'oeil nu mais perceptible par une caméra thermique. En connaissant l'émissivité de la surface filmée et en mesurant la longueur d'onde prépondérante de l'émission, il est possible de déduire la température.

Protocole pour l'imagerie infrarouge

Préalablement, j'ai peint les pièces à filmer à l'aide d'une peinture noire mate résistante à 700°C de marque Jelt [80]. En effet l'émissivité des surfaces observées doit être connue et paramétrée dans la caméra. Des précédents dans l'entreprise ont montré des résultats cohérents avec cette peinture et en considérant une émissivité égale à 0.96. Le même protocole a donc été suivi.

Le modus operandi reste le même que pour les essais avec les pastilles, mais en plus, l'arrivée d'air du poste a été systématiquement débranchée dès le cycle terminé. Ainsi, la phase de refroidissement n'avait pas lieu. Le but étant de voir la température la plus proche possible du maximum atteint lors du fonctionnement.

La caméra infrarouge utilisée est une FLIR E95 [81] posée sur trépied.



Pour les éléments extérieurs de la torche, buse, et déflecteur la mesure peut s'effectuer directement. Quant aux éléments internes, diffuseur, tuyère, et électrode, ce n'est pas le cas. Il fallait débrancher l'air, démonter les éléments et les poser dans le champ de la caméra, à la bonne profondeur pour obtenir une image nette, nécessaire à la mesure. Ces opérations manuelles prennent du temps (quelques dizaines de secondes) et il n'est donc pas possible de relever la température de ces pièces pendant ou immédiatement en fin de cycle. J'ai décidé de relever leurs températures 1 minute après l'arrêt des cycles,

ce qui laissait le temps de démonter la torche et fixait une durée de refroidissement avant mesure. Les données proviennent des images du film dont une image est montrée en Figure 44. Le diffuseur reste en place dans le corps de torche. Le déflecteur reste vissé sur la buse.

Le temps que l'on effectue la mise en place, les pièces internes voient leur température s'uniformiser.

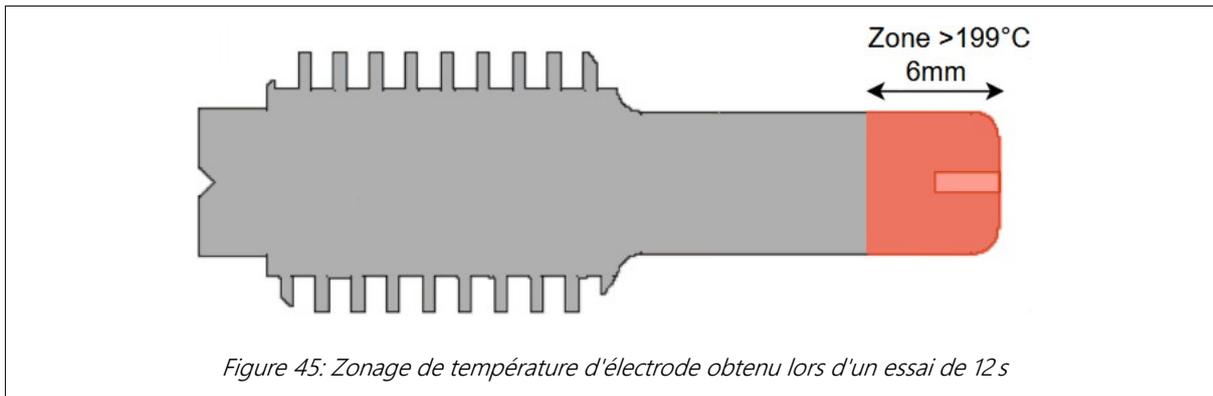
Les températures considérées sont les maxima dans chacun des rectangles (sur la Figure 44) correspondant à une pièce.

III.3) Résultats

Les résultats sont présentés pièce par pièce, avec les deux méthodes, rubans thermosensibles et imagerie IR.

III.3.1) Electrode

Sans surprise, plus les essais étaient longs, plus la température était importante. La Figure 45 est le résultat d'un zonage à l'aide des pastilles après 12s de coupe.

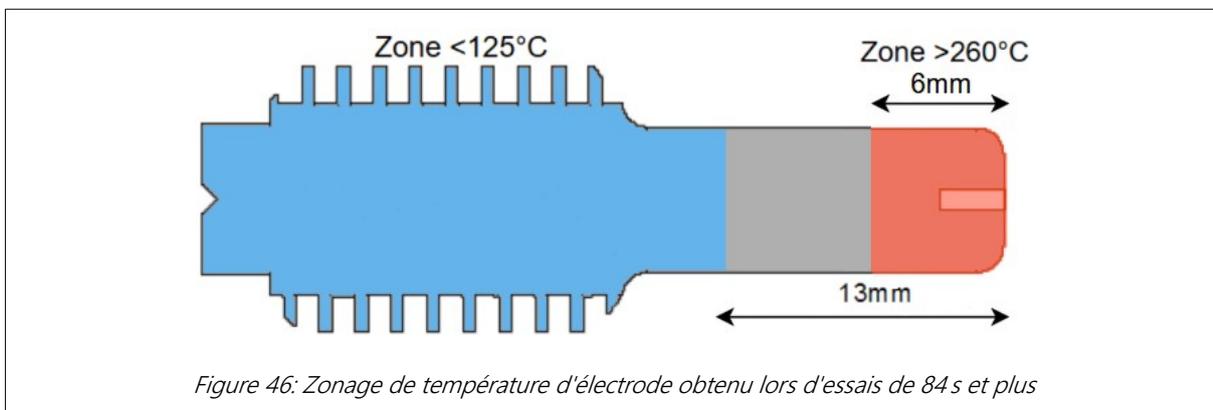


On constate que même après des temps de coupe restreints, la tête de l'électrode atteint des températures élevées.

A l'aide d'autres essais avec pastilles nous avons déterminé que l'électrode atteignait sa température maximale après 84 s de coupe.

La plus haute température détectable avec les Thermindex est de 260°C, j'ai donc regardé sur quelle étendue cette température était atteinte, en régime thermique établi. Il s'agissait de coller des pastilles d'indice 260°C sur toute la longueur de l'électrode (hors ailettes) et de constater la progression des zones noircies, au fur et à mesure que les essais en coupe s'enchaînaient et devenaient de plus en plus longs.

La limite de la zone à 125°C a aussi été repérée. Le zonage résultant est visible sur la Figure 46. Il a été vérifié avec trois essais supplémentaires avec des pastilles neuves, qui ont donné les mêmes résultats.



Ainsi, avec les conditions de coupe présentées dans le protocole (105 A 5 bar), on peut affirmer que la température de l'électrode se stabilise après ~84 s.

Toutefois, les résultats d'imagerie infrarouge montrent que la température de l'électrode mesurée après extinction continue à augmenter pour des durées de coupe supérieures : La Figure 47 montre la température maximale (uniformisée du fait de la diffusion thermique pendant le démontage) de l'électrode mesurée (en imagerie thermique) 1 minute après extinction, pour des essais de différentes durées. Rétrospectivement, il aurait semblé judicieux d'établir des barres d'erreur (ainsi que pour les Figures 49, 50 et 51 et Tableaux 14 et 15) mais je n'ai pas pu le faire, n'ayant pas procédé à la multiplication d'essais identiques pour évaluer la

dispersion. Quant aux variations dues à l'appareillage, elles sont minimales (la sensibilité thermique de la E95 est de 0.03°C à 30°C [81])

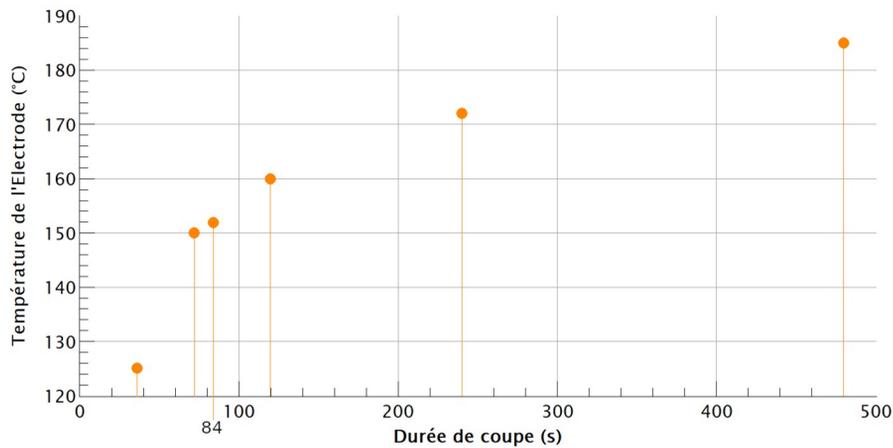


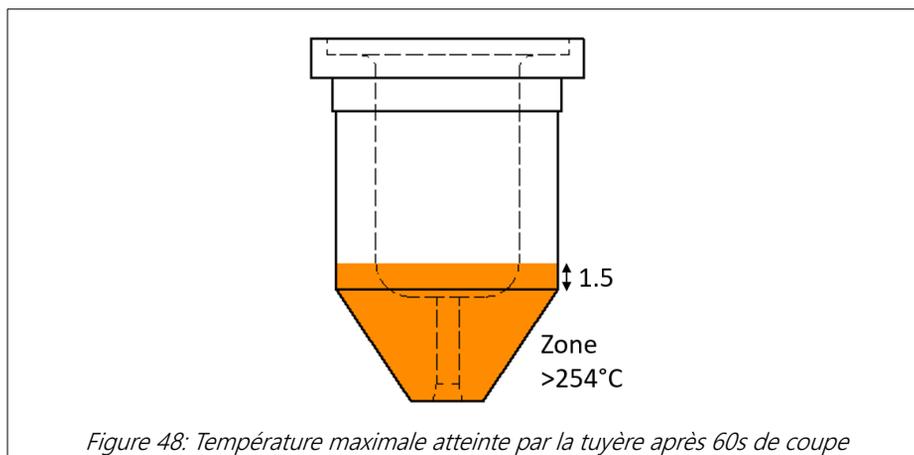
Figure 47: Températures de l'électrode mesurées à la caméra thermique 1 minute après extinction pour six différentes durées de coupe

Cela indique, nous le verrons dans les prochaines sections, que des pièces voisines atteignent leur température maximale en plus de 84 s et entravent le refroidissement de l'électrode, expliquant ces températures supérieures pour les essais les plus longs.

III.3.2) Tuyère

Pour la tuyère, les essais avec pastilles thermosensibles ont été plus délicats car elles se décollaient, en particulier si on ne les plaçait pas sur la partie biseautée comme sur la Figure 42. Je ne suis pas parvenu à obtenir un résultat avec les pastilles thermindex pour un cycle plus long que 60 s dont le résultat est schématisé sur la Figure 48. Au delà de cette durée de coupe, les pastilles se décollaient.

En revanche, les relevés à la caméra thermique semblent indiquer que, comme pour l'électrode, la température augmente principalement dans les 84 premières secondes de fonctionnement (Figure 49).



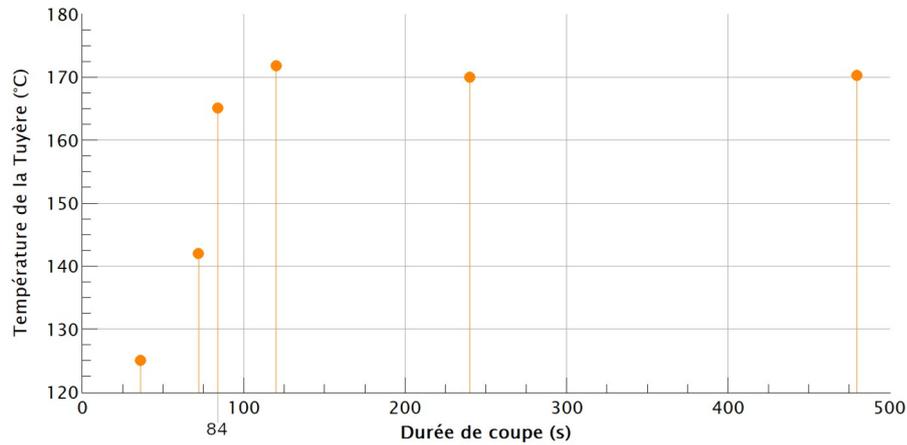


Figure 49: Températures maximales de la tuyère mesurées à la caméra thermique 1 minute après extinction pour différentes durées de coupe

Tuyère pendant la coupe

Nous avons procédé à des prises de vue supplémentaires en IR. Cette fois-ci en revanche, nous avons enlevé le déflecteur. La tuyère (peinte en noir mat) était alors visible et la mesure directe de sa température était possible.

La distance et la vitesse de déplacement ne nous ont pas permis de dresser un profil précis de température de la tuyère mais nous avons relevé sa température maximale extérieure : 470°C atteints en 66 secondes, ce qui est bien plus chaud que les températures déduites des essais où le déflecteur est en place.

Cela met en lumière l'importance du déflecteur pour

le refroidissement de cette pièce : en canalisant l'air de protection autour de ses parois extérieures, il limite grandement son échauffement d'où les valeurs très inférieures observées dans l'essai précédent. Malgré cette température maximale importante et même si on n'a pas pu le visualiser à l'imagerie IR, il semble que, du fait du refroidissement assuré par l'air plasmagène du trajet 1A (Figure 20), la température à la base de la tuyère n'ait pas dépassé les 310°C. En effet, c'est la température maximale que peut supporter le vespel du diffuseur. Or la base de la tuyère est en contact avec le diffuseur, qui n'a pas été abîmé, même dans ce cas sans déflecteur.

III.3.3) Diffuseur

Il n'était pas possible de coller de pastilles thermosensibles sur le diffuseur car elles étaient trop épaisses. Le diffuseur étant accessible directement en démontant la buse, il a cependant été possible de le filmer rapidement après extinction (Figure 50).

Ainsi, 20 s après extinction, on mesure une température maximale du diffuseur de 160°C.

Il se stabilise lui aussi en température après 84 secondes de coupe. En effet, même 20 s après l'extinction de l'essai le plus long (480 s de coupe), la même température a été mesurée.

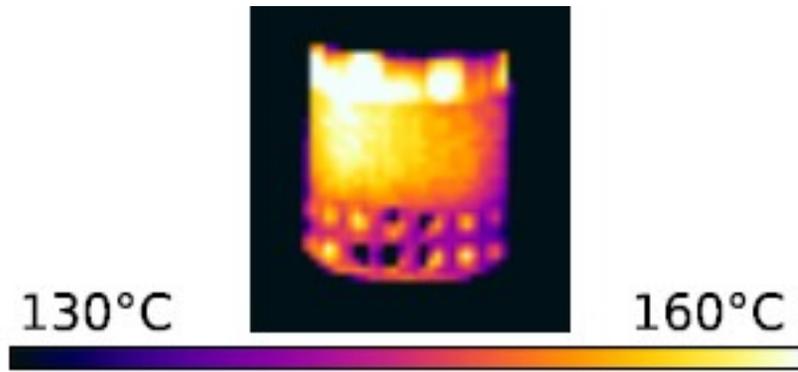


Figure 50: Diffuseur en imagerie thermique 20s après extinction, suite à 84 secondes de coupe

L'intégralité de l'air injecté dans la torche longe le diffuseur avant d'être réparti dans les autres circuits. De plus, une part significative du débit (Tableau 13) traverse ses orifices d'injection. Il est donc refroidi efficacement.

Il est intéressant de noter que, bien que l'arrière de l'électrode, en contact avec le diffuseur pendant la coupe, ne dépasse pas les 125°C (Figure 46), le diffuseur puisse atteindre une température si élevée. Cela indique que des échanges thermiques ont lieu après l'extinction. La température de l'électrode s'uniformise alors et sa grande surface de contact avec le diffuseur, sur ses hélices, lui permet de le réchauffer jusqu'à 160°C pendant 20 s après l'arrêt.

III.3.4) Déflecteur & buse

La mesure de la température de ces pièces par imagerie thermique est plus aisée que pour les pièces internes. En effet, la caméra peut les filmer directement pendant la coupe. Il est donc possible d'obtenir leur température instantanément.

156s de coupe ont été effectués. La torche revient en position de départ, dans le champ de la caméra, à chaque aller retour de 12 s, c'est donc la période de nos mesures.

Les résultats sont donnés sur la Figure 51.

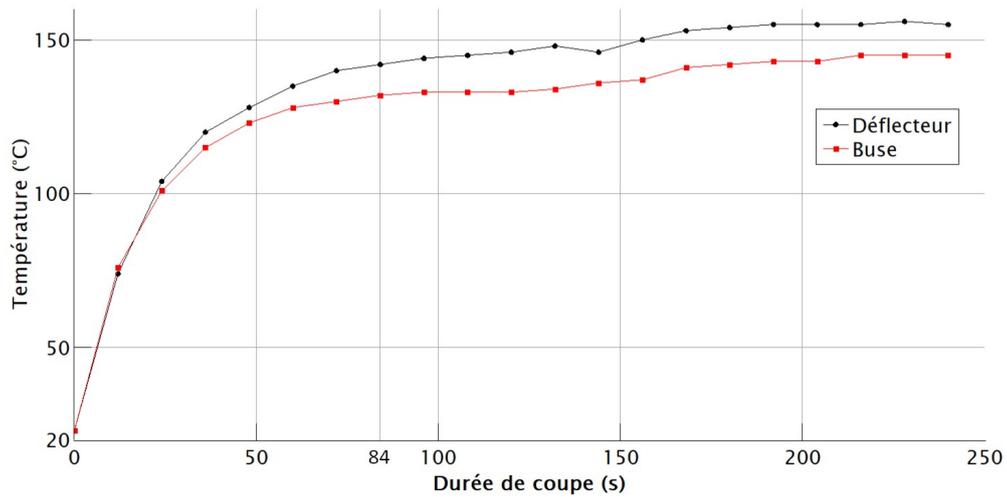


Figure 51: Températures du déflecteur et de la buse mesurées toutes les 12 secondes lors d'un essai de 240 secondes de coupe

L'équilibre thermique de ces pièces est atteint après 216 secondes. En revanche, dès 84 secondes (temps de stabilisation de la tuyère et de l'électrode), la température est proche de la température finale (Tableau 14).

Temps de coupe (s)	Température (°C)	
	Déflecteur	Buse
84	142	132
216	155	145
240	155	145

Tableau 14: Détails des températures maximales mesurées du déflecteur et de la buse

Effet thermique de l'air rétroinjecté

Nous avons quantifié l'effet de l'air rétroinjecté 1B (Figure 20) sur le refroidissement de ces pièces à l'aide de deux essais comparatifs de 240 s de coupe avec imagerie thermique.

Dans un cas, la torche était en configuration normale. Dans l'autre, elle était pourvue de la bague de débit arrière (Figure 38) qui empêche l'air rétroinjecté de longer la torche comme il le fait normalement.

L'absence d'air rétroinjecté se solde par une augmentation de la température maximale de :

- 4°C sur le déflecteur
- 16°C sur la buse

Ces différences sont minimales et ne menacent pas l'intégrité de la torche. Pour le seul refroidissement des pièces extérieures, il est donc possible d'imaginer une conception simplifiée sans air rétroinjecté. En revanche, le refroidissement par 1B est indispensable pour l'électrode : il représente une part significative du débit total (~1/2, voir Tableau 13 section II.2.3) et est canalisé par l'hélice de l'électrode (Figure 24 section II.2.1) qui fait office de radiateur.

III.3.5) Récapitulatif

En coupe, la tête de l'électrode atteint des températures au delà de ce que les pastilles peuvent mesurer, mais sa partie arrière est plus froide. C'est la pièce présentant les plus hautes températures et les plus forts gradients car de grandes densités de courant en sont émises. Rappelons d'ailleurs qu'une partie de l'hafnium est en fusion ($>2\ 233\ ^\circ\text{C}$) lors du fonctionnement.

Le Tableau 15 récapitule les températures maximales uniformisées dans les consommables, atteintes

après une coupe suffisamment longues (240 s) pour stabiliser leurs températures. Ce sont ces valeurs qui seront utilisées pour fixer la température des consommables dans le modèle. Pour l'ensemble des pièces, l'essentiel de l'échauffement se produit en environ 84 s. Passée cette durée, la torche s'échauffe (Figure 51) encore de quelques degrés et sa température finit par se stabiliser après approximativement 216 s.

Pièce	Température maximale constatée ($^\circ\text{C}$)
Electrode	>254
Tuyère	>254
Diffuseur	160 (20 s après arrêt)
Défecteur	155
Buse	145

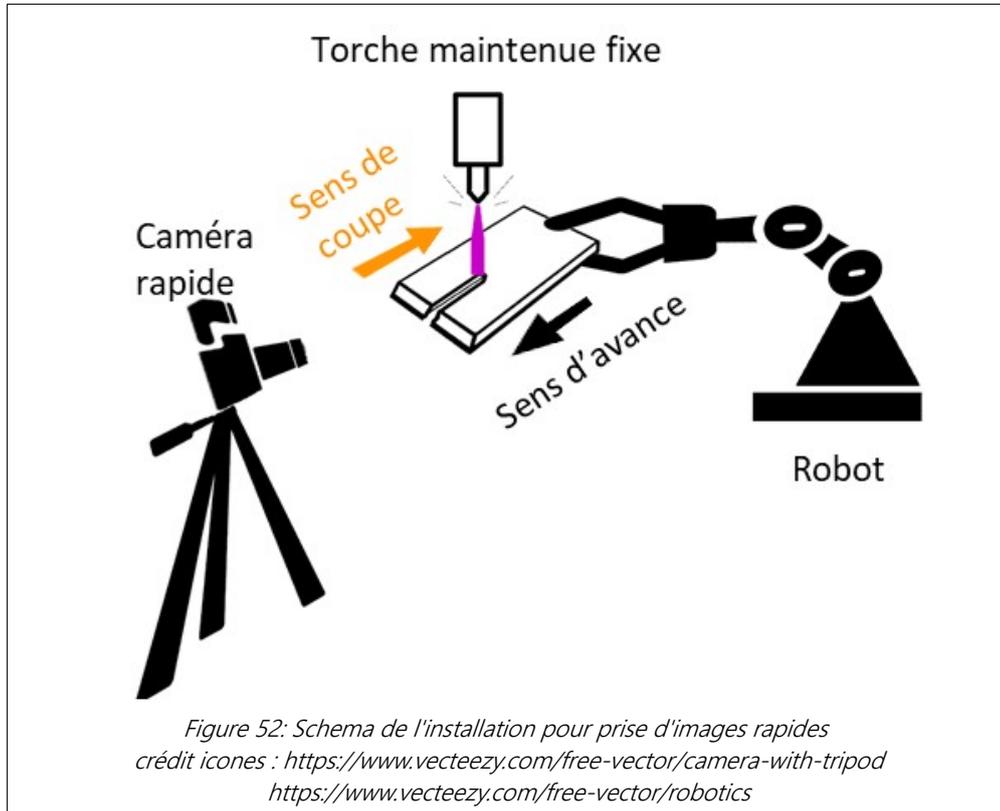
Tableau 15: Températures maximales constatées des consommables

Ces températures ne menacent pas l'intégrité des pièces, le refroidissement est donc suffisamment efficace. Concernant le diffuseur en particulier, la température est loin d'atteindre les 310°C , température maximale en continue supportable par le vespel, matériau onéreux qui le constitue. Ce surdimensionnement apparent pourrait être dû au fait que la torche est calibrée pour transiter 125 A. Or dans notre cas, nous nous limitons à 105 A, le maximum du générateur Neocut 105 utilisé pour cette étude. On pourrait donc suggérer l'utilisation d'un matériau moins résistant en température pour le diffuseur si celui-ci est utilisé à 105 A ou moins.

IV) Imagerie haute vitesse

IV.1) Dispositif expérimental

Nous avons procédé à des essais de découpe filmés en imagerie rapide dans la salle dédiée à la caméra Haute Vitesse (HV) et non dans le laboratoire de soudage comme le reste de nos expériences. De fait, nous n'avons pas utilisé la table de découpe mais un robot. Le générateur et la torche restent les mêmes. La configuration (Figure 52) est la suivante :



La torche est maintenue immobile à 3.2 mm au-dessus d'une tôle d'acier S235 d'épaisseur 15 mm. Le robot Yaskawa HP20D (avec contrôleur DX100) assure la translation horizontale de la plaque en deux phases pour chaque saignée. Une phase d'approche lente pour amorcer la coupe suivie d'une phase à vitesse normale. L'allumage du plasma et le début de l'enregistrement des images à haute vitesse sont synchronisés.

Nous avons procédé à des essais (Tableau 16) pour tester différents paramètres mais dans ce chapitre nous évoquons principalement les résultats de l'essai de référence.

	Référence	Courant			Pression				Vitesse			Hauteur			
Courant (A)	105	85	95	105	105				105			105			
Pression injectée (bar)	5	5			4	4.5	5	5.5	6	5			5		
Vitesse de coupe (mm/min)	1000	1000			1000				900	1000	1300	1000			
Hauteur de torche (mm)	3.2	3.2			3.2				3.2			1.7	3.2	4.2	

Tableau 16: Paramètres des essais filmés

Les courants et pressions sont réglés sur les interfaces ad hoc des postes.

Les vitesses de déplacement sont réglées dans l'interface du robot.

La hauteur de torche (**distance torche-plaque**) est réglée à l'aide de cales calibrées.

La caméra rapide Fastcam SA3 Photron est placée à

32cm de la torche. Le robot opère le déplacement vers la caméra de façon à ce qu'elle puisse visualiser l'intérieur de la saignée.

La caméra Photron SA3 est équipée de deux filtres atténuateurs ND64 et d'un filtre passe bande 808 nm normalement utilisé pour d'autres essais à Gys mais qui s'est avéré donner de meilleures images.

Les paramètres optiques sont les suivants :

- Distance torche optique : 32 cm
- Noir et blanc
- 4000 images par seconde
- Temps d'obturation 25 μ s
- Diaphragme P

Une image des films obtenus est visible sur la Figure 53. On y voit le jet de plasma et l'intérieur de la saignée. On constate l'asymétrie de la saignée (sujet qui occupe largement le chapitre 3), qui est plus large à gauche de l'axe de la torche (en pointillés).

IV.2) Fluctuations du jet de plasma

Le jet de plasma subit des fluctuations légères mais visibles au film HV. Pour les étudier, j'ai choisi de m'intéresser à quatre points fixes au centre du jet de plasma et répartis le long de l'espace torche-plaque (en rouge sur la Figure 53).

Les images obtenues sont des matrices 2D de pixel. Chaque pixel est défini par une abscisse, une ordonnée et trois valeurs correspondant aux trois canaux de couleurs Rouge Bleu Vert. Ces

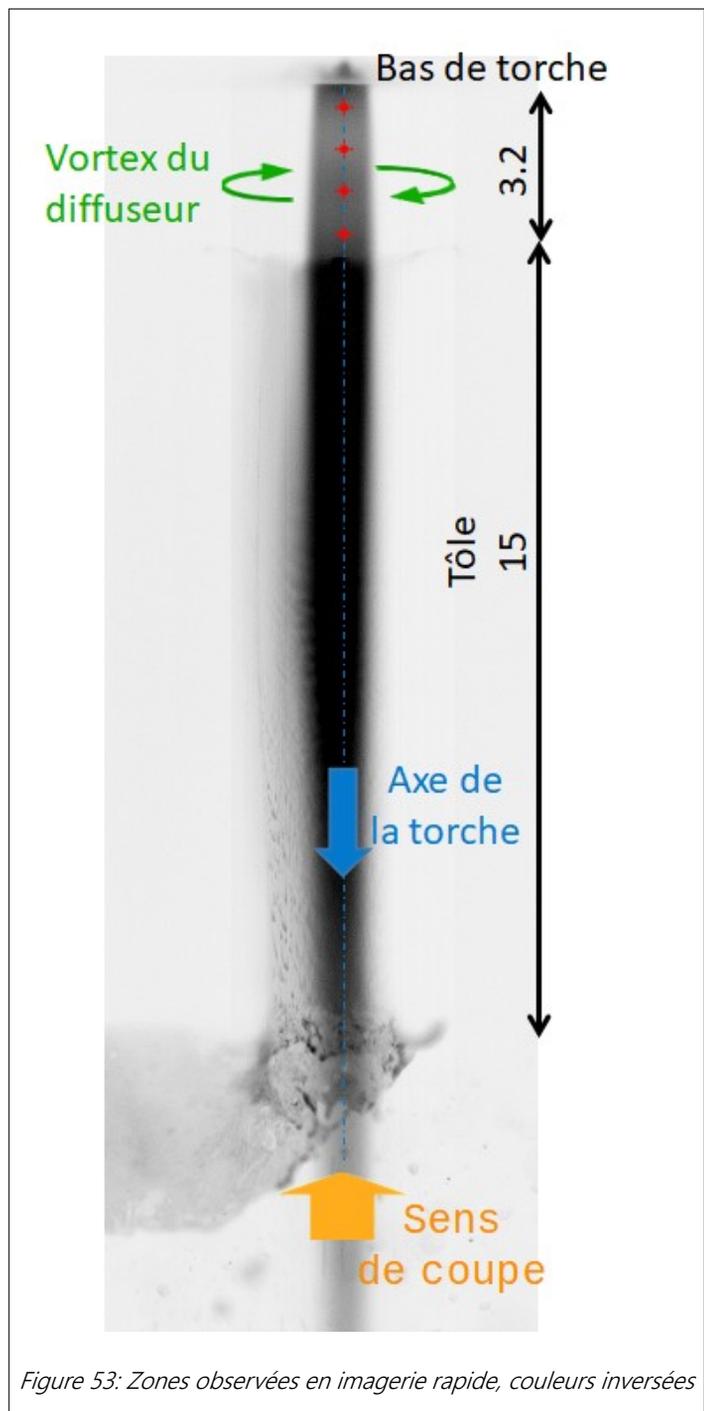


Figure 53: Zones observées en imagerie rapide, couleurs inversées

trois valeurs sont égales puisque l'image est en noir et blanc. Pour chacun des quatre points considérés, j'ai enregistré les valeurs d'un canal, image de la luminosité, pendant 0.6 secondes soit 2400 images (pendant la phase à vitesse de torche nominale atteinte). J'ai ensuite calculé la transformée de Fourier ou Fast Fourier Transform (FFT) de cette grandeur au cours des 0.6 s considérées (Figure 54). Les 4 points affichent des spectres similaires.

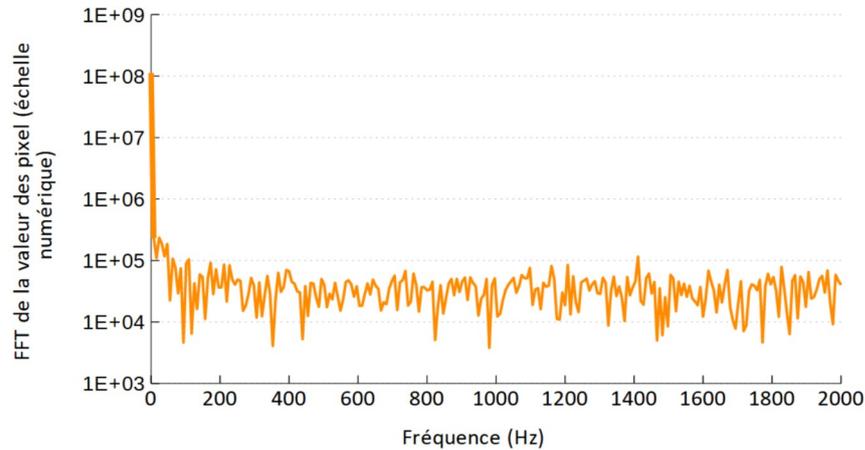


Figure 54: FFT de la luminosité observée dans l'espace plaque-torche. L'ordonnée est la valeur numérique des pixels.

Ces spectres indiquent que la luminosité est majoritairement constante. Aucune raie n'est observée à 60 Hz, fréquence de travail du régulateur de pression, ou à ses multiples ce qui exclue donc la responsabilité de cet appareil dans les oscillations d'intensité observable sur le film.

D'après le théorème de Shannon [82], nous ne pouvons pas espérer mesurer de spectre des fréquences supérieures à la moitié de la fréquence d'échantillonnage, à savoir la vitesse de la caméra rapide, d'où l'arrêt du spectre à 2 kHz. Il n'est donc pas possible de tracer un spectre jusqu'à 40 kHz la fréquence de découpage du poste.

Cette piste semble pourtant la plus probable pour expliquer les fluctuations lumineuses. Nous avons observé dans d'autres essais à 85 et 95 A que la luminosité diminuait. L'ondulation de courant a une amplitude de 20 A donc engendre

vraisemblablement, en instantané, des variations de valeurs moyennes comparables à celle de ces essais.

On peut donc s'attendre à ce que la luminosité fluctue au rythme de l'ondulation de courant mais notre caméra est trop lente pour l'observer.

IV.3) Visualisation des ondes de choc

Le premier résultat de la campagne d'imagerie HV est la visualisation des ondes de choc qui surviennent dans les plasmas de découpe [83], [84], dans l'espace torche-plaque (Figure 53).

L'observation de ces ondes de choc sert d'élément de validation du modèle.

Afin de lisser les fluctuations, j'ai procédé à un moyennage de 100 clichés consécutifs pris pendant la phase de découpe à vitesse constante.

A la suite de ce moyennage j'ai effectué un traitement graphique pour mieux voir les ondes de choc.

Traitement graphique

1. Découpage pour ne garder que l'espace torche-plaque
2. Contraste +20 puis Black level (exposition) +0.1
3. Application de dégradé "Incandescent"
4. *Eventuellement* : Cinq fois Flou gaussien sur 2 pixel horizontaux des images posées sur fond noir.

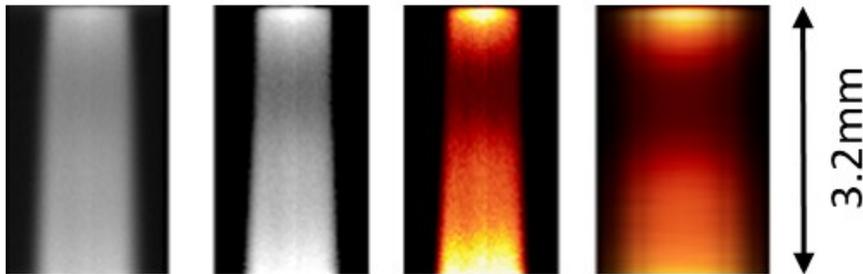


Figure 55: Etapes successives de traitement d'images HV

Analyse

Le jet de plasma en sortie de torche se compose d'une première zone de surpression (claire), puis d'une zone de dépression (sombre) et d'une dernière zone de surpression avant d'atteindre la plaque.

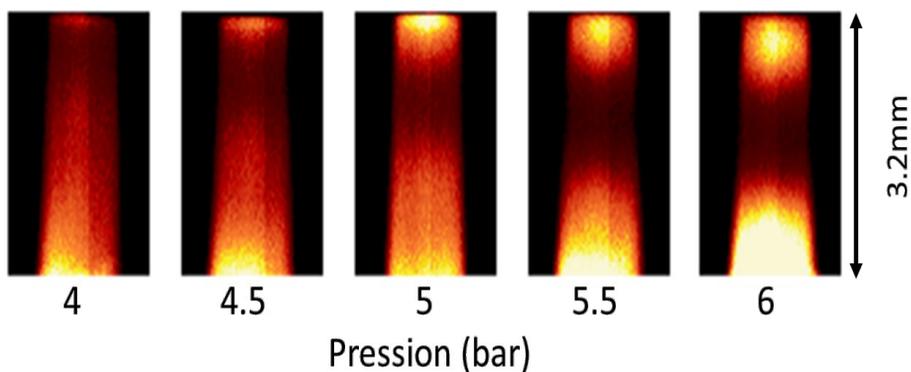


Figure 56: Ondes de choc lors d'essais en pression aux étapes 3 (en haut) et 4 (en bas) du traitement graphique

L'augmentation de la pression injectée entraîne le décalage vers le bas des ventres et des creux de pression à la sortie de torche.

IV.4) Tourbillons et latéralité

En dessous de la plaque, les mouvements de matière révélés par l'imagerie rapide sont des plus intéressants. La Figure 57 les schématise.

Tout d'abord, à gauche, à droite et parfois sur le front de saignée, des scories de métal en fusion se forment, grossissent, s'animent puis se détachent. A gauche, les scories tournent sur elles mêmes en sens antihoraire pendant toute la découpe. A droite en revanche, elles bougent de façon irrégulière, tourbillonnant dans un sens, s'arrêtant, repartant dans l'autre, de façon chaotique.

Ensuite, un nuage de fines gouttelettes tourbillonne de part et d'autre de la saignée. Là, la tendance est plus simple. Sens antihoraire à gauche et horaire à droite, comme si elles étaient aspirées à l'arrière de la saignée et refoulée à l'avant.

Enfin, dans l'axe du jet de plasma, la matière est projetée rapidement et axialement. Lorsqu'une partie des scories se rapprochent trop de l'axe, elle est arrachée et soufflée vers le bas à vive allure par le jet, et le métal qui entre dans cette zone devient très lumineux.

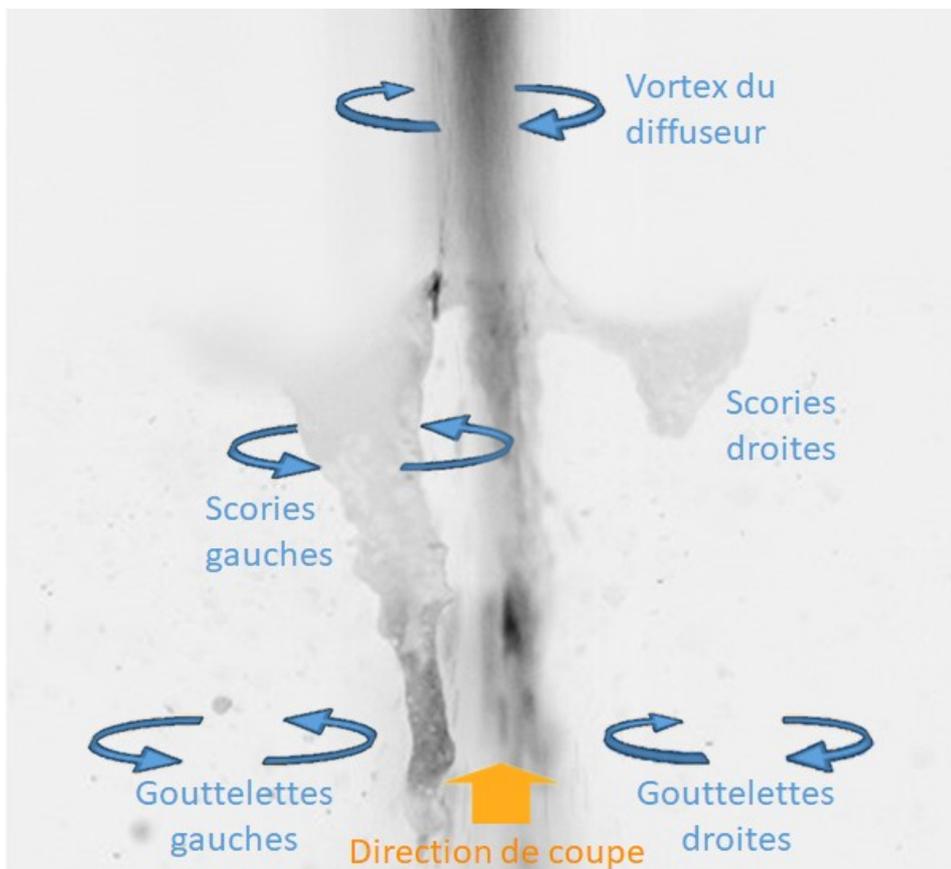


Figure 57: Image rapide (couleurs inversées) avec mouvements sous la plaque

La présence, dans le jet de plasma, du vortex insufflé par le diffuseur, pourrait expliquer la rotation des scories gauche. En effet, un jet tourbillonnant dans le sens horaire peut transmettre un mouvement aux scories gauches, à la manière d'un engrenage. En revanche, nous n'expliquons pas pourquoi le phénomène n'est pas symétrique et que le comportement des scories de droite est beaucoup plus erratique.

Note :

La droite et la gauche sont données relativement au sens d'avance de la torche, donc du sens de coupe.

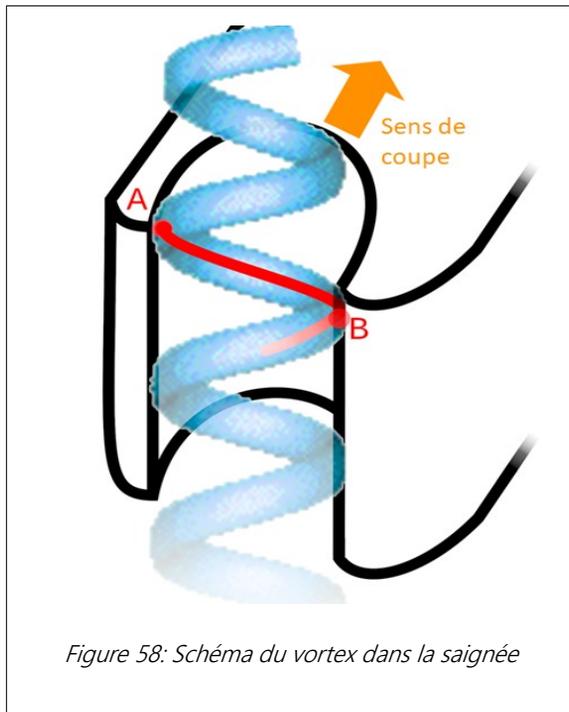


Figure 58: Schéma du vortex dans la saignée

La présence d'un vortex pourrait également servir à comprendre la différence entre droite, gauche et milieu. A l'aide du schéma de la Figure 58, imaginons suivre le mouvement d'une particule de métal en fusion sans déplacement relatif torche-plaque. En partant du point A, à gauche, la goutte va descendre dans la saignée tout en tourbillonnant. Schématiquement, en suivant le vortex représenté, elle arrivera sur l'autre bord de la saignée au point B à droite. Elle pourra alors être éjectée en dehors de la saignée par ce vortex. Cette asymétrie entraîne l'accumulation d'une quantité de métal plus importante du côté B.

Maintenant pour expliquer le panache de gouttes, prenons en compte le déplacement relatif torche-plaque. Lorsqu'une gouttelette qui a ruisselé de A arrive au milieu de la saignée, elle est rattrapée par le milieu du jet de plasma, très vif, qui l'entraîne alors axialement.

Outre les phénomènes en bas de plaque, on constate dans son épaisseur que le côté gauche présente bien plus de dépouille que l'autre (Figure 53). C'est une problématique qui nous occupera largement dans le chapitre 3. Dans l'attente, voici mes hypothèses sur les mécanismes relatifs à cette asymétrie.

Oscillation

Un autre aspect intéressant a été révélé par les images rapides : à gauche de l'axe, là où la saignée est la plus large, la luminosité plus stable qu'à droite, où l'arc oscille. Ce phénomène a lieu tout au long du film.

Afin d'en rendre compte sur ce document inanimé, j'ai tracé la Figure 59 :

Les deux images sur la gauche sont prises à la caméra et leurs couleurs ont été inversées. Il s'agit de deux images successives, donc séparées de 250µs (chronologiquement l'image de gauche vient avant celle du milieu).

L'image de droite est la soustraction des deux premières. En conséquence, la zone sombre dans la

plaque, à droite de l'axe, est une zone qui a vu sa luminosité varier entre les deux images.

En considérant la valeur des pixels de 8000 images consécutives (couvrant donc deux secondes) aux points A et B sur la Figure 59 (à égale distance l'axe de symétrie de la torche) on obtient les résultats suivants.

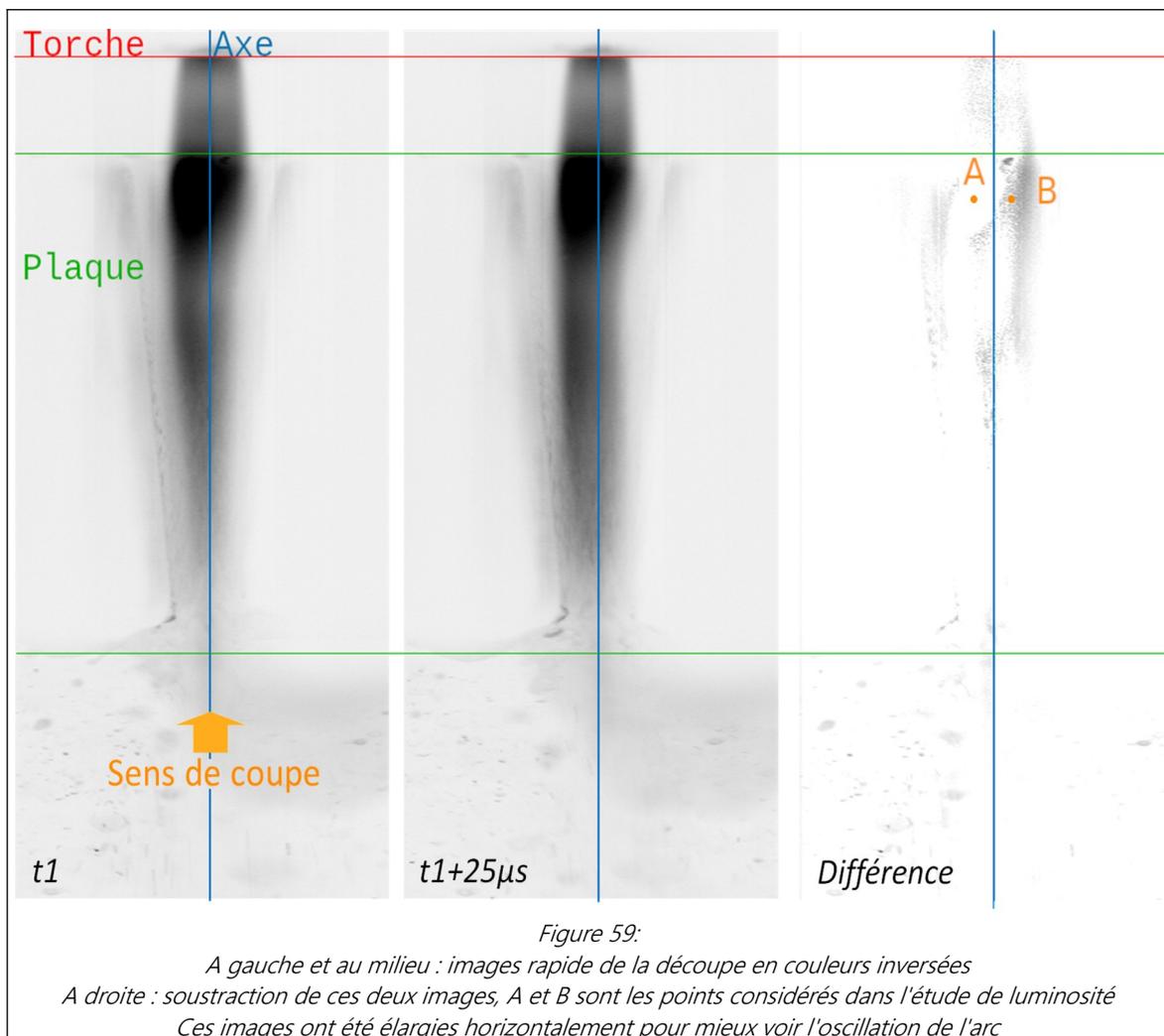
- A gauche, valeur moyenne des pixels = 4940
- A droite, valeur moyenne des pixels = 4650

L'oscillation se répercute donc sur les valeurs moyennes des pixels, images de la luminosité. En revanche l'analyse fréquentielle par FFT n'a pas fait ressortir de phénomène périodique.

Le jet de plasma est donc stable à gauche de l'axe, mais à droite, il oscille. Cela peut expliquer la

dépouille plus importante à gauche : de ce côté, le jet, constamment présent, peut fondre davantage de métal qu'à droite où il est intermittent. Par ailleurs, on le voit sur les Figures 53 et 59, davantage de métal est enlevé à gauche de l'axe de la torche.

Pour expliquer l'oscillation, je propose exactement la même hypothèse que celle donnée pour expliquer l'asymétrie des scories dans la section précédente. Cette fois, au lieu d'imaginer une particule de métal, imaginons un pied d'arc. S'il démarre au point A (Figure 58), le vortex va le faire tourner dans la saignée. De l'autre côté, il sera poussé hors de la saignée et se décrochera. Le résultat pourrait être la stabilité de l'arc visualisée à gauche et l'instabilité à droite.



V) Synthèse du chapitre 2

Dans ce chapitre, nous avons décrit le système de découpe étudié. Il est constitué de trois éléments.

Tout d'abord le générateur plasma fournit l'air comprimé et le courant nécessaire au procédé. Il permet aussi la conduite du procédé en synergie avec la table de découpe, qui assure les mouvements de la torche, troisième élément du système de découpe, sur lequel je me suis focalisé.

Elle est constituée de différents composants, pour certains consommables, dont l'organisation régit la circulation de l'air en trois circuits principaux : l'air plasmagène, au coeur du procédé, l'air de protection et l'air rétroinjecté.

Nous avons mesuré les débits d'air dans chacun de ces circuits. Comme tous ne sont pas accessibles, cela a nécessité l'élaboration de prototypes et des mesures croisées. Il en ressort que, en configuration standard, 240 NL/min sont injectés dans la torche. L'air plasmagène ne représente qu'environ 15% de ce débit.

L'air du circuit de protection sert à éviter que le métal en fusion, qui jaillit en gerbes lors des phases de perçage, n'endommage la torche. L'air rétroinjecté permet l'amorçage par contact.

Enfin, l'air circulant dans tous les circuits contribue au refroidissement de la torche, qui subit d'importants échauffements que nous avons caractérisés à l'aide de pastilles thermosensibles et d'imagerie infrarouge.

L'électrode et la tuyère sont les pièces les plus chaudes. Le refroidissement doit être assez efficace pour que notamment le diffuseur, en contact avec ces deux pièces, et qui doit être isolant, ne soit pas détruit par la chaleur.

En conditions standard, 105 A et 5 bar, la torche atteint sa température maximale en environ 84 s.

Enfin, une première étude du procédé complète ce chapitre. Elle consiste en des essais filmés en imagerie rapide, qui nous ont autorisé à voir les ondes de choc en sortie de tuyère mais aussi à observer les mouvements de métal sous la plaque. Il apparaît que ceux-ci ne sont pas les mêmes d'un côté et de l'autre de la saignée.

Par ailleurs, dans la plaque, les films ont mis en évidence une asymétrie remarquable : le jet de plasma, d'un côté, est très stable, tandis que de l'autre côté, qui présente une dépouille plus faible, il oscille. Nous étudions ce phénomène d'asymétrie dans le chapitre suivant.

Chapitre 3 Qualité de coupe

Ce chapitre s'intéresse à fournir une meilleure connaissance des phénomènes impactant la forme des saignées, imparfaites, et donc la qualité de coupe. Les constructeurs fournissent des abaques [5] de paramètres de coupe pour atteindre des bonnes qualités et vitesses de coupe. Mon but n'était pas l'élaboration de nouvelles abaques pour la torche AT-125, mais la compréhension plus générale des mécanismes à l'oeuvre dans la formation des saignées. De petits essais menés par curiosité m'ont servi à me familiariser avec le système de découpe et les phénomènes inhérents au procédé. Concernant les essais plus poussés, je me suis focalisé sur

l'asymétrie des saignées : les deux côtés n'ont pas la même forme. L'explication habituellement fournie pointe l'injection en vortex d'air plasmagène [85], [86], [87]. Nos essais ont cependant contredit cette hypothèse.

Par ailleurs, j'ai étudié l'impact de l'air de protection sur la qualité de coupe, pour orienter les constructeurs dans l'établissement de leurs abaques et proposer des bases pour le réglage de ce paramètre.

Ces études sont expérimentales, ce chapitre commence donc par la présentation du protocole suivi.

I) Protocole expérimental, traitement des données

I.1) Repérage des saignées

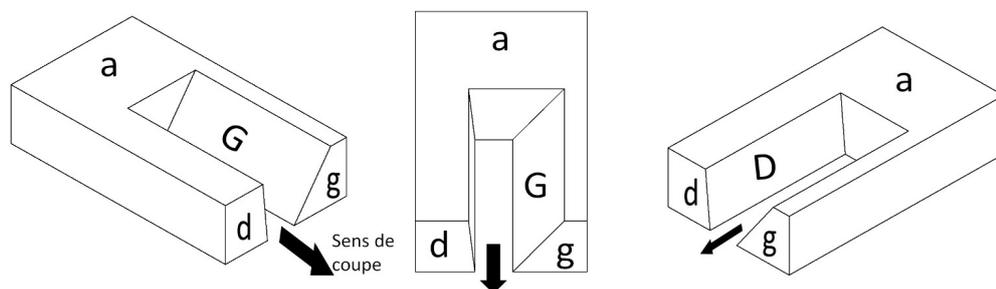


Figure 60: Trois vues schématiques d'une saignée en 3D

La Figure 60 représente une saignée tronquée, sous trois angles de vues. Dans ce chapitre :

- Je me réfère au **flanc droit** d'une saignée pour la face D.
- Je me réfère au **flanc gauche** d'une saignée pour la face G.
- La **tranche** fait apparaître les faces d et g.
- La droite et la gauche sont repérés par rapport au sens de la coupe.

Sur la Figure 60, j'ai représenté un côté droit plus vertical que le côté gauche. Nous le verrons dans la section III) de ce chapitre, cette asymétrie existe dans toutes les coupes et ne s'inverse pas en changeant le sens de coupe.

Aussi, nous employons une autre désignation pour les côtés des saignées,

indépendante du sens de coupe. Il s'agit de l'Est et de l'Ouest géographiques. Dans la majorité des cas, pour

Note :

Pour éviter la confusion entre "droit" et "vertical" voici la norme utilisée dans ce document : "droit" se réfère au côté de la saignée et vertical désigne une dépouille faible ou nulle. Oblique désigne à l'inverse une dépouille élevée.

les essais de coupe, j'ai tracé les saignées parallèles entre elles, selon un référentiel fixe. En l'occurrence, le long de l'axe X (Nord-Sud) de la table de découpe. Dans cette thèse, je me réfère aux sens de coupe présentés dans le Tableau 17.

Symbole	Direction géographique	Direction sur la table de découpe	Fréquence d'utilisation
→	Sud Nord	X positif	Toujours
←	Nord Sud	X négatif	Systematique pour comparer l'effet du sens de coupe
↓	Ouest Est	Y positif	Ponctuel
↑	Est Ouest	Y négatif	Ponctuel

Tableau 17: Définition des sens de coupe

La Figure 61 l'illustre avec un échantillon typique de nos expériences sur lequel nous avons formé des peignes de saignées parallèles. Ce peigne a été scié mécaniquement au milieu des saignées pour rendre observable les faces d et g (Figure 60) des saignées. Les flèches noires indiquent le sens de coupe (par plasma). Remarquez comment les saignées sont plus larges au début, au niveau du perçage, puis deviennent plus étroites dans la zone d'accélération jusqu'à la zone à vitesse de croisière, avant de s'élargir de nouveau dans les zones de décélération puis d'arrêt.

Salotinis et Vatousianos [88], dont les paramètres de coupe étaient du même ordre de grandeur, ont mesuré une Zone Affectée Thermiquement (ZAT) de 0.5 mm. Par conséquent, la séparation de 6 mm minimum que j'ai laissée entre chaque saignée est suffisante pour éviter de découper à l'intérieur de la ZAT des saignées précédentes.

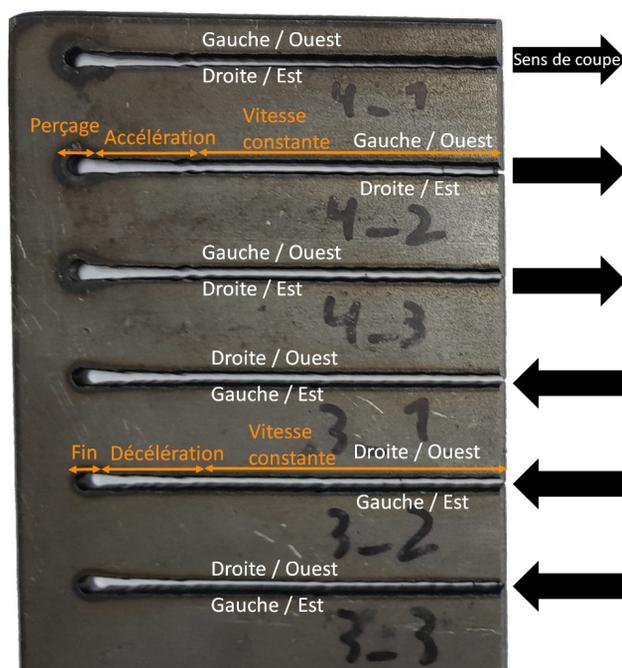


Figure 61: Echantillon avec 6 saignées, vu du dessus
C'est une plaque d'acier S355 de 4 mm d'épaisseur découpée à 105 A 5 Bar 1000 mm/min

I.2) Mesures par le dessus

La société Gys dispose d'un microscope Keyence *VHX6000* avec un zoom sélectionnable, $\times 20$, $\times 30$, $\times 50$ ou $\times 100$. Le microscope s'utilise avec une station de travail et un logiciel ad hoc qui dispose d'outils de mesure intégrés. Il est capable de prendre des clichés et de les assembler en compositions 3D, permettant une résolution spatiale de $3\ \mu\text{m}$ sur chaque dimension.

Il s'agissait alors d'observer les saignées par le dessus. Comme elles sont, dans la majorité des cas, plus larges en haut qu'en bas, cela donnait accès à toute la profondeur sur un seul cliché (faces a, D et G, Figure 60). De plus, cela nécessite peu de préparation. Il suffit de placer l'échantillon sur la platine du microscope sans oublier de disposer des cales pour le surélever, afin que les scories inférieures (si on les a pas retirées) ne le fassent pas pencher.

Au début, c'est à l'aide de cet outil que je voulais réaliser les mesures. En revanche, il s'est avéré que les échantillons utilisés dans notre étude sont trop épais (4 mm et plus) pour permettre d'établir les compositions 3D en vue du dessus : les relevés

présentent alors des valeurs aberrantes. Nous avons donc opté pour des mesures sur la tranche.

I.3) Mesures sur la tranche

J'ai réalisé les mesures sur la tranche en plaçant l'objectif du microscope dans l'axe de la saignée. Les faces d et g (Figure 60) sont alors visibles.

Après les coupes au plasma, des coupes mécaniques ont donc été réalisées avec une scie à ruban métallique Promac *SX-823DG*. Ces sciages ont été effectués perpendiculairement aux saignées et à distance des zones d'accélération et de décélération de la torche pour observer les zones où la vitesse de torche est constante. Après le sciage, et avant observation au microscope, il restait à nettoyer les échantillons, au moyen d'un chiffon et d'une soufflette pour enlever l'huile de coupe. Des échantillons sciés et nettoyés sont montrés sur la Figure 62. Ensuite, il fallait briser les scories ou prévoir un support pour qu'elles ne fassent pas pencher l'échantillon. Enfin, à l'aide d'un tournevis, il restait à enlever les petits copeaux qui peuvent apparaître dans la saignée après le sciage (Figure 63).

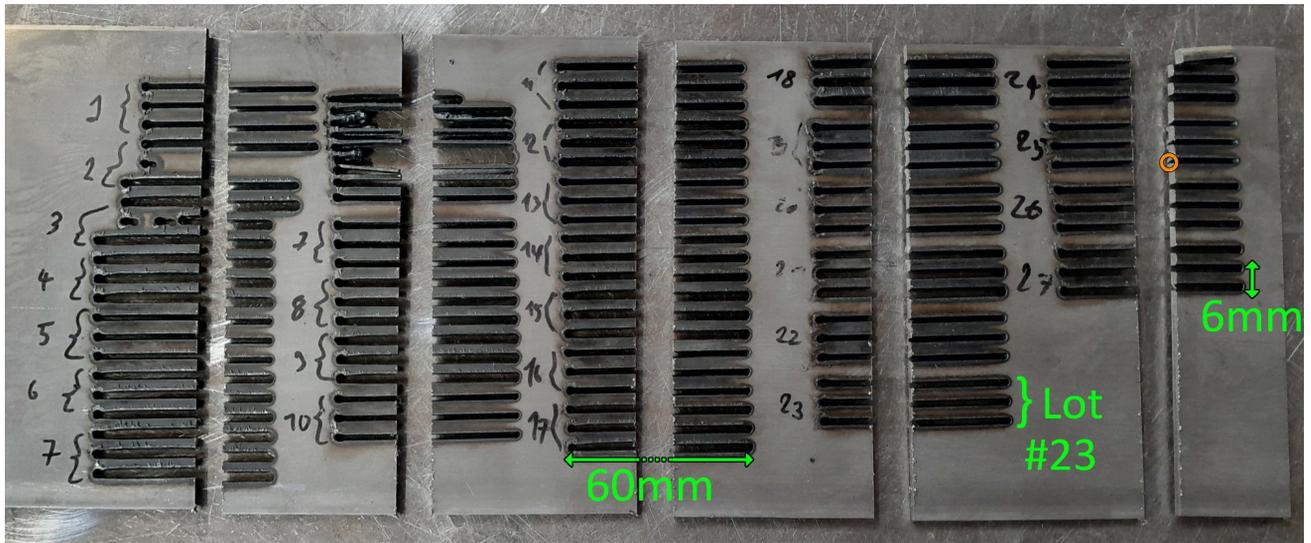


Figure 62: Vue générale des échantillons d'une campagne après sciage et déshuilage
Le cercle orange est la tranche où a été pris le cliché de la Figure 63

Il suffit ensuite de placer l'échantillon perpendiculairement à l'objectif et de régler la focale pour que la tranche apparaisse nette (Figure 63).

Ces vues permettent de mesurer la largeur de saignée, l'aire de métal ablaté ainsi que les dépouilles (chapitre 1 III). Nous avons choisi de suivre les préconisations de la norme ISO 9013 [35] pour effectuer ces mesures. Ainsi, pour quantifier les dépouilles, nous mesurons la valeur tolérance de perpendicularité ou d'angularité U. Dans cette thèse, je me réfère à Ug pour U à gauche, Ud pour U à droite par rapport au sens de coupe et Ue pour U à l'Est et Uo pour U à l'Ouest. Je m'intéresse particulièrement à la différence Ue-Uo qui représente une asymétrie Est Ouest de la saignée et que je désigne comme ΔU .

Conformément à la norme ISO 9013, nous appliquons ΔA , réduction d'épaisseur (Figures 64 et 65). La réduction d'épaisseur sert à exclure de la mesure le haut et le bas de plaque, dont les formes sont plus irrégulières. Pour une épaisseur de tôle de 4 mm, la norme donne $\Delta A=0.3$ mm.

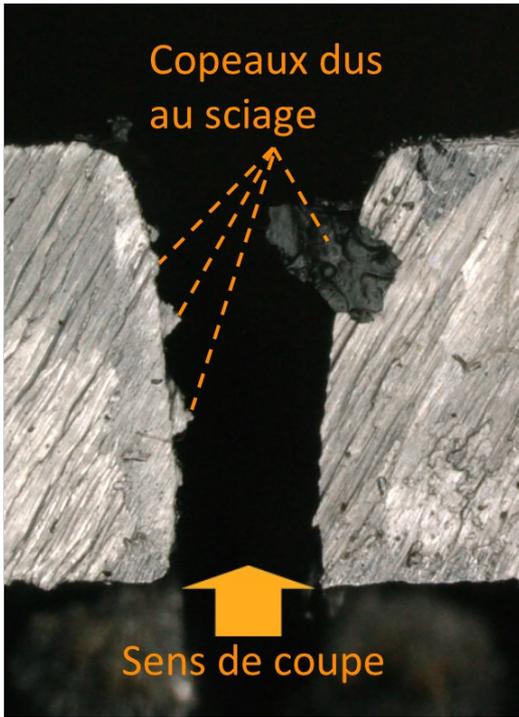


Figure 63: Zoom sur le cercle orange de la Figure 62
Saignée vue au microscope ($\times 30$) dans l'axe de déplacement,

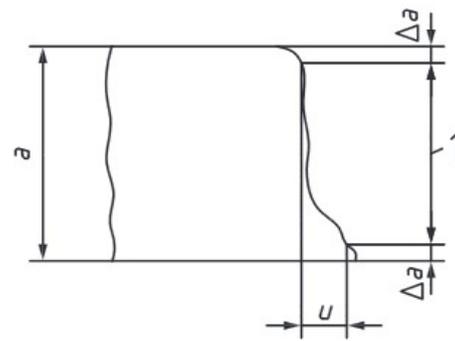


Figure 64: Mesure sur un côté de saignée selon ISO 9013.
 a est l'épaisseur de plaque

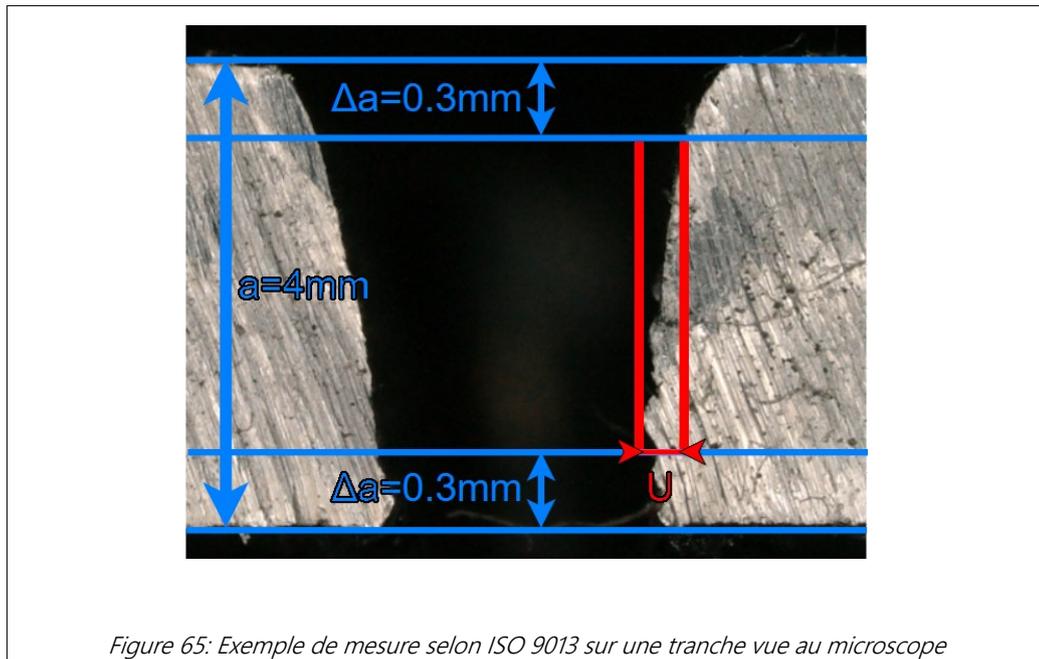


Figure 65: Exemple de mesure selon ISO 9013 sur une tranche vue au microscope

I.4) Méthode Taguchi - Exemple avec le débit d'acier ablaté

Au cours de cette thèse, les campagnes expérimentales de qualité de coupe nous ont amené à tester et à comparer de très nombreuses combinaisons de paramètres. La masse de données est devenue trop importante pour être traitée sans méthode. Mes directeurs de thèse m'ont donc orienté vers le professeur Pascal Maussion (Laplace), utilisateur aguerri de plans d'expériences selon la méthode Taguchi [89].

Cette méthode statistique peut être utilisée pour trouver un optimal dans un système à plusieurs facteurs, et pour discriminer les contributions de chaque facteur sur une réponse (ces termes sont définis dans le Tableau 18).

Nous avons conduit une campagne de mesure de taux d'ablation d'acier par le procédé de découpe et

je l'utilise comme exemple pour présenter la méthode Taguchi.

Les paramètres de coupe pour cette campagne sont les suivants :

- 105 A
- 5 bar
- Vitesse, tension et épaisseur de plaque variables

Pour calculer le taux d'ablation (g/s), nous avons multiplié l'aire des saignées (mm²) visualisées au microscope par la vitesse d'avance de la torche (mm/s) et par la densité de l'acier S355 (0.0078 g/mm³).

Terme	Description	Exemple
Réponse	Grandeur scalaire d'intérêt	Taux d'acier ablaté (g/s)
Facteur	Paramètre considéré	Vitesse V (mm/min) Tension U (V) Epaisseur de plaque ε(mm)
Niveau	Les facteurs peuvent prendre un nombre fini de niveaux	V = 400 ou 1000 mm/min U = 150 ou 180 V ε = 4 ou 8 mm
Domaine d'étude	Ensemble des niveaux des facteurs	
Effet de facteur simple	Modification de la réponse par un facteur à un niveau donné	Effet de U au niveau 2 (180 V) +0.18 g/s
Effet d'interaction de facteurs	Modification de la réponse par une combinaison de facteurs à des niveaux donnés	Effet de l'interaction ε=8mm & V=1000 mm/min +0.17g/s

Tableau 18: Définition des termes employés dans la méthode Taguchi et exemple

1.4.1) Extraction des résultats, analyse des effets

J'ai appliqué la méthode selon un **plan complet 2³** d'après le terme consacré. Cela signifie que trois facteurs ont été étudiés. Chacun d'eux présentait deux niveaux donc les 8 combinaisons possibles ont été considérées. Pour chacun des jeux de paramètres étudiés, j'ai coupé trois saignées et mesuré le taux d'ablation d'acier que j'ai ensuite moyenné. Les résultats sont compilés dans le Tableau 19.

Jeu de paramètres	Vitesse (mm/min)	Tension (V)	Epaisseur (mm)	Taux d'ablation d'acier (g/s)
1	400	150	4	0.72
2	400	150	8	1.28
3	400	180	4	0.92
4	400	180	8	1.63
5	1000	150	4	1.72
6	1000	150	8	2.88
7	1000	180	4	2.05
8	1000	180	8	3.47
MOYENNE				1.83

Tableau 19: Résultats de l'étude

Une fois ces résultats obtenus, nous déroulons la méthode et procédons au **dépouillement**, qui consiste à faire le calcul des effets.

La première opération est de calculer la moyenne **M** de la réponse observée dans tous les essais. En l'occurrence **M = 1.83 g/s**

Puis on calcule les moyennes sur la réponse de chaque niveau de chaque facteur.

Par exemple, on note **M_{U1}** (**M** pour moyenne, **U** pour tension et, **1** pour le niveau 1 soit 150 V), la moyenne des essais où la tension vaut 150 V. Cela concerne les essais 1,2,5 et 6. Ainsi, **M_{U1}=(0.72 + 1.28 + 1.72 + 2.88)/4 = 1.65 g/s**

	Vitesse	Tension	Epaisseur
Niveau 1	1.14	1.65	1.35
Niveau 2	2.53	2.02	2.32

Tableau 20: Tableau des moyennes

On calcule ensuite les effets **E_{xi}** de chaque facteur **X** au niveau **i** tel que **E_{xi} = M - M_{xi}**

	Vitesse	Tension	Epaisseur
Niveau 1	-0.70	-0.18	-0.48
Niveau 2	+0.70	+0.18	+0.48

Tableau 21: Tableau des effets des facteurs simples

Notons que la somme des effets des niveaux de chaque paramètre pris un à un est toujours nulle.

Les effets peuvent également être représentés graphiquement comme sur la Figure 66.

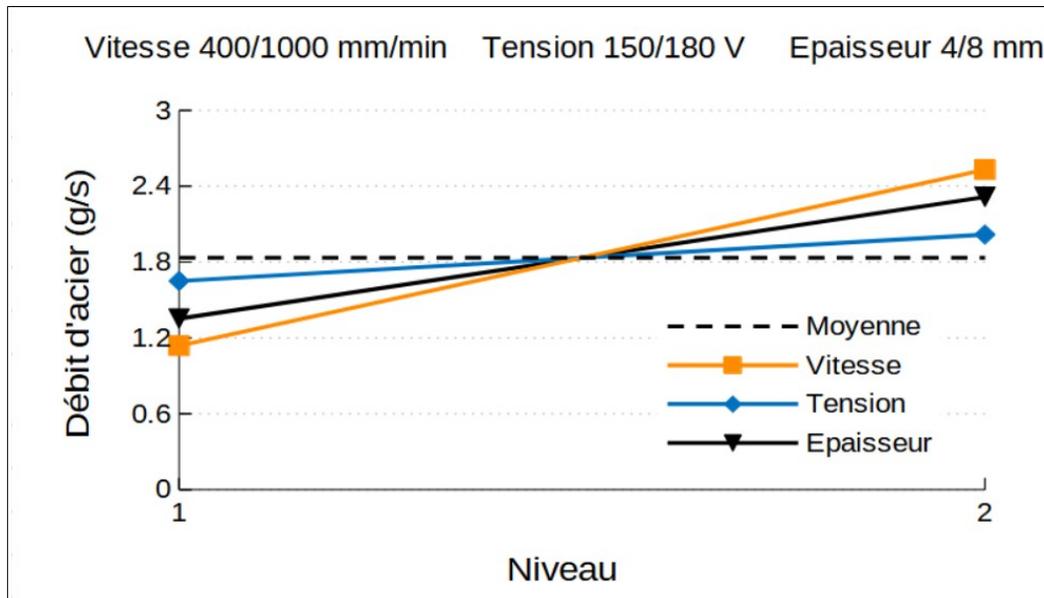


Figure 66: Graphe des effets sur le taux d'ablation de l'acier

On constate que, **sur le domaine considéré**, les trois facteurs étudiés contribuent à l'augmentation du débit d'acier. Voici quelques développements à ce sujet :

- Pour la vitesse : La torche fournit une puissance thermique fixe qui doit être rapportée à sa vitesse pour quantifier l'énergie chauffant l'acier. Une torche aura d'autant plus le temps de faire fondre l'acier qu'elle sera lente. Ici, la puissance de fusion fournie par la torche est suffisamment importante, il y a de la marge. Ainsi, augmenter sa vitesse se traduit par un taux d'ablation plus important.
- Pour la tension : La tension augmente avec la distance torche-plaque. Or le jet de plasma s'élargit en sortant de la torche (chapitre 2 Figure 53). La distance augmentant, l'arc s'étend davantage lorsqu'il arrive au niveau de la saignée. La torche est alors en mesure d'ablater davantage de métal à 180 V.
- Pour l'épaisseur : Le jet de plasma conserve, le long de son axe, une densité d'énergies thermique et aéraulique suffisante pour fondre et évacuer l'acier. Il est donc possible d'augmenter l'épaisseur des plaques tout en conservant la capacité à les découper.

1.4.2) Analyse des interactions

La précédente section permet d'analyser les effets un à un. L'analyse des interactions permet de mettre en valeur les éventuels effets conjugués de plusieurs facteurs.

On note M_{V1U2} la moyenne des réponses lorsque la vitesse est au niveau 1 (400 mm/min) et tension au niveau 2 (180 V). Les essais 3 et 4 sont concernés (Tableau 19)

En l'occurrence $I_{V1U2} = 1.275 \text{ g/s}$

Toutes ces moyennes sont calculées et données dans les Tableaux 22 23 et 24:

V		U	
(1)	400 mm/min	(1) 150 V	(2) 180 V
(2)	1000 mm/min	1	1.28
		2.3	2.76

Tableau 22: Tableau des moyennes pour les interactions Vitesse Tension (M_{VU}) sur le taux d'acier ablaté

V		e	
(1)	400 mm/min	(1) 4 mm	(2) 8 mm
(2)	1000 mm/min	0.82	1.46
		1.89	3.18

Tableau 23: Tableau des moyennes pour les interactions Vitesse Epaisseur (M_{Ve}) sur le taux d'acier ablaté (g/s)

U		e	
(1)	150 V	(1) 4 mm	(2) 8 mm
(2)	180 V	1.22	2.08
		1.49	2.55

Tableau 24: Tableau des moyennes pour les interactions Epaisseur Tension (M_{eU}) sur le taux d'acier ablaté (g/s)

L'étape suivante consiste à tracer (Figure 67) ces moyennes pour visualiser si des interactions existent, auquel cas les lignes correspondantes ne sont pas parallèles. Ici donc, seule l'interaction vitesse/épaisseur existe.

Calculons-la.

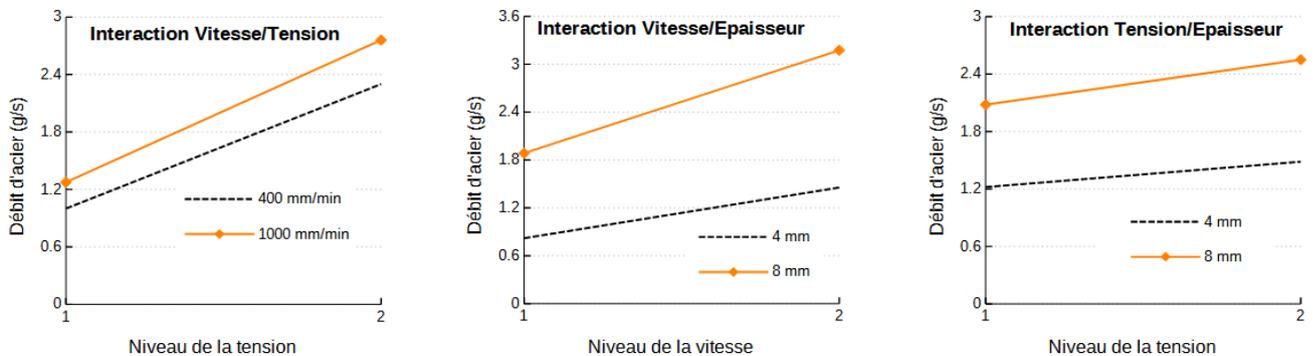


Figure 67: Graphes des interactions

Notons I_{V1E1} l'interaction lorsque V est au niveau 1 (150 V) et ϵ au niveau 1 (4 mm).

$$I_{V1E1} = M_{V1E1} - M - E_{V1} - E_{E1} = 0.82 - 1.83 + 0.18 + 0.70 = 0.17 \text{ g/s}$$

D'où le Tableau 25 des interactions

V \ e	(1) 4 mm	(2) 8 mm
(1) 400 mm/min	0.17	-0.17
(2) 1000 mm/min	-0.17	0.17

Tableau 25: Tableau des interactions Epaisseur Tension

Cela signifie que l'interaction épaisseur/vitesse contribue pour 0.17 g/s à la réponse.

Cette interaction signifie que le taux d'ablation augmente d'autant plus lorsque la vitesse et l'épaisseur évoluent dans le même sens. Par exemple, pour les plaques de 4 mm, la valeur négative dans la table signifie que 1000 mm/min ne permet pas d'ablater autant de métal que 400 mm/min. Rappelons également que ces valeurs ne concernent que le domaine étudié et que les autres paramètres sont fixés : 105 A, 5 bar.

II) Irrégularités de la saignée

Les mesures de saignées sur la tranche, pourtant coupée avec les mêmes paramètres, subissent une dispersion des résultats lorsque nous prenons les mesures (de dépouille notamment).

En effet, les saignées ne présentent pas un profil uniforme sur toute leur longueur et subissent des ondulations comme si la torche oscillait autour de la trajectoire de découpe (Figure 68). Toutefois, nous n'avons pas constaté de tel mouvement même en imagerie rapide (chapitre 2 IV) lors d'essais robotisés. Nous avons pensé que c'était le déplacement de la table de découpe qui était moins précis que celui du robot mais nous avons constaté la même dispersion, avec le robot ou la table.

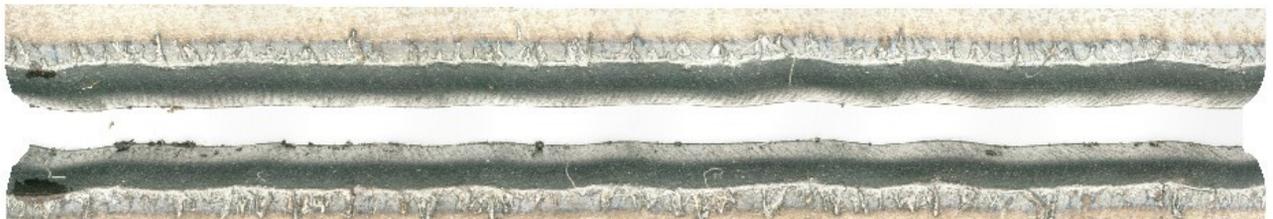


Figure 68: Vue de dessus d'une saignée au microscope, composition d'images en zoom $\times 20$

A défaut de pouvoir l'expliquer, j'ai donc voulu quantifier cette dispersion. Pour ce faire, j'ai contacté le Centre Interuniversitaire de Recherche et d'Ingénierie des MATériaux (CIRIMAT) à Toulouse pour faire passer 4 échantillons à la profilométrie optique. Les échantillons et leur désignation sont donnés dans le Tableau 26.

Nom l'échantillon	Description	Vitesse de coupe
1G	Flanc gauche de la saignée 1	1000 mm/min
1D	Flanc droit de la saignée 1	
2G	Flanc gauche de la saignée 2	6000 mm/min
2D	Flanc droit de la saignée 2	

Tableau 26: Echantillons observés en profilométrie

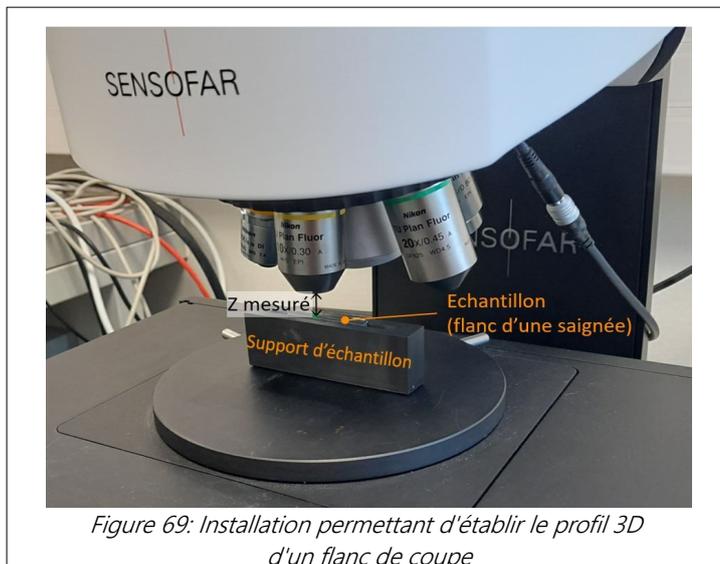
Outre la vitesse, les paramètres de coupe sont :

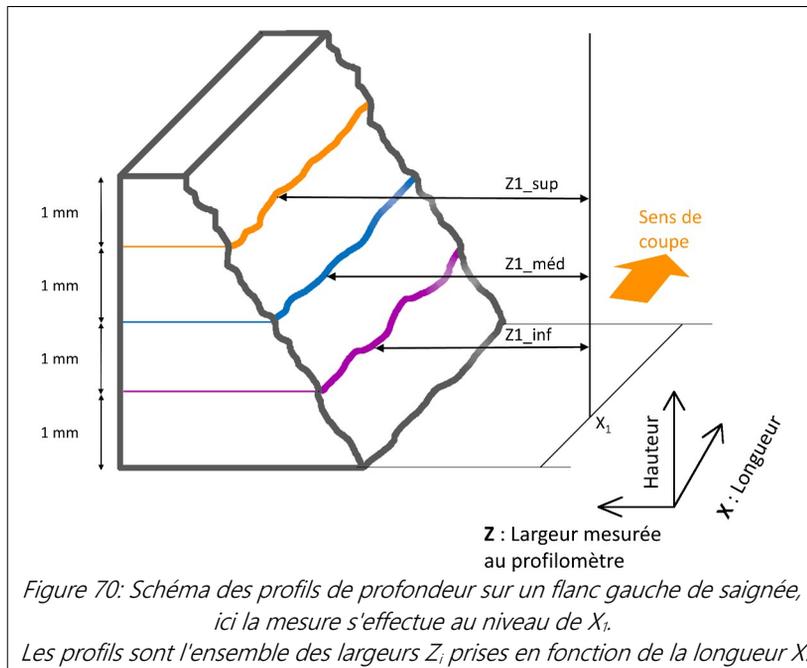
- Eprouvettes : Acier S355 de 4 mm d'épaisseur
- Courant : 105 A
- Pression injectée : 5 bar
- Hauteur de torche : 3.2 mm

L'objectif reste fixe et le plateau se déplace pour que les mesures puissent balayer l'échantillon. Les données obtenues sont des profils de distance (largeur) entre la surface du flanc de saignée et l'objectif du profilomètre (Figure 69) le long de trois lignes : supérieure, médiane et inférieure, visibles sur la Figure 70. Les profils sont l'ensemble des largeurs $Z_i(X)$ à la hauteur considérée (supérieure, médiane ou inférieure).

Le profilomètre optique est un Sensofar modèle S Neox avec les caractéristiques et réglages suivants :

- Grossissement $\times 10$
- Variation de focus
- Surface observée $1754 \times 1320 \mu\text{m}$
- Résolution verticale 75 nm





II.1) Comparaison des profils supérieur, médian et inférieur

J'ai tracé la différence des largeurs de flanc observées sur les trois lignes de profil parallèles (supérieure, médiane et inférieure) pour déterminer s'il y avait des différences de comportement dans la saignée avec la hauteur.

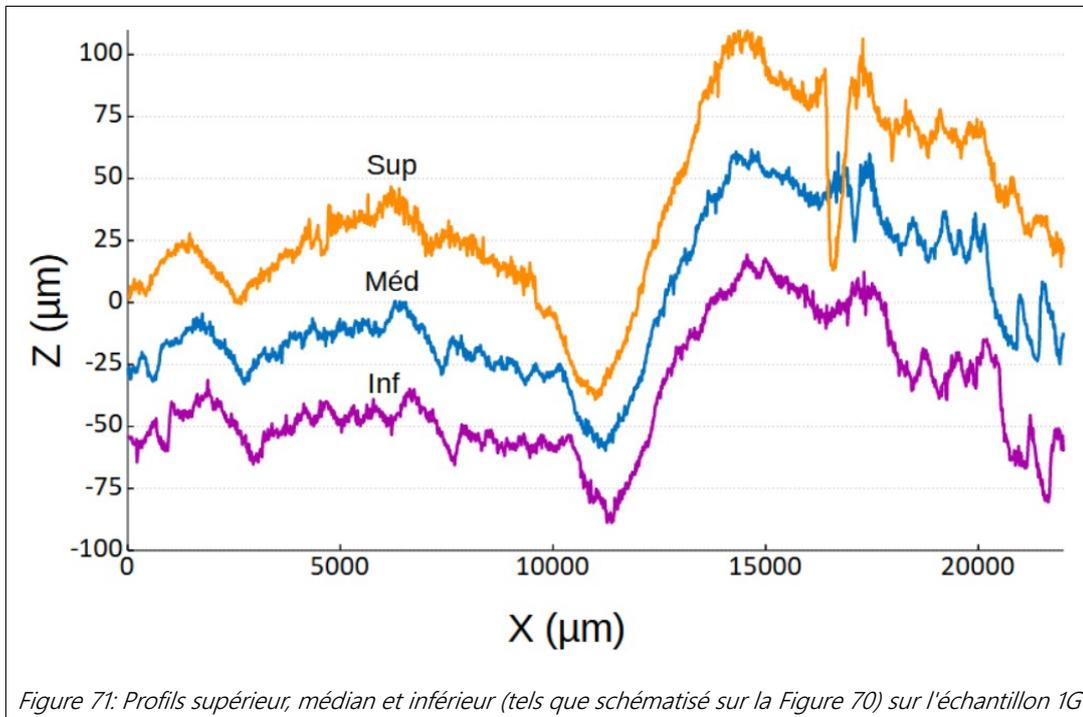
Rappelons que le haut des saignées est plus large que le bas (Figures 60 et 63). Comme la profilométrie s'effectue sur le flanc (face D ou G sur la Figure 60) de saignée, le décalage vertical entre les profils, visible sur la Figure 70, rend compte de la dépouille.

La Figure 71 représente les trois profils sur l'échantillon 1G. Les écarts de profondeur selon la

hauteur sont relativement restreints, compris entre -30 et 30 μm . Le pic plus important correspond à une rayure, consécutive à une manipulation peu soignée (je pensais l'acier plus résistant que ça...) après la découpe.

La précision de ce matériel est très élevée au regard des grandeurs mesurées (résolution verticale 75 nm des écarts de plusieurs dizaines de μm) et ne donne pas lieu à la représentation graphique d'une barre d'erreur.

Ainsi, pour la suite de cette étude de profilométrie, considérons que les différences sur les tendances entre le haut le milieu et le bas de la plaque sont faibles, et n'étudions que les lignes médianes pour quantifier la dispersion de largeur tout au long des saignées.

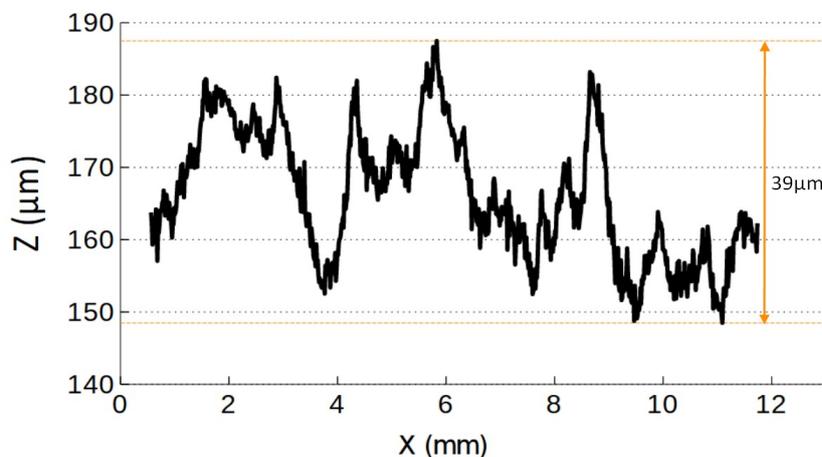


II.2) Ecart maximum

Afin de quantifier la dispersion de largeur que peut subir une saignée sur sa longueur, j'ai mesuré, pour les 4 échantillons, les écarts maximum sur la profondeur du flanc, observés sur la ligne médiane :

- Echantillon 1D 39 μm (Figure 72)
- Echantillon 1G 80 μm
- Echantillon 2D 52 μm
- Echantillon 2G 41 μm

Les profondeurs de flanc présentées n'ont pas de référentiel et le 0 est celui attribué par la machine lors de la mesure, il n'a pas de signification particulière. Les valeurs sont donc à lire de façon relative.

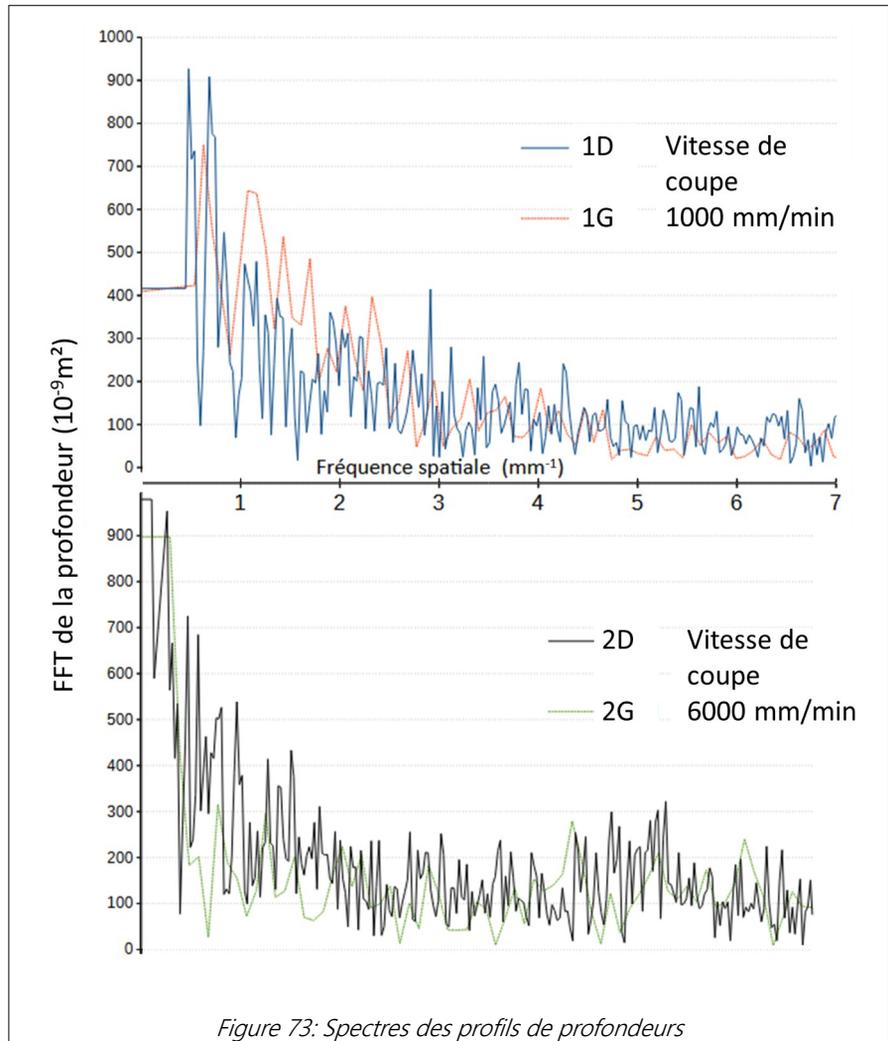


II.3) Comparaison des vitesses

Afin de voir si les ondulations observées étaient liées à la vitesse, j'ai fait une FFT sur les profils (Figure 73). Pour rappel les échantillons 1G et 1D ont été coupés à 1 000 mm/min et les échantillons A4GB et A4GH à 6 000 mm/min.

Si un phénomène purement temporel, une fluctuation récurrente dans le jet de plasma par exemple, avait été à l'origine de la dispersion de la forme de la saignée, le spectre tracé pour les essais à 1000 mm/min aurait reproduit celui des 6000 mm/min, à des fréquences spatiales 6 fois plus élevées. Or on ne distingue rien de tel. Tous les essais ont des pics d'intensités pour des fréquences spatiales entre 0.5 et

1 mm^{-1} , ce qui correspond à une période spatiale de 1 à 2 mm. Masoudi et al. [90] constatent également ces irrégularités sur les saignées, dont l'amplitude augmente avec le courant et la vitesse de coupe. Les explications avancées sont que le bain de fusion de la saignée subit davantage de turbulence à fort courant et qu'une vitesse plus élevée laisse moins le temps d'évacuer le métal en fusion.



II.4) Coupes robotisées

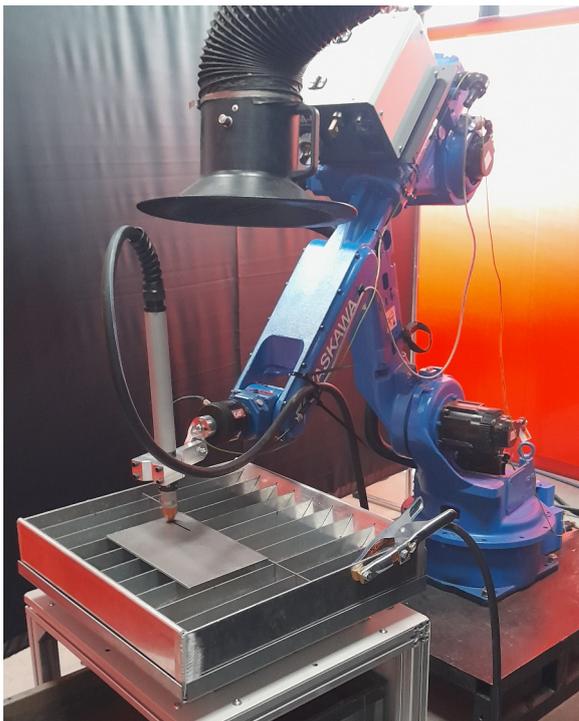


Figure 74: Installation robotisée pour les campagnes 5 et 6

La table de découpe connaissait des dysfonctionnements importants lors de mon dernier séjour à Gys. J'ai donc mené les campagnes d'essais de coupe correspondantes en utilisant le robot Yaskawa pour déplacer la torche (Figure 74). Les sens de coupe auxquels je me réfère sont les mêmes pour la table et le robot (Tableau 17). Outre l'impact de l'angle d'injection des diffuseurs (section III.2.2) et du ferromagnétisme (section III.2.6), j'ai regardé si les irrégularités dans la saignées pouvaient être dues à la motorisation de la table de découpe.

J'ai donc suivi le même protocole que lors des essais sur table, sauf pour la hauteur

qui était réglée à l'aide de cales étalon et non par régulation de tension. Les résultats ont montré des irrégularités de saignée similaires sur table ou avec le robot. Or, lors des essais filmés à la caméra rapide (chapitre 2 IV), où la torche était fixe et la tôle mue par le robot, nous n'avons détecté aucune oscillation de la position de la plaque. L'influence du système moteur sur les irrégularités de saignée semble donc nulle.

II.5) Résumé

1. La différence, à position (le long de la coupe) donnée, en haut, au milieu, ou en bas de saignée (respectivement à 1, 2 ou 3 mm du bord supérieur sur une plaque de 4mm d'épaisseur), est faible : $\pm 30 \mu\text{m}$ au maximum.
2. La différence de largeur maximale constatée sur le long d'une face est de $80 \mu\text{m}$.
3. Eu égard aux points précédents, on peut s'attendre à observer des dispersions jusqu'à $(2 \times 80) + 30 = 190 \mu\text{m}$ pour la largeur d'une saignée mesurée à différentes positions dans sa longueur. Cela correspond aux ordres de grandeurs de dispersion constatés lors des mesures, qui ont culminé jusqu'à $250 \mu\text{m}$.
4. Les FFT de ces profils indiquent un spectre spatial décroissant avec la fréquence, avec des pics entre 0.5 et 1 mm^{-1} , indépendamment de la vitesse. Cela exclut donc l'hypothèse selon laquelle la variation de largeur au long de la saignée serait imputable uniquement à des oscillations temporellement périodiques dans le jet de plasma.

La variation de largeur de saignée est donc un phénomène complexe qu'à défaut d'avoir expliqué, nous avons au moins quantifié (sur ces échantillons de 4 mm d'épaisseur). Pour se prémunir de ses méfaits, nous avons fait au moins trois mesures par jeu de paramètres considéré. En pratique, il aurait été possible de réaliser cela en coupant de longues saignées et en les sciant à plusieurs positions. J'ai préféré multiplier le nombre de saignées parallèles, afin de procéder à moins de sciages. En effet, paramétrer une coupe en plus sur la table de découpe est plus rapide et pratique que d'effectuer des tronçonnages mécaniques supplémentaires. Ainsi, sur la Figure 62, les saignées sont rassemblées par lot de 3, chaque lot correspondant à un jeu de paramètres de coupe.

III) Asymétrie

Pour tous les résultats à suivre dans ce chapitre, rappelons les étapes suivies pour obtenir et traiter les données :

1. Découpe d'au moins 3 saignées par jeu de paramètres considéré.
2. Sciage des saignées et nettoyage des échantillons (section I.3).
3. Mesure au microscope réalisées sur la tranche des saignées (section I.3).
4. Moyennage des valeurs pour les saignées du jeu de paramètres considéré.
5. Calcul des effets des facteurs par la méthode Taguchi (section I.4).

Ces aspects préliminaires étant expliqués, nous pouvons maintenant aborder l'objet qui a le plus

intéressé, en termes de quantité de travail, notre étude sur la qualité de coupe : l'asymétrie des saignées. En effet, les saignées n'ont pas la même forme des deux côtés, notamment leurs dépouilles, comme le schématise la Figure 60.

Il existe donc, pour chaque saignée, un meilleur et un moins bon flanc [85], [91], lequel présente une dépouille plus importante. Dans l'industrie, il est admis que le bon flanc est toujours du même côté (relativement au sens de coupe). Il est alors préconisé de tracer les contours de la pièce toujours dans le même sens, horaire ou antihoraire, pour que le bon flanc soit côté pièce et le mauvais côté squelette (reste de la tôle dans laquelle ont été découpées les pièces). L'explication proposée est que l'asymétrie des dépouilles est due au sens du vortex [86], [87].

[Dans cette thèse, l'asymétrie est quantifiée par la différence $U_o - U_e = \Delta U$. U est la tolérance de perpendicularité définie dans la section I.3 et dans la norme ISO 9013 [92], et illustrée sur les Figures 64 et 65. o désigne l'Ouest et e l'Est. Une saignée est plus symétrique si ΔU est proche de 0 et d'autant plus asymétrique que sa norme augmente]

Ce n'est cependant pas le résultat que j'ai constaté dans mes expériences. Nous n'avons pas trouvé d'explication simple et systématique à la question de l'asymétrie, qui reste à mon sens très mystérieuse, bien qu'elle ait occupé l'essentiel de mes expériences sur la qualité de coupe. Cela peut être problématique si les pièces découpées, par exemple, ont vocation à être assemblées et que leurs formes ne s'épousent pas.

III.1) Campagnes pour l'étude de l'asymétrie

Les différentes campagnes de mesures de qualité de coupe que nous avons menées se sont succédées au rythme de mes séjours à Gys, de l'évolution de nos questionnements et de la fabrication des prototypes. Dans ce manuscrit, elles ne sont pas décrites chronologiquement. Nous présentons d'abord les expériences principales dans le Tableau 27, puis nous synthétisons leurs résultats, paramètre par paramètre, dans la section (III.2).

Toutes les coupes (sauf la campagne 1) ont été faites dans de l'acier S355 de 4 mm d'épaisseur.

#	Date	Courant (A)	Pression (bar)	Vitesse (mm/min)	Tension ou hauteur	Autres paramètres	Notes
1	Avril 2022	105	5	2260 2460	200 V	Forme de l'arrière de l'électrode variable (section III.2.4)	Réalisée par Hocine Takilt Tôles d'acier S355 10 mm d'épaisseur
2	Août 2022	105	5 6	1000	160 V	Hélice de l'électrode Classique / Inversée	
3	Octobre 2022	105 75 45	5 6	1000	160 V	Angle du diffuseur 30 / -30° Hélice de l'électrode Classique / Inversée Sens de coupe ← / →	Inversion des diffuseurs et des hélices d'électrodes
4	Avril 2023	105	5 6	1000 6000	149 V 160 V	Sens de coupe ← / → Position angulaire de la torche 0 / 90 / 180°	Réalisée par Tristan Sodereau
5	Août 2023	105	5	1000	3.2 mm	Magnétisation préalable 0 / 2100 A.t Sens de coupe →	Coupe robotisée
6	Août 2023	105	5	1000	3.2 mm	Sens de coupe ← / → Angle du diffuseur -40 / -30 / 20 / 40°	Coupe robotisée Electrode prototype sans hélice

Tableau 27: Campagnes d'essais de coupe principales réalisées

III.2) Impact des paramètres

Dans tous mes essais, seuls le courant et la pression impactent significativement ΔU .

Quelle que soit la configuration que j'ai testée, et les paramètres étudiés, je n'ai jamais réussi à inverser le signe de ΔU de façon systématique. C'est toujours le même côté, par rapport à un référentiel fixe, et non par rapport à la direction de coupe, qui présentait le moins de dépouille. C'est pour cela que j'ai choisi de désigner côtés de saignées par l'Est et l'Ouest. Par exemple pour une coupe \rightarrow (Tableau 17) j'observais une dépouille plus faible à droite mais en faisant le retour \leftarrow , on obtenait une coupe avec une dépouille plus faible à gauche, et pas de la même valeur ! Il est arrivé que, dans ce que je qualifierai de rares anomalies, quelques saignées aient présenté un ΔU négatif, sans que cela ne soit reproductible.

Les prochaines sous-sections présentent mes tentatives successives d'expliquer le phénomène d'asymétrie mais une fois encore, en dehors de la pression et du courant, rien ne semble l'impacter significativement.

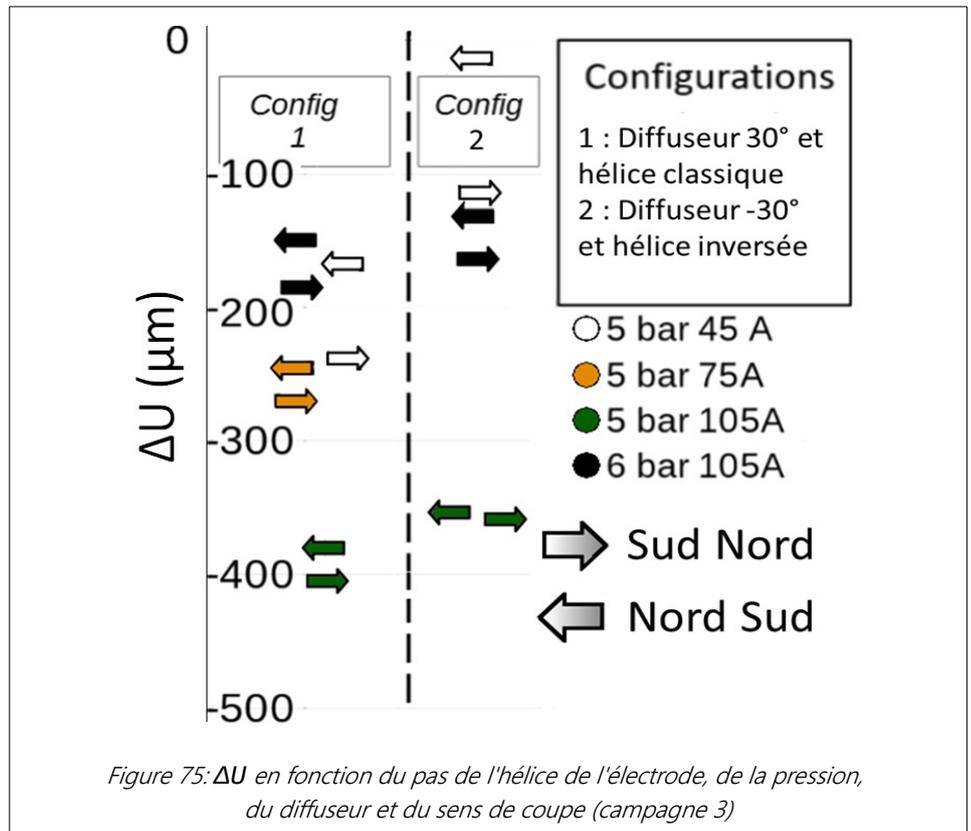
Rappelons (section II.2) que les faces des saignées sont irrégulières et que la dispersion de largeur sur des saignées coupées avec les mêmes paramètres peuvent atteindre 190 μm . Les effets des paramètres étudiés (sauf pression et courant) sont tous inférieurs à cette valeur de dispersion.

Le ΔU moyen constaté sur l'ensemble des essais, à 105 A, 5 bar et sur tôle de 4 mm d'épaisseur, est d'environ +400 μm .

III.2.1) Pression et courant

Au cours de la campagne 3, les effets de la pression et du courant sur ΔU ont été mesurés. Ils supplantent largement ceux de l'angle d'injection du sens de coupe, de l'angle d'injection du diffuseur et de la forme de l'électrode, également étudiés dans cette campagne. La Figure 75 montre ces résultats, moyennés sur trois jeux. Chaque jeu d'essais est représenté par une flèche qui indique le sens de coupe. La couleur de cette flèche reflète le couple pression-courant utilisé. Enfin les deux colonnes différencient les configurations diffuseur-électrode. ΔU est l'ordonnée, donc plus les résultats sont proches de 0, plus les saignées mesurées dans les essais concernées sont symétriques. A l'inverse plus elles sont négative, plus forte est l'asymétrie.

Réduire le courant et/ou augmenter la pression rend les saignées plus symétriques. Ces deux actions augmentent le débit massique (chapitre 2 II.2.3) et la quantité de mouvement azimutale dans le jet de plasma (chapitre 5 III.2.2). Dès lors, peut-on imaginer que ce soit le vortex qui contribue à réduire l'asymétrie ? Voyons cela dans la prochaine section.



III.2.2) Angle d'injection du diffuseur

L'effet de l'angle d'injection du diffuseur et donc du vortex a été étudié au cours des campagnes 3 et 6. Pour ce faire, nous avons créé des prototypes de diffuseurs qui sont des répliques des références commerciales à la seule différence des angles d'injection et du matériau (prototypes en peek, originaux en vespel).

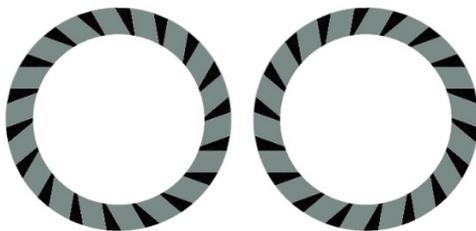


Figure 76: Coupes transversale des diffuseurs (-30 et + 30 degrés) au niveau d'une rangée d'injection (CAO)

Campagne	Angle d'injection (°)	Effet sur ΔU (μm)
3	+ 30	+49
3	- 30	-49
6	+ 40	+10
6	+ 20	-39
6	- 30	-4
6	- 40	+33

Tableau 28: Effet de l'angle d'injection du diffuseur sur ΔU

Ces effets présentés dans le Tableau 10 sont négligeables au regard de l'irrégularité de largeur des saignées (section II.5) et de l'impact de la pression et du courant (section III.2.1).

III.2.3) Sens de coupe et Vitesse

L'effet du sens de coupe a été étudié au cours des campagnes 4 et 6.

Ces campagnes ont une grande importance pour mes travaux car elles m'ont permis de contredire le principe selon lequel [86], [87] l'asymétrie vient du vortex et s'inverse lorsque l'on change le sens de coupe.

Une grande dispersion a par ailleurs entaché les essais de la campagne 4. En effet, sur les 3 saignées creusées pour chaque jeu de paramètres, ΔU pouvait être positif ou négatif. Ces résultats sont donnés dans le Tableau 30. Comme le sens de coupe ne s'est pas avéré significatif et par soucis de cohérence avec les autres résultats présentés dans cette thèse, j'affiche les résultats sur la différence Uouest-Uest et non Ugauche-Udroite. [Les moyennes de ΔU sont particulièrement basses dans le Tableau 30 eu égard aux 400 μm moyens constatés à 105 A 5 bar dans l'ensemble des expériences car la campagne 3 a englobé des essais à courants réduits, 45 et 75 A. De tels courants entraînent des saignées plus symétriques comme vu dans la section III.2.1)]

Nous reviendrons sur l'effet de la vitesse après avoir terminé d'analyser celui du sens de coupe.

Le Tableau 29 donne les effets (calculés par méthode Taguchi) du sens de coupe sur l'asymétrie dans les campagnes 4 et 6, (pour la campagne 4, appliqué sur tous les essais à 1000 mm/min et 160 V). Gardons toutefois la dispersion à l'esprit dans l'interprétation de ces résultats.

Campagne	Sens de coupe	Effet sur ΔU (μm)
4	→	-84
4	←	84
6	→	+66
6	←	-66

Tableau 29: Effet du sens de coupe sur l'asymétrie au cours des campagnes 4 et 6

Dans tous les cas, les valeurs d'effet du sens de coupe sont faibles devant l'irrégularité de largeur des saignées (section II.5) et l'impact de la pression et du courant (section III.2.1).

N° Saignée	Position angulaire de la torche (°)	Sens de coupe	Réglage hauteur et vitesse	ΔU (Uo-Ue) (μm)	Moyenne de ΔU sur les trois saignées (μm)	Ecart-type de ΔU sur les trois saignées (μm)
1_1	0	→	1000 mm/min 160 V	50	-90	121
1_2				-160		
1_3				-160		
2_1	0	←	1000 mm/min 160 V	360	207	136
2_2				160		
2_3				100		
3_1	0	→	6000 mm /min 149 V	10	0	17
3_2				10		
3_3				-20		
4_1	0	←	6000 mm /min 149 V	-40	-10	44
4_2				-30		
4_3				40		
5_1	90	→	1000 mm/min 160 V	20	-23	84
5_2				30		
5_3				-120		
6_1	90	←	1000 mm/min 160 V	140	127	23
6_2				100		
6_3				140		
7_1	180	→	1000 mm/min 160 V	-160	-123	64
7_2				-50		
7_3				-160		
8_1	180	←	1000 mm/min 160 V	-110	-63	42
8_2				-30		
8_3				-50		

Tableau 30: Résultats de la campagne 4

Effet de la vitesse, discussion

Revenons au Tableau 30 et évoquons la vitesse. Il apparaît qu'à des vitesses de 6000 mm/min, les saignées sont beaucoup plus symétriques qu'à 1000 mm/min. Or, selon les préconisations des industriels, la vitesse de coupe adaptée à des tôles de 4 mm que nous étudions dans cette thèse est beaucoup plus proche des 6000 que des 1000 mm/min lorsqu'on utilise un courant de 105 A. Pourquoi alors avoir choisi de mener la plupart de

nos expériences à des vitesses si basses sur des épaisseurs si faibles ? La raison est double.

- Du côté pratique, la manutention des tôles de 4 mm est beaucoup plus facile, ce qui a compté étant donné le grand nombre d'essais que j'ai réalisés, pendant la durée restreinte de mes séjours à Gys.
- Du côté scientifique, les hautes vitesses réduisent trop l'asymétrie et il est alors plus

difficile de discerner et de quantifier les éventuels effets qui l'affectent.

Rétrospectivement, je conseillerais d'utiliser des tôles plus épaisses, car la mesure de l'asymétrie en sera plus aisée et probablement moins entachée d'incertitude : les dépouilles auront davantage d'espace pour se développer. A supposer qu'on

coupe quand même à 1000 mm/min, la vitesse serait alors plus proche d'une application industrielle, renforçant la légitimité des mesures. Je n'ai hélas pas fait d'étude comparative sur l'asymétrie à différentes épaisseurs. Reprenons le balayage des paramètres et de leur effet sur ΔU et intéressons-nous à la forme de l'arrière de l'électrode.

III.2.4) Arrière de l'électrode

Dans la campagne 1, Hocine Takilt (Gys) a testé 4 prototypes d'électrodes et l'électrode de référence en coupant des tôles de S355 de 10 mm d'épaisseur. Les prototypes diffèrent par la partie arrière :



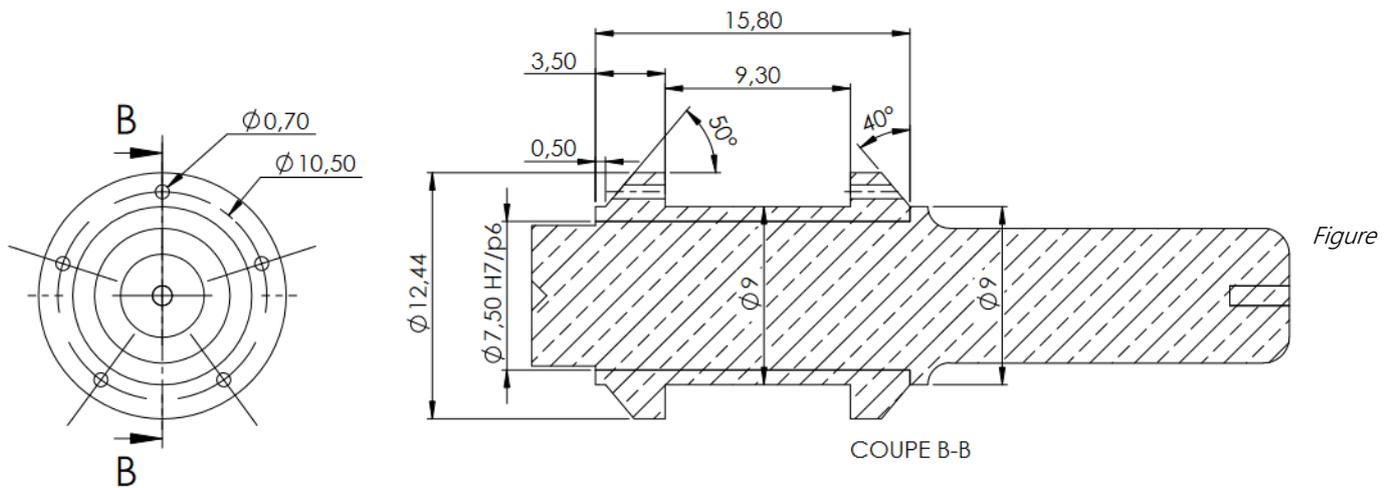
Comme nous n'avons pas approvisionné d'hafnium, matériau rare, nous avons utilisé des électrodes existantes. A l'arrière, la partie avec l'hélice a été coupée et une autre (avec un pas inversée) a été usinée puis les deux parties ont été insérées à fort. Le Tableau 31 présente les ΔU observés avec ces différentes électrodes (sauf celle avec cylindre percé qui n'a pas réussi à couper la tôle, à cause d'un débit de tuyère insuffisant). Les expériences menées au cours de cette campagne ne permettent pas de formuler un effet au sens de la méthode Taguchi. Les résultats sur l'asymétrie sont listés dans le Tableau 31.

Arrière d'électrode	ΔU (μm)
Hélice classique	-450
Hélice tronquée	-378
Etoile	131
Cylindre tronqué 6 orifices	120

Tableau 31: Résultats de la campagne 1 avec différentes formes d'électrodes

Dans cette campagne, les solutions à base d'hélice ont amené à des asymétries plus importantes. Une différence notable entre les deux types de solution (à hélice ou sans) est que celles sans hélice présentent des entrées réparties circulairement pour l'air rétroinjecté. Les solutions à hélice ne présentent qu'un point d'entrée. Pourrait-ce être à l'origine d'une asymétrie dans le flux d'air qui se répercute sur l'asymétrie ? On

peut l'envisager dans la mesure où, dans les deux autres cas (réinjections réparties circulairement), ΔU est plus petit.



78: Plan du prototype d'électrode sans hélice "cylindre tronqué" utilisée lors des campagnes 1 et 6

Outre la campagne 1, j'ai étudié l'effet du sens de l'hélice de l'électrode au cours des campagnes 2 et 3. Des prototypes d'électrodes à pas d'hélice inversés ont été réalisés (Figure 79).



Figure 79: Electrodes à hélice inversée (à gauche) et originale (à droite)

Campagne	Arrière d'électrode	Effet sur ΔU (μm)
2	Hélice classique	+49
2	Hélice inversée	-49
3	Hélice classique	-29
3	Hélice inversée	+29

Tableau 32: Effet du sens de l'hélice sur l'asymétrie

Les valeurs d'effet du sens de l'hélice sont négligeables au regard de l'irrégularité de largeur des saignées. Toutefois, le sens de l'hélice s'est avéré avoir un effet étonnant.

• Formation d'un bourrelet latéral

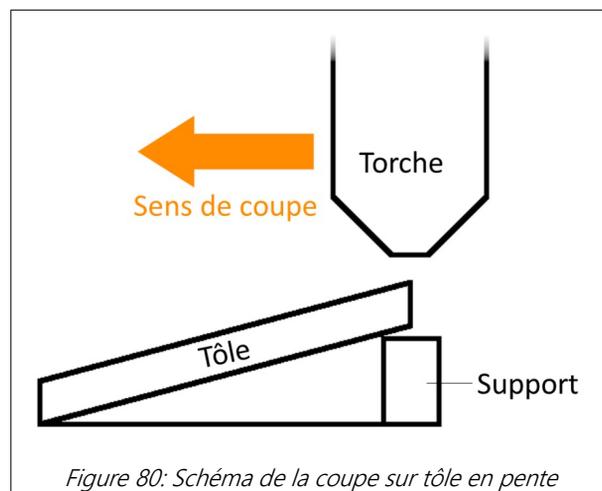
J'ai mené des coupes un peu particulières avec les électrodes à hélices classiques et inversées dont les paramètres sont les suivants :

- Eprouvettes : Tôles d'acier S235 d'épaisseur 20 mm
- Courant de coupe : 45 A
- Pression injectée : 5 bar
- Vitesse de coupe : 200 mm/min
- Pas de régulation de hauteur

J'ai choisi ces paramètres pour que le plasma ne soit pas en mesure de traverser la tôle. La tôle est inclinée de sorte à ce que la distance torche-plaque augmente au fur et à mesure du déplacement linéaire réalisé dans ces essais comme schématisé sur la Figure 80.

Le but était de voir quelle était la hauteur maximale que pouvait atteindre le plasma avant rupture. La limite est simplement fixée par la tension maximale du générateur (300 V). Pendant ces essais, j'ai constaté un autre phénomène.

J'ai filmé un de ces essais avec mon portable en le plaçant derrière un masque de soudage teinte 13. La Figure 81 est une capture de ce film. Un bourrelet de



métal fondu se forme sur la droite de la saignée (non traversante). En changeant l'électrode par un prototype à hélice inversée (Figure 79), le bourrelet de métal s'est formé de l'autre côté (Figure 82). Cela indique qu'il existe un écoulement non axysymétrique dans le jet de plasma, comme les films HV nous l'ont montré. De plus, ce flux est assez important pour déplacer l'acier en fusion. Enfin, il est lié au sens de l'hélice de l'électrode !

Cela est très étonnant car le diffuseur, qui assure l'injection en vortex, était le même, et l'air s'engouffrant dans l'hélice de l'électrode (trajet 1B, chapitre 2 Figure 20) ne se dirige pourtant pas vers le jet de plasma.

Malheureusement je n'ai pas eu l'occasion d'utiliser à nouveau la caméra rapide après avoir décelé ce phénomène et n'ai donc pas pu comparer d'images HV prises avec ces électrodes modifiées ni aucun autre prototype.

Discussion

La formation du bourrelet d'acier, d'un côté ou de l'autre de la saignée montre que le sens de l'hélice a un impact sur le jet de plasma, et pourtant, comme nous le concluons dans la section III.2.4), le sens de l'hélice ne gouverne pas le signe de ΔU .

Se pourrait-il que ces phénomènes soient indépendants ? Voici mon hypothèse :

- Les formations de bourrelet, à droite ou à gauche résulteraient de phénomènes fluides. Comment, selon le sens de l'hélice, ces bourrelets se formeraient à droite ou à gauche de la saignée, alors même que le diffuseur qui assure l'injection en vortex reste inchangé ? La question reste ouverte.

- L'asymétrie pourrait être davantage liée aux oscillations de l'arc électrique que nous avons observées en imagerie haute vitesse (chapitre 2 IV.2). D'un côté de la saignée, l'arc clignote. De l'autre côté, l'arc reste stable et la dépouille est plus importante.

Serait-il possible que ce soit la présence d'une hélice, plutôt que son sens, qui soit déterminante pour l'asymétrie ? J'ai envisagé que ça pouvait être le cas si on considérait que l'air de la rétroinjection s'engouffrait dans l'hélice en un point, décentré. Cela peut donc créer une violation de l'axisymétrie dans le jet de plasma. J'ai mené une campagne, présentée dans la prochaine sous-section pour tenter de répondre à cette question.

Figure 81: Coupe avec bourrelet à droite

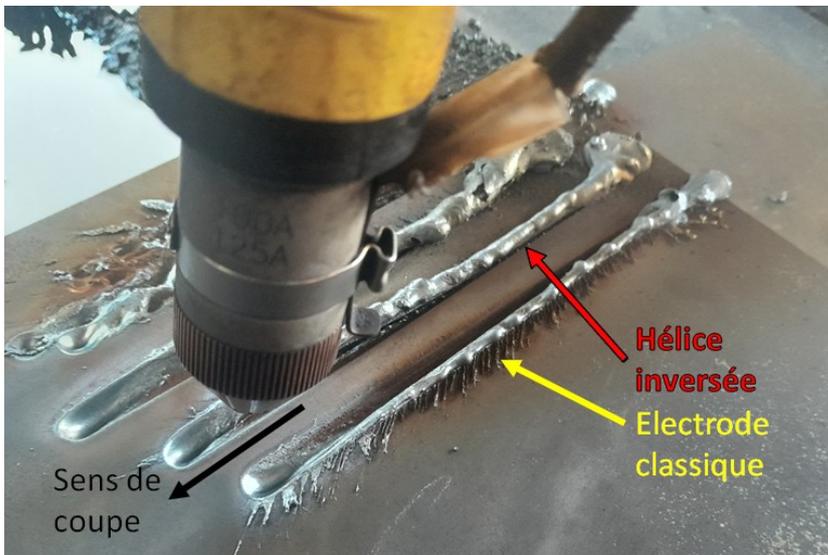
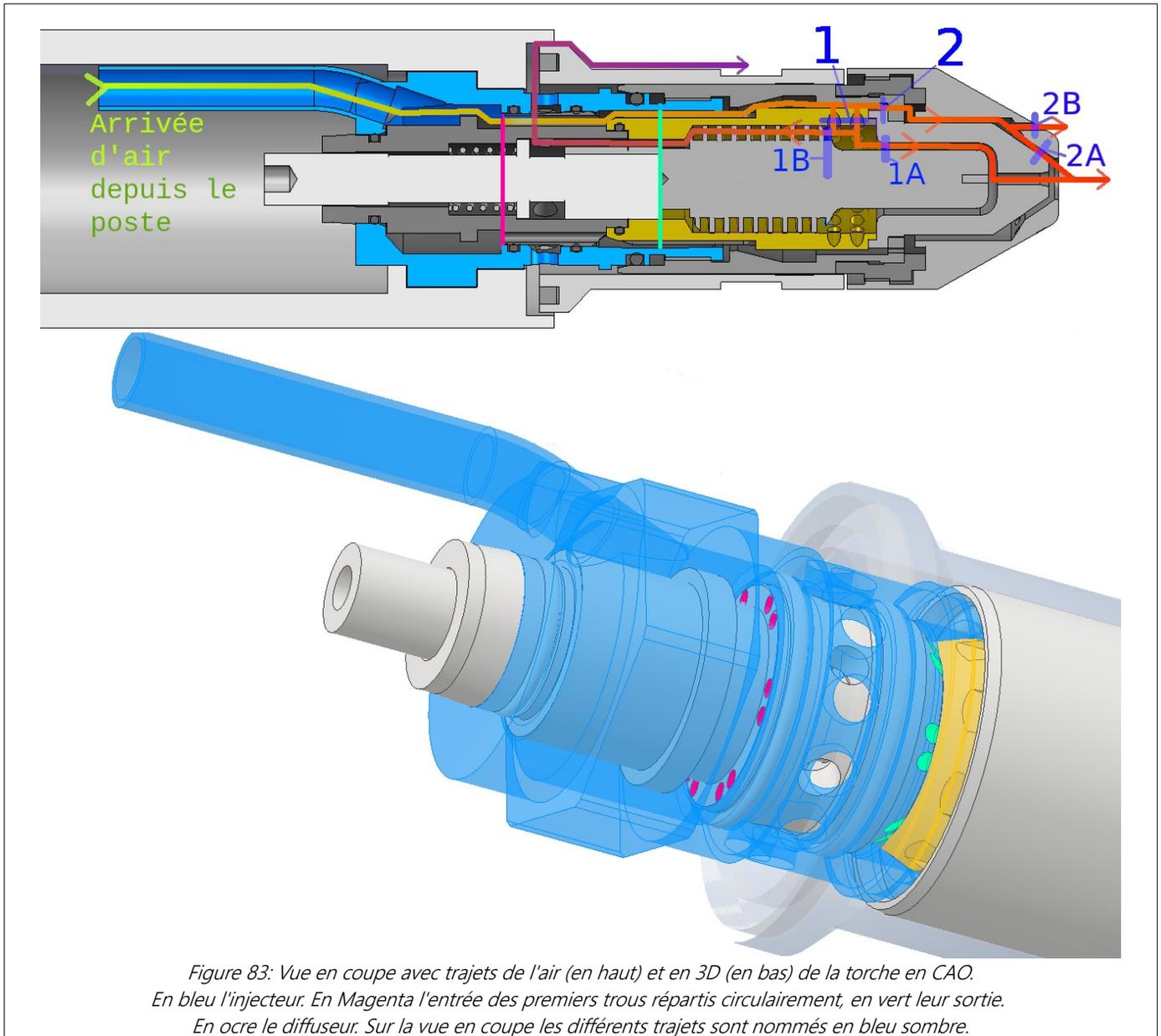


Figure 82: Entailles avec bourrelets à droite et gauche

III.2.5) Position angulaire de la torche

Outre la suspicion d'asymétrie induite par les électrodes à hélice, j'ai réfléchi aux autres sources potentielles d'asymétries dans les flux d'air dans la torche, ce qui m'a conduit à une autre piste, détaillée à l'aide de la Figure 83 qui fait apparaître les flux d'air dans la torche.



La torche est alimentée en air par l'injecteur (en bleu) de façon qui est désaxé. La première rangée de trous répartis circulairement (entrée en magenta et sortie en vert) débouche ensuite sur le diffuseur. L'air s'engouffre le long de ses cannelures avant d'atteindre les 2 rangées de 18 trous d'injection dans la chambre de l'électrode. Ce trajet, canalisé dans ces passages étroits, a pour but de répartir l'air circulairement dans la torche.

Toutefois nous ne sommes pas certains de l'efficacité débit pourrait être plus intense sur un côté du parfaite de ce dispositif. Mon hypothèse est que le

diffuseur et donc que dans chacun de ses 36 trous ne transiterait pas le même débit.

Pour confronter cette hypothèse, nous avons fait des essais de coupe (campagne 4) en tournant la torche dans son préhenseur de la table de découpe (Figure 84). Nous ne l'avons jamais fait pour une raison très terre à terre: l'imposant faisceau de la torche provient du côté Sud de l'installation. Il était donc plus pratique de toujours laisser la torche orientée de la même manière (0° sur la Figure 84).

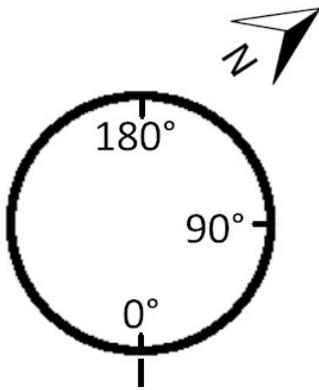


Figure 84: Schéma de la torche vue de dessus et des positions angulaires adoptées

En tournant la torche de cette façon, nous avons étudié l'effet d'une éventuelle asymétrie dans l'écoulement, qui, si elle était avérée, aurait suivi cette rotation. Cela vaut autant pour l'injection d'air dans la torche que pour la position de l'hélice de l'électrode dont je soupçonnais les effets en conclusion de la section précédente. [L'électrode n'est pas arrêtée en rotation autour de l'axe de la torche, il faut donc la placer avec soin, dans ces essais visant à étudier l'effet de la position angulaire de la torche.]

Finalement, la position angulaire de la torche n'impacte pas l'asymétrie de manière significative (Tableau 30).

III.2.6) Champ rémanent des tôles

En désespoir de cause, l'effet du champ rémanent a été étudié au cours de la campagne 5. En effet, il est connu [93] que les champs rémanents peuvent entraver le processus de soudage dans certaines applications. L'arc est alors dévié. Nous avons voulu savoir si le même phénomène pouvait survenir pendant la découpe. J'ai donc préparé les tôles avant la découpe selon différents procédés (Tableau 33) relatifs au champ rémanent.

Série	Traitement
N	Aucun traitement particulier
La	Magnétisation dans le sens de la largeur (normal à la coupe plasma) à 2100 A.t
Lo	Magnétisation dans le sens de la longueur (parallèle à la coupe plasma) à 2100 A.t
D	Démagnétisation

Tableau 33: Tôles étudiées pour déterminer l'effet du champ rémanent

De plus, les saignées ont toutes été coupées dans le même sens \rightarrow , avec le robot Yaskawa (Figure 74). Pour chacun des jeux de paramètres, deux vitesses ont été étudiées : 1000 et 6000 mm/min.

Au préalable, pour magnétiser les tôles, je les ai enroulées dans 7 spires comme présenté sur la Figure 85 pour **La** (et dans l'autre sens pour **Lo**). J'ai ensuite fait circuler dans ces enroulements 300 A DC à l'aide d'un poste Gys *Titanium 400*. J'ai enfin mesuré le champ à l'aide d'un champmètre Ixtrem *Imagmeter*, les maximaux de 24 G (La) et 20 G (Lo)

étant mesurés sur les arêtes.

Pour la démagnétisation j'ai utilisé l'option de démagnétisation du poste à 115 A, 30 Hz, pendant une durée de trois secondes. Les mesures de champ résiduel réalisées à l'aide du champmètre étaient alors inférieures à 3 G sur toute la tôle, valeur similaire à celles mesurées sur la tôle sans traitement.

Ensuite, j'ai manipulé les tôles individuellement sur des caisses en plastique pour éviter qu'elles ne se magnétisent à proximité d'autres pièces métalliques.

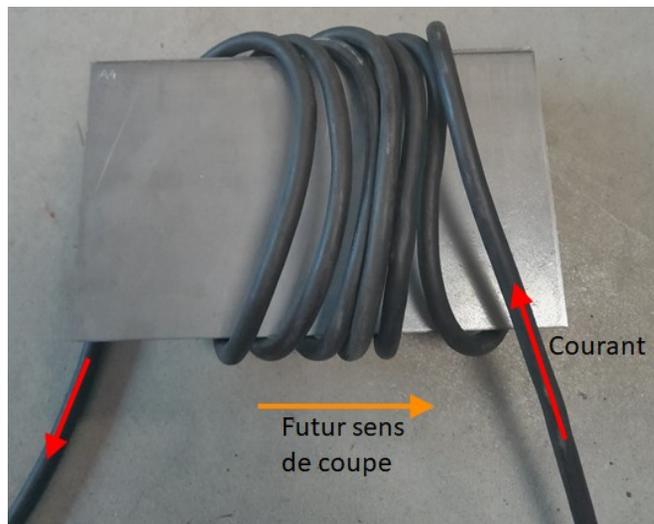


Figure 85: Magnétisation La

Une fois de plus ces tentatives n'ont pas amené à des changements de signe de ΔU systématiques.

III.2.7) Circulation du courant

D'ordinaire le retour du courant se fait par une pince de masse reliée à la table. Les plaques martyrs assurent la conduction entre la table et la pièce à découper. Nous nous sommes demandés si un sens préférentiel de retour du courant, et les forces de Lorentz qui en résultent, pouvaient expliquer les asymétries observées. Pour ce faire nous avons soudé une petite tôle (Figure 86) au milieu d'une plus grande pour que le retour du courant se fasse de manière très directe et maîtrisée. Nous avons procédé à des découpes autour de cette tôle dans les sens \uparrow , \downarrow , \rightarrow et \leftarrow autour de la pince de masse centrale (Figure 87) en commençant par les saignées extérieures pour que le courant puisse revenir par le chemin le plus court.

Les paramètres étaient :

- Eprouvettes : Tôles d'acier S355 d'épaisseur 4 mm
- Courant de coupe : 105 A
- Pression injectée : 5 bar
- Vitesse de coupe : 1500 mm/min
- Tension : 180 V

Hélas cette étude a eu lieu au début de la thèse, et j'ai réalisé les mesures au microscope par le dessus comme décrit dans la section 1.2. Je ne savais pas encore que cette méthode n'était pas précise, ni qu'il aurait fallu tripler les saignées à cause de la dispersion.

J'ai trouvé des ΔU très faibles, et similaires pour toutes les saignées, de 80 μm au maximum mais il est difficile de conclure au vu des conditions expérimentales.

Enfin, une autre hypothèse (que nous n'avons pas testée) pourrait être que c'est le courant descendant dans le faisceau de la torche qui provoque un effet anisotropique, car même lors des essais en faisant tourner la torche, le faisceau venait toujours du même côté de l'installation.



Figure 86: Eprouvette avec prise pour la pince de masse soudée au milieu



Figure 87: Eprouvette avec prise soudée et saignées

III.3) Discussion sur l'asymétrie

Rappelons avant tout que j'ai réalisé mes essais avec des vitesses de coupe très lentes par rapport aux standards industriels. Cette lenteur est propice à l'observation d'asymétrie gauche-droite.

Dans nos campagnes d'essais, l'asymétrie était presque toujours dans le même sens, dans un

référentiel fixe, avec $\Delta U = U_o - U_e > 0$.

Nous avons étudié les paramètres suivants pour tenter de déceler l'origine de l'asymétrie : Pression et courant, angles d'injection du diffuseur, sens de coupe, vitesse, forme de l'arrière de l'électrode,

position angulaire de la torche, champ rémanent des tôles et circulation du courant.

Parmi eux, seuls la pression et le courant ont un effet évident. Baisser le courant ou augmenter la pression entraîne une moindre asymétrie. Ces deux actions augmentent le débit et la proportion de quantité de mouvement azimutale (vortex) dans le plasma.

L'asymétrie serait-elle due à cela ? Quelle que soit la réponse à cette question, il est également intéressant de souligner que les oscillations de l'arc, observées en imagerie rapide (chapitre 2 IV.2), semblent aussi liées à l'asymétrie. En effet, l'arc oscille et occupe davantage la saignée d'un côté que de l'autre : ce côté présente une dépouille plus importante. Nous n'avons pas effectué d'études paramétriques filmées en HV mais cela pourrait être une piste intéressante.

Notons aussi que des asymétries dans le jet de plasma ont été mesurées en spectroscopie par Peters et al. [57]. Elles ne dépendaient pas non plus des caractéristiques manifestement anisotropique (direction du vortex, sens de coupe...) et semblaient également réparties selon une position donnée dans

un référentiel fixe. Il se pourrait donc qu'elles soient reliées, peut-être même responsables de l'asymétrie des saignées.

Concernant les paramètres étudiés, (angle d'injection du diffuseur, sens de coupe, vitesse, forme de l'électrode, position angulaire de la torche, champ rémanent dans les tôles, chauffage de la plaque ou les courants de Foucault [91], aucun à part la pression et le courant ne semble gouverner l'asymétrie franchement. Il est difficile de discerner leurs éventuels effets dans ces mesures de saignées intrinsèquement entachées de beaucoup de dispersion.

L'asymétrie des saignées est un phénomène compliqué qui reste donc à expliquer. Avec le recul, je préconiserais d'étudier plus attentivement les effets des variations de pression et de courant obtenus en filmant à haute vitesse.

Laissons là ce sujet captivant et intéressons-nous à la dernière section de ce chapitre, qui a abouti à des réponses plus évidentes et plus concrètes.

IV) Impact de l'air de protection sur la saignée

Au cours d'un essai de coupe, j'avais utilisé le déflecteur bouché présenté dans le chapitre 2 II.2.2. J'ai constaté que les saignées étaient plus fines, ce que j'ai imputé à un plus grand débit Q2A (Figure 88). Il m'est donc venu l'idée de dissocier les pressions d'injection d'air de protection et d'air plasmagène pour étudier leurs effets séparés sur la forme des saignées et conclure dans quelle mesure l'air de protection les façonnait. J'ai donc mené une campagne spécifique, non présentée dans le Tableau 27, avec une configuration spéciale présentée ci-après.

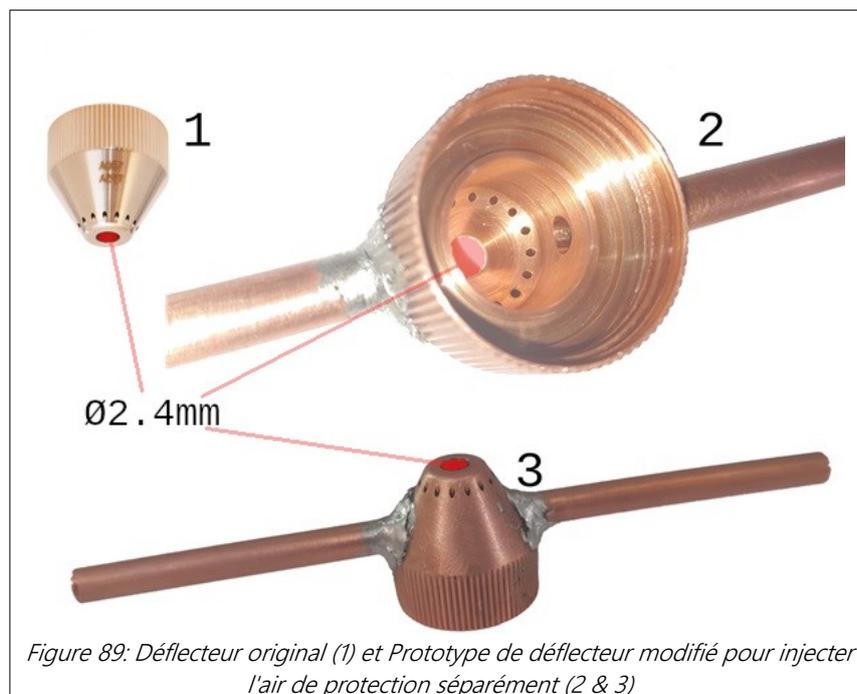
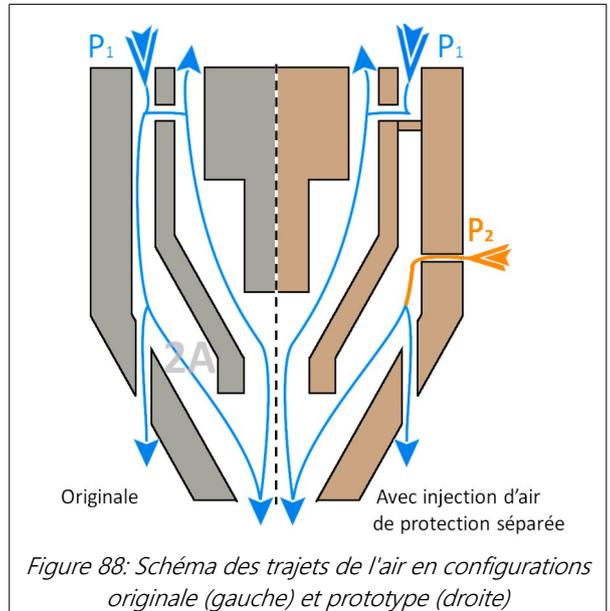
IV.1) Configuration avec déflecteur prototype

Le système original, tel que présenté dans le chapitre 2, utilise une injection unique pour les circuits d'air plasmagène (1A) et d'air de protection (2).

Nous avons donc procédé à des modifications pour cette campagne :

1. Les dix trous d'injection d'air de protection dans la buse ont été bouchés avec une résine, ce faisant tout l'air fourni par le régulateur de pression du poste se retrouvait redirigé dans le circuit 1.
2. Un déflecteur modifié (Figure 89) pour injecter l'air depuis une source séparée : un régulateur de pression indépendant. La nouvelle et l'ancienne configurations pneumatiques sont représentées sur la Figure 88.

On est en droit de se demander si les résultats resteront comparables entre la version originale et le prototype malgré le changement de topologie d'injection d'air de protection. Nous avons donc comparé trois saignées coupées avec l'originale et trois autres avec le prototype, en s'assurant que les débits dans chacun des circuits étaient les mêmes dans les deux configurations : les résultats sont similaires dans les deux cas.



IV.2) Plan d'expériences

Nous avons souhaité reproduire les débits nominaux du système, c'est à dire lorsque le poste fournit 5 bar dans la configuration originale. Nous avons installé des débitmètres pour mesurer Q_1 et Q_2 et les avons laissés en place lors des essais. Nous avons donc trouvé les pressions et débits correspondants indiqués dans le Tableau 34.

Les débits inférieurs et supérieurs ont été choisis arbitrairement pour avoir des points de comparaison avec les débits nominaux.

Cas	Configuration originale, à 105 A	
	Nominal	$Q_1 = 152 \text{ NL/min à } P_1 = 5 \text{ bar}$
	Configuration prototype, à 105 A	
Nominal équivalent	$Q_1 = 152 \text{ NL/min à } P_1 = 4.6 \text{ bar}$	$Q_2 = 80 \text{ NL/min à } P_2 = 0.28 \text{ bar}$
Débit inférieur	$Q_1 = 100 \text{ NL/min à } P_1 = 3 \text{ bar}$	$Q_2 = 0 \text{ NL/min à } P_2 = 0 \text{ bar}$
Débit supérieur	$Q_1 = 200 \text{ NL/min à } P_1 = 6 \text{ bar}$	$Q_2 = 160 \text{ NL/min à } P_2 = 0.97 \text{ bar}$

Tableau 34: Correspondance des débits à 105 A pour les pressions étudiées

Les saignées ont été découpées avec les paramètres de coupe constants suivants :

- Vitesse 1000 mm/min
- Tension 160 V

Du reste, le domaine d'étude est défini dans le Tableau 35.

Facteur	P1 (bar)	P2 (bar)	I (A)
Niveau 1	3	0	45
Niveau 2	4.6	0.28	75
Niveau 3	6	0.97	105

Tableau 35: Domaine d'étude de la campagne avec injection d'air de protection indépendante

Un plan complet a été réalisé, soit 27 jeux de paramètres.

Dans cette campagne, les flancs gauches des saignées se sont tous révélés plus verticaux que les flancs droits, l'asymétrie n'a pas été supprimée. Seul le sens \rightarrow a été étudié donc dans cette campagne *gauche = Ouest*.

Je voulais tirer de cette série d'essais des recommandations pratiques pour Gys et l'industrie.

Je me suis donc focalisé sur les flancs gauches des saignées et non sur l'asymétrie. Dans une application industrielle, les flancs présentant la dépouille la plus élevée (ici les droits) ne seraient pas utilisés donc je ne m'y suis pas davantage intéressé.

IV.3) Résultats

Les tolérances de perpendicularité gauches U_g mesurées lors de cette campagne sont résumées sur la Figure 90 et dans le Tableau 36.

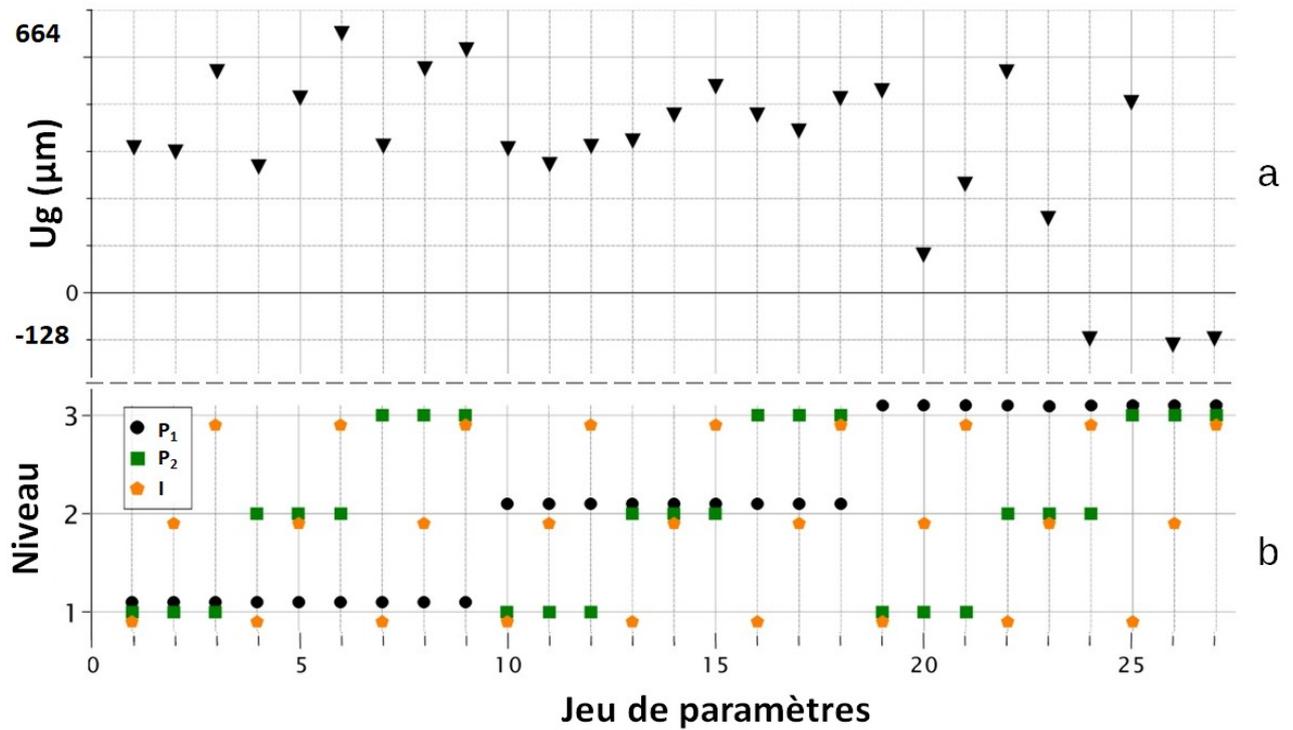


Figure 90: Ensemble des résultats sur U_g (a) avec les paramètres correspondants (b)

	U (μm)
Maximum	664
Minimum	-128
Moyenne générale	368

Tableau 36: Résultats de U_g

Il est intéressant de noter que des U_g négatifs ont été mesurés, c'est à dire que dans ces cas là, la saignée (à gauche) était plus large en bas qu'en haut (exemple sur la Figure 91).

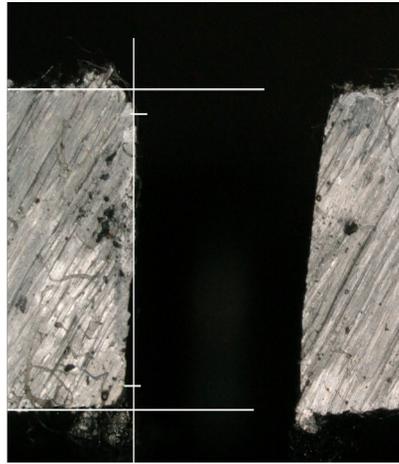


Figure 91: Saignée avec U_g négative vue au microscope ($\times 30$), traits de construction et réduction d'épaisseur au sens de l'ISO 9013 en blanc

Les effets des facteurs et de leurs interactions calculés par méthode Taguchi sont listés dans les Tableaux 37, 38 et 39.

	P₁	P₂	I
Niveau 1	+114	-5	+59
Niveau 2	+53	+21	-58
Niveau 3	-171	-15	-1

Tableau 37: Effets des facteurs simples sur U_g en μm

	P₂ = 0 bar	P₂ = 0.28 bar	P₂ = 0.97 bar
P₁ = 3 bar	-46	-9	+54
P₁ = 4.6 bar	-60	+13	+47
P₁ = 6 bar	+106	-4	-101

Tableau 38: Effets des interactions $P_1 P_2$ sur U_g en μm

	I = 45 A	I = 75 A	I = 105 A
P₁ = 3 bar	-187	+52	+135
P₁ = 4.6 bar	-78	+34	+44
P₁ = 6 bar	+265	-85	-179

Tableau 39: Effets des interactions $P_1 I$ sur U_g en μm

Les interactions $P_2 I$ ne sont pas présentées car elles sont très faibles.

En ce qui concerne les effets des facteurs simples, augmenter la pression de l'air de coupe est le moyen le plus significatif pour réduire U_g . Cela peut être dû au fait qu'augmenter le débit d'air de coupe conduit à une éjection plus rapide de l'acier fondu, réduisant ainsi les disparités que cet acier fondu génère par le

gradient d'épaisseur entre le haut et le bas de la plaque [94].

Il est important de noter que l'essentiel des U_g sont positifs. Les seuls U_g négatifs se trouvent dans les jeux 24, 26 et 27 (Figure 90). Hormis ces trois lots, un effet négatif sur U_g signifie un côté plus vertical. Les niveaux de facteurs des lots 24, 26 et 27 $\{P_1 P_2 I\}$ sont respectivement $\{3 2 3\}$, $\{3 3 2\}$ et $\{3 3 3\}$. Il semble

que ces trois facteurs doivent tous être élevés pour réduire suffisamment U_g jusqu'à le rendre négatif. Cependant, un P_2 ou I élevé isolé apporte seulement une très faible diminution de U_g (Tableau 37). Cela indique que c'est l'interaction de P_2 avec les autres facteurs qui permet une plus grande réduction de la dépouille. Ceci est le sujet des deux prochaines sections.

Interaction $P_1 P_2$

Il existe une interaction entre P_1 et P_2 qui renforce la réduction de dépouille avec un P_2 élevé (Tableau 38) lorsque P_1 est également élevé. Il est intéressant de noter que cette tendance est opposée (mais plus faible) avec des pressions de P_2 plus basses. Une explication possible serait que, avec un P_1 plus faible, l'air de protection central (2A), qui n'est pas soufflé parfaitement axialement, entrave le flux axial de l'air de coupe. À des pressions plus élevées de P_1 , l'air plasmagène pourrait avoir suffisamment de quantité de mouvement pour ne pas être perturbé par l'air de protection et pour pénétrer axialement dans le trait de coupe, contribuant ainsi plus efficacement à l'évacuation du métal fondu.

En conséquence, la pression de protection P_2 devrait être augmentée conjointement avec la pression de coupe pour obtenir une meilleure verticalité. Cependant, à une pression de coupe intermédiaire, la diminution de P_2 pourrait être envisagée car elle n'entrave pas la verticalité. Ceci pourrait être pertinent si un effet de protection fort n'est pas obligatoire (à part pendant la phase de perçage) et si le gaz de protection doit être économisé (dans le cas d'un système multi-gaz utilisant un gaz de protection coûteux).

Interaction $P_1 I$

Le Tableau 39 montre que, tout comme avec l'interaction $P_1 P_2$, une pression plasmagène P_1 élevée permet à l'augmentation du courant de réduire U_g , tandis que l'effet inverse est observé pour des valeurs de P_1 plus basses. Cela signifie que le courant devrait être augmenté conjointement avec P_1 pour obtenir une meilleure verticalité (ce qui n'est généralement pas mentionné dans les manuels d'utilisation des postes et torches). C'est une autre manifestation de l'importance de l'équilibre Courant-Pression dans la découpe au plasma, discuté dans la section I.4.1).

IV.4) Conclusion

Dans cette campagne, les effets des pressions d'air de coupe et de protection ont été étudiés indépendamment. Comme le courant est un facteur important en ce qui concerne la forme des saignées [52], [88], je l'ai également fait varier.

En ce qui concerne U_g , un critère majeur de qualité, chacun des paramètres étudiés l'affecte, soit directement soit par une interaction avec un autre paramètre. Pour obtenir les côtés gauches verticaux, une combinaison de niveaux élevés des trois paramètres P_1 (gaz plasmagène) P_2 (gaz de protection) et I est nécessaire. Les effets synergiques sont intéressants car les tendances des interactions P_1 - P_2 (resp. P_1 - I) s'inversent entre le niveau 1 et 2 de P_2 (resp. P_1) et le niveau 3.

Par conséquent, pour obtenir une meilleure verticalité, les pressions de protection et de coupe doivent être augmentées ensemble. Cela est généralement fait dans les systèmes de coupe existants, et cette étude confirme que cela est

bénéfique. En cas de bas P_1 , si la protection gazeuse n'a pas besoin d'être élevée et que ce gaz doit être préservé (si les résultats sont extrapolés à un découpeur multi-gaz), P_2 peut être réduite sans affecter la verticalité.

De plus, augmenter P_1 avec le courant peut également aider à obtenir des saignées plus verticales. L'effet de la pression d'air de protection P_2 est indéniable car elle est nécessaire pour obtenir les quelques U_g négatifs observés dans cette étude. En effet, cela nécessite que les trois facteurs soient à des niveaux élevés.

Cependant, un P_2 fort avec un faible P_1 conduit à des traits de coupe obliques. En conclusion, P_2 a également des effets sur la verticalité du trait de coupe. Dans les générateurs existants où elle est réglée avec la pression de coupe, de bons résultats peuvent être attendus. Pour un résultats plus raffiné, on peut donc préconiser d'implémenter un P_2 réglable.

V) Synthèse du chapitre 3

La forme des saignées obtenues en découpe plasma, et donc leur qualité, est le résultat de phénomènes complexes. De nombreux paramètres rentrent en jeu, vitesse de coupe, pression injectée dans les différents circuits, courant, épaisseur de tôle... En plus, les saignées ne sont pas régulières et présentent des variations de largeur sensibles.

Elles présentent aussi des asymétries dont la cause n'est toujours pas connue. Les paramètres de coupe n'impactent pas les deux flancs de saignée de la même façon.

Bien que les mécanismes aboutissant à la forme finale des saignées ne soient pas expliqués, il est toutefois encourageant de savoir que des jeux de réglages appropriés, déterminés par des essais, permettent d'atteindre de bonnes performances de coupe. Le réglage de la pression d'air de protection s'est aussi avéré être un levier d'action pour affiner la qualité de coupe.

La débit d'air, même froid, rapporté à l'intensité de l'arc, semble être un critère déterminant tant dans la capacité de la torche à ablater du métal que dans la qualité de la saignée résultante. Les flux d'air sont régis par la forme des composants de la torche. Il est fascinant d'observer que la forme de l'hélice de

l'électrode puisse diriger la formation d'un bourrelet d'acier lors d'une coupe non traversante, alors que l'angle d'injection du diffuseur, qui pourtant semble plus à même de gouverner un écoulement tourbillonnant, ne le peut en fait pas.

Ceci, ainsi que les résultats lors des essais avec les différents angles d'injection des diffuseurs, m'amène à suggérer que l'asymétrie de la saignée est indépendante de l'injection en vortex et est liée aux oscillations de l'arc électrique, observées en imagerie rapide, sans que nous ne puissions pour l'heure expliquer ce phénomène.

D'une manière générale, disposer d'un important débit semble être un important critère de qualité et de symétrie. L'accumulation de métal fondu entre le jet de plasma et la pièce est probablement à l'origine de défauts dans la coupe, or augmenter le débit permet de le chasser plus rapidement et donc d'améliorer la qualité. Toutefois augmenter les débits gazeux de façon débridée n'est pas une solution miraculeuse car d'une part un certain équilibre entre débit et courant doit être respecté, et d'autre part un fort débit accentue un autre problème majeur, l'usure de l'électrode [95], objet du prochain chapitre.

Chapitre 4 Usure de l'électrode

Ce chapitre porte sur l'usure de l'électrode, qui impose des interruptions régulières du procédé pour remplacement des consommables. D'autres pièces de la torche peuvent également s'abîmer mais c'est l'électrode qui présente la plus faible durée de vie et dont l'usure impacte le plus le procédé puisqu'une électrode détruite empêche tout bonnement le fonctionnement de la torche.

Nous présentons tout d'abord le protocole expérimental de notre étude. Les démarches adoptées, ainsi que les raisons qui nous ont poussés à les choisir sont présentées.

Les résultats paramétriques sont synthétisés dans un second temps.

Enfin, nous nous intéressons à la formation des cratères qui creusent la tête de l'électrode lors de la découpe et aux nombreuses formes qu'ils revêtent. Cela nous a permis d'émettre des théories sur les mécanismes de fin de vie des électrodes que nous présentons également dans ce chapitre.

I) Protocole expérimental

Les Essais d'Usure (EU) consistent à faire fonctionner la torche et à mesurer l'impact que cela a sur l'électrode. Voici comment nous avons procédé.

I.1) Campagnes

Les résultats présentés dans ce chapitre sont la synthèse des 6 campagnes majeures listées dans le Tableau 40, et d'autres essais sporadiques. Les campagnes avaient chacune un but précis mais une fois de plus notre connaissance s'est étoffée progressivement et de façon moins séquencée que ce que l'organisation de ce manuscrit, compartimenté pour des raisons d'intelligibilité, pourrait laisser croire.

#	Date	Eprouvette	Apports de l'étude	Nombre d'électrodes testées
1	Janvier 2021	Tôles	Différence TopArc / Hypertherm Impact des amorçages Estimation de l'endurance Mise en évidence des problèmes de manutention	6
2	Août 2021	Banc d'usure (décrit dans la section I.3)	Validation des méthodes de mesure Mécanismes de la destruction Forme des cratères Valeurs précurseurs de la destruction Validation du banc d'usure	9
3	Printemps 2022	Banc d'usure	Quantification de la dispersion Impact du courant Formes des cratères	19
4	Printemps 2022	Banc d'usure	Impact de l'arrière de l'électrode (avec prototypes) et donc du refroidissement sur l'usure	15
5	Eté 2022	Banc d'usure	Quantification de l'ensemencement (chapitre 2) Constat de l'impossibilité de réguler la tension sur banc d'usure	7
6	Eté 2023	Tôles	Impact du diamètre d'insert Hypothèse sur l'origine de la dispersion Impact de la tension Corrélation entre formes des cratères et endurance	17

Tableau 40: Campagnes d'essais d'usure

I.2) Conduite des essais d'usure

Les découpes ont eu lieu dans le laboratoire de soudage de Gys, à l'aide du système de découpe présenté dans le chapitre 2. Sauf précision contraire, les paramètres sont les suivants :

- Courant de coupe : 105 A
- Pression injectée : 5 bar
- Hauteur de torche : 3.2 mm
- Vitesse de coupe : 1000 mm/min
- Durée d'un cycle : 6 min

Chaque essai commence avec une tuyère et une électrode neuves. En effet, dans l'industrie, ces deux pièces sont souvent changées ensemble, même si la tuyère (qui s'use moins vite) permettrait encore à la torche de fonctionner. Dans la littérature [42], [60], on apprend que l'usure de la tuyère peut impacter la qualité de coupe.

Dans notre configuration en particulier, nous n'avons jamais constaté cela, malgré des érosions de tuyères se traduisant par le creusement d'au maximum 0.3

mm sur tout ou partie de leurs orifices externes. La destruction de l'électrode est toujours intervenue bien avant que l'usure de la tuyère ne devienne significative. Ainsi, pour l'étude de l'usure, nous nous sommes focalisés sur l'électrode, beaucoup plus limitante dans notre configuration.

De plus, dans certains cas (environ 1/5 lors de nos essais), la fin de vie de l'électrode peut également détruire la tuyère (Figure 92).



Figure 92: Tuyères fonctionnelle (gauche) et détruite (droite)

Rappelons (section IV.2) qu'il existe deux régimes d'érosion de la cathode : en continu dès lors que le plasma est allumé [61] et de façon cyclique du fait des allumages et extinctions [62], [63]. **Nos études se sont focalisées sur l'usure en continu.**

Il convenait donc de limiter le nombre des amorçages.

De plus, il n'est pas possible de réaliser des relevés d'usure pendant la coupe. Il était donc nécessaire de l'interrompre pour procéder aux relevés.

C'est pourquoi la plupart des essais ont été réalisés avec des cycles de coupe de 6 min. Cette valeur n'entraîne que quelques amorçages sur la durée de vie totale d'une électrode (environ 50 min en moyenne), ce qui n'est pas significatif en termes d'usure cyclique mais permet un nombre satisfaisant de points de mesure.

Nous avons effectué les découpes sur des tôles d'acier S355 de dimensions $750 \times 500 \times 4$ mm lors des premiers essais et pour les essais paramétriques en tension.

Le parcours de coupe implémenté dans le PC de la table de découpe est donc un zigzag de longues saignées

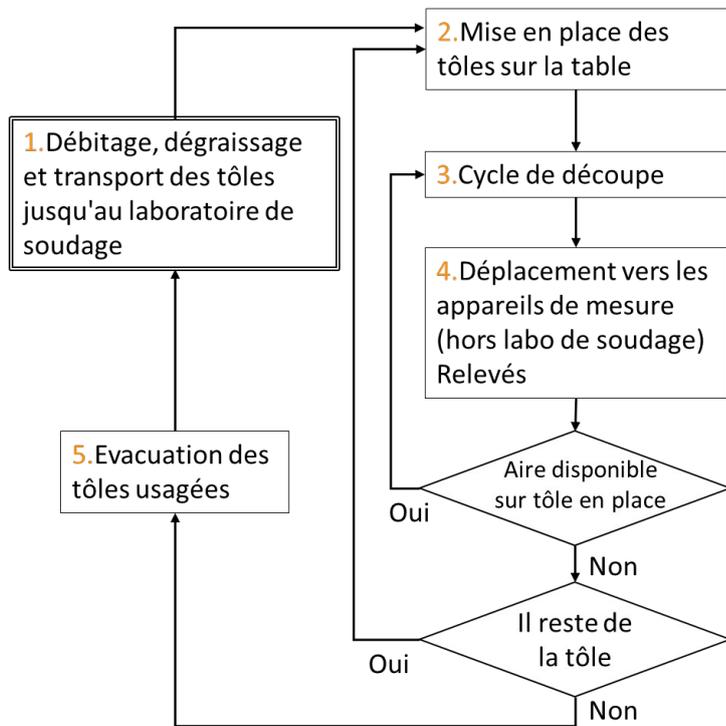


Figure 93: Tôle d'acier découpée lors d'un essai d'usure

coupées le long de l'axe X (chapitre 3 Tableau 17) et séparées par une petite distance sur l'axe Y de la table, ce qui permet d'effectuer de longues coupes après un amorçage unique. La Figure 93 montre une tôle ayant servi pour un EU. Elle est vue du dessous. On constate que les saignées sont larges, car, pour économiser de la tôle, la vitesse choisie est faible. De plus, elles présentent une grande quantité de scories qui leur donnent ces formes si irrégulières. Enfin, les six plaques martyr qui soutenaient la tôle y sont restées soudées par le passage du plasma.

Cela complique la manutention car on ne peut pas simplement retirer la tôle, il faut forcer pour dégager les six plaques martyr d'un coup et ensuite les remplacer. Pour éviter ce problème, il est possible de surélever la tôle au moyens de cales dans les zones non découpées.

La manutention n'en reste pas moins pénible. Les dimensions choisies pour ces éprouvettes ($750 \times 500 \times 4$ mm pour 12 kg) résultent d'un compromis entre poids/encombrement et surface disponible pour la découpe. Elles restent malgré tout assez dures à manipuler. Les EU prennent donc beaucoup de temps. Voici leurs grandes étapes :



Notons que les étapes 3 et 4 sont celles qui se répètent le plus souvent, les étapes 2 et 5 un peu moins souvent et l'étape 1 est occasionnelle.

Ainsi, au-delà des 6 minutes incompressibles d'un cycle de découpe, l'ensemble des opérations pouvait prendre jusqu'à 25 minutes en moyenne par cycle.

Le nombre des essais d'usure a donc été contraint par leur important coût en temps.

Pour réduire cette contrainte, nous avons développé un banc d'usure, installé sur la table. Il remplaçait les tôles en tant qu'éprouvette, éliminant les étapes 1, 2 et 5. Un cycle prenait

alors jusqu'à 15 min en moyenne (dont 6 incompressibles) selon les mesures à réaliser. Ce banc, faisant office d'anode durable grâce à des rails en cuivre refroidis et subissant peu d'usure, est décrit dans la section suivante.

I.3) Banc d'usure

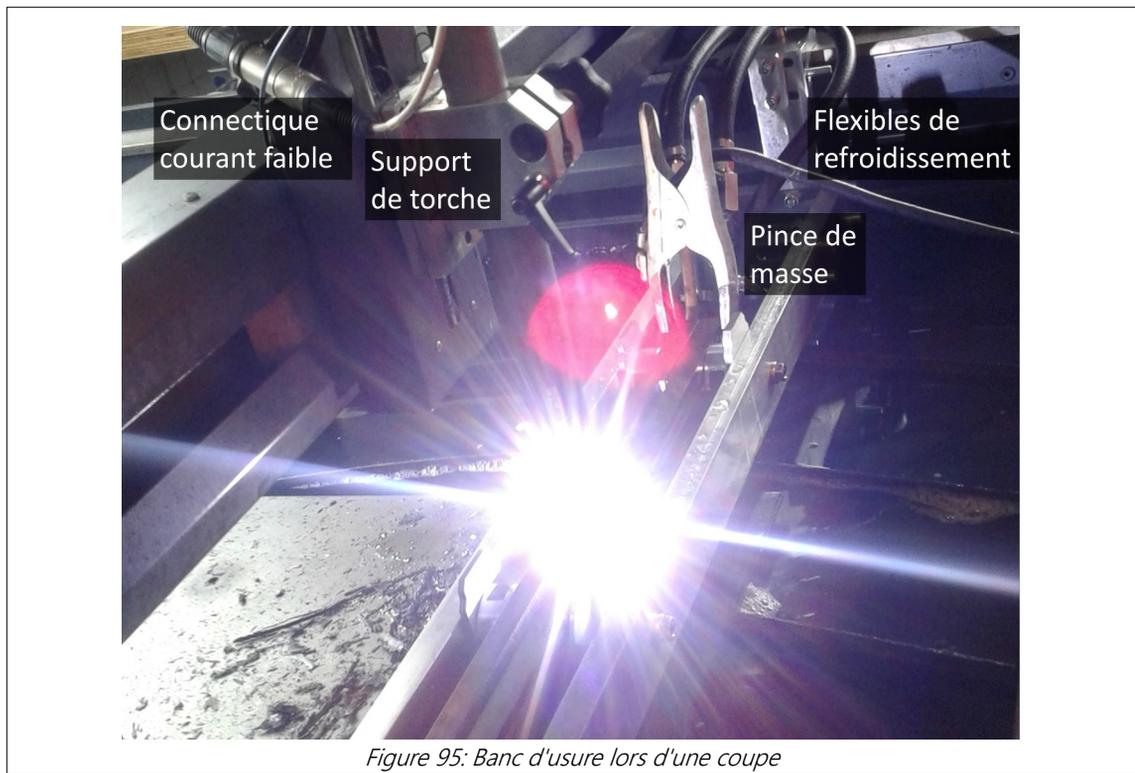
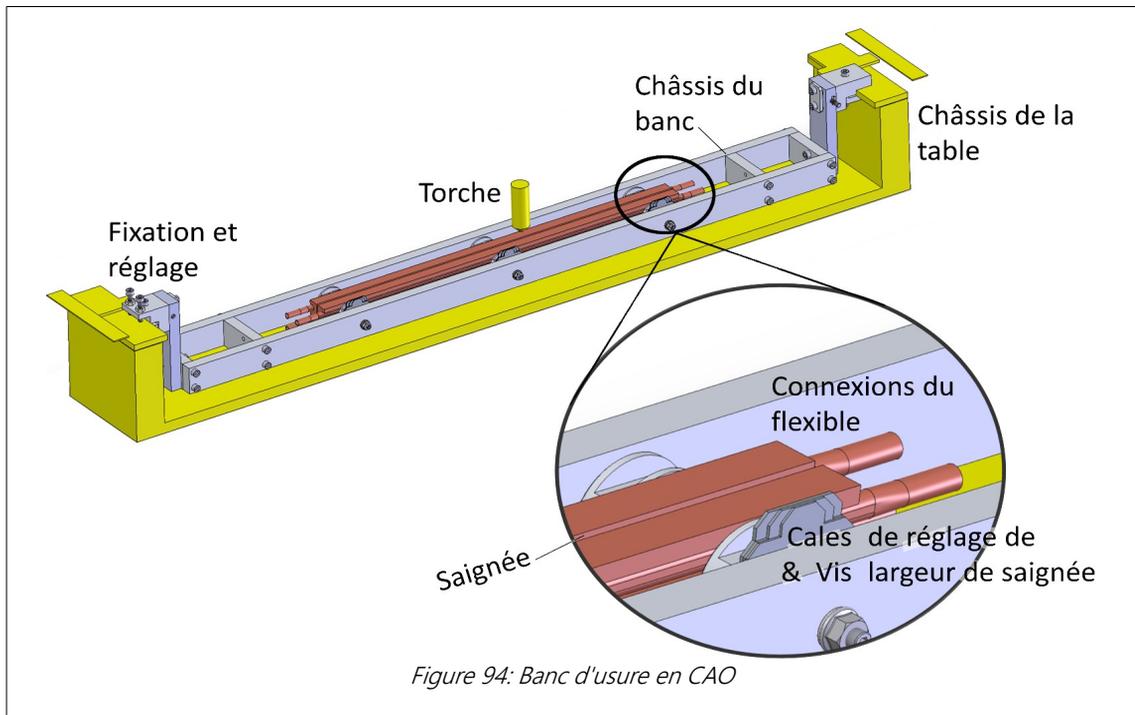
Le banc d'usure (Figures 94 et 95) est un prototype qui permet de maintenir le plasma allumée sans consommer de tôle. La torche y effectue des allers-retours linéaires au dessus d'une saignée. Malgré l'absence de coupe à proprement parler, nous utilisons quand même les termes "coupe" ou "découpe" pour désigner les essais sur banc.

Pour maintenir les torches allumées, Freton [20] et Girard [83] utilisaient une anode tournante. Nous avons préféré le banc d'usure car il s'adapte à la table et a donc été développé relativement simplement.

Il est constitué d'un châssis qui soutient deux rangées de rails de cuivre parallèles et séparées par

une saignée, dont la largeur est réglable à l'aide de cales. Les rails s'érodent lentement, élargissant la saignée. Lorsque celle-ci devient trop large (>5 mm) il faut alors la resserrer pour permettre au jet de plasma de rester allumé. Pour permettre le transfert de l'arc et donc le fonctionnement de la torche, les rails doivent être reliés à la pince de masse du générateur plasma.

Dans ces rails, des tubes de cuivre parcourus par un fluide caloporteur sont insérés fermement sur toute la longueur. Le fluide est acheminé jusqu'au banc par des flexibles et est refroidi par un système extérieur.



I.4) Mesures

Intéressons-nous maintenant aux grandeurs mesurées lors des essais d'usure et à la façon dont elles l'ont été.

I.4.1) Mesure de profondeur de cratère par comparateur

L'usure se manifeste par un cratère qui se creuse dans la tête de l'électrode au fur et à mesure de son utilisation.

Un comparateur à aiguille (Mitutoyo 2046S-09) monté sur support est l'outil le plus rapide et efficace que nous ayons trouvé pour obtenir des résultats sur la Profondeur de Cratère (PC). De plus, c'est le seul outil que nous pouvions mettre dans le laboratoire de soudage, juste à côté de la table. Les campagnes n'ayant nécessité que cette mesure ont donc été plus rapides.

Le dispositif est montré sur la Figure 96. Un diffuseur collé au support maintient l'électrode. Cela permet de toujours la placer à la même position. La référence est réglée à la surface de l'électrode neuve. A chaque essai, cette mesure est renouvelée et la distance indiquée par le comparateur est donc la PC. Je cherchais manuellement, en manipulant l'électrode, le point le plus profond. Le jeu entre l'électrode et le diffuseur permet cette recherche sur un disque de 2.6 mm de diamètre autour de l'axe des pièces. Le fond du cratère se situe toujours dans cette zone.

Le comparateur Mitutoyo 2046S-09 est gradué tous les 10 μm et sa précision annoncée est de $\pm 12\mu\text{m}$. Cela reste faible au regard des profondeurs mesurées (plusieurs centaines de μm). Ainsi nous ne représentons pas les barres d'erreurr sur les graphes de résultats.

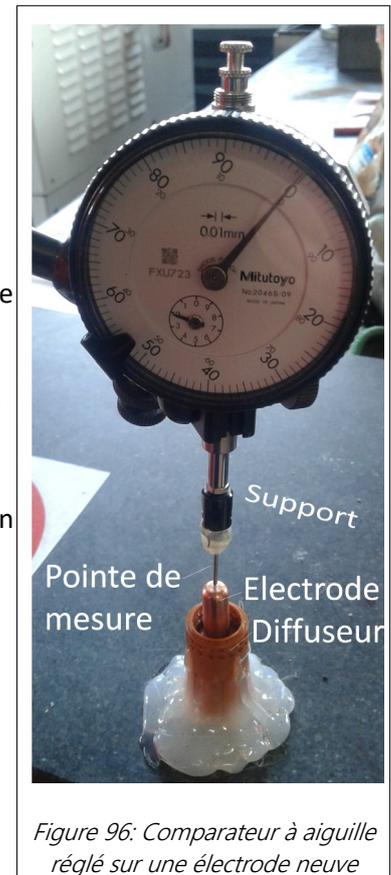
I.4.2) Autres mesures

Initialement, nous avons envisagé deux autres types de mesures pour quantifier l'usure : la pesée et la cartographie 3D au microscope. Voici comment nous procédions.

Pesées

Nous avons effectué des pesées uniquement en début de thèse, car les autres méthodes se sont avérées plus efficaces. Toutefois le pesage a confirmé la fiabilité des autres mesures. Le protocole est simple, les électrodes sont pesées neuves puis à chaque cycle.

La balance utilisée est celle de l'atelier de filerie de Gys, une Kern CFS300-3, précise au mg.



Cartographie 3D au microscope

Une large partie des mesures pour étudier l'usure a été effectuée à l'aide du microscope Keyence VHX-6000. J'ai principalement utilisé les zoom $\times 20$ et $\times 30$. En particulier, l'outil de cartographie en 3D a été très utile pour étudier le relief des cratères. Initialement, il a aussi permis de valider les mesures prises au comparateur à aiguille.

Ces relevés 3D et l'outil intégré du microscope permettent de quantifier la profondeur maximale du cratère et de mesurer son volume.

Comparaison des trois méthodes

Au cours de la campagne 2, j'ai effectué les pesées, les mesures de profondeur et les mesures de volume de cratère après chaque cycle de coupe. Dans cette campagne de découpe sur tôle, différentes durées de cycles ont été testées : 2, 4, 8, et 35 min. La Figure 97 montre les résultats sur un essai avec des cycles de 2 min de coupe. Les valeurs obtenues par les trois méthodes y sont rapportées : on constate qu'elles sont très similaires, presque proportionnelles. Notons le décalage en ordonnée de la profondeur (maximale) du cratère, indiquant une érosion très localisée durant les premières minutes de coupe.

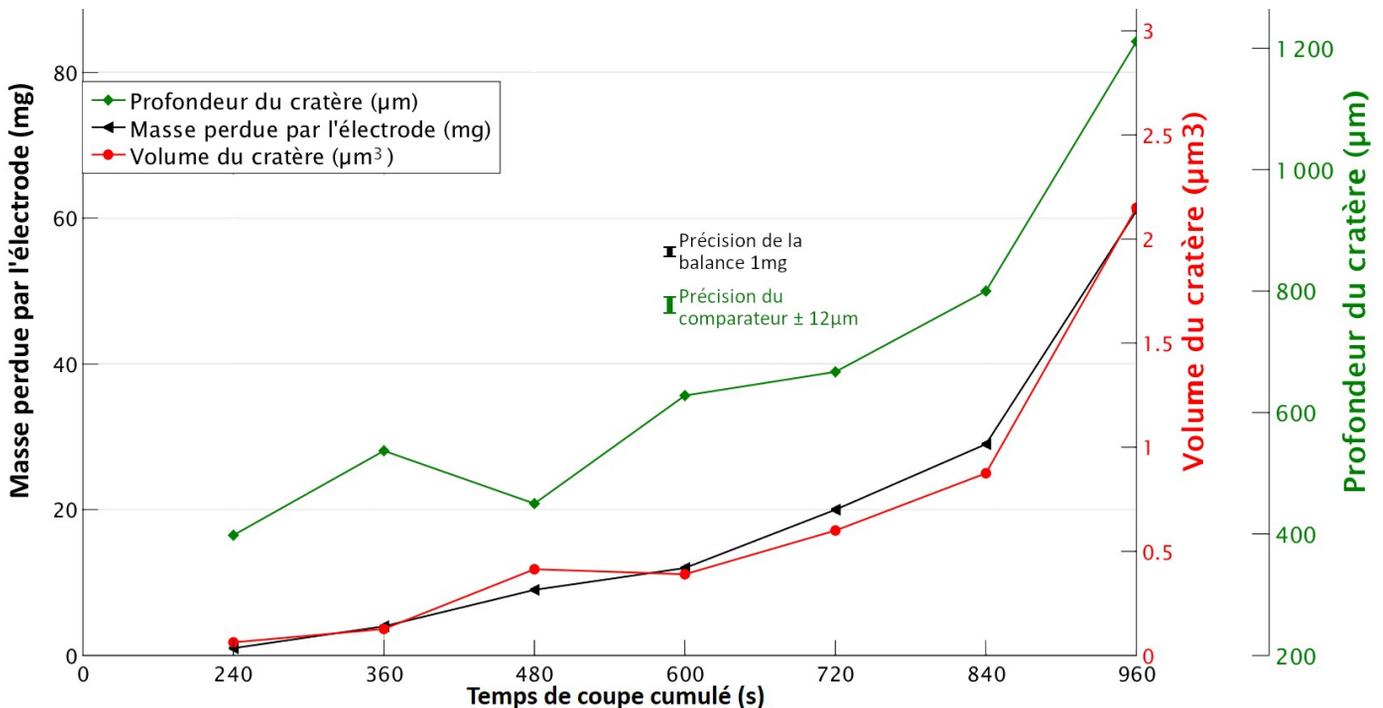


Figure 97: Résultats de mesure d'usure avec trois méthodes

Par ailleurs, sur cet exemple comme sur d'autres, nous avons constaté que la PC ne suivait pas une évolution monotone. Au fil des cycles, la tendance de la PC reste toutefois à la hausse. Les cycles de 6 min de découpe, comme nous les avons majoritairement adoptés dans nos études, permettent d'obtenir suffisamment de points de mesure pour éviter que ces regains ponctuels de PC n'entachent l'analyse de l'usure.

En conclusion, les trois méthodes se corroborant mutuellement, nous avons choisi la plus efficace pour évaluer l'usure : la mesure de PC par comparateur à aiguille. Par ailleurs, nous avons également chronométré le temps de coupe cumulé des électrodes neuves jusqu'à leur destruction . Cette ultime étape de la vie des électrodes est décrite dans la prochaine section.

Note :

Concernant les électrodes, on parle indifféremment de durée de vie, d'endurance ou de longévité.

II) Destruction de l'électrode

La cathode s'use progressivement au cours de l'utilisation mais la torche continue de fonctionner. Lorsque l'électrode arrive en fin de vie, elle est détruite (Figure 13 du chapitre 1) et ne peut plus fonctionner.

II.1) Phénomènes lors de la destruction

La destruction s'accompagne d'une série de claquements secs très bruyants. Des flashes de lumière verte apparaissent (Figure 98), dus à la grande quantité de cuivre ablaté qui ensemece alors le plasma. Cela dure au maximum quelques secondes puis le plasma s'éteint et l'électrode est définitivement hors d'usage.



Figure 98: Images de la découpe lors de la destruction à 100ms d'intervalle

Ce phénomène sonore et visuel s'accompagne aussi de perturbations électriques comme en témoigne l'oscillogramme de courant et de tension d'arc (Figure 99). Le poste que nous utilisons dispose de sécurités qui déconnectent le secondaire si la tension d'arc s'élève ou diminue anormalement, ou si le courant diminue anormalement. On pourrait aussi imaginer détecter les perturbations sur le courant et la tension.

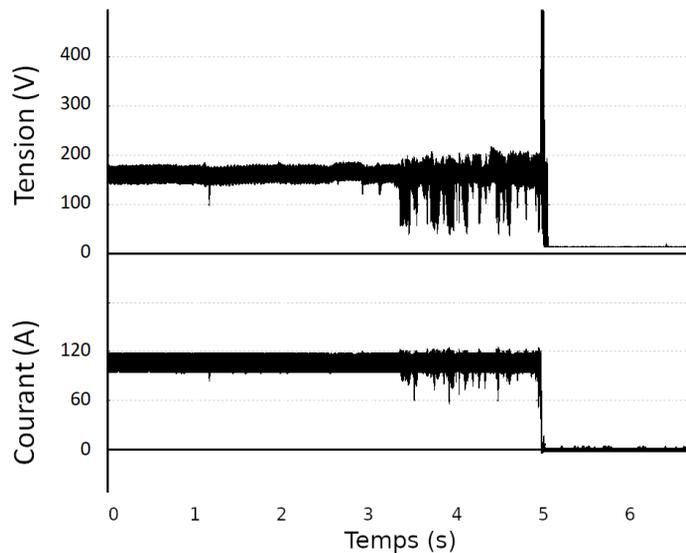


Figure 99: Tension et courant lors de la destruction de l'électrode

Discussion sur les mécanismes de destruction, limage

Nous postulons que la destruction survient lorsque le cratère, trop profond ou trop asymétrique, ne permet pas de conserver une répartition axisymétrique du flux de masse à l'interface métal-plasma. Il en résulterait une perturbation de la constriction et donc une concentration de la densité de courant (section I.1.2, "le diffuseur", dans le chapitre 2) qui engendrerait une vaporisation importante de cuivre et/ou de hafnium. Cela créerait une succession de sauts de pied d'arc et aboutirait à la destruction de l'électrode en quelques secondes.

Pour confirmer le rôle de la PC dans la destruction, une brève campagne d'usure sur banc a été menée suivant ces étapes :

1. 40 minutes de coupe.
2. L'électrode a été limée (Figure 100) de sorte qu'elle était plus courte mais que l'insert était de nouveau plat et à fleur de la surface.
3. 40 minutes supplémentaires de coupe.
4. Second limage.
5. 35 minutes de coupe supplémentaires qui ont entraîné la destruction.

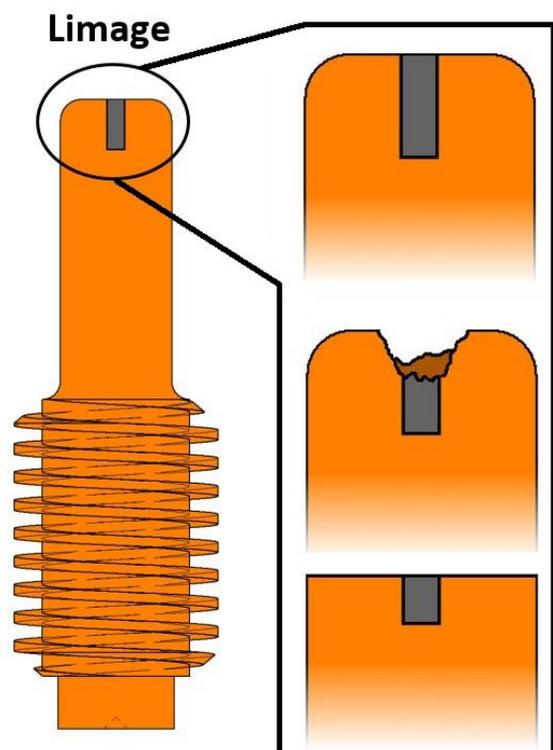


Figure 100: Schéma du limage

Cela représente au total une endurance de 115 minutes, largement au dessus, nous le verrons, de l'endurance constatée au cours des différents EU. Cela va donc dans le sens de l'hypothèse selon laquelle c'est la profondeur du cratère (par rapport à la surface) qui provoque la destruction. Cette hypothèse est étayée par une étude numérique présentée dans le chapitre 5 III.3).

II.2) Dommages collatéraux et précurseurs de la destruction

Il peut être intéressant de détecter la fin de vie des électrodes avant qu'elle ne se produise. En effet, dans certains cas, notamment en cas de défaillance de la protection électrique du poste, la destruction de la cathode peut endommager d'autres pièces, comme la tuyère, voire d'autres consommables et aller jusqu'à détruire la tête de torche.

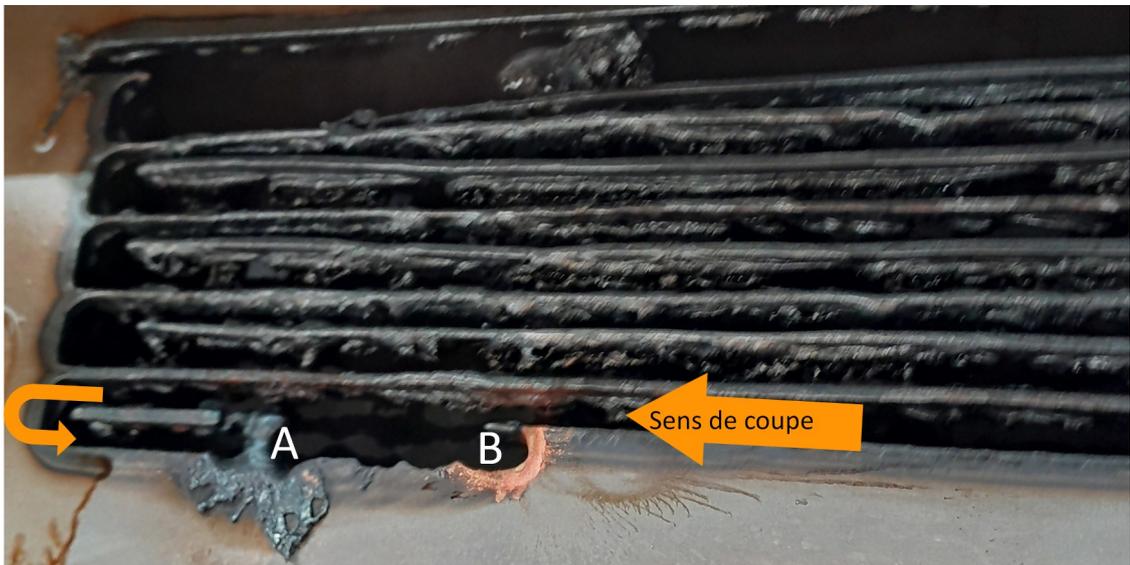


Figure 101: Tôle maculée par du cuivre lors de la destruction

La pièce découpée au moment de la destruction peut également être endommagée.

La Figure 101 présente une tôle d'EU au cours duquel l'électrode a été détruite. Sur les derniers cm, alors que l'électrode était en phase de destruction, la saignée est très irrégulière.

Autour du point A, une grande quantité de cuivre (noirci en surface par les oxydes cuivriques) a été projetée et soudée sur le bord droit et a même rebouché la saignée. Au point B, du cuivre s'est également soudé à la tôle (il n'est pas noirci car le plasma s'est éteint lors de son dépôt).

Cela peut avoir des conséquences particulièrement coûteuses sur des petites séries et/ou grosses pièces nécessitant un long temps de coupe et un bon état de surface.

Ainsi, il peut être préférable de détecter la destruction avant qu'elle ne survienne. Nous le verrons, la durée de coupe cumulée est très variable donc on ne peut pas simplement chronométrer pour déterminer quand l'électrode va exploser.

Toutefois, quelques dizaines de secondes avant, un sifflement strident vient s'ajouter au bruyant souffle de la torche.

Pour finir sur ce point, au cours de nos différents essais, la PC s'est avérée être un indicateur fiable de l'imminence de la destruction. Dans l'intégralité de nos essais, nous n'avons jamais pu mesurer une PC supérieure à 1240 μm . On peut indiquer une profondeur de 1100 μm comme limite pour le changement d'électrode. Hypertherm, dans sa configuration équivalente, préconise 1600 μm [5] (la longueur totale des inserts est d'environ 3 mm).

Concluons en précisant que la mesure de PC nécessite l'extinction et le démontage de la torche.

La prochaine section s'intéresse à quantifier l'endurance des électrodes.

III) Impact des paramètres de coupe sur l'usure

Pour l'usure comme pour la qualité de coupe, nous souhaitons fournir des préconisations pratiques tout en améliorant nos connaissances sur les mécanismes physiques. Nous avons donc étudié l'impact de différents paramètres sur l'usure. En dépit de l'organisation de ce manuscrit, la thèse ne s'est pas déroulée de façon aussi segmentée. Des curiosités, parfois des coups de chance, ont orienté les recherches. Ainsi, l'étude sur la forme des cratères

présentée dans la section IV a fait suite à des observations de routine, que nous avons voulu approfondir.

III.1) Dispersion, effet du courant

Nous avons constaté, lors des EU menés à paramètres identiques, une dispersion significative des grandeurs mesurées. Elle concerne autant la PC que la durée de vie des électrodes (Tableau 41 dans la prochaine section). Ignorant ce phénomène, j'avais effectué la campagne 1 en n'utilisant qu'un jeu de consommables par paramètre étudié. Ces résultats ne sont donc pas valables et donc non présentés. Cette campagne n'a toutefois pas été inutile puisqu'elle a permis de roder le protocole d'EU.

Intéressons-nous à la dispersion sur la PC, grâce aux résultats de la campagne 3. nous en profiterons pour constater les effets évidents du courant, dont l'augmentation accentue l'usure.

La Figure 102 représente les profondeurs de cratères mesurées au cours de neuf essais à 105 A et de 4 essais à 75 A réalisés pendant la campagne 3. Les PC ont été mesurées toutes les 6 min de coupe cumulées, jusqu'à 30 min. Les barres d'erreur autour des points moyens correspondent à l'écart-type sur l'ensemble des valeurs aux temps de coupe et courants considérés.

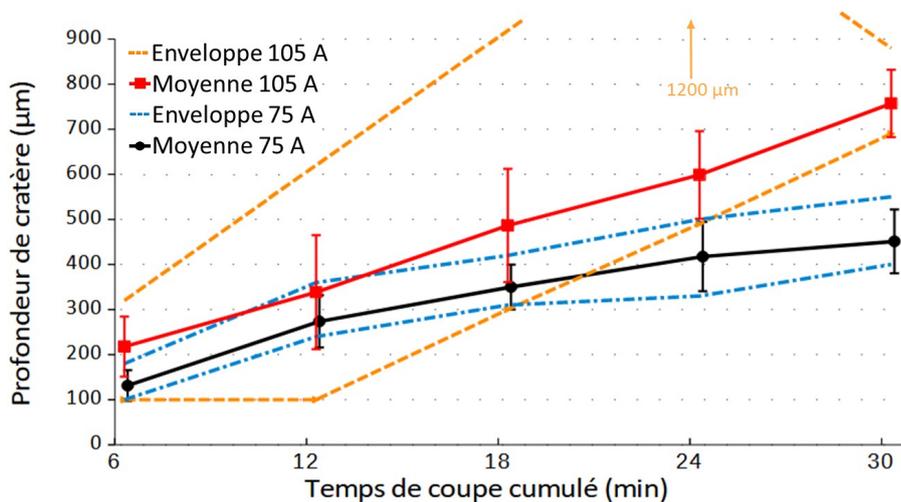


Figure 102: Profondeurs mesurées à 75 et 105A

Par ailleurs, à 105 A, l'enveloppe (encadrement par valeurs min et max à chaque point de mesure) étendue bien au delà de ces écarts-types, montre que certains essais peuvent atteindre des valeurs hors norme. Notamment, une électrode détruite en moins de 24 min présentait déjà une PC de 920 µm après seulement 18 min de coupe.

Concernant les essais à 75 A, de façon évidente, le creusement des cratères est moindre. Il est aussi intéressant de noter que les PC sont plus resserrées. Peut-être que le bain de fusion au sommet de

l'électrode est moins étendu lorsque l'intensité est plus faible. Il en résulterait un volume inférieur de cuivre et de hafnium liquides, réduisant la variété des configurations possibles lors de leur solidification.

Au delà des PC, la durée de vie des électrodes est aussi sujette à de la dispersion. Cela est montré dans la section suivante, conjointement à l'étude de l'effet de la tension.

III.2) Effet de la tension

La tension d'arc est fonction de nombreux paramètres listés dans le Tableau 41, élaboré avec les résultats d'essais filmés en imagerie rapide (chapitre 2 IV).

Paramètre	Domaine considéré	Tension en fonction du paramètre	Amplitude de variation associée au paramètre (V)
Hauteur de torche (mm)	1.7 à 4.7	Croissante	17
Pression (bar)	4 à 6	Croissante	16
Vitesse de coupe (mm/min)	900 à 1300	Non monotone	6
Courant d'arc (A)	85 à 105	Non monotone	2

Tableau 41: Effets des paramètres de coupe sur la tension

Selon l'épaisseur de pièce et la qualité désirée, ces paramètres sont amenés à changer. Pratiquement, dans les tables de paramètres proposés par les constructeurs, différentes valeurs de tension sont préconisées. Cela peut-il impacter l'usure des électrodes ? Nous avons découvert que non.

La question de l'impact de la tension sur l'usure s'est posée lorsque j'ai constaté qu'il était impossible de réguler la tension sur le banc d'usure. Dans les zones à vitesse de torche établie, sur tôle, la tension n'oscille que de ± 2 V autour de la consigne.

Toutefois, avec le banc d'usure, les valeurs de tensions oscillent de 200 à 230 V, alors même que la consigne est typiquement de 160 V. Même en désactivant la régulation de tension et en fixant la hauteur de torche, la tension oscille d'environ ± 15 V. Cela est dû à la grande largeur de saignée du banc d'usure. En effet, lorsqu'on resserre les rails (Figure 94) (ou lorsqu'on coupe de la tôle), la tension est beaucoup plus stable. En revanche après quelques minutes, le jet de plasma a partiellement consommé

les rails et donc élargi la saignée. L'accroche du pied d'arc est alors plus difficile et instable, d'où les variations de tension.

Nous nous sommes demandés si cette oscillation de tension, qui plus est à des valeurs élevées (les maxima préconisés dans les abaques sont de 180 V) pouvait biaiser les résultats sur l'endurance et les marqueurs de l'usure.

Les résultats présentés ci-après s'appuient donc sur la campagne 6 (Tableau 40), au cours de laquelle j'ai utilisé des tôles comme éprouvettes.

Pour cette étude comparative de tension, les électrodes ont été utilisées jusqu'à leur destruction. Des électrodes TopArc (TA) et HypertTherm (HT) ont été utilisées. Deux niveaux de tension, régulés par la table de découpe ont été testés : 160 et 220 V. Du reste, nous avons utilisé les paramètres de découpe standards décrits dans la section I.2).

Les durées de vie des électrodes en résultant sont données dans le Tableau 42.

Durées de vie (min)	TopArc		Hypertherm	
	160 V	220 V	160 V	220 V
Essai				
1	57.6	35	50.5	50.3
2	36	46.5	53	49.5
3	45.55	88	41	43.5
4	72	-	57	54
5	-	-	45	65
Moyenne	52.8	56.5	49.3	52.5
Moyenne sur les deux tensions	54.4		50.9	
Ecart-type	15.6	27.9	6.8	4.4
Ecart-type sur les deux tensions	19.6		7	
Amplitude	88-36 = 52		41 - 65 = 24	

Tableau 42: Résultats comparatifs sur la durée de vie de l'influence de la tension pour les deux modèles d'électrode

Les électrodes TopArc présentent beaucoup de dispersion (ceci est l'objet de discussions dans la section IV.3). Il est donc difficile de tirer des conclusions sur leurs performances. Intéressons-nous donc à celles d'Hypertherm.

Les durées de vie moyennes, pour les deux tensions, sont extrêmement proches. La tension n'a donc pas d'impact sur la durée de vie des électrodes. Les EU menés sur le banc d'usure restent donc valides malgré les oscillations de tension. De plus, cela signifie que couper des pièces épaisses, nécessitant, d'après les abaques des industriels, de plus fortes tensions, n'endommage pas davantage les cathodes.

III.3) Effet de la forme de l'électrode

Au cours de la campagne 4, Hocine Takilt (Gys) a testé les prototypes d'électrodes, déjà présentés dans la section III.2.4 du chapitre 3. Pour rappel, ceux-ci ne sont pas pourvus, comme les électrodes standard, d'hélice à l'arrière mais de diverses formes. Le protocole diffère quelque peu de celui décrit dans la section I, et à ce titre cette campagne est présentée hors synthèse des 5 autres. Voici les éléments principaux du protocole :

Le champ moyen dans la colonne est d'environ 10 V/mm si bien que dans notre configuration standard, la longueur d'arc est de ~12 mm à 160 V et de ~18 mm à 220 V. Or, malgré cette augmentation de taille et de puissance électrique (proportionnelle à la tension puisque le courant est égal dans les deux cas) d'arc, l'usure n'est pas plus forte avec un arc à 220 V. L'usure semble donc due à des phénomènes locaux à la cathode, indépendamment de la taille de l'arc.

Abordons désormais l'ultime étude paramétrique.

- Utilisation du banc d'usure
- Cycles de coupe : 20 s de coupe + 4 s de refroidissement
- 20 cycles de coupe entre chaque mesure
- Courant : 105 A
- Pression : 5 bar

Les résultats sont consignés dans le Tableau 43. Il s'agit du moyennage des résultats obtenus, chaque prototype d'électrode ayant été testé en trois exemplaires jusqu'à la destruction. Les températures maximales sont mesurées à l'aide d'une pastille *thermindex* (chapitre 2 III.2.1) placée au milieu du corps de l'électrode.

Modèle	Originale	Proto 1	2	3	4
Photo					
Température mesurée (°C)	171	160	177	171	160
Débit total (NL/min)	300	335	335	360	320
Débit rétroinjecté (NL/min)	110	140	180	140	120
Distance coupée (m)	168	105	137	129	90

Tableau 43: Résultats de la campagne 4 avec électrodes modifiées

L'électrode originale est de loin la plus endurante. Aucune corrélation ne semble ressortir entre les températures ou débits constatés et l'endurance des électrodes. Toutefois, l'information des températures relevées est à considérer avec précaution. En effet, dans cette campagne, les cycles de coupes détaillés ci-avant ne permettraient vraisemblablement pas aux électrodes d'atteindre leur température d'équilibre (chapitre 2 Caractérisation thermique). Leur capacité thermique, dépendante du volume de cuivre et donc variant d'un prototype à l'autre, doit donc impacter les profils de températures.

Reste l'écoulement. Peut-être la configuration d'origine, avec l'hélice complète, est la plus efficace. On sait que le sens de cette hélice impacte le jet de plasma : elle détermine le côté de formation d'un bourrelet latéral sur une tôle épaisse (chapitre 3 Figure 82). Elle a donc probablement un impact sur l'écoulement aux abords de la tête de l'électrode, si bien qu'elle reste la meilleure option en terme d'endurance face aux prototypes qui en sont dépourvus. Nous n'avons pas fait d'EU en utilisant des hélices à pas inversés.

IV) Mécanismes de l'usure

L'importante dispersion des résultats, tant sur la PC que sur l'endurance rend délicates, sinon vaines, d'autres études paramétriques. Je me suis donc intéressé plus avant aux mécanismes de l'usure.

IV.1) Formes de cratère

L'observation des cratères a occupé une partie importante de mes recherches sur l'usure.

Intéressons-nous à l'aspect des cratères, en nous appuyant sur la Figure 103, photographiée sur une électrode ayant effectué cinq cycles de 6 min de coupe.

La matière brillante au centre, est l'hafnium de l'insert. Il arrive parfois qu'elle déborde sur le cuivre

(on parle de bourrelet), comme ici, à gauche du centre.

Le cuivre peut noircir du fait des fortes températures qu'il atteint, formant des oxydes cuivriques, mais il garde un aspect granuleux et mat qui permet de le distinguer de l'hafnium. Notons que le cratère se creuse dans les deux matériaux.

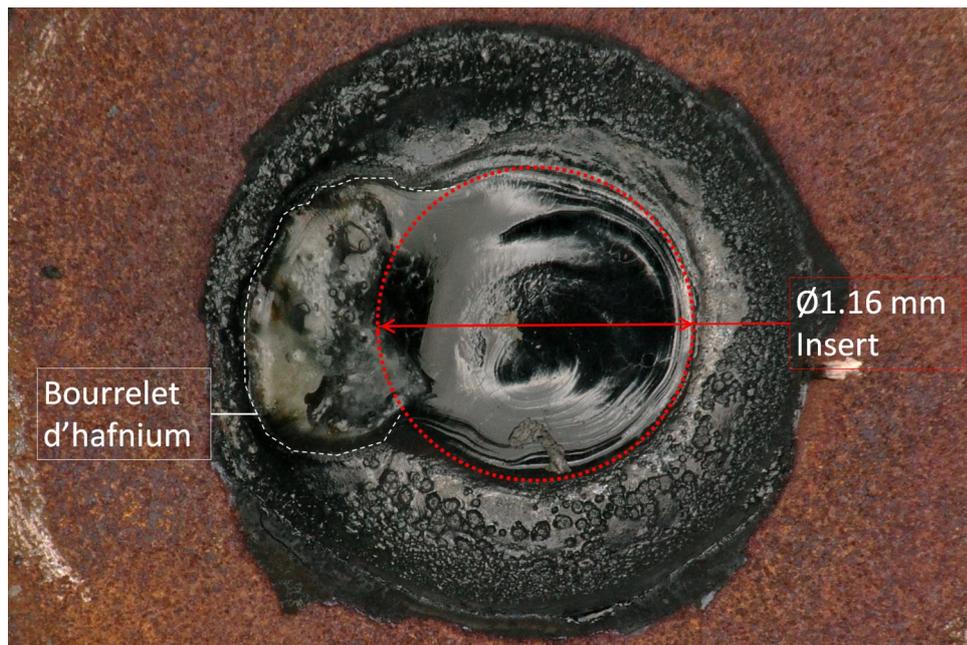


Figure 103: Cratère après 30 min de coupe cumulées, en couleurs réelles, zoom $\times 30$
Tirets rouge : Limites initiales de l'insert d'hafnium
Tirets blancs : Limite du bourrelet d'hafnium

Types de cratères

Au cours des différents EU, les observations au microscope, en 3D notamment, ont mis en évidence une grande variété de formes de cratères. Nous les avons classées en différents types représentés sur la Figure 104 et décrits dans le Tableau 44.

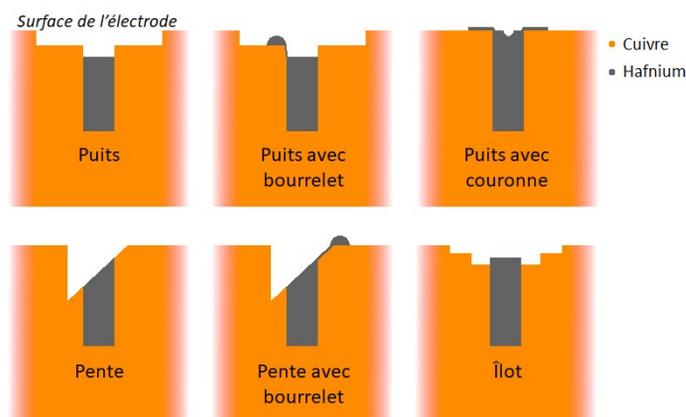


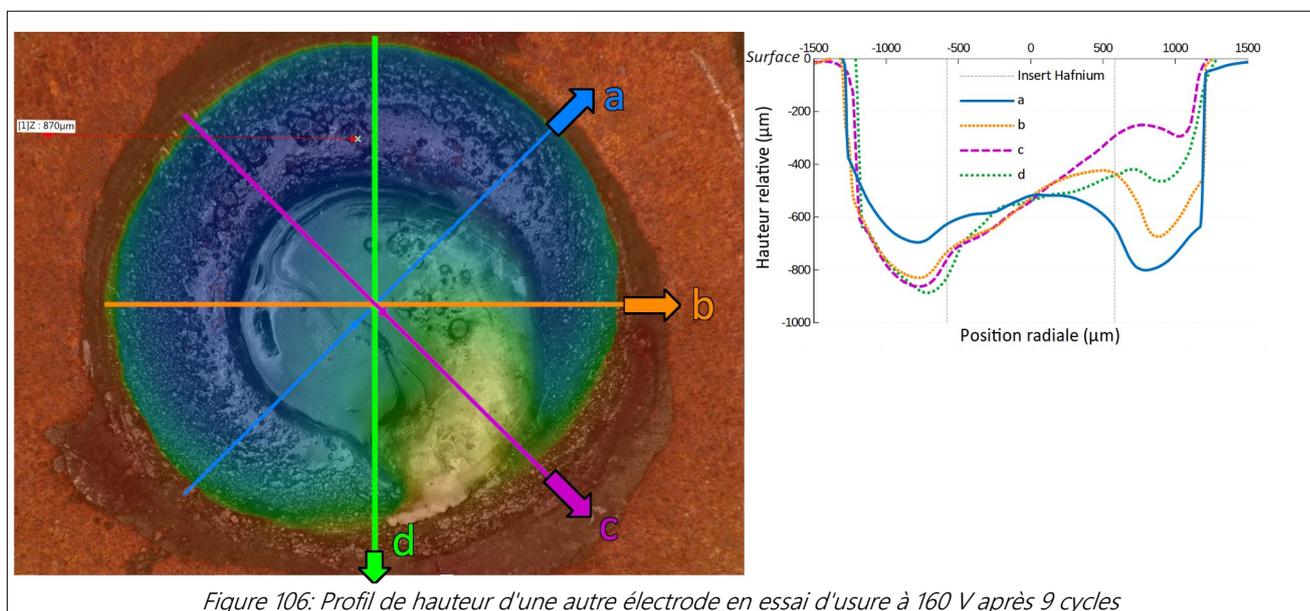
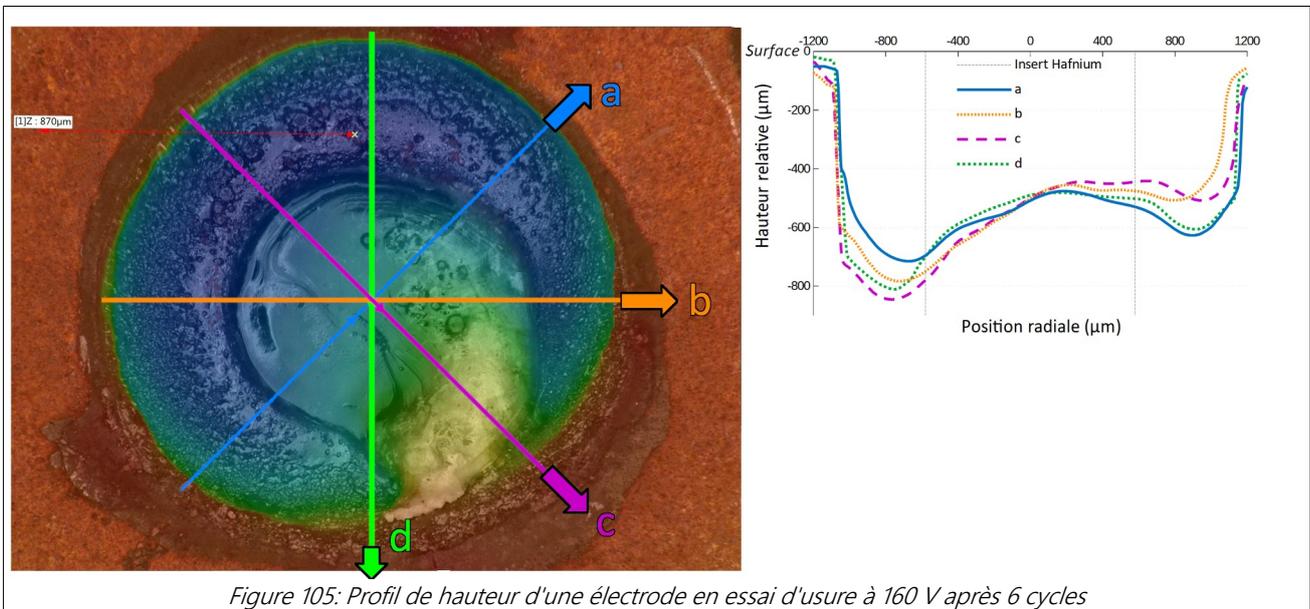
Figure 104: Schéma des différents types de cratères observés

Type	Description	Exemple
Puits	L'hafnium est creusé plus profondément que le cuivre. La transition entre l'hafnium et le cuivre peut être plus ou moins abrupte.	-
Puits avec bourrelet	Comme le précédent mais un bourrelet d'hafnium, souvent sur un arc de cercle incomplet, recouvre aussi une partie du cuivre.	Figure 107 étape 3
Puits avec couronne	Seul l'hafnium est entamé, en son centre. De plus, il recouvre (souvent de façon axisymétrique) une partie du cuivre qui, en dessous, reste intact.	Figure 108 étape 2
Pente	Indépendamment de la matière, le sommet de l'électrode est creusé de façon asymétrique et une pente plane se dessine du niveau original de l'électrode à la ligne la plus profonde	Figure 108 étape 6
Pente avec bourrelet	Comme le précédent, mais du hafnium recouvre aussi une partie de l'électrode dans la partie haute de la pente.	Figure 109 étape 5 ou 6
Îlot	L'hafnium est creusé mais le cuivre le plus central l'est plus profondément encore.	-

Tableau 44: Description des de différents types de cratères observés

Notons que, malgré la vue schématique en coupe et en 2D adoptée sur la Figure 104, les formes observées peuvent être plus ou moins symétriques, notamment les bourrelets.

Les Figures 105 et 106 montrent des profils de profondeurs pris le long de 4 directions sur deux exemples sur des électrodes TopArc au cours des essais d'usure à 160 V. Le cratère de la Figure 105 présente une configuration d'îlot avec une légère pente sur les directions **a**, **b**, **c**, et **d**. Sur la Figure 106, la pente est beaucoup plus marquée sur la direction **c** du fait du bourrelet d'hafnium. Par ailleurs, les bords du cratère sont très raides et circulaires dans les deux cas.



Malgré ces observations, il nous est impossible de déterminer ce qui entraîne la formation de tel ou tel type de cratère. En effet, ces différentes formes sont toutes le résultat de découpe avec les paramètres standards, et les variations que nous avons opérées sur ces paramètres n'ont pas amené à une formation préférentielle d'un type de cratère. De plus, un cratère peut changer de forme au cours de la vie de l'électrode.

Ces formes sont le résultat du figeage du bain de fusion à la pointe de la cathode, soumis de

nombreuses forces, lors de l'extinction du courant. De plus, des réactions chimiques opèrent, puisque des oxydes cuivriques et d'hafnium se forment. A notre niveau, nous considérons donc que le type de cratère relève de l'aléatoire. A défaut d'expliquer l'origine des formes, nous discutons dans la prochaine section de leur lien avec la durée de vie des électrodes.

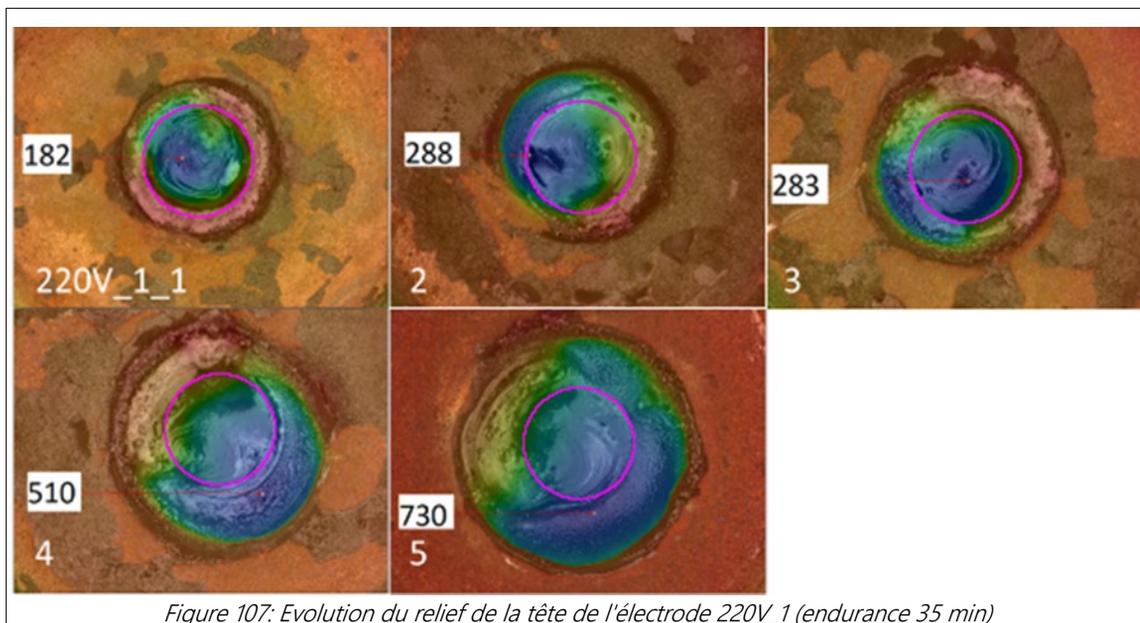
IV.2) Lien entre forme de cratère et endurance

Nous avons utilisé l'outil de cartographie 3D pour obtenir les Figures 107, 108 et 109, prises après chaque cycle de 6 minutes de coupe lors des essais à 220 V avec électrodes TopArc de la campagne 6 dont les résultats sont rapportés dans le Tableau 42 de la section III.2 :

- Figure 107 : Tous les clichés de 220V_1 (la 1^{ère} série sous 220 V)
- Figure 108 : Tous les clichés de 220V_2.
- Figure 109 : Les 7 premiers clichés de 220V_3 (les derniers cycles de cette série n'ont pas donné suite à une cartographie 3D car le temps de manipulation était limité).

Il s'agit d'images aux couleurs composées d'une addition : une partie de la couleur reflète le véritable aspect (Figure 103) et une autre est une échelle arc en ciel relative à la profondeur. Le rouge correspond aux éléments en surface et le bleu aux plus grandes profondeurs.

Le chiffre en noir encadré de blanc est la profondeur maximale de cratère, en μm . Le cercle magenta indique la position de l'insert. Les chiffres en blanc sont la référence de l'essai.



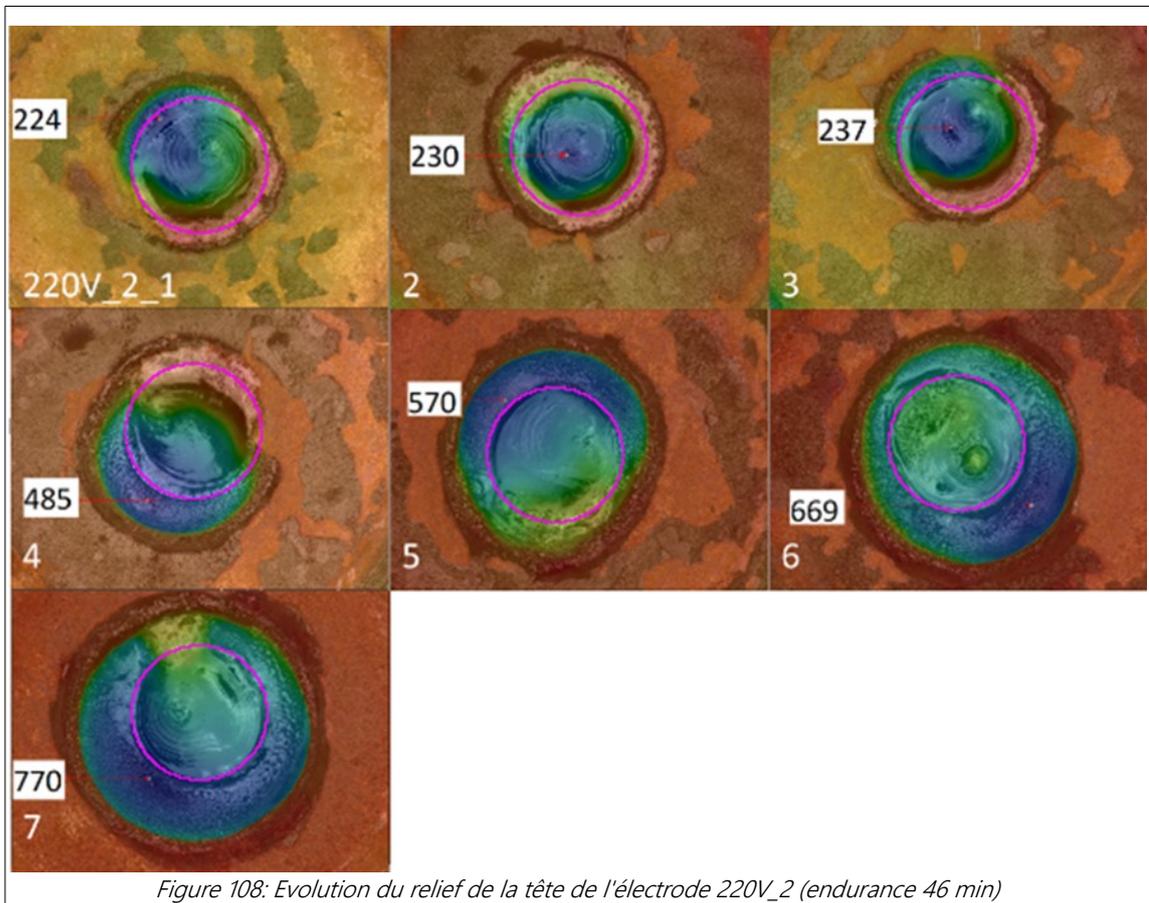


Figure 108: Evolution du relief de la tête de l'électrode 220V_2 (endurance 46 min)

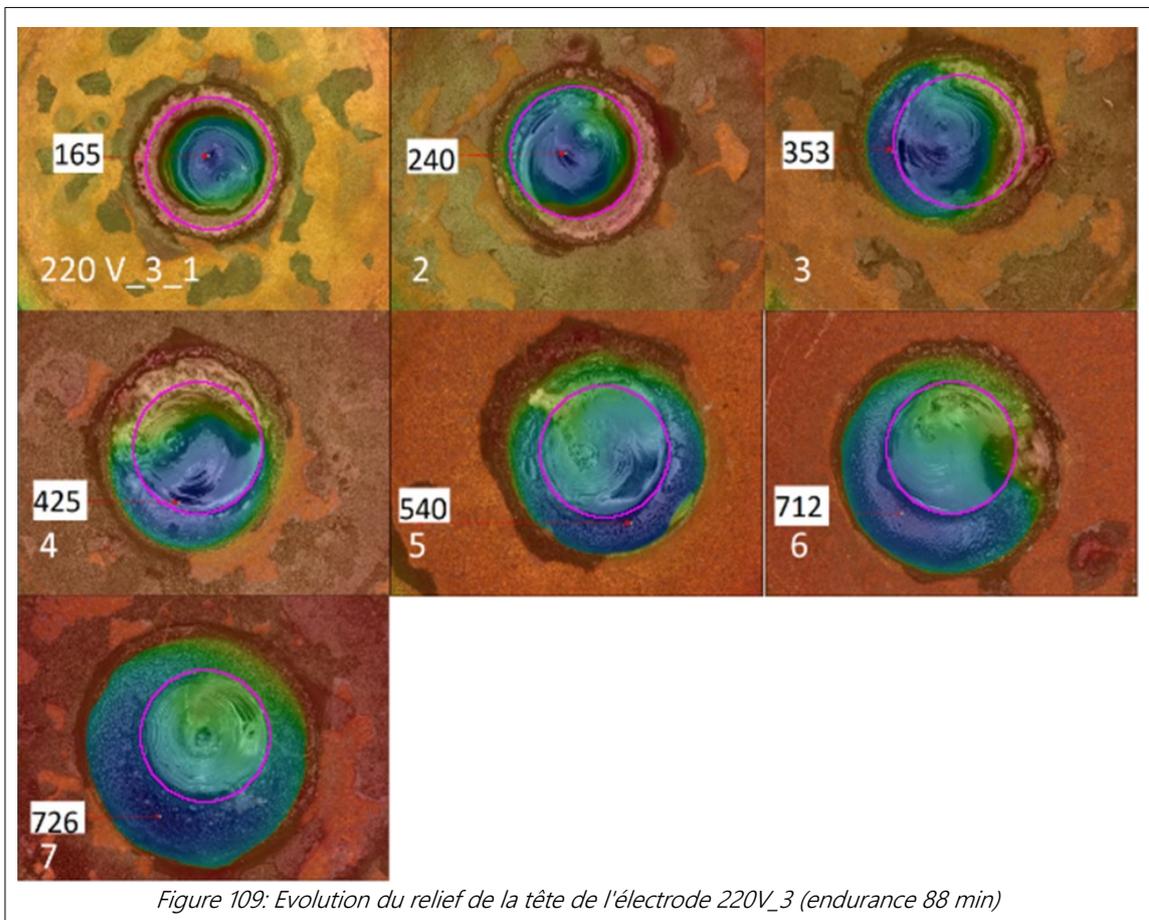
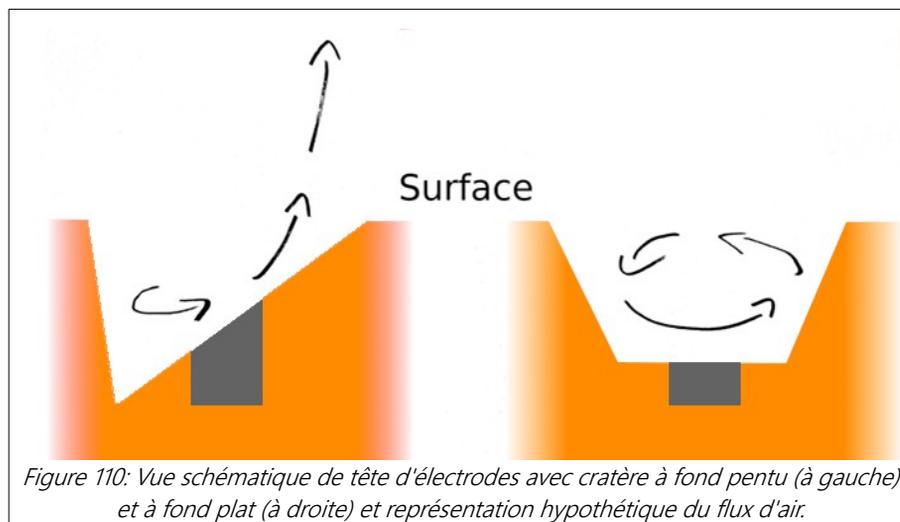


Figure 109: Evolution du relief de la tête de l'électrode 220V_3 (endurance 88 min)

Dans le premier cas (Figure 107), le cratère devient fortement asymétrique et son fond revêt une pente marquée, ce qui semble être propice à une destruction prématurée (endurance 35 min).

A l'inverse, pour 220V_3 (Figure 109), le fond du cratère prend une forme plus plate (passage des étapes 4 à 7) et présente une durée de vie élevée (88 min). 220V_2 (Figure 103) est un intermédiaire : le cratère est plutôt plat à l'étape 5 et encore davantage à la 6, mais une asymétrie ressurgit à l'étape 7. Cet essai a conduit à une durée de vie moyenne (46 min).

On peut donc suggérer que des cratères à fonds plus plats (puits ou îlots) sont propices à une durée de vie plus longue, alors que des cratères avec une pente marquée entraînent des destructions prématurées. L'hypothèse est que, lorsque le fond de cratère présente une pente, l'injection d'air en vortex provoque une importante asymétrie dans la densité de flux de masse du plasma comme schématisé sur la Figure 110.



Le côté présentant le moins de flux de masse, et dépourvu de la centrifugation du vortex, verrait alors sa densité de courant augmenter anormalement sur le rayon extérieur, proche du cuivre. Ces fortes densités de courant appliquées au cuivre en provoqueraient l'évaporation rapide. Les soubresauts observés lors de la destruction de l'électrode trouveraient alors leur origine dans les sauts de pieds d'arc dus à l'évaporation de la cathode. Une fois que trop de cuivre a été ablaté, le pied d'arc saute à une autre position sur l'électrode, mais toujours avec une densité de courant très élevée, menant à la destruction en quelques secondes. Ces sauts de pied d'arc expliqueraient les

grandes variations de tension précédant la destruction

(Figure 99) : La forte densité de courant au pied d'arc chauffe fortement le plasma et l'ensemence en vapeurs de cuivre, la conductivité locale s'élève plus rapidement (comparativement à la boucle de régulation de courant du générateur) et la tension diminue. En revanche, le cuivre s'érode intensément et le site du pied d'arc devient moins favorable à son accroche, jusqu'à ce qu'il saute sur un nouveau site. La conductivité locale dans le plasma sur le nouveau site est initialement moins élevée (car il est plus froid) : la tension remonte.

A l'inverse, dans les cratères à fonds plats, le vortex peut circuler et concentrer le courant plus longtemps sur l'hafnium.

Ces hypothèses n'ont pas pu être confrontées à davantage d'observations.

Toutefois, nous avons aussi mené une série d'observations sur une électrode HT, référence qui, rappelons-le, présente des durées de vie beaucoup moins dispersées (Tableau 42). La prochaine section se propose d'expliquer pourquoi.

IV.3) Influence du diamètre d'insert

Au cours de la campagne 6, nous avons utilisé des électrodes TopArc (TA) et HyperTherm (HT). La différence principale entre ces deux références est le diamètre de l'insert en hafnium (chapitre 2 section I.I.2) : 1.16 mm pour TA et 1.33 mm pour HT. La Figure 111 montre l'évolution du cratère de l'électrode HT 220V_6.

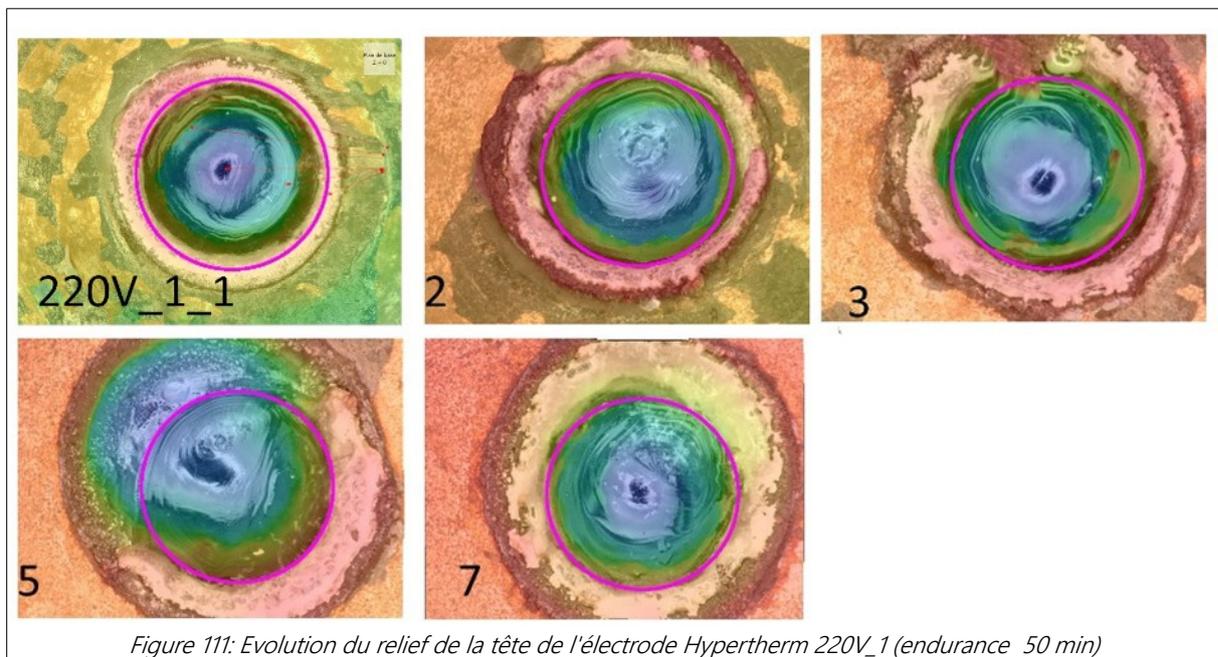


Figure 111: Evolution du relief de la tête de l'électrode Hypertherm 220V_1 (endurance 50 min)

Contrairement aux résultats sur les électrodes TA, une couronne occupant toute la circonférence du cratère est créée et se maintient pendant de nombreux cycles (configuration de puits avec couronne comme schématisé sur la Figure 104). L'aire recouverte par l'hafnium est supérieure au rayon initial de l'insert grâce à ces épanchements. Le cuivre est donc protégé et on constate que même à l'étape 7 (donc après $6 \times 7 = 42$ min de coupe cumulées), il ne s'est pas creusé même s'il a noirci du fait de la chaleur.

Discussion

Nous observons pour les électrodes TA, dans la section précédente, que des cratères plats accompagnaient les longévités les plus importantes. Ici, les électrodes à insert plus large semblent plus propices à créer une couronne d'hafnium qui recouvre et protège le cuivre. Alors pourquoi certaines électrodes TA présentent-elles des longévités si dispersées et parfois bien supérieures aux HT ?

Notre hypothèse est la suivante. Tout d'abord, lorsque le cratère, même à fond plat, devient trop profond, la circulation d'air (en vortex) ne peut plus s'effectuer correctement (Figure 110) autour du pied d'arc et cela engendre la destruction car les densités de courant deviennent ponctuellement très élevées et consomment l'électrode.

Ensuite, nous avons constaté que des configurations asymétriques peuvent se créer et disparaître (Figures 108 et 109) au cours de la vie de l'électrode TA à petit insert. Dès lors, on peut supposer que les électrodes à grande durée de vie sont celles qui ont

connu des cycles de changement de forme favorables et que dans leur cas, ils ont permis d'utiliser davantage la partie en cuivre, abaissant le niveau de la surface autour du cratère, et reproduisant d'une certaine façon l'effet de limage bénéfique à la longévité, évoqué dans la discussion en fin de section II.1). Pour rappel, en limant la tête d'une électrode entre deux longues séquences de coupe, nous avons réussi à porter sa durée de vie à 115 min, contre ~50 en moyenne sans limage.

A l'inverse, avec l'électrode HT dont l'insert est plus gros, une couronne d'hafnium se forme dès les premiers instants de la découpe et protège le cuivre en périphérie du cratère. Ainsi le creusement se fait principalement au centre, jusqu'à atteindre une profondeur critique. Cela épargne à l'électrode HT des durées de vie très courtes mais rend également impossibles les très grandes durées de vie que nous avons pu constater sur TA. En effet, les configurations favorables, où le cuivre périphérique est creusé et la profondeur relative du cratère réduite, sont rendues improbables par les épanchements d'hafnium provenant du gros insert HT et formant une couronne.

V) Synthèse du chapitre 4

L'érosion et, in fine, la destruction des électrodes est un phénomène inéluctable dans la découpe plasma. Elle s'accompagne de claquements sonores, de perturbations électriques et de flash lumineux avant l'extinction du plasma. Cela peut même endommager l'ouvrage.

Une fois détruite, il est alors nécessaire de changer au moins l'électrode, souvent la tuyère et parfois d'autres pièces de la torche, bien que les protections électriques implémentées dans les générateurs puissent réduire les dégâts. Prédire la destruction de l'électrode peut donc s'avérer intéressant. Cela est possible en écoutant le son de la torche ou en la démontant et en procédant à des mesures de profondeur de cratère.

Nous avons mené des essais d'usure pour observer et expliquer l'érosion de la cathode. Ces essais sont, par essence, longs car ils nécessitent de faire fonctionner la torche pendant des durées suffisantes pour entraîner l'usure. De plus, ils nécessitent des manutentions et les mesures que nous avons effectuées ne pouvaient se faire en fonctionnement. Il fallait arrêter la torche et la démonter pour effectuer les relevés. Nous avons considéré la profondeur de cratère et la durée de vie.

Nous ne nous sommes intéressés qu'à l'usure par le fonctionnement en continu et non par cyclage.

Le premier résultat est la très importante dispersion des profondeurs de cratères et des durées constatées avec l'électrode TopArc. Malgré cela, nous avons constaté l'efficacité du design original avec une hélice à l'arrière (comparés à des prototypes sans hélice), possiblement car elle favorise un écoulement bénéfique pour l'endurance. Ensuite, sans surprise, la durée de vie est d'autant plus grande que le courant de coupe est faible. Concernant l'effet de la tension, nous avons du utiliser des électrodes Hypertherm, aux performances beaucoup moins dispersées, pour statuer. Cet effet est négligeable.

Nous avons porté un intérêt particulier aux formes des cratères. Ils peuvent en revêtir de nombreuses, qui semblent être liées aux durées de vie constatées. Les cratères à fonds plats sont corrélés à des durées importantes, à l'inverse des cratères à fonds pentus. De plus, quelle que soit la forme du cratère, si son point le plus profond atteint une profondeur trop élevée ($\sim 1200 \mu\text{m}$ pour TA), l'électrode sera détruite. Ainsi, limer les électrodes en milieu de vie est un moyen d'en prolonger la durée.

Notre hypothèse est que la destruction se produit lorsque la circulation d'air (en vortex) est entravée par la profondeur du cratère ou perturbée par son asymétrie. Les densités de courant locales deviennent alors très importantes et entraînent la vaporisation ponctuelle de l'électrode, et subséquemment des sauts d'arcs qui reproduisent ce phénomène violent jusqu'à détruire l'électrode en quelques secondes.

Les électrodes HT, pourvues d'un insert plus gros, semblent propices à s'user en formant un puits avec couronne de hafnium, qui protège le cuivre. L'usure est donc plus centrale et cela conduit à des durées de vie moins dispersées que TA (mais comparables en moyenne).

Les mécanismes présidant à la formation des cratères nous restent inconnus. Nous n'expliquons pas pourquoi tel ou tel type de cratère se formera, car bien que l'essentiel de nos essais d'usure se soit fait à paramètres identiques, ils ont conduit à des formes de cratères et des durées variées pour les électrodes TA. Existe-t-il des paramètres dont nous n'avons pas conscience, ou bien la formation des cratères relève-t-elle intrinsèquement de phénomènes aléatoires ? En l'état, nous ne pouvons trancher.

Nous arrivons à la fin de la partie expérimentale de notre étude. Le prochain chapitre aborde un aspect complémentaire, le modèle numérique, qui nous a permis de pousser les prospections au delà de l'existant.

Chapitre 5 Modélisation numérique

En complément des observations et expériences décrites dans les chapitres précédents, nous avons développé un modèle numérique de la torche. Il permet de simuler son comportement physique et de quantifier des grandeurs inaccessibles à la mesure. Le modèle avait pour but de mieux comprendre le fonctionnement de la torche et de donner des éléments pour un dimensionnement. En effet, la torche AT-125 est une référence éprouvée sur le terrain (notamment par tous les essais décrits dans les chapitres 3 et 4) nous donc avons utilisé le modèle pour calculer quelles étaient les grandeurs physiques associées à ses bonnes performances.

Nous pouvons calculer des grandeurs scalaires ou vectorielles, en un point ou sur une zone voulus, et effectuer des opérations sur ces grandeurs (Tableau 45). Par exemple, la Figure 111 montre un champ de température simulé par le modèle, en miroir avec la maquette de la torche qu'il représente. Dans nos simulations l'électrode est séparée de la tuyère d'1 mm pour les raisons expliquées dans le chapitre 2 I.4.1 "Rétractation de l'électrode".

Champs vectoriels	Champs scalaires	Calculs sur les grandeurs
Vitesse fluide	Température	Intégrale sur une surface
Densité de courant	Norme ou composante d'un champ vectoriel	Profil le long d'une ligne
Forces de Laplace	Potentiel électrique	Minimum, maximum, moyenne
Champs électrique et magnétique	Pression	Somme, différence, produit, quotient...
	Conductivité thermique, densité et autres propriétés	
	Effet Joule	

Tableau 45: Principales grandeurs accessibles par le modèle et principaux calculs sur ces grandeurs utilisés dans la thèse

Dans ce chapitre, nous donnons tout d'abord les bases du modèle et les hypothèses simplificatrices retenues. Celles-ci entraînent des faiblesses ou des angles morts que nous décrivons également.

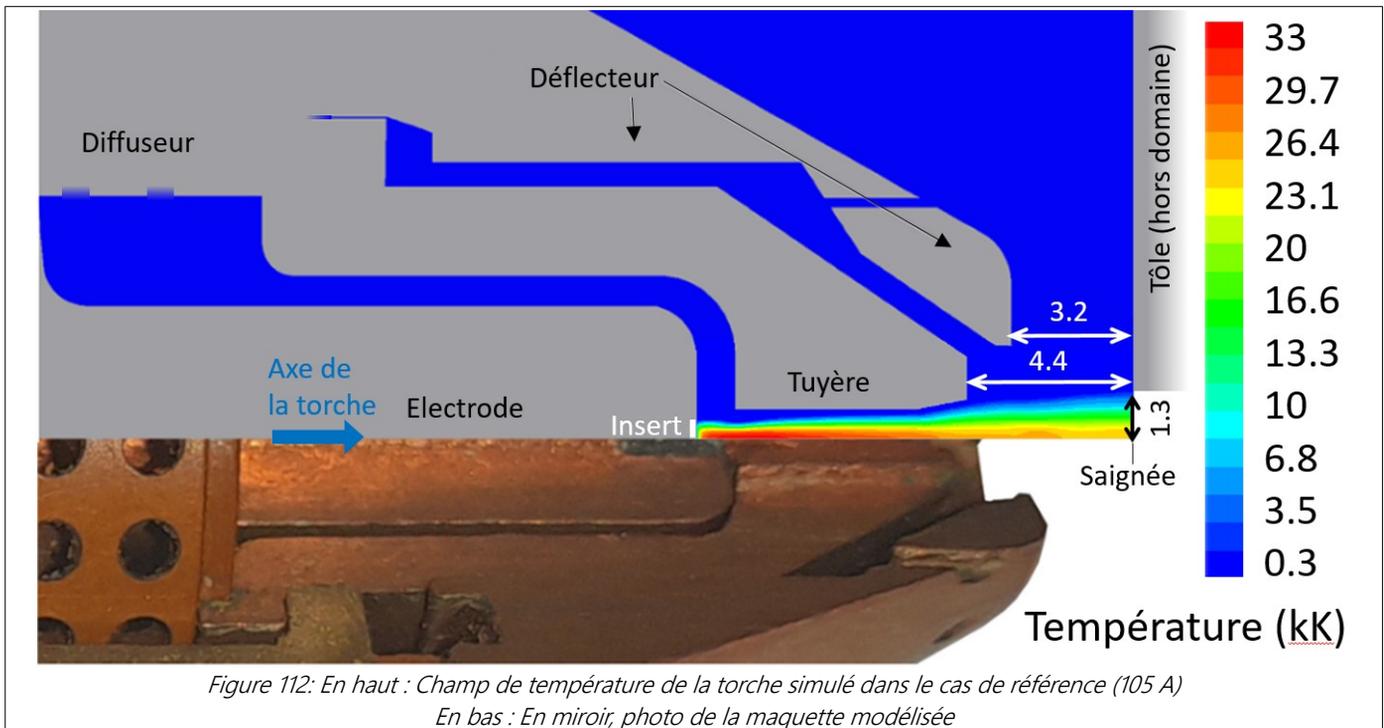
Ensuite, nous expliquons comment nous avons établi puis calibré le modèle. Cette étape repose largement sur les observations et les résultats expérimentaux.

Puis, nous décrivons des résultats de simulations caractérisant la torche au-delà des mesures expérimentales. Des études numériques portant sur

ces résultats ont étoffé notre connaissance de la torche et des mécanismes physiques dont elle est le siège.

Enfin, nous proposons une piste, appuyée par nos observations et les résultats de simulation pour améliorer l'endurance des électrodes ainsi qu'un outil de conception.

Dans ce chapitre, les textes en orange se réfèrent aux grandeurs du modèle, lorsque la confusion avec l'expérimental est possible.



I) Bases et hypothèses du modèle

Le modèle est basé sur la résolution d'équations fermées par des conditions limite, dans un domaine discrétisé et maillé. Nous utilisons Ansys *Fluent* 19.2 comme solveur.

- **Domaine** : Construction numérique représentant la torche, constituée de zones fluides et de zones solides, séparées et délimitées par des parois aux propriétés réglables.
- **Maillage** : Ensemble de mailles (ou cellules) qui subdivisent le domaine. Les physiques simulées sont calculées discrètement à chaque maille.
- **Cas** : Configuration donnée, en termes de paramètres d'entrée (courant d'arc, pression...) et de résultat, du modèle. Un cas a convergé quand de nouvelles itérations de calcul n'entraînent plus de modification des grandeurs calculées

I.1) Domaine, Maillage

Le domaine (Figure 113) comprend une partie de la tête de torche et la surface d'une plaque solide traversée par une saignée en face de la torche. Cela est suffisant pour représenter le jet de plasma. Nous n'avons donc pas représenté le reste de la torche dont la fonction se résume à l'alimentation en air et en courant.

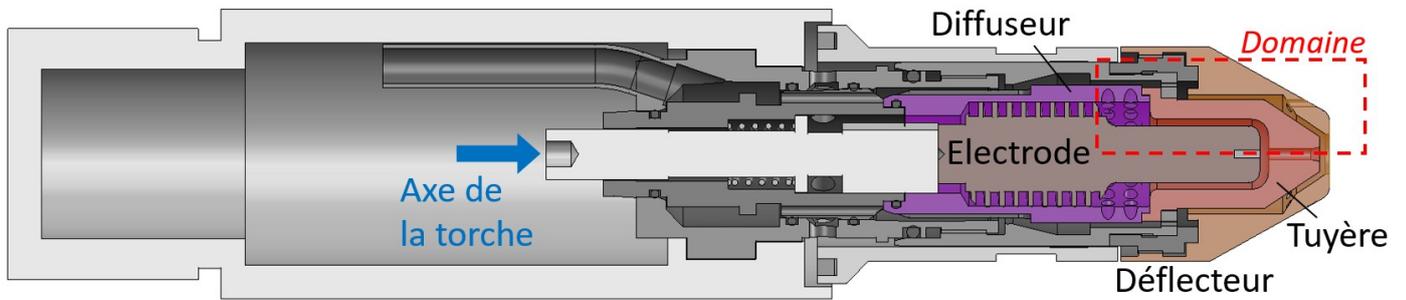


Figure 113: Vue en coupe CAO de la tête de torche avec domaine modélisé

Seule la moitié supérieure a été considérée car nous avons créé un modèle 2D axisymétrique, comme expliqué dans la prochaine section.

Dimensions : 2D Axisymétrique

Nous avons fait le choix d'un modèle à deux dimensions axisymétrique ce qui correspond globalement à la forme de la torche. La géométrie et toutes les grandeurs calculées sont considérées comme invariantes par rotation autour de l'axe de la torche. Un tel domaine est plus simple à construire et les calculs sont beaucoup plus rapides qu'en 3D. Notre maillage comprend environ 20 000 cellules, il en aurait fallu environ 120 fois plus pour faire un maillage 3D équivalent.

Cependant, un modèle 2D présente des spécificités et faiblesses que nous détaillons dans la suite de cette section.

Saignée en 2D axisymétrique :

Rappelons que nous ne représentons pas l'intérieur de la plaque mais seulement la surface, dont la "saignée" a la forme d'un simple trait dans le domaine 2D (Figure 115), ce qui correspondrait à un trou rond une fois appliquée la symétrie de révolution. Il a un rayon de 1.3mm (largeur supérieure de saignée observée expérimentalement sur tôle de 4 mm avec les paramètres de coupe à 105 A préconisés par le constructeur) par lequel peut donc s'écouler le fluide (Figure 112).

Du fait de l'axisymétrie, on ne peut représenter la vraie forme d'une saignée (chapitre 1 Figure 10). D'ailleurs on ne peut pas non plus représenter une avance de torche.

Orifices répartis circulairement :

Le domaine 2D axisymétrique implique d'utiliser des sections équivalentes pour l'écoulement du fluide sur les pièces pourvues de orifices répartis circulairement. Il s'agit de la buse, du déflecteur et du diffuseur (chapitre 1 I.1.2). Cela permet d'assurer que, malgré la simplification 2D axisymétrique, les quantités de mouvement et donc les débits simulés seront représentatifs.

Par exemple, nous avons remplacé les rangées de trous d'injection du diffuseur par des couronnes d'injection de sorte que leur section équivalente en 2D axisymétrique soit la même que leur section totale réelle. Ces rangées sont représentées par un segment dans le domaine mais avec l'axisymétrie cela correspondrait à des couronnes comme sur la Figure 114.



Figure 114: Diffuseur en CAO ; à droite, avec couronne d'injection équivalente en section

Enfin, l'hélice de l'électrode ne peut être représentée par un modèle 2D axisymétrique, et nous l'avons donc exclue du domaine (Figure 113).

1.2) Parois, conditions limite

Seules les zones fluides sont maillées. Elles sont délimitées par des parois. Des conditions limite y sont posées (Figure 115) afin de fermer les équations et de paramétrer le modèle.

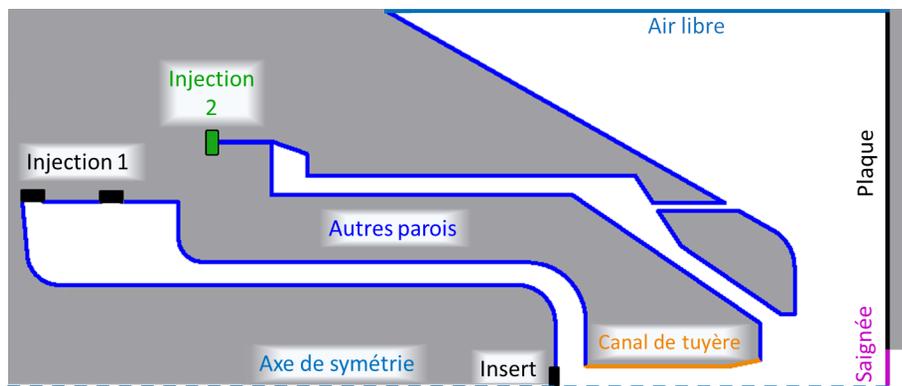


Figure 115: Schéma des conditions limites. Les zones fluides sont blanches et les solides grises. Les solides et l'intérieur de la saignée ne sont pas maillés, les grandeurs n'y sont donc pas calculées.

Ces conditions limite sont données dans le Tableau 46. Elles sont ajustables et les valeurs présentées sont celles du cas de référence. Nous avons réglé les températures des parois grâce à la caractérisation expérimentale mais il s'est avéré

que l'impact de ces températures (dans les plages constatées expérimentalement) était insignifiant sur les résultats de simulation. C'est pour cela que nous avons pu regrouper presque toutes les parois solides et leur avons appliqué la même température.

Interface	Type	Conditions				
		Température (K)	Pression (bar relatif)	Potentiel scalaire	Potentiel vecteur Ax	Potentiel vecteur Ar
Injection 1 (air plasmagène)	Injection de pression	300	4.3 (voir section II.1)	Flux nul	Flux nul	Flux nul
Injection 2 (air de protection)	Injection de pression					
Autres Parois	Mur	300	-	Flux nul	Flux nul	Flux nul
Insert en Hf	Mur	3500 (fusion de l'hafnium)	-	Profil de courant constant	Flux nul	Flux nul
Canal de tuyère	Mur	450	-	Flux nul	Biot et Savart [3]	Biot et Savart
Saignée	Injection de pression	-	0	0	Flux nul	Flux nul
Haut de plaque	Mur	1000	-	0	Flux nul	Flux nul
Air libre	Injection de pression	300	0	Flux nul	Biot et Savart	Biot et Savart

Tableau 46: Conditions limites du modèle

La distance torche-plaque choisie dans le domaine est de 3.2 mm, conformément aux cas de référence expérimentaux à distance torche-plaque fixe.

I.3) Résolution de la physique

Pour décrire le système, le solveur résout des équations dans le domaine de calcul :

- De Navier-Stokes qui régissent les écoulements et permettent de déterminer les trois composantes de la vitesse (radiale, axiale, azimutale).
- De conservation de l'énergie qui permet de déterminer la température.
- De conservation du courant pour déterminer le potentiel électrique.
- Du potentiel vecteur pour calculer le champ magnétique autoinduit.

Ces équations sont mises sous la forme d'une somme de termes :

- diffusif : grandeur conduite par les/aux mailles adjacentes
- convectif : grandeur transportée par l'écoulement par/vers les mailles adjacentes
- source: grandeur générée dans les mailles

Ces termes sont, dans l'ordre, repris dans l'équation [96] :

$$\text{div}(\rho \mathbf{v} \phi) = \text{div}(\Gamma \text{grad} \phi) + S\phi$$

Avec ϕ = grandeur considérée, Γ coefficient de diffusion de la grandeur considérée et \mathbf{v} vecteur vitesse locale du fluide.

Le modèle est stationnaire et ne considère donc aucune évolution temporelle.

Les résultats obtenus dépendent des propriétés du fluide, détaillées dans le point suivant.

Propriétés du fluide

Les données de base du fluide (ici, l'air), coefficients de transport, propriétés thermodynamiques sont calculées dans l'équipe au laboratoire [15]. Voici celles que nous avons utilisées :

- Chaleur Spécifique
- Densité
- Enthalpie
- Viscosité
- Conductivité thermique
- Conductivité électrique

Le rayonnement est pris en compte par CEN avec les valeurs de Naghizadeh [97].

Toutes les grandeurs sont tabulées pour des températures de 300 à 30000 K et pour des pressions de 1 et 8 bar. Pour toutes les pressions intermédiaires, une interpolation linéaire est réalisée entre ces deux valeurs. Pour les pressions inférieures à 1 bar, la densité et le CEN sont extrapolés linéairement. Nous ne rencontrons pas de pressions supérieures à 8 bar dans nos cas.

Nous considérons de l'air pur car, comme expliqué dans le point suivant, les vapeurs métalliques sont négligeables.

Ensemencement

Les métaux de l'électrode, cuivre et hafnium, en se vaporisant, intègrent le plasma d'air. On parle d'ensemencement. Nous l'avons quantifié pour déterminer s'il pouvait modifier les caractéristiques du plasma et s'il devait être pris en compte dans les données de base du modèle.

Pour ce faire, j'ai observé un cratère d'électrode lors d'un essai d'usure. J'ai estimé les volumes ablatés (l'outil est décrit dans le chapitre 4 I.4.2) et les ai rapportés au temps de coupe cumulée de cette électrode pour évaluer le taux d'ablation et donc la quantité de ces métaux présents dans le plasma. Les fractions massique de métal en présence dans le plasma sont de l'ordre de 10^{-8} bien en dessous des 10^{-5} à 10^{-1} décrits par Abdelhakim et al. [98] pour un plasma de N_2 ou Cressault [13] (plasma d' ArH_2) comme valeur entraînant un effet sensible (sur les conductivités et la viscosité).

Grandeurs électriques et magnétiques, rayonnement

Les grandeurs dans les parties solides, y compris dans l'électrode, ne sont pas calculées. De plus, les gaines électrodiodes ne sont pas prises en compte.

On ne peut donc pas modéliser parfaitement la sortie du courant, aussi avons nous adopté une hypothèse simplificatrice.

Un profil de courant constant sortant de l'**Insert** est appliqué. Il est de forme exponentielle, la densité de courant étant plus importante sur l'axe, et son intégration sur la paroi **Insert** conduit à la valeur de réglage du courant, 105 A pour le cas de référence. Cette valeur est constante, la stationnarité du modèle interdisant de considérer l'ondulation du courant.

Pour la **Saignée**, un potentiel de 0 V est imposé.

S'agissant d'un passage fluide, on parle alors d'anode poreuse [21].

L'effet Joule est le premier contributeur du terme source de l'énergie. Le rayonnement est pris en compte par la méthode du Coefficient d'Emission Nette (CEN) [4]. Cela permet d'en tirer une puissance rayonnée qui est retranchée à l'effet Joule dans le terme source de l'énergie.

Les forces de Laplace quant à elles, s'appliquent [99] et constituent le terme source de l'équation de la quantité de mouvement. Elles ont tendance à constricter l'arc.

II) Calibrage, validation

Une fois le modèle élaboré, il était devenu possible d'effectuer les premières simulations. Toutefois, à ce stade, il restait encore à confronter les **résultats** aux mesures pour s'assurer de leur validité.

II.1) Accord modèle-expérience pour les débits

La première clef de validation était l'accord modèle-expérience des débits.

*Nous appliquons la même **pression** dans toutes les **Entrées d'air** (injection du diffuseur et injection de l'air de protection de la buse, chapitre 1 Figure 20) puisqu'elles sont alimentées au même niveau du circuit pneumatique.*

Initialement nous n'avions pas quantifié le débit d'air rétroinjecté Q1B (nomenclature des trajets de l'air : chapitre 2 Tableau 8,) et nous pensions qu'il était négligeable. Dans le modèle, il n'était pas représenté donc seuls les trajets 1A et 2 étaient pris en compte (Figure 116). En calibrant le modèle, nous avons réalisé que c'était une erreur.

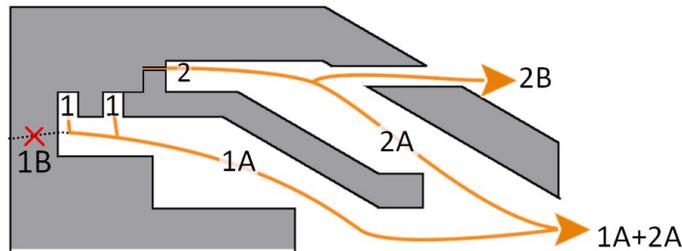


Figure 116: Configuration pneumatique schématique du modèle

Au début, nous ne connaissons pas la répartition des débits mais seulement le débit total $Q_{1+2} = 240 \text{ NL/min} = 4.8 \text{ g/s}$ (chapitre 2 Tableau 13). Nous avons donc visé cette valeur pour le débit total simulé $Q_{1A}+Q_2$.

Pour cela, nous avons réglé la **pression des Entrées d'air**. Elle devait être nécessairement inférieure à 5 bar car, dans la réalité, c'est la valeur en sortie de régulateur du poste mais il y a ensuite des pertes de charge.

Or, même à 5 bar, le débit total simulé $Q_{1A}+Q_2$ était insuffisant et ne dépassait pas les **2 g/s**. Cette anomalie nous a poussés à l'élaboration de la bague de débit arrière (chapitre 2 Figure 38). A l'aide de cette pièce, nous avons réalisé que Q_{1B} valait 2.4 g/s et ne devait pas être négligé. La nouvelle valeur cible de Q_{1A+2} était donc $4.8 - 2.4 = \mathbf{2.4 \text{ g/s}}$.

De plus, quantifier Q_{1B} nous a permis par déduction de connaître les débits dans tous les circuits.

Nous avons donc pu calibrer la pression en visant le débit de protection Q_2 mesuré à 1.6 g/s. Cette valeur de Q_2 a été atteinte pour **4.3 bar**. Toutefois, même à cette valeur de **pression**, et malgré la soustraction de Q_{1B} , le débit total simulé Q_{1A+2} demeurait trop faible, **2.1** au lieu des **2.4 g/s** cible.

Nous avons repris les cotes pour voir si l'erreur ne venait pas de là. Il s'est avéré que nous avons mal mesuré la tuyère, dont le rayon était environ 0.1 mm trop petit dans le modèle. Corriger cela a finalement permis l'accord réalité/simulation sur les débits.

Le résumé de ces étapes de calibrage est donné dans le Tableau 47.

Notes	Débit cible (g/s) :	Pression injectée (bar)	Débit simulé (g/s)	Δ débit cible - simulé (g/s)
Q_{1B} négligé	Débit total $Q_{1+2} = 4.8$	5	$Q_{1A+2} = 1.8$	3 sur le débit total
Prototypage de la bague de débit arrière, mesure de tous les débits	Débit de protection $Q_2 = 1.6$	4.3	$Q_2 = 1.6$	0 sur le débit de protection
Pression validée à 4.3 bar	Débit total - rétroinjecté $Q_{1A+2} = Q_{1+2} - Q_{1B} =$ $4.8 - 2.4 = 2.4$		$Q_{1A+2} = 2.1$	0.3 sur le débit total - rétroinjecté
Erreur de cote sur la tuyère corrigée			$Q_{1A+2} = 2.4$	0 : accord atteint

Tableau 47: Dans l'ordre des lignes, étapes de calibrage des débits simulés

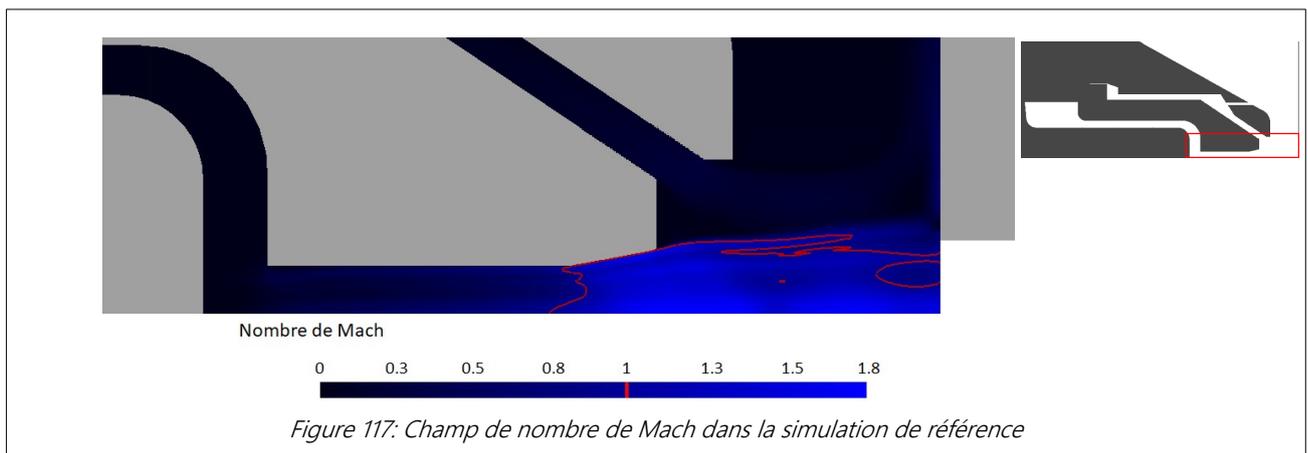
Concernant la prise en compte de Q_{1B} , j'avais initialement créé une condition limite de sortie d'air à l'arrière du domaine, mais sa présence n'avait aucun impact sur l'écoulement en aval. Pour simplifier, je l'ai donc retiré du domaine et ai simplement soustrait Q_{1B} aux valeurs totales pour le calibrage des débits.

II.2) Ecoulement supersonique et ondes de choc

La vitesse du son dans un milieu dépend de ses température et pression. Ainsi, dans l'air à 1 bar, la vitesse du son est d'environ :

- 340 m/s à 25°C
- 5 000 m/s à 24000°C

La Figure 117 est un champ de nombre de Mach, rapport entre la vitesse du fluide et la vitesse du son, dans le cas simulé de référence. Sur cette figure et sur les suivantes qui ne représentent qu'une partie de la torche, un schéma du domaine est ajouté pour situer le champ considéré à l'aide d'un encadrement en rouge.

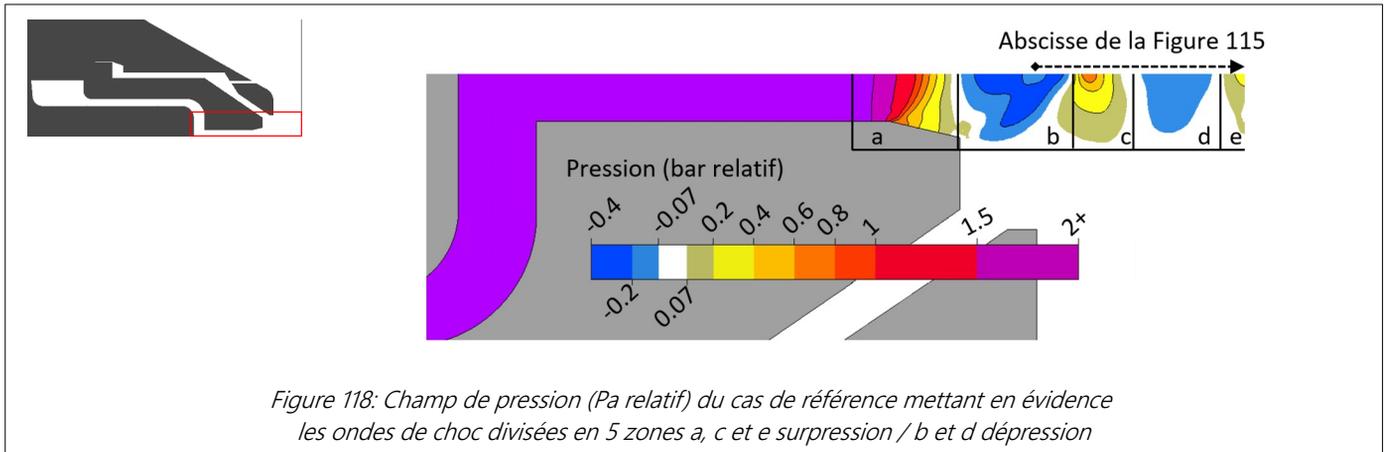


Cette figure met en évidence la parfaite adaptation de la tuyère pour favoriser l'accélération du jet de plasma : il gagne en vitesse dans la longueur de la tuyère, et, là où le jet devient supersonique (limite

en rouge), la tuyère s'élargit. Or un jet supersonique dans un canal divergent accélère encore davantage [100].

Le jet de plasma en sortie de tuyère est supersonique et l'adaptation à la pression ambiante se fait en conséquence à travers un chapelet d'ondes de choc, que nous avons observé avec une caméra rapide au cours d'essais décrits dans le chapitre 1 IV.3) avec des paramètres expérimentaux identiques

à ceux de la simulation. Les ondes de choc sont visibles car le plasma est un milieu chaud et émissif dont la luminosité augmente avec la pression. On peut donc visualiser ces ondes sur un **champ de pression** comme sur la Figure 118.



Les ondes de choc sont une clef de validation pour le modèle car elles résultent, rappelons-le, à la fois de la température, de la pression et de la vitesse du fluide.

Comme évoqué précédemment, dans la réalité, les ondes de choc prennent l'apparence d'une succession de zones de luminosité variable. La Figure 119 montre la **valeur du CEN et du nombre de Mach** le long de l'axe en aval du bas de torche et la luminosité mesurée lors de l'essai de référence filmé le long de l'axe de la torche entre la sortie de tuyère et le haut de plaque (indiqué sur la Figure 117).

La luminosité mesurée s'exprime en valeurs des pixels sur une ligne de 1 pixel de large allant du bas de torche au dessus de la plaque. Les valeurs

affichées sont un moyennage de 1000 images consécutives du film de référence (filmé à 4000 images/s), et j'ai appliqué un gain et un offset pour faire mieux correspondre visuellement aux courbes de simulation. Je n'ai donc pas reporté l'échelle de ces valeurs sur l'axe Y.

Jusqu'à environ 1.8 mm, l'accord entre le CEN et la luminosité mesurée est corrélée au nombre de Mach : lorsqu'il augmente au dessus de 1.5, l'accord est moins bon. Cela peut venir de la tendance de Fluent à sous-estimer la pression pour des Mach > 1.5 dans le plasma de découpe [6].

Puis d'environ 1.8 mm à 3.2 mm, la divergence des tendances s'accroît à cause de l'aveuglement sur les images du film, dû au reflet de l'intérieur de la saignée.

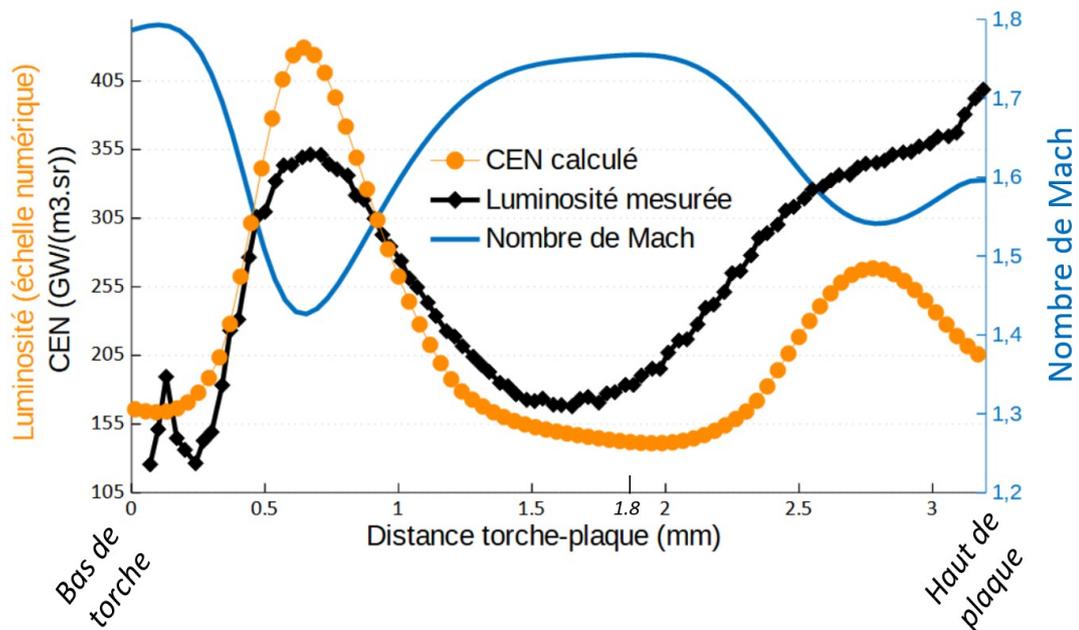


Figure 119: Luminosité moyenne en simulation et observée et nombre de Mach sur l'axe en sortie de torche dans la simulation

II.3) Tension

Dans la simulation, le courant est fixé. La tension résulte de l'ensemble des résistivités locales dépendant de la pression et de la température. Ainsi, la comparaison des tensions simulée et expérimentale est aussi un élément de validation du modèle.

Lors de l'essai de référence filmé (chapitre 2 IV.1), nous avons relevé une tension de 168 V contre 150 V dans la simulation de référence. Rappelons que nous ne simulons pas les gaines mais seulement la colonne. Or, dans notre configuration, les gaines sont responsables d'une chute de tension d'environ 16 V [101]. Il y a donc un bon accord modèle-expérience entre les tensions de colonne.

II.4) Synthèse sur le calibrage et validation

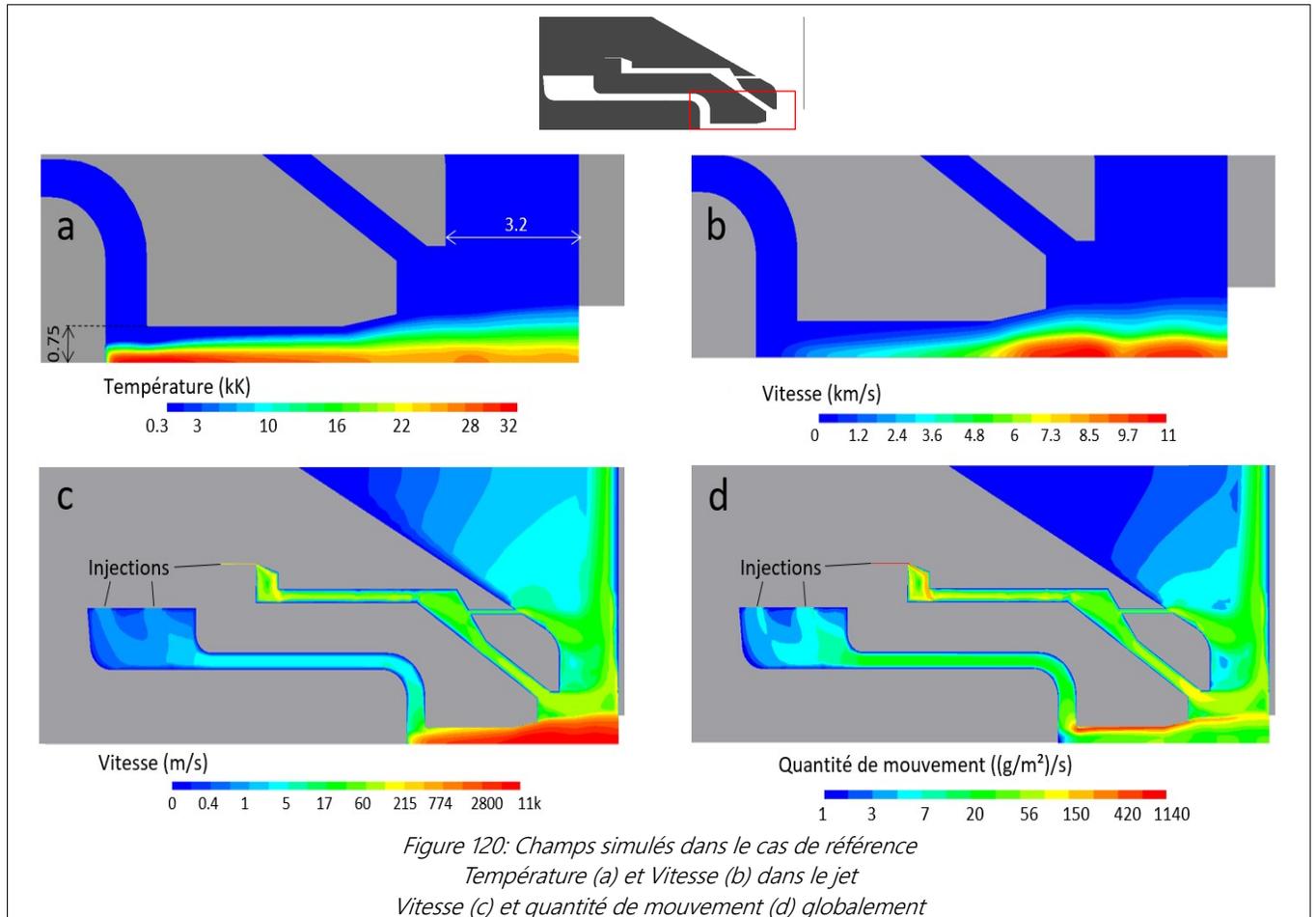
Le calibrage par les débits était une étape intéressante. Elle montre que le modèle, nécessitant

des données de terrain pour être validé, peut à son tour mettre en lumière et guider les observations et expériences sur le système physique. En l'occurrence il nous a orientés vers la mesure de Q_{1B} et la reprise des cotes. Après quoi, l'accord terrain-modèle était atteint pour les débits. Quoique perfectibles, les résultats sur les deux autres clefs de validations, ondes de choc et tension de colonne, nous permettent d'affirmer que le modèle en configuration de référence représente correctement la torche AT-125. Il est donc fiable pour l'étudier et donner des aides à la conception, ce qui est l'objet des prochaines sections.

III) Grandeurs données par le modèle

Au delà de la caractérisation expérimentale, le modèle nous donne accès à une multitude de grandeurs physiques simulées, que nous pouvons analyser pour mieux comprendre la torche et conduire des études paramétriques sans manipulation physique. Nous pouvons ainsi approfondir les discussions basées sur l'expérimental.

Commentons les ordres de grandeurs obtenus grâce au modèle avant de détailler.



La Figure 120 (a) montre le champ de température dans le jet de plasma, le reste de la torche est alimenté en air à température ambiante. La température atteint jusqu'à 32 kK au centre du plasma et retourne à la température ambiante sur quelques millimètres. Par ailleurs, une couche d'air froid s'écoule autour du jet chaud et longe la tuyère. Concernant la vitesse (b et c), le jet de plasma est très rapide (et supersonique, Figure 117) et comme pour la température, c'est au milieu du jet qu'elle est la plus importante. La longueur de la tuyère

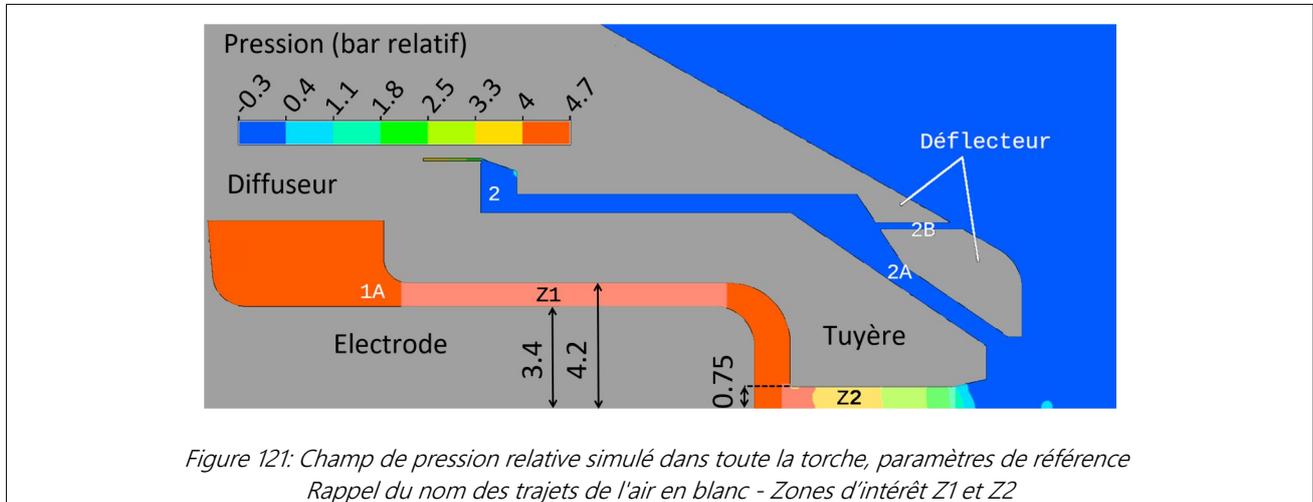
contribue à donner au jet sa grande vitesse puisqu'on constate une accélération tout au long de son orifice.

En dépit de cette grande vitesse au centre du jet, l'essentiel de la quantité de mouvement (d) est transférée en périphérie, car l'air froid a une densité bien plus importante (1000 fois plus grande à température ambiante qu'à 10 kK). Ainsi, l'essentiel du débit dans la tuyère se fait par l'air froid. Nous détaillons davantage ce point dans la section IV.2.3).

III.1) Pertes de charges dans la torche

En complément de l'étude expérimentale des débits, le modèle nous permet de mieux visualiser le comportement pneumatique de la torche. Observons le champ de pression (bar relatif) dans le cas de référence (à 105 A) dans toute la torche sur la

Figure 121.



Pour l'air plasmagène **1A**, peu de pertes de charges sont subies le long de l'électrode (Z1). La détente vers la pression atmosphérique s'effectue intégralement dans l'orifice de la tuyère (Z2), car il est très étroit.

En manipulant la **géométrie**, nous avons constaté que des modifications du **diamètre de l'électrode** (de l'ordre de 0.1 mm) n'ont pas d'impact sur Q_{1A} . En effet, l'aire du passage dans **Z1** reste suffisamment grande et il ne s'y présente pas de résistance significative à l'écoulement d'air. Il n'en va pas de même avec l'orifice de la tuyère, pour laquelle des **modifications de diamètres** du même ordre de grandeur entraînent d'importantes **variations de Q_{1A}** . Rappelons que, malgré un rayon visuellement similaire sur la Figure 121, la section de passage dans **Z1** vaut 18.4 mm², bien supérieure à celle de **Z2** qui vaut 1.77 mm². Dans notre modèle 2D axisymétrique, les sections varient en effet avec le carré du rayon qui les séparent de l'axe de symétrie (en bas de la figure).

Concernant l'air de protection **2**, la détente s'effectue dès l'injection car là aussi le passage est très étroit, si bien que l'intérieur du déflecteur est à pression atmosphérique.

Les ondes de choc en sortie de tuyère (Figure 118) n'apparaissent pas sur la Figure 121 car l'échelle, qui permet de voir toute l'amplitude de la pression, est trop grande.

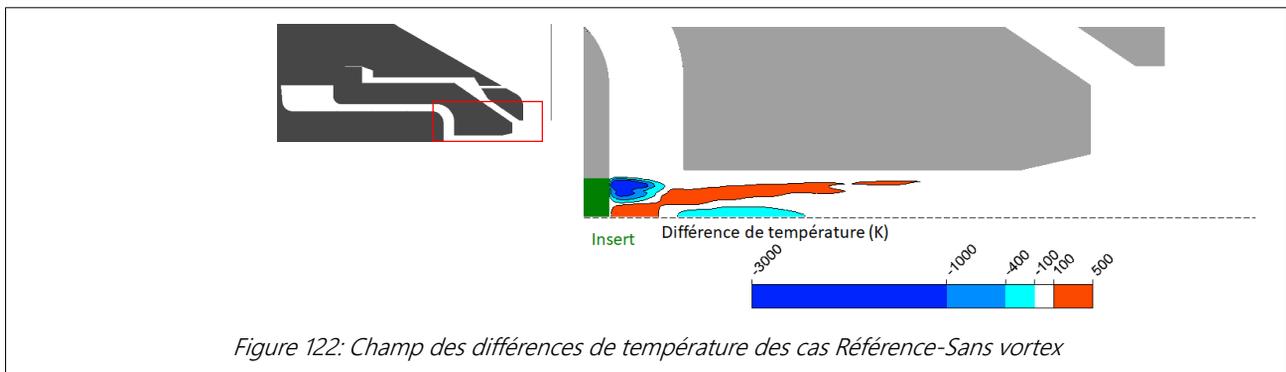
Le comportement pneumatique de la torche étant précisé par cette section, abordons maintenant d'autres aspects des écoulements fluides.

III.2) Ecoulement

Le diffuseur, par ses rangées d'orifices d'injection inclinés avec des composantes azimutale et radiale (chapitre 1 I.1.2 "Le diffuseur"), injecte l'air suivant le trajet 1 en vortex. L'hélice de l'électrode semble aussi avoir un effet (chapitre 3 III.2.4 "Formation d'un bourrelet latéral") de vortex mais nous ne pouvons le simuler dans ce domaine 2D axisymétrique. Néanmoins, il est possible de paramétrer les composantes vectorielles des Entrées d'air. Dans le modèle de référence, nous l'avons fait avec un angle de 25° correspondant au diffuseur TopArc. J'ai mené une étude comparative sur les effets de cette injection en vortex au niveau de la tête de l'électrode présentée dans la section suivante.

III.2.1) Effet du vortex vers la tête de l'électrode

Comparons le cas de référence (**injection à 25° dans le diffuseur**) et un cas à injection purement radiale (0°) donc sans vortex. Les champs de température sont, à première vue, très similaires. Observons toutefois la différence des champs de température sur la Figure 122. Une valeur positive (orange) y signifie une température plus importante dans le cas de référence que dans le cas sans vortex.

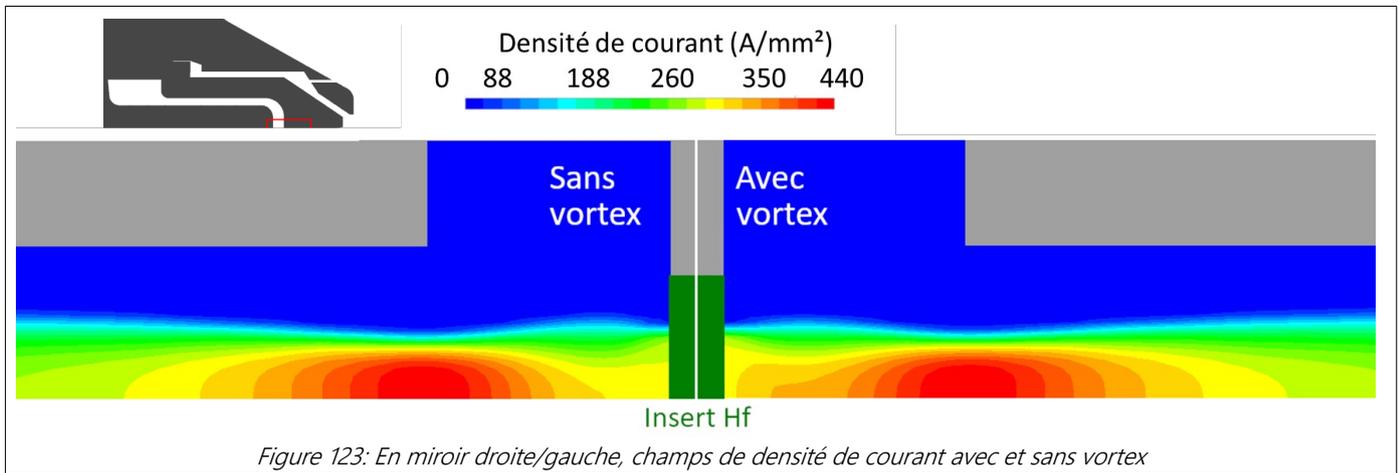


Il apparaît que, devant l'électrode, la zone en périphérie de l'insert est grandement refroidie par le vortex tandis que celle sur l'axe est légèrement réchauffée.

La conductivité électrique augmente avec la température. Donc, avec vortex, à la surface de l'insert en hafnium, le passage du courant est favorisé au centre et restreint en périphérie : il est constricté. Cela est visible sur la Figure 123, qui permet de comparer les champs de densité de courant.

La concentration du courant sur l'insert en hafnium, bien plus résistant à l'érosion que le cuivre, est a priori bénéfique à l'endurance de l'électrode, bien que la réalité soit plus nuancée, comme nous le montrons dans le chapitre 4 IV.3).

Après avoir montré les effets du vortex au niveau de la tête de l'électrode, la prochaine section s'intéresse à sa présence dans le jet de plasma et propose un rapprochement avec une théorie évoquée dans le chapitre 3 sur la qualité de coupe.

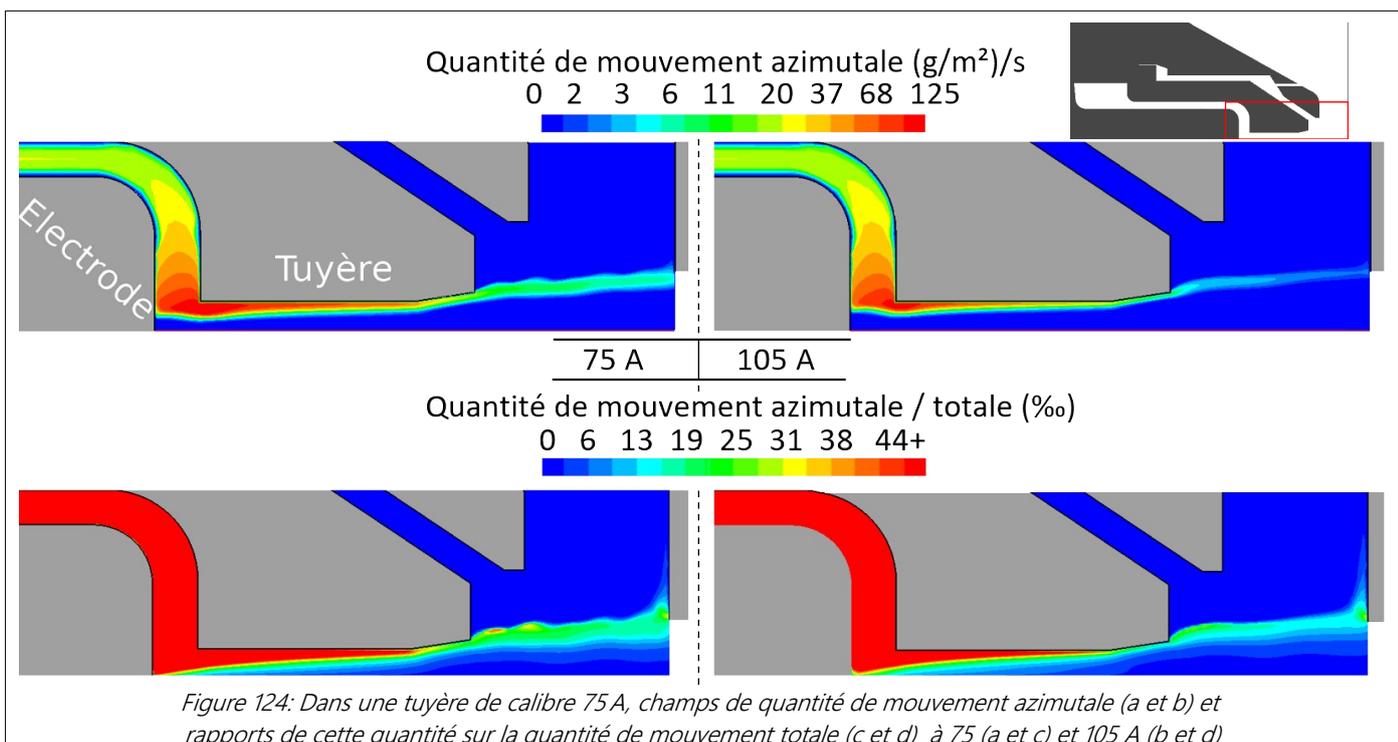


III.2.2) Jet de plasma en fonction de l'intensité et de la pression, lien avec l'asymétrie de saignée

Nous avons constaté expérimentalement que réduire le courant ou augmenter la pression injectée conduisait à symétriser les saignées. Cela est décrit dans le chapitre 3 III.2.1 et illustré par la Figure 75.

Nous avons reproduit cela en simulation en calculant des cas à pression variable et d'autres à courant variable. Nous avons relevé deux conséquences communes à la **réduction de l'intensité** (Figure 124) **et/ou de l'augmentation de la pression** :

1. L'augmentation du **débit**.
2. L'augmentation de la norme de la composante azimutale (vortex) de l'écoulement dans le jet de plasma et de la proportion de cette composante par rapport aux deux autres (axiale et radiale).



En conséquence, nous avons proposé une hypothèse pour chacun de ces deux points :

Hypothèse 1 : La symétrisation des saignées serait due à l'augmentation du débit.

Nous avons d'abord pensé que cela pouvait être dû à une asymétrie dans l'injection : un côté du jet de plasma aurait vu transiter moins de débit, rendant difficile l'évacuation du métal fondu et créant une dépouille plus importante de ce côté.

Toutefois, cette hypothèse a été battue en brèche par les expériences ultérieures où la position angulaire de la torche était variable (chapitre 3 III.2.5). En effet, la rotation de la torche n'a pas inversé l'asymétrie constatée. L'hypothèse de l'influence du débit doit donc être précisée. On peut suggérer qu'un débit élevé contrebalance ou supprime un ou des facteurs (inconnus) responsable de l'asymétrie de la saignée.

Hypothèse 2 : Augmenter la norme et la proportion du vortex symétrise les saignées. Cela semble contre-intuitif car la composante azimutale de l'écoulement est fondamentalement anisotropique, donc elle semble propice à façonner des saignées asymétriques. Toutefois cela peut s'expliquer si l'on admet qu'il existe une autre cause directionnelle à l'asymétrie. Auquel cas, concernant la composante azimutale, plus elle est importante, plus elle peut contribuer à amoindrir cet effet. Reprenons les Figures 53 et 59 du chapitre 2. Nous avons constaté

que, du côté de la saignée où l'arc est stable, la dépouille est plus importante que de l'autre côté, où l'arc oscille. Il semblerait donc que le ou les pieds d'arc s'accrochent plus favorablement d'un côté (nous n'expliquons pas pourquoi), et cela fait fondre davantage de métal, d'où la dépouille supérieure. Si le jet possède une composante tourbillonnante (Figure 58) plus importante, elle pourra mieux contribuer à faire tourner ces pieds d'arc et les répartir entre les deux côtés de la saignée, réduisant in fine l'asymétrie.

Il reste à souligner que le sens du vortex, dans cette hypothèse, peut avoir de l'importance. En effet selon que le pied d'arc est décalé vers l'avant (dans le métal) ou vers l'arrière (dans le vide) de la saignée (comme on peut l'imaginer en regardant la Figure 58) la conséquence pourrait être différente. Or nous n'avons pas trouvé d'effet évident sur l'asymétrie des saignées imputable au changement de sens de l'injection des diffuseurs et de l'hélice de l'électrode (chapitre 3 III.2). Cela pourrait s'expliquer si le phénomène (toujours mystérieux) qui a tendance à favoriser l'accroche des pieds d'arc d'un côté agit lentement (à l'échelle des sauts de pieds d'arc), et que les nouveaux pieds d'arc peuvent s'accrocher (relativement) indifféremment d'un côté ou de l'autre.

Ceci conclut les apports du modèle dans l'étude de la qualité de coupe. Continuons avec l'usure.

III.3) Simulation d'un cratère

La formation du cratère à la surface de l'électrode n'est pas prise en compte dans les modèles présentés jusqu'ici. Nous avons mené une étude de cas numériques pour étudier l'effet de ce creusement, compléter nos connaissances et étayer nos hypothèses sur les mécanismes de destruction de l'électrode.

III.3.1) Modèle

Nous avons observé au microscope, au cours de certains essais, des cratères à bords raides et à fond plat (chapitre 4 Figure 104). C'est ce type de cratères que nous avons étudié dans les 3 cas présentés dans cette section (Figure 125), le reste du modèle étant identique à celui introduit dans la section I.1). Rappelons que nous ne pouvons pas simuler les asymétries.

La sortie du courant est modélisée par un profil appliqué sur un rayon de 0.6 mm centré sur la tête de l'électrode (ce qui correspond à la taille réelle de l'insert en hafnium) comme on peut le voir en rouge sur la Figure 125 qui montre la tête de l'électrode dans les trois cas simulés.

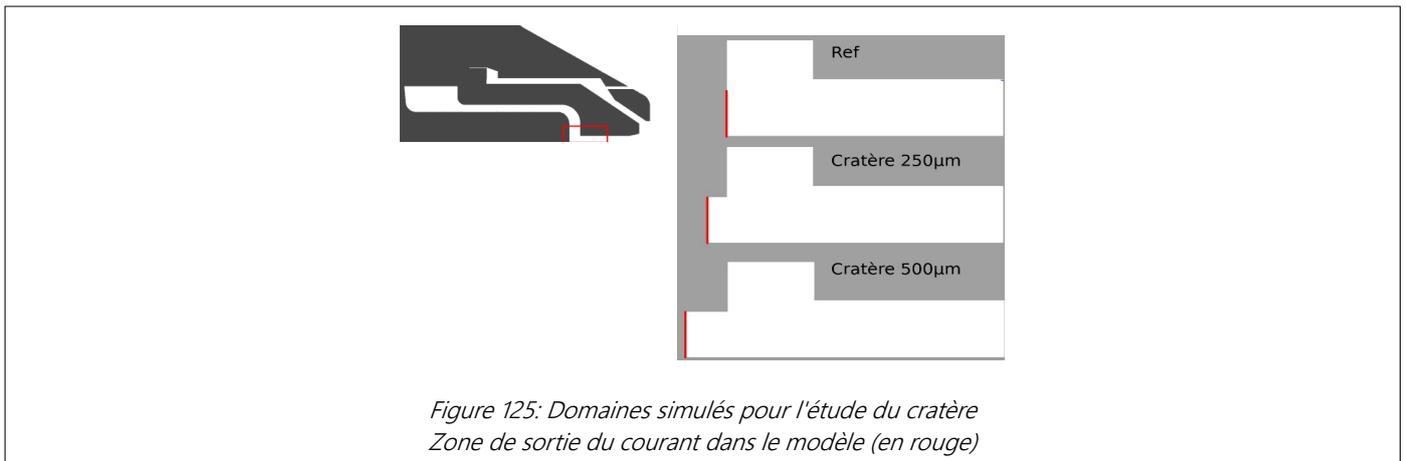


Figure 125: Domaines simulés pour l'étude du cratère
Zone de sortie du courant dans le modèle (en rouge)

En aval de cette zone, les jets de plasma simulés sont identiques dans tous les cas étudiés. Nous nous intéressons donc aux différences entre les trois cas à proximité de la tête de l'électrode, dans les sections suivantes.

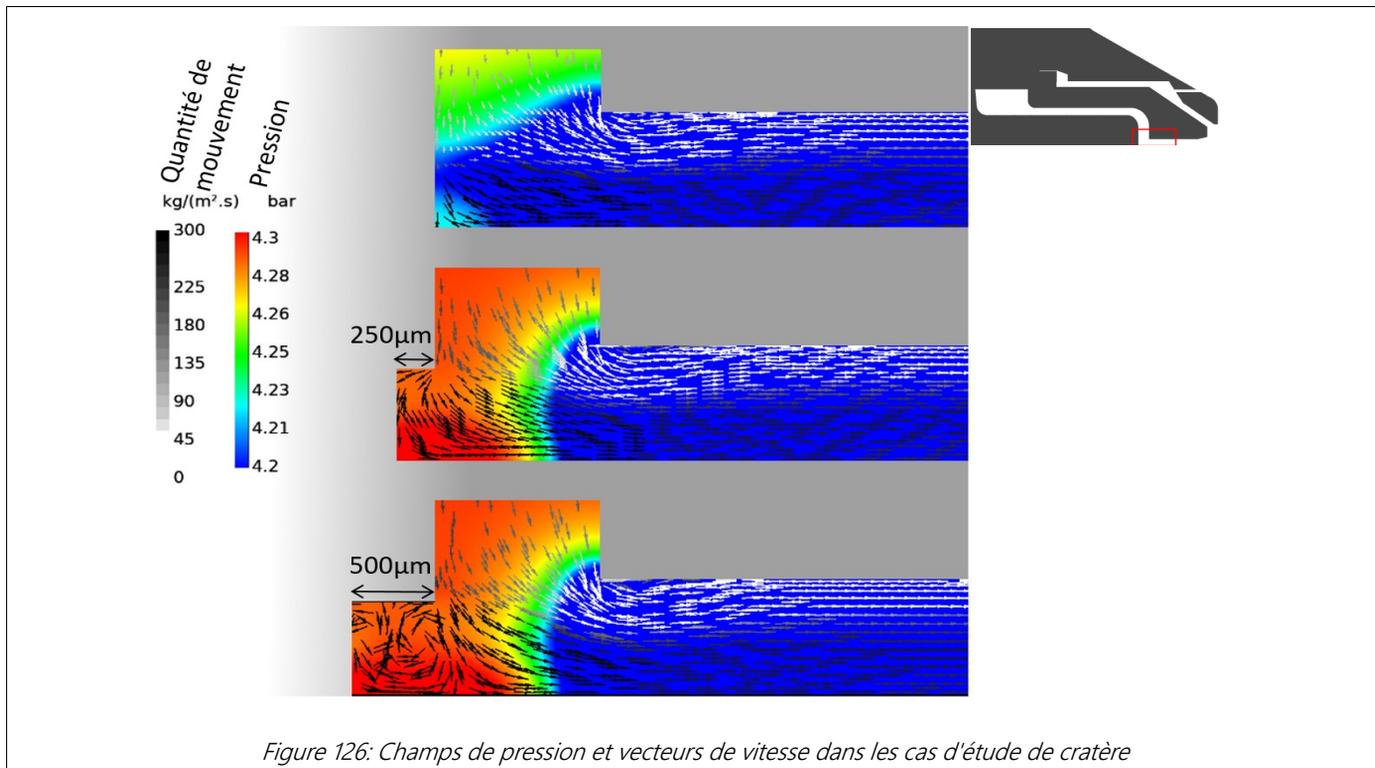
III.3.2) Résultats

Écoulement et pression

La Figure 126 montre la pression et les vecteurs de vitesse teintés en niveaux de gris par la quantité de mouvement.

On constate que lorsqu'un cratère se creuse au milieu de l'électrode, la pression qui y règne est élevée et réduit le débit d'air qui rejoint le centre de l'électrode.

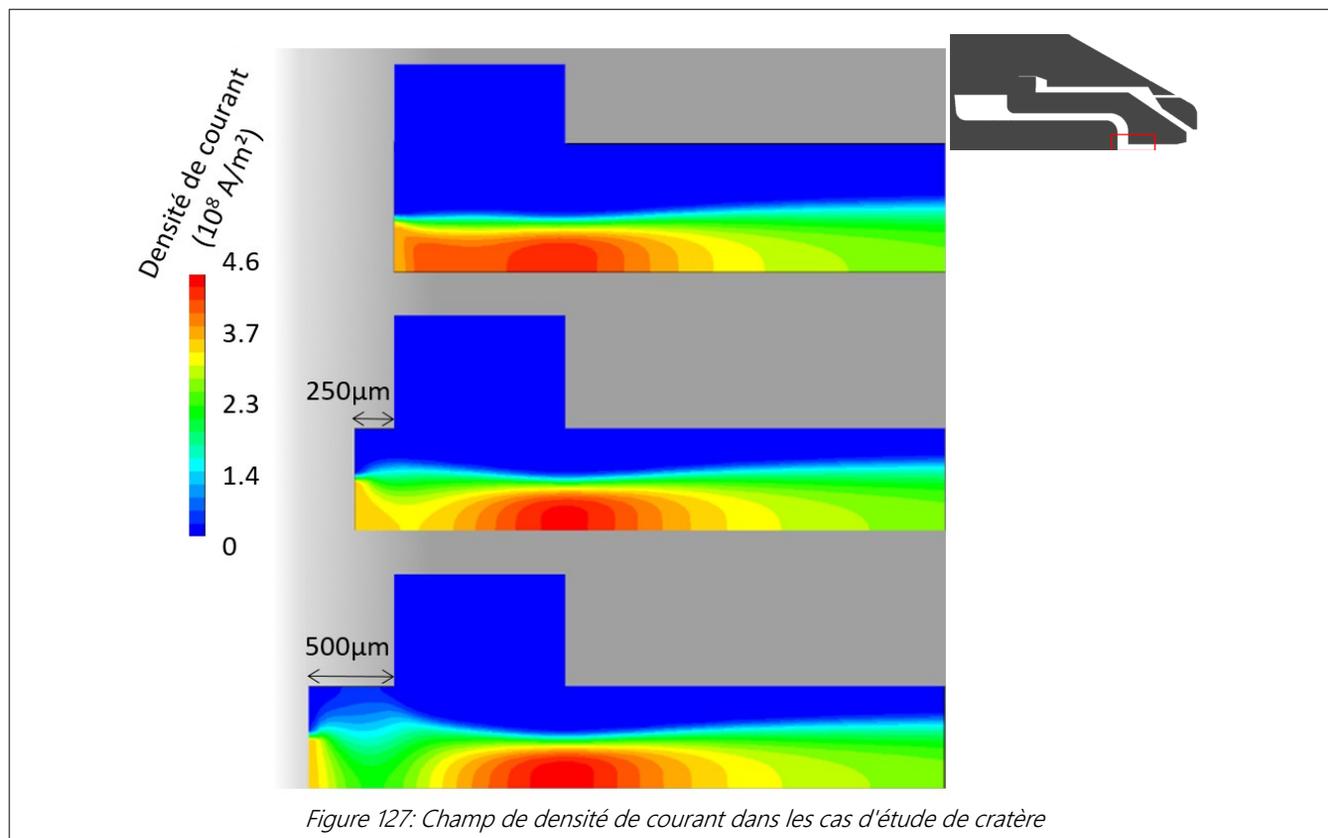
De plus, à l'intérieur du cratère, la quantité de mouvement est très faible. Les effets de soufflage de l'arc y sont donc restreints ce qui explique l'étalement de la zone chaude et de la densité de courant décrits dans les sections suivantes.



Densité de courant

Le courant, on le voit sur la Figure 127, est davantage concentré sur le centre avec une électrode neuve. Lorsque le cratère se creuse, la densité de courant proche de la cathode s'étale davantage, se rapprochant du bord du cratère.

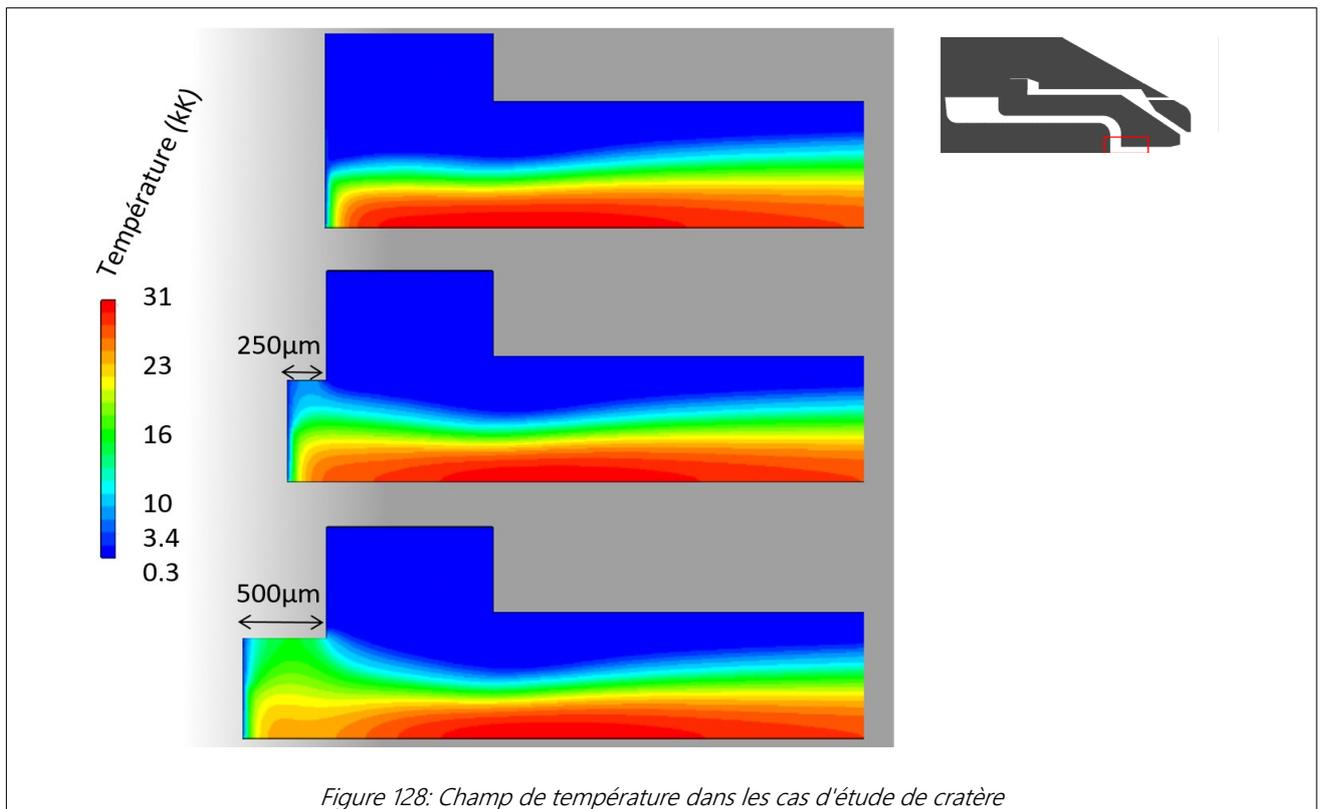
Avec une profondeur de 500 μm, une densité de courant significative circule au bord du cratère. Dans la réalité, il paraît probable qu'une partie du courant sorte alors de ce bord (en cuivre), accélérant son érosion.



Température

A mesure que le cratère se creuse, la température diminue sur l'axe et s'élève en périphérie (Figure 127). De plus, les températures atteintes à l'intérieur du cratère sont élevées (pour rappel le cuivre fond à environ 1100°C).

Ici, la condition limite d'énergie sur le bord du cratère est un flux nul. Des cas ont été réalisés avec une condition de température fixée à 300°C, mais le résultat est identique sauf pour les mailles en contact avec la paroi.



III.3.3) Synthèse

Bien que les cratères simulés dans ce document ne soient pas représentatifs de toutes les topologies existantes, ils donnent toutefois un aperçu des phénomènes qui surviennent lorsqu'ils se creusent. Ainsi, il apparaît qu'un cratère plus profond est propice à une érosion accélérée.

A l'intérieur du cratère, les écoulements sont faibles, les effets du soufflage et du vortex sont donc réduits.

La température y est élevée, le courant n'est plus concentré au centre de l'électrode. Ces phénomènes font que le cuivre qui entoure l'insert de hafnium est vaporisé plus rapidement. A partir d'une certaine profondeur de cratère, la densité de courant émise par le cuivre fait subir à ce dernier un échauffement très intense qui conduit à la destruction de l'électrode.

Ces simulations vont dans le sens de nos observations, chapitre 4 Figure 109 par exemple : pendant les premiers cycles (de 6 min) de coupe, le cuivre en périphérie de l'insert est peu érodé. Au

début, seul l'hafnium s'use, mais à mesure qu'il se creuse, l'usure du cuivre s'intensifie et on parvient même à une configuration d'îlot (Figure 104) où le cuivre est creusé plus profondément que l'hafnium.

III.4) Thermique pour différentes dimensions d'insert

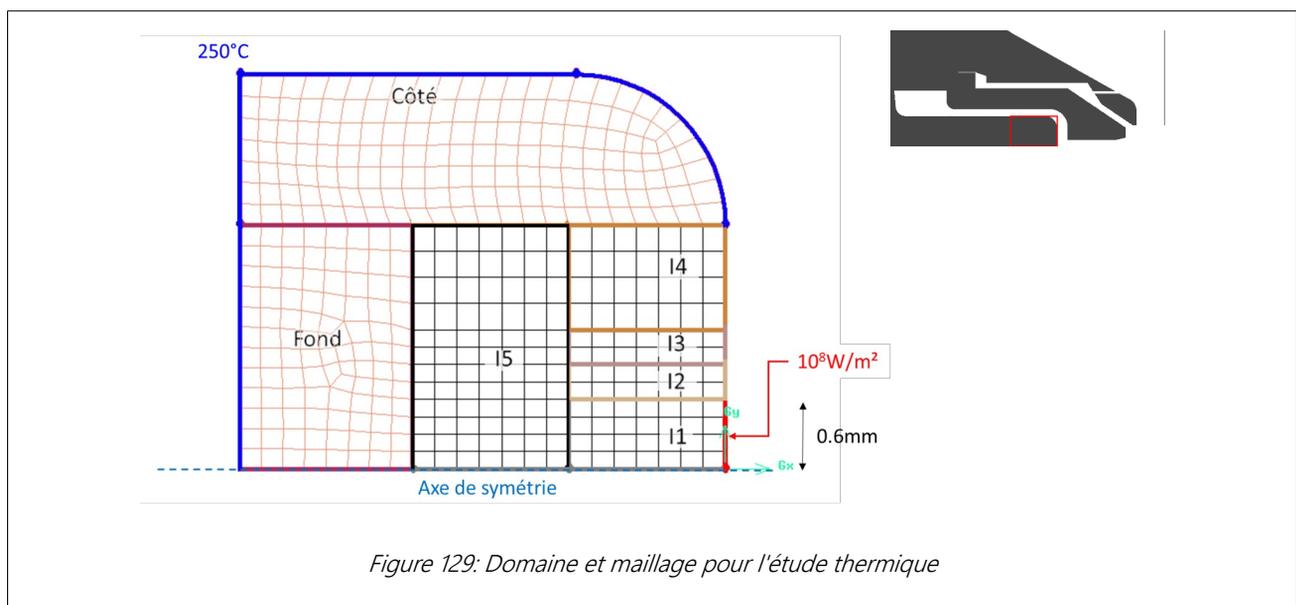
Les essais d'usure ont montré que les électrodes pourvues d'un insert en hafnium plus large avaient des durées de vie moins dispersées (chapitre 4 IV.3). Nous proposons cette étude de simulations thermiques comparatives pour voir l'impact des dimensions de l'insert.

III.4.1) Modèle pour l'étude thermique

Le modèle présenté dans cette partie n'est pas celui décrit dans le reste du chapitre. Il est très simplifié et représente seulement une tête d'électrode en 2D axisymétrique (Figure 129) et en stationnaire. Toutes les zones sont solides, aucun fluide n'est représenté. Un flux thermique de 10^8 W/m^2 , ordre de grandeur proposé par Benilov et Cunha [102] dans des

conditions proches de celles de notre cas, est appliqué à la surface de la zone I1.

Un flux thermique nul est considéré à la surface de I2, 3 et 4. Une température de 250°C est imposée sur les parois externes des zones Côté et Fond (en bleu). Cela ne représente pas fidèlement le refroidissement mais n'empêche pas une étude thermique comparative sur la taille de l'insert en Hafnium.



III.4.2) Cas

Cinq simulations ont été conduites. Les matériaux considérés dans chaque zone et leurs propriétés [9] sont décrits dans le Tableau 48.

Cas	Zones en hafnium			Zones en cuivre		
	Densité 13281 kg/m ³	Chaleur massique 140J/(kg.K)	Conductivité thermique 18.4W/(m.K)	Densité 8978 kg/m ³	Chaleur massique 381 J/(kg.K)	Conductivité thermique 401 W/(m.K)
1	I1			I2, 3, 4, et 5 Côté, Fond		
2	I1, et 2			I3, 4, 5, Côté, Fond		
3	I1, 2, et 3			I4, 5 Côté, Fond		
4	I1, 2, 3, et 4			I5, Côté, Fond		
5	I1 , 2, 3, 4, 5			Côté, Fond		

Tableau 48: Matériaux dans les différentes simulations

De 1 à 4, les cas considèrent un insert de plus en plus large. Le cas 5 représente un insert de la largeur du cas 4 mais plus long.

Ces cas permettent de comparer l'effet de la dimension de l'insert en hafnium. Le cas 1 correspond à une électrode TopArc 105 A utilisée dans la thèse (chapitre 2 Tableau 9).

III.4.3) Résultats

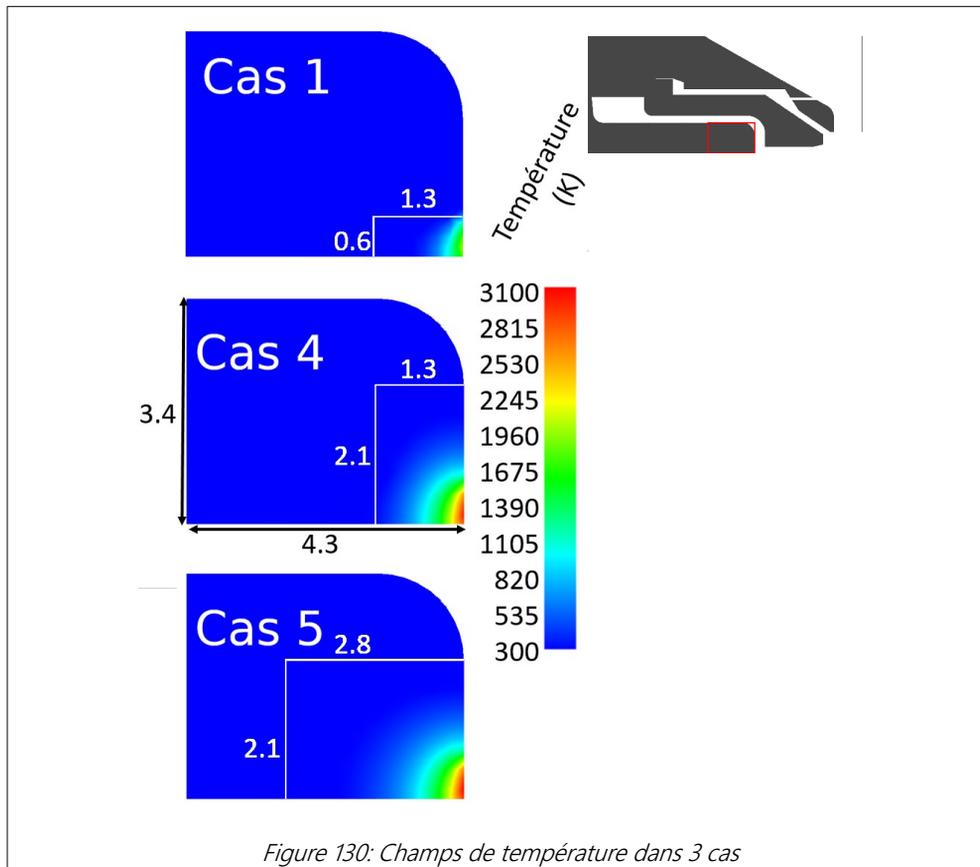
Sur la Figure 130, les champs de température dans les différents cas sont représentés. Les cas 2 et 3 sont des intermédiaires entre les 1 et 4, j'ai donc choisi de ne pas les montrer. Le rectangle blanc représente la limite cuivre/hafnium. L'hafnium a une conductivité thermique bien inférieure à celle du cuivre (Tableau 48). En conséquence, lorsqu'un chauffage est appliqué sur la tête de l'insert, la chaleur est évacuée beaucoup plus facilement par le cuivre. Ainsi, des inserts d' hafnium plus massifs entraînent des températures maximales plus élevées et plus étendues.

La différence entre les cas 4 et 5 est faible, cela signifie que la profondeur de l'insert n'a que peu d'impact sur le refroidissement.

Ainsi s'achève la section sur les apports du modèle quant à la compréhension du système. La prochaine section propose d'aller au delà de l'existant pour améliorer la durée de vie et concevoir une torche.

Pratiquement, cette comparaison nous alerte sur le fait qu'augmenter le diamètre de l'insert en hafnium affaiblit le refroidissement et augmente la température maximale et la taille des zones chaudes. Aussi, si la température de fusion du cuivre est atteinte à l'interface cuivre-hafnium, l'intégrité de l'électrode est menacée.

Des différences de diamètre d'insert de l'ordre de celles qui existent entre TopArc et Hypertherm n'ont amené qu'à des **différences mineures** sur les profils de température, tandis qu'expérimentalement, la différence constatée se fait sur la dispersion comme expliqué dans le chapitre 4 IV.3).



IV) Propositions pour la découpe plasma

Dans cette section, nous proposons des outils et idées applicables à la découpe plasma. Ils sont basés sur les expériences et les simulations réalisées au cours de la thèse. Bien que s'appuyant sur le cas précis de l'AT-125, les principes évoqués restent valables pour une autre référence ou une conception nouvelle.

IV.1) *Limage des électrodes pour augmenter leurs durées de vie*

Nous avons constaté expérimentalement qu'on pouvait augmenter la durée de vie des électrodes en les limant (chapitre 4 II.1).1). Cette opération nécessite quelques manipulations en dehors du temps de production et s'apparente à l'affûtage des électrodes en TIG, qui permet d'entretenir leurs performances.

Par ailleurs nous avons décrit les effets du

creusement d'un cratère grâce à la simulation dans la section III.3) : plus la profondeur augmente et plus la densité de courant et la température proche du cuivre augmentent. Le limage apparaît donc comme une solution pour réduire la profondeur de cratère (relativement à la surface de l'électrode) et augmenter la durée de vie. Par ailleurs nous avons montré dans la section précédente que la longueur

de l'insert n'avait que peu d'impact au niveau thermique. De plus les inserts dans l'électrode mesurent environ 3.2 mm de long, ce qui permet de limer plusieurs fois (car l'électrode est détruite quand la profondeur de cratère avoisine les 1200 μm).

Quelles seraient les autres conséquences du limage et quelles sont ses limites ? Nous avons exploré cette problématique par une étude numérique.

IV.1.1) Cas simulés

J'ai simulé cinq cas dans des domaines visibles sur la Figure 131 :

- La référence (distance tuyère-électrode = 1 mm).
- Electrode limée sur 1 mm (distance tuyère-électrode = 2 mm).
- Electrode limée sur 1 mm avec biseau pour remplacer l'arrondi perdu.
- Electrode limée de telle sorte que sa surface ait reculé de 1 mm mais qui conserve l'arrondi. (distance tuyère-électrode = 2 mm).
- Un cas où l'électrode est limée sur 3 mm (distance tuyère-électrode = 4 mm).

IV.1.2) Résultats

Température

La Figure 131 (a) montre les champs de température dans et autour du jet de plasma.

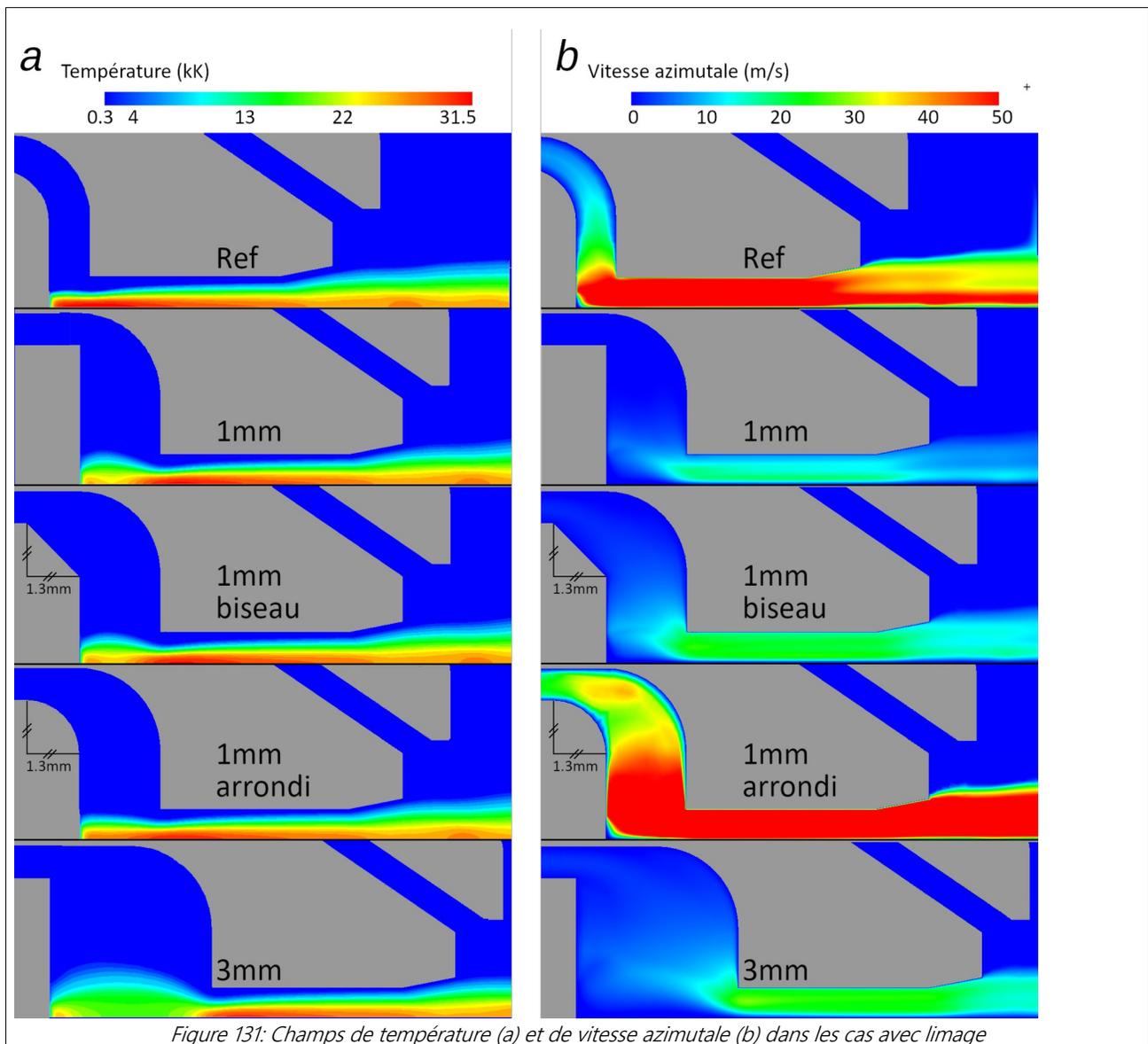
Le limage a tendance à augmenter le diamètre du plasma dans l'espace électrode-tuyère. La constriction dans la tuyère est aussi moins efficace, la couche d'air froid le long de la paroi de tuyère est moins grande lorsque la distance limée augmente.

On peut donc s'attendre à des usures de tuyère accélérées en limant sans conserver l'arrondi. Un biseau, plus facile à réaliser qu'un arrondi, ne se révèle guère meilleur qu'un limage simple.

De plus, la surface de l'électrode est soumise à des températures élevées lorsque l'on lime, d'autant plus que la distance limée augmente. Cela explique pourquoi, expérimentalement, deux limages n'ont pas abouti à une durée de vie triplée mais seulement augmentée de 120 % : l'usure de l'électrode accélère quand même du fait de ces températures de surface élevées lorsqu'on agrandit l'espace électrode-tuyère.

Toutefois, si on lime en gardant la tête de l'électrode arrondie, l'expansion du plasma devant la surface de l'électrode est réduite, ce qui se traduit vraisemblablement par une augmentation de la durée de vie de l'électrode. En revanche, la constriction dans la tuyère est tout de même atténuée.

Les différences de températures dans ces 4 cas sont sans doute reliées à l'écoulement, dont la composante vortex est discutée dans la section suivante.



Vortex

La Figure 131 (b) montre les champs de vitesse azimutale dans les 5 cas.

Il apparaît que l'arrondi de la tête de l'électrode est bien plus favorable au vortex, ce qui explique l'étalement du plasma (Figure 131) observé dans les cas limés droits (y compris avec biseau qui n'apporte qu'une légère amélioration) car le vortex ne peut y concentrer le plasma par centrifugation. Il est donc prévisible que ces cas engendrent des usures plus importantes que les cas avec arrondis.

En revanche, le limage à 1 mm avec arrondi entraîne davantage de vortex dans tout le jet de plasma, avec les conséquences détaillées dans la prochaine section.

Scalaires

J'ai relevé des quantités scalaires dans chacun des cas simulés :

Ref	Température max (kK)	Débit dans la tuyère (g/s)	Tension de colonne (V)
Ref	31.5	0.62	142
1mm	30.2	0.61	150
1mm biseau	30.2	0.6	150
1mm rond	29.8	0.58	149
3mm	29.0	0.52	148

Tableau 49: Quantités scalaires pour chacun des cas

Pour résumer :

- La température maximale est représentative de l'énergie thermique du plasma
- Le débit dans la tuyère est représentatif de l'énergie cinétique du plasma
- La tension de colonne est une image de la conductivité du jet de plasma. La tension est la même pour la référence et 1 mm rond car l'élargissement du plasma au niveau de la surface émissive compense l'allongement d'arc.

Ainsi, nous pouvons prédire :

- Cas 1 mm avec ou sans biseau : un peu moins d'énergie thermique et un tout petit peu moins de débit. La qualité de coupe devrait rester similaire avec éventuellement un peu moins de vitesse de coupe.
- Cas 1 mm rond : moins d'énergie thermique et une légère baisse de débit : les angles de dépouille et la largeur de saignée commenceront à grandir.
- Cas 3 mm : encore moins d'énergie thermique et une baisse de débit conséquente. La qualité sera impactée et la vitesse de coupe devra diminuer. L'iso 7kK se rapproche du centre donc, dans la saignée, la

densité énergétique reste importante, on peut donc s'attendre à ce que la qualité de coupe ne soit pas catastrophique.

Synthèse

Le gain d'endurance lié au limage des électrodes a été observé expérimentalement et s'explique par simulation : moins le cratère est profond relativement à la surface de l'électrode, moins le plasma dans son environnement immédiat est chaud.

En revanche, un simple limage qui supprime l'arrondi de l'électrode ne permet pas au vortex de faire son effet de constriction sur la surface émissive. Le gain de durée de vie ne sera donc pas aussi grand si on ne conserve pas l'arrondi. Un limage avec biseau, plus simple à effectuer qu'un arrondi, permet de redonner un très faible effet de constriction au niveau de la tête de l'électrode.

En revanche le limage avec arrondi réduit un peu le débit dans la tuyère par rapport au limage droit, ce qui risque de réduire la qualité de coupe. Cela pourrait vraisemblablement être compensé par une augmentation de pression injectée mais nous n'avons pas testé cette hypothèse.

Selon les objectifs recherchés, on peut donc préconiser les protocoles de limage listés dans le Tableau 50.

Objectif	Protocole
Qualité optimale	Pas de limage, changement de l'électrode lorsque le cratère dépasse 1 mm
Compromis Durée de vie + qualité	Limage droit sur 1 mm lorsque le cratère dépasse 1 mm, légèrement plus efficace avec un biseau
Durée de vie optimale	Limage avec arrondi sur 1mm lorsque le cratère dépasse 1 mm Renouvelable

Tableau 50: Protocoles de limage envisageables

Une électrode dure en moyenne 50 minutes dans le cas "Qualité optimale" du Tableau 50. Elle coûte, au détail, environ 6 €/pièce. Une tuyère (changée en même temps) coûte environ 4 €/pièce. Cela fait donc 10 € à payer par remplacement de pièce. Le démontage remontage de la torche prend 1 min 30 s. L'opération de limage prend 30 s dans la

configuration du laboratoire de soudage.

Deux opérations de limage ont permis de porter la durée de vie d'une électrode à 115 min. En gardant cette base, et pour une application où la qualité de coupe n'intervient pas, un gain économique, peut être espéré. Le Tableau 51 est un comparatif pour deux scénarii avec et sans limage.

Scénario	100 minutes de coupe, sans limage, avec remplacement de l'électrode et tuyère à 50 min	100 minutes de coupe, avec limage de l'électrode à 50 min
Coût électrode + tuyère	20 €	10 €
Temps de Main d'Oeuvre (MO) pour la manipulation des consommables	Montage initial : 1 min 30 s Remplacement intermédiaire : 1 min 30 s Total : 3 min	Montage initial : 1 min 30 s Remplacement intermédiaire : 2 min Total : 3 min 30 s
Coût horaire de MO (en 2023)	40€/H = 0.67 €/min	
Coût de la MO	2 €	2.34 €
Coût	22 €	12.34 €

Tableau 51: Comparatif économique de deux scénarii de 100 min de coupe

Dans tous les cas, après 3 mm de distance limée, la qualité sera réduite et l'usure très accélérée. Si cette méthode est adoptée elle devra être calibrée expérimentalement mais nous pouvons dans un premier lieu préconiser de ne pas dépasser les 2 mm de limage.

L'utilisation de gabarits pour toujours limer la même distance semble judicieuse pour une utilisation en production.

Pour le limage droit, un simple ruban abrasif mis en rotation peut suffire mais pour conserver l'arrondi, un outil plus élaboré paraît indispensable.

Nous n'avons plus de possibilité d'expérimentation à l'heure où j'écris ces lignes car la table de découpe à

Gys n'est plus utilisable. Nous ne pouvons donc pas étudier ces cas expérimentalement ni faire d'essai témoin où une électrode neuve aurait été placée à 2mm de la tuyère. Ceci dit, entre ce cas et le cas à 1 mm limé avec arrondi, la seule différence est la longueur de l'insert. Or elle n'impacte presque pas les résultats dans l'étude de simulation thermique

(section III.4), donc on peut penser que ça ne ferait pas de grande différence.

Laissons là l'électrode et intéressons nous au reste de la géométrie de la torche. La prochaine section propose un outil de dimensionnement basé sur l'étude de la tuyère.

IV.2) Dimensionnement assisté par simulation

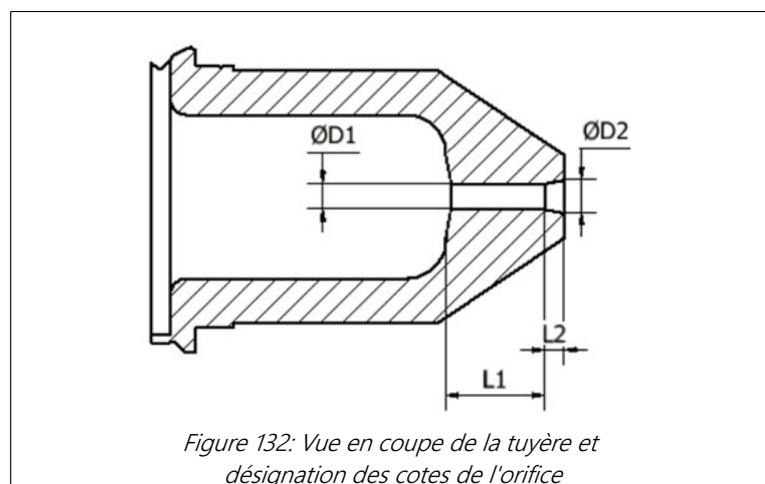
Nous avons constaté expérimentalement que les tuyères existantes permettent de bonnes qualités de coupe et sont robustes. J'ai opéré en rétro-ingénierie en me basant sur trois calibres de tuyères TopArc (45,85 et 105 A). J'ai recherché dans les résultats de simulation avec ces trois références des constantes qui reflètent la capacité du jet de plasma d'une part à couper efficacement et d'autre part à préserver la

tuyère.

Il ressort de cette étude trois critères, calculables par simulation et reflétant les performances de TopArc, qui pourront orienter une conception avant tout prototypage. On peut en effet facilement changer la géométrie d'une tuyère dans un modèle numérique et en observer les conséquences.

IV.2.1) Cas simulés

Rappelons tout d'abord les dimensions des tuyères des différents calibres proposés, de 45 à 105 A, à l'aide de la Figure 27 et du Tableau 10 du chapitre 2. Les notations des dimensions des tuyères sont rappelées sur la Figure 132. R1 et R2 sont les rayons et S1 et S2 les sections correspondant aux diamètres D1 et D2.



On constate que la section est reliée de façon linéaire au courant à transiter :

$$S1 \approx 60 \text{ A/mm}^2.$$

Nous ne discutons guère davantage de R2, grand rayon du cône en sortie de tuyère car s'il y a une limitation, elle est plutôt à attendre de R1 qui est plus petit et donc plus susceptible d'être endommagée par le plasma. Notons toutefois que $R2 \approx 1.3 \times R1$

Pour simplifier j'ai considéré que toutes les tuyères avaient la longueur de la tuyère 105 A car des simulations précédentes ont montré que l'effet de la longueur était faible devant celui du diamètre.

$$L1 = 4.7 \text{ mm } L2 = 1.3 \text{ mm } \text{ donc } L = 6 \text{ mm}$$

Mon idée directrice a été de simuler plusieurs cas avec différents calibres des tuyères TopArc disponibles sur le marché, traversées par leurs

courants nominaux et de chercher les ressemblances entre ces trois cas nominaux. J'ai donc utilisé trois domaines avec :

- Une tuyère de calibre 105 A, il s'agit du domaine utilisé dans le cas de référence
- Une tuyère de calibre 85 A (L1 et L2 égales à celles de 105 A)
- Une tuyère de calibre 45 A (L1 et L2 égales à celles de 105 A)

Les cas simulés à la base de cette étude sont listés dans le Tableau 52. Les cas T45, T85 et T105 sont des cas à paramètres nominaux. La tuyère est utilisée avec le courant correspondant à son calibre. Les autres cas sont des variations hors paramètres préconisés que nous utilisons pour comparer et confronter les résultats.

Cas	T45	T85	T105	T85_45	T85_105	T105 Vortex 5°	T105 P2.5
Courant d'arc	45	85	105	45	105	105	105
Calibre de la tuyère modélisée	45	85	105	85	85	105	105
Variation	-	-	-	-	-	Vortex 5° (30° dans les autres)	Pression injectée 2.5 bar (4.3 dans les autres)

Tableau 52: Cas simulés, nominaux en *bleu gras*

IV.2.2) Critère d'énergie : Température maximale

Le jet de plasma doit fondre le métal, en lui apportant de l'énergie thermique en quantité. Notre premier critère sert à évaluer si cette énergie est suffisante. Pour ce faire, nous avons calculé le flux convectif d'enthalpie (image de l'énergie thermique) dans la saignée (Figure 115) (soit à une distance de 3.2 mm du

défecteur donc 4.4 mm de la tuyère) donné par $\int_{\text{Rayon de saignée}} \text{vitesse fluide} \times \text{enthalpie}$

(rayon en m, vitesse en m/s et enthalpie en J/m³). Les résultats ainsi que la température maximale dans la saignée sont listés dans le Tableau 53.

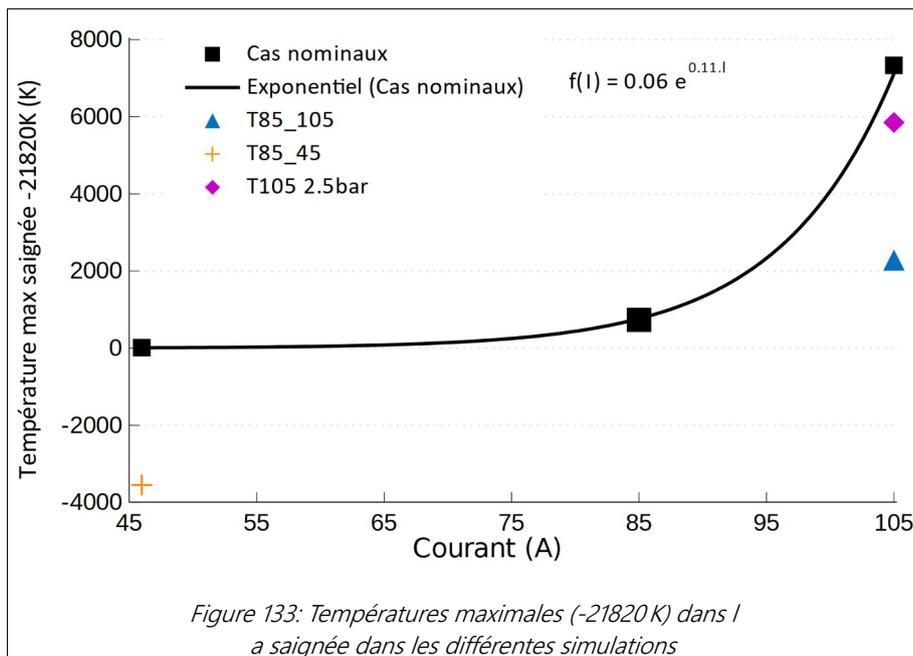
Cas	Courant (A)	Flux convectif d'enthalpie (W)	Critère d'énergie : Température max dans la saignée (K)
T45	45	5553	21820
T85_45	45	6091	18270
T105	105	10972	29130
T105 2.5bar	105	9587	27670
T105 vortex 5°	105	10965	29200
T85_105	105	10884	24100
T85	85	9300	22530

Tableau 53: Valeurs relatives à la puissance thermique dans la saignée
Cas nominaux en *bleu gras*

Le flux convectif d'enthalpie semble corrélé uniquement au courant et n'est pas impacté par des paramètres non nominaux.

Nous avons donc exploré une autre grandeur, la température maximale dans la saignée, qui elle permet de distinguer les différences. Elle est représentée sur la Figure 133, sur laquelle j'ai ôté 21820 K (la température max dans la saignée dans T45) à toutes les températures pour les normaliser.

De plus, j'ai tracé une interpolation exponentielle (par la fonction idoine sur LibreOffice calc) des cas nominaux. On constate que les cas nominaux engendrent des températures supérieures jusqu'à plusieurs milliers de degrés aux cas où la tuyère est surdimensionnée ou sousdimensionnée. Nous utilisons donc la température maximale comme critère d'énergie.



La température maximale à 4.4 mm en aval de la tuyère est donc le **critère d'énergie**, devant être au minimum égal à $0.06e^{(0,11 \cdot I)} + 22000$ K (I en A).

La différence de température max dans la saignée entre le cas nominal à 105 A et celui à 105 A mais 2.5 bar est ténue. Or c'est une pression très faible bien en deça des préconisations des constructeurs, et qui conduit à des saignées beaucoup plus larges et

IV.2.3) Critère d'équilibre débit/courant

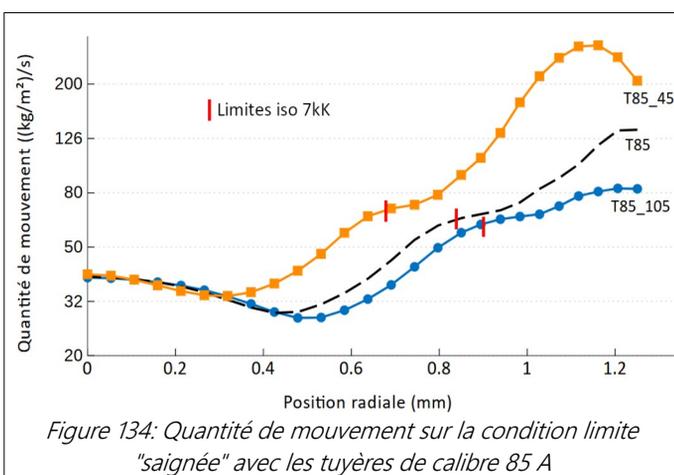
Comme évoqué dans l'introduction de la section III), l'essentiel du débit massique est transité dans l'air froid et ce quel que soit le courant. On le voit sur la Figure 134 qui présente (pour les trois cas avec tuyère de 85 A) les quantités de mouvement fluide au niveau de la saignée. Sur cette figure, l'abscisse part de l'axe de la torche et augmente avec le rayon. Le fait que les courbes de quantité de mouvement soient confondues jusqu'à environ 0.4 mm de rayon (bien avant la limite des 7 kK dans tous les cas) montre que l'intensité du courant n'impacte pas l'écoulement au coeur du jet de plasma, dont la

obliques. Le seul critère de la température max n'est donc pas suffisant pour estimer la qualité et le débit doit être pris en compte, relativement au courant de coupe. C'est ce que fait le prochain critère.

contribution au débit total reste minime (Tableau 54).

Rappelons que le débit (ici au niveau de la saignée, Figure 115) s'obtient en intégrant ces profils de quantité de mouvement sur le rayon, dont la contribution est quadratique.

L'effet de bouchage par le plasma constaté sur le terrain (chapitre 2 II.2.3) est confirmé. Lorsque l'intensité augmente, l'arc, visqueux, s'élargit et restreint le passage de l'air froid périphérique : le débit diminue.



Cas	Position radiale de l'iso 7kK (mm)	Débit dans la saignée (g/s)	Débit >7kK (g/s)
T85_45	0.68	0.75	0.067
T85	0.83	0.40	0.09
T85_105	0.9	0.30	0.10

Tableau 54: Débits dans la saignée dans les cas avec tuyère de calibre 85 A

Les résultats de simulation concernant les débits massiques d'air dans la tuyère ainsi que le critère proposé sont inscrits dans le Tableau 55. Rappelons que ces cas sont tous à pression injectée 4.3 bar (sauf le dernier).

Cas	Débit dans la tuyère (g/s)	Critère d'équilibre : Ce débit/l ² (10 ⁻⁵ g/s.A ²)
T45	0.11	5.43
T85	0.37	5.12
T105	0.63	5.71
T85_45	0.61	30.1
T85_105	0.28	2.54
T105 Vortex 5°	0.64	5.8
T105 2.5bar	0.24	2.18

Tableau 55: Débits de tuyère simulés
Cas nominaux en *bleu gras*

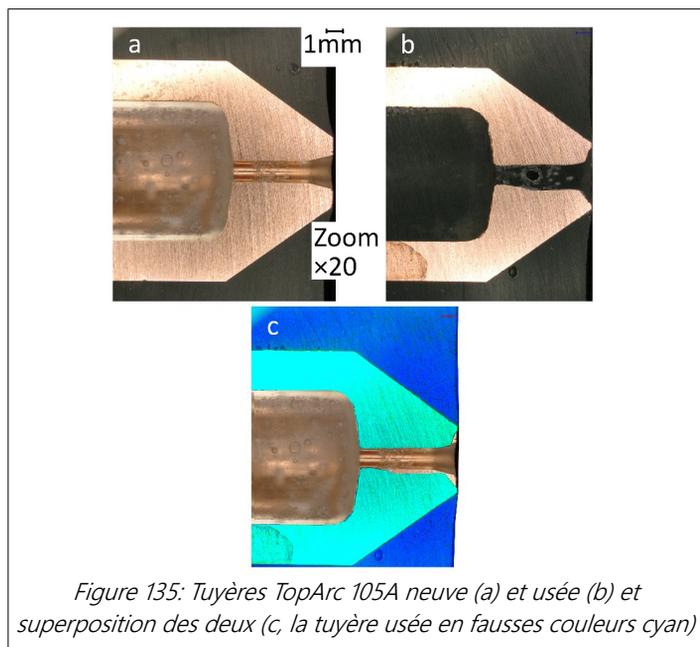
La comparaison des 3 cas nominaux montre que le débit augmente avec le calibre de la tuyère, malgré les plus forts courants. Cela reflète un aspect important de la découpe : l'équilibre débit/courant décrit dans [103]. Pour assurer la coupe, en effet, il faut une certaine énergie thermique, fournie par le courant, pour faire fondre le métal. Par ailleurs, il faut une certaine quantité de mouvement, apportée par le souffle du plasma, pour évacuer ce métal fondu. Ces deux aspects doivent être équilibrés.

J'ai choisi $Q_{\text{tuyère}}/l^2$ comme **critère d'équilibre débit/courant, devant être compris entre $5 \cdot 10^{-5}$ et $6 \cdot 10^{-5}$ (g/s)/A²** ($Q_{\text{tuyère}}$ en g/s et l en A). Les cas nominaux présentent en effet des valeurs de $Q_{\text{tuyère}}/l^2$ proches et comprises dans cet intervalle restreint, tandis que T85_45, où la tuyère est largement surdimensionnée, voit cette valeur multipliée par presque 6. Cela signifie que trop d'énergie thermique est apportée par rapport à la force du jet de plasma. L'effet inverse se produit pour T85_105, où $Q_{\text{tuyère}}/l^2$ est bien en dessous de l'intervalle aaaa

Ce critère et la température maximale dans la saignée sont des indicateurs de la faculté à

découper. Le dernier critère s'intéresse à la robustesse de la tuyère.

IV.2.4) Critère de robustesse : position de l'iso 7000K dans la tuyère



Les tuyères subissent de l'usure lorsque le plasma est allumé (Figure 135). Précisons que ce n'est pas le contact du plasma qui fait fondre la tuyère car la périphérie du jet est froide (Figure 112).

En revanche, l'usure peut être due à des doubles arcs (chapitre 1, qui surviennent lorsque le courant trouve un chemin moins résistif que la colonne de plasma en passant par la tuyère. Cela se produit lorsque la colonne de plasma est suffisamment proche de la tuyère pour provoquer un claquage dans la couche d'air froid.

Ainsi les doubles arcs surviennent

préférentiellement avec les conditions énumérées dans le Tableau 56, issues de l'article de Nemchinsky [42] :

Courant trop important
Orifice de tuyère trop petit
Tuyère trop longue
Débit insuffisant
Vortex insuffisant

Tableau 56: Facteurs de doubles arcs

Note :

En 2D une isotherme est une ligne sur laquelle toutes les températures ont la même valeur. Nous l'appelons iso en abrégé. Il y a des iso pour d'autres grandeurs, par exemple une isovitesse est une ligne sur laquelle toutes les valeurs de vitesse sont égales. En 3D les iso sont des surfaces.

Je me suis demandé : quel est le point commun lorsqu'on applique chacun de ces facteurs ? La distance entre le jet de

plasma et la paroi de la tuyère, qui diminue. Voici la démarche et le raisonnement ayant permis d'aboutir à cette réponse.

Intéressons-nous à la position radiale de l'iso 7000 K. A cette température, l'air commence à devenir conducteur d'électricité. Nous considérons donc 7000 K comme la limite entre l'air froid et le plasma.

Pour visualiser la distance entre le plasma et la tuyère, j'ai tracé l'isotherme 7kK (kiloKelvin). La Figure 136 est un exemple. Par soucis de lisibilité, je n'ai tracé ici que deux cas, T105 et T85_105 (Tableau 52). Ici, donc, les parois de la tuyère 105 A (ainsi que celles des autres consommables) sont en noir, et celles de la tuyère 85 A sont en orange. On constate que les iso 7 kK sont presque confondus. C'est principalement le courant qui préside à leur position, indépendamment de la largeur des tuyères. Les résultats sur la distance paroi-iso 7kK

(par soucis de clarté, indiqués par deux flèches distinctes sur la Figure 136 mais en réalité je l'ai systématiquement mesurée au niveau de celle de gauche) sont rapportés dans le Tableau 57.

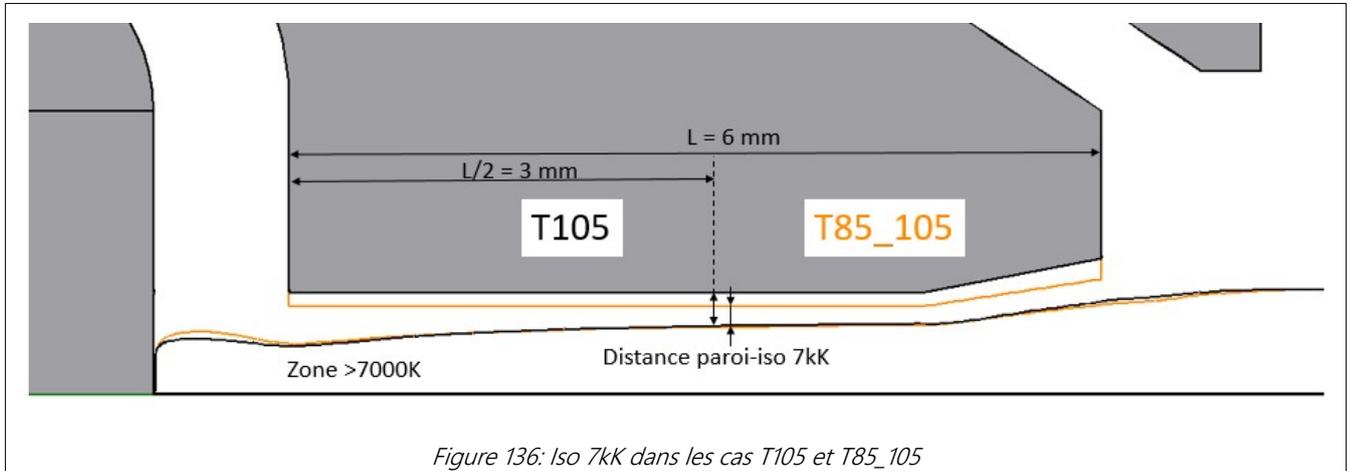


Figure 136: Iso 7kK dans les cas T105 et T85_105

Cas	Courant (A)	Distance paroi - iso 7 kK (μm) au milieu de la tuyère	Critère de robustesse : Cette distance divisée par le courant ($\mu\text{m}/\text{A}$)
T45	45	93	2.07
T85	85	174	2.05
T105	105	245	2.33
T105 2.5bar	105	194	1.85
T105 vortex 5°	105	247	2.35
T85_45	45	261	5.8
T85_105	105	139	1.32

Tableau 57: Distance des parois aux isothermes 7000 K au milieu de la tuyère et au cône et critère de robustesse retenu Cas nominaux en **bleu gras**

Le premier facteur de double arc (Tableau 56) est le courant. Je l'ai donc intégré pour trouver un critère de robustesse.

Prise au milieu de la tuyère, la distance paroi-iso 7000 K divisée par le courant s'est avérée être un bon candidat, voici pourquoi :

Sur les trois cas nominaux, sa valeur est peu dispersée et contenue entre 2 et 2.5 $\mu\text{m}/\text{A}$.

Considérons qu'au dessus de 2 $\mu\text{m}/\text{A}$, la tuyère présente peu de risque de double arc.

Dans le cas T85_45, où la tuyère est largement surdimensionnée, le critère monte à plus de 5 $\mu\text{m}/\text{A}$ et à l'inverse, dans le cas où la tuyère est sous-dimensionnée affiche une valeur plus faible (1.15 $\mu\text{m}/\text{A}$).

Les conditions de double arc énoncées dans le Tableau 56 comprennent également le débit d'air. La simulation T105 P2.5 à pression moindre a permis de tester ce paramètre. Comme attendu, la valeur du critère de robustesse est plus faible dans ce cas à basse pression (donc à débit moindre), car l'arc est moins constricté.

D'après Nemchinsky le manque de vortex serait aussi un facteur de doubles arcs. J'ai fait une simulation où l'angle d'injection du diffuseur est de 5°, contrairement aux autres cas où il vaut 30°. Toutefois on ne distingue pas de différence notable dans la tuyère. Une légère augmentation du rayon de plasma au dessus de la tête de l'électrode dans le cas sans vortex a toutefois été observée (Figure 122). Nemchinsky indique enfin que plus la tuyère est longue, plus le risque de double arc est élevé. Nous

n'avons pas simulé d'autres longueurs de tuyère mais, comme on le constate sur la Figure 136, dans la partie cylindrique de la tuyère, le rayon de l'iso 7000 K augmente en progressant vers l'aval. Une tuyère plus longue entraîne donc vraisemblablement un rapprochement du rayon de conduction de la paroi. La distance paroi-iso 7000 K divisée par le courant est donc notre critère de robustesse, devant être supérieur à 2 $\mu\text{m}/\text{A}$.

IV.2.5) Synthèse

Pour dimensionner une tuyère aux performances similaires à celles de TopArc, nous proposons trois critères calculables numériquement.

- **Critère d'énergie** : La température maximale atteinte à 4.4 mm en aval de la sortie de tuyère doit être **au minimum de $0.06e^{(0.11 \cdot I)} + 22000$ K**
I en A, température en K
- **Critère d'équilibre débit/courant** : la valeur $Q_{\text{tuyère}}/I^2$ doit être **comprise entre $5 \cdot 10^{-5}$ et $6 \cdot 10^{-5}$ (g/s)/A²**
Qtuyère en g/s et I en A
- **Critère de robustesse** : Au milieu de la tuyère, la distance iso 7 kK-paroi divisée par le courant, doit être **supérieure à 2 $\mu\text{m}/\text{A}$** .

Ces trois critères peuvent servir de base pour un dimensionnement et précéder des prototypages. Attention toutefois, car ni la question des paramètres ni de la qualité de coupe ne sont traitées par cette méthode. Elle ne sert qu'à caractériser un jet de plasma en s'assurant qu'il soit capable de couper une certaine épaisseur maximale (donnée par l'intensité [5], par exemple 105 A permet de couper au maximum 40 mm). Le paramétrage final (Tableau 7 du chapitre 1) reste complexe et nous n'avons pas connaissance d'une loi qui puisse relier finement les paramètres de coupe à une bonne qualité, même en ayant caractérisé le jet de plasma. L'annexe 1 est un exemple d'application de ces critères, où le paramètre étudié est le changement de gaz au profit du dioxygène.

V) Synthèse du chapitre 5

Ce chapitre présente l'outil de modélisation qui a soutenu nos études expérimentales. Sa mise en place se base sur la géométrie de la torche et nécessite des hypothèses qui le rendent imparfait. Nous nous sommes donc assurés, par le biais de comparaison avec les résultats expérimentaux initiaux, de sa fiabilité. Dans ce processus et par la suite, le modèle a lui-même permis d'orienter les expériences et les observations. La phase de mise en place est assez longue, et entre le début du maillage et les premiers résultats il m'a fallu environ 2 mois.

Une fois le modèle fonctionnel et validé, les modifications de géométrie ou de paramètres sont rapides et permettent des études qui peuvent préciser nos connaissances, confronter des hypothèses ou tester des paramètres plus facilement qu'on ne pourrait le faire expérimentalement.

Les études numériques ont précisé notre connaissance des écoulements dans la torche. L'essentiel des pertes de charges s'opèrent dans la tuyère pour l'air plasmagène, et dès l'injection pour l'air de protection. De plus, l'effet constricteur du vortex sur l'arc électrique a été montré par simulation. Enfin, l'augmentation du débit ou la diminution du courant (dont nous avons constaté expérimentalement qu'ils conduisaient tous deux à la symétrisation des saignées) ont été étudiés par le prisme du modèle. Il apparaît qu'ils conduisent tous deux à une augmentation du débit mais également à l'augmentation de la proportion de quantité de mouvement tourbillonnante dans le jet de plasma.

Ces deux phénomènes pourraient être à l'origine de la symétrisation.

Par ailleurs avec le modèle nous avons pu étudier l'usure de l'électrode sous un autre angle. Nous avons étudié ce qui se passait lorsqu'on lime l'électrode, ce qui, expérimentalement, permet d'augmenter sa durée de vie. Il apparaît, à la lumière du modèle, que ce n'est pas sans conséquences et conduit à des usures accélérées qui expliquent le gain limité de durée de vie. A l'occasion de cette étude, nous avons exploré l'influence de la forme de la tête de l'électrode et compris pourquoi elles étaient pourvues d'un arrondi : il est favorable à l'écoulement en vortex.

Ensuite, nous avons constaté à l'aide de simulations comparées qu'un insert en hafnium plus large conduisait à une tête d'électrode plus chaude, tandis que la longueur n'a que peu d'impact.

Enfin, l'outil de conception présenté en fin de chapitre est destiné à simplifier cette tâche en s'appuyant sur la modélisation. Basée sur les tuyères du commerce, dont l'efficacité a été constatée, nous avons cherché quelles étaient les **grandeurs** communes lorsqu'elles sont utilisées avec leurs paramètres nominaux, et comparé avec des cas, au contraire, hors du nominal, pour tirer des critères d'efficacité et d'endurance. Ces propositions peuvent orienter des prototypages physiques et réduire leur nombre avant d'aboutir à une géométrie efficace. Toute entrée du modèle, nature du gaz, géométrie, ou courant par exemple, peut être testée.

Conclusion générale

La découpe plasma est un procédé adapté aux épaisseurs moyennes de tout matériau conducteur. Il permet des vitesses de coupe conséquentes avec une bonne qualité dans sa plage courant/épaisseur si les paramètres sont respectés.

Notre étude s'est intéressée à une torche de découpe à air TopArc AT-125 alimentée par un Gys Neocut105 et mue par une table Tecmo Autotec. La première étape a consisté à dessiner la torche en CAO. Cela a servi de base à nos analyses fonctionnelles. Nous avons ainsi pu déterminer quels trajets l'air empruntait à travers la torche. Il y en a trois principaux :

L'air de découpe, l'air de protection et l'air rétroinjecté. Une partie importante de la caractérisation a consisté à mesurer les débits de chaque trajet. Cela était important pour comprendre quelle quantité était nécessaire pour chacune des fonctions assurées par ces trajets. Ainsi par exemple, l'air de découpe, au coeur du procédé, ne représente qu'une faible proportion du débit total injecté.

Tout l'air qui passe dans la torche contribue à son refroidissement. L'émission du plasma soumet en effet la torche à de forts échauffements. Nous avons donc également caractérisé la torche d'un point de vue thermique. Les débits importants lui permettent de stabiliser sa température à des niveaux acceptables.

La torche est constituée d'un flexible, d'un support de tête et de la tête qui comprend cinq pièces consommables : l'électrode, le diffuseur, la tuyère, la buse et le déflecteur. Nous avons analysé le rôle de chacune de ces pièces et avons même élaboré des prototypes pour tester leur rôle. Par exemple, l'électrode est pourvue d'une hélice que nous avons

remplacé par différentes formes, ce qui a conduit à des performances moindres.

Outre la connaissance et la maîtrise du système que nous avons acquises dans le premier temps de cette étude, nous nous sommes intéressés à la qualité de coupe. Le premier constat a été la dispersion conséquente qui fait qu'une saignée n'a pas la même forme sur toute sa longueur. Nous avons donc procédé, pour nos mesures, à la multiplication des essais et avons appliqué une méthode statistique Taguchi pour traiter les résultats et mettre en évidence l'influence de chacun des nombreux paramètres de coupe.

Nous avons particulièrement cherché à expliquer l'origine de l'asymétrie entre les deux côtés de la saignée, dont un était systématiquement plus vertical que l'autre, indépendamment d'un grand nombre de paramètres : angle d'injection d'air, sens et vitesse de coupe, forme de l'électrode, position angulaire de la torche, magnétisation des tôles, circulation du courant. Aucun de ces paramètres ne s'est avéré avoir un impact significatif sur l'asymétrie. En revanche, la pression et le courant ont montré une influence indéniable. Par la suite, à l'aide du modèle numérique, nous avons pu émettre deux hypothèses qui restent à approfondir : la symétrisation pourrait être due à l'augmentation du débit et/ou à l'écoulement en vortex dans et autour du jet de plasma.

Par ailleurs, nous avons constaté lors d'essais filmés avec une caméra rapide que l'arc n'était pas centré sur l'axe de la torche mais légèrement décalé. Il est donc plus proche d'un côté de la saignée que de l'autre. De surcroît, de ce côté, l'arc est stable alors que de l'autre côté, il oscille à une fréquence que nous n'avons pas pu déterminer, car sans doute trop

rapide pour notre caméra (4000 images/seconde). Du côté où l'arc est plus stable, il fait fondre davantage de métal et la dépouille est plus importante.

A l'aide des images de caméra rapide, nous avons également pu observer les mouvements complexes de métal en fusion sous la plaque. Il s'y forme des gouttes qui séjournent quelques instants avant d'être éjectées. Elles sont animées de mouvements tourbillonnants mais pas toujours dans le même sens. La seule injection en vortex par le diffuseur (à angle fixe) semble donc insuffisante pour expliquer ces mouvements. De plus, nous avons constaté lors de coupes non traversantes que la forme de l'hélice de l'électrode avait aussi un impact puisque le côté de son pas déterminait si le métal fondu se déposait à gauche ou à droite de la découpe.

Nous avons également étudié une autre problématique de la découpe : l'usure des consommables. En effet, au cours du fonctionnement, l'électrode des torches à plasma s'use jusqu'à être détruite. Nous avons souhaité établir une correspondance expérimentale entre paramètre de découpe et durée de vie mais, tout comme pour la qualité de coupe, les essais ont été entachés d'une grande dispersion. Le courant réduit l'endurance de l'électrode, comme la littérature nous le précise. La tension quant à elle n'impacte pas l'usure de manière évidente.

Grâce à des observations au microscope, nous avons étudié la formation des cratères dans l'électrode. A défaut de pouvoir expliquer ces phénomènes dont l'origine semble partiellement chaotique, nous avons établi un lien entre la forme des cratères et la durée de vie des électrodes. Pour cela nous avons procédé à des essais d'usure en coupe longue (un amorçage pour 6 minutes de coupe) et observé les têtes

d'électrode entre les cycles. Il s'est avéré que les cratères très asymétriques engendraient des destructions rapides. A l'inverse, des cratères plus étendus, même profonds, sont corrélés à des durées plus grandes.

Nous avons aussi comparé des électrodes Hypertherm aux électrodes TopArc. Les électrodes Hypertherm ont un insert d'hafnium plus large, et cela semble propice à déposer une couronne d'hafnium sur le cuivre dès les premiers cycles. Cela le protège et tend à creuser davantage le cratère au centre de la tête de l'électrode. Les électrodes Hypertherm ont donc une durée de vie beaucoup moins dispersées car leur cratère plus central finit par atteindre une profondeur critique de façon plus certaine. A l'inverse, sur les électrodes TopArc, la formation d'une couronne d'hafnium n'est pas systématique. Dans certains cas, cela permet au cuivre en périphérie de s'user de façon régulière et d'opérer comme un nivellement, qui réduit la profondeur de cratère vis à vis de la surface et permet d'atteindre de grandes durées de vie.

Ce phénomène corrobore notre hypothèse, étayée par le modèle numérique, selon laquelle la profondeur du cratère, relativement à la surface de l'électrode, est un critère favorisant grandement l'usure et la destruction des électrodes. En effet pour les profondeurs importantes, l'écoulement ne se fait plus convenablement et les températures et densités de courant au contact du cuivre deviennent très importantes, entraînant des vaporisations locales et in fine la destruction rapide de l'électrode.

Pour pallier ce problème, nous proposons de limer l'électrode. Cela a fonctionné expérimentalement et nous avons étudié pourquoi à l'aide de simulations. Il n'est pas possible de retrouver les performances

d'une électrode neuve en effectuant un limage et les températures à proximité de la tête de l'électrode augmentent de façon importante. Cela permet tout de même un gain d'endurance qui peut être intéressant financièrement. La forme la plus propice de tête d'électrode pour préserver son intégrité reste l'arrondi dont elle est pourvue quand elle est neuve, car il favorise l'injection en vortex qui constrict l'arc.

Outre cet aspect pratique, le modèle nous a également autorisé à gagner en connaissance théorique sur la torche. Pour ce faire, il a d'abord fallu le calibrer à l'aide de données expérimentales. Le modèle en retour a pu guider les observations et expériences.

Ayant opté pour un modèle 2D axisymétrique stationnaire, il nous était impossible de modéliser la saignée et les déplacements de la torche. Nous avons toutefois obtenu des informations sur le jet de plasma. En les associant à nos expériences et à la littérature, cela nous a notamment permis d'établir un outil de conception basé sur trois critères pour un premier dimensionnement ou une étude théorique de changement de paramètre d'une torche.

Pour conclure la découpe plasma est un vaste sujet qui peut être exploré de bien des manières, parmi lesquelles ces quelques idées :

Les mécanismes de l'asymétrie des saignées pourraient être explorés davantage à l'aide d'essais filmés. En effet, la dynamique du jet de plasma que nous avons pu observer au cours de ces travaux est des plus intéressante : le jet de plasma n'a pas un comportement symétrique. Peut-être ces essais en

direct donneraient à mieux comprendre ce qui induit ce phénomène et comment les paramètres de coupe peuvent l'influencer. En corrélant ces images avec des prises de cotes ultérieures sur les saignées, nous pourrions aussi investiguer les causes de la dispersion. Y-a-t-il un phénomène visible, une oscillation de l'arc à un moment précis par exemple, qui coïncide avec élargissement local de la saignée ? C'est à explorer.

Il est aussi envisageable d'étudier des solutions pour compenser ou annuler l'asymétrie, en créant un flux volontairement asymétrique. Cela pourrait être fait en modifiant la géométrie du déflecteur pour l'air de protection ou de la tuyère pour l'air plasmagène afin de favoriser l'écoulement d'un certain côté de la torche.

Par ailleurs, une modélisation 3D représentant aussi l'hélice de l'électrode semble être une piste pour essayer de comprendre les effets de cette forme. Il reste notamment toujours à expliquer pourquoi changer le sens de cette hélice a pu changer le sens de formation d'un bourrelet d'acier lors d'une coupe non traversante.

Nous pourrions envisager des essais d'usure avec captation d'images en direct sur la tête de l'électrode (à travers des consommables transparents) pour visualiser la dynamique de de l'érosion et de formation du cratère, les déplacements des métaux liquides, la forme des bourrelets. Ces aspects pourraient aussi être étudiés en fonctions de différents paramètres, la forme des pièces à l'intérieur de l'électrode notamment. Nous pourrions ainsi peut-être découvrir pourquoi les électrodes à hélice présentent de bien meilleures durées de vie que celles qui en sont dépourvues.

**Annexe : Application des critères de dimensionnement pour le
changement de gaz de la torche**

Cette annexe est un exemple d'application des critères de dimensionnement présentés dans le chapitre 5 IV.2). et donc voici le rappel :

- **Critère d'énergie** : La température maximale atteinte à 4.4 mm en aval de la sortie de tuyère doit être **au minimum de $0.06e^{(0,11.I)} + 22000$ K**
I en A, température en K
- **Critère d'équilibre débit/courant** : la valeur Q/I^2 doit être **comprise entre 5.10^{-5} et $6.10^{-5}(\text{g/s})/A^2$**
Qtuyère en g/s et I en A
- **Critère de robustesse** : Au milieu de la tuyère, la distance iso 7 kK-paroi divisée par le courant, doit être **supérieure à $2 \mu\text{m}/A$** . Au delà de $2.5 \mu\text{m}/A$ il y a beaucoup de marge.

Imaginons que nous souhaitons conserver la géométrie de torche, avec une tuyère TopArc de calibre 85 A, mais en changeant le gaz plasmagène par du dioxygène pur. Ce gaz est particulièrement adapté à la découpe d'acier doux qu'il accélère tout en réduisant les scories et en rendant les flancs de saignées plus lisses [12].

Les propriétés de ce gaz sont différentes de l'air et le jet de plasma sera donc modifié. Dans ces conditions, appliquons les critères de dimensionnements pour nous assurer que la tuyère sera toujours adaptée.

Les résultats sont basés sur des simulations et sont donnés dans le Tableau 58. Rappelons que les critères de dimensionnement sont dépendant du courant et sont indiqués, après calcul, dans les lignes "critères à 85 A" et "critères à 95 A" de ce tableau. J'explique ensuite la démarche **étape par étape**.

Etape	Cas	Tension (V)	Température max dans la saignée (K)	Débit massique (g/s)	Isotherme 7000 K - paroi (μm)
	Critères à 85 A	-	22 500 K minimum	de 0.36 à 0.43	144 μm minimum
1	T85	139	22 530	0.37	182
2	T85_oxy	133	22 002	0.48	170
	Critères 95 A	-	23 900 K minimum	0.45 à 0.54	160 μm minimum
3	T85_oxy_95A	129	24 124	0.36	140
4	T85_oxy_95A_5bar	135	24 449	0.45	160

Tableau 58: Comparatif des critères de dimensionnement pour utiliser l'O2 avec une tuyère TopArc de calibre 85 A

(Etape 1) Nous partons du cas T85 décrit dans le chapitre 5 Tableau 52, qui pour rappel :

- Utilise une tuyère de calibre 85 A
- Implique un courant d'arc de 85 A

-Utilise l'air comme gaz de coupe et de protection (tous deux injectés à 4.3 bar dans la simulation).

(Etape 2) Ceteris paribus, nous changeons l'air plasmagène injecté par du dioxygène (cas T85_oxy) et lançons les calculs pour arriver à la convergence du cas.

On observe que la tension baisse un peu dans ce cas. Ce n'est absolument pas problématique mais pour garder la même hauteur (expérimentalement) il faudra ôter 6V à la consigne de tension.

La rayon de l'iso 7 000 K augmente légèrement dans la tuyère mais reste dans les limites acceptables.

La température maximale, elle, y chute de façon importante et le débit massique dépasse la limite vu le courant transité. Ces deux derniers paramètres peuvent nous faire redouter une perte de qualité et d'efficacité de coupe par un manque d'énergie et un trop fort débit.

(Etape 3) Pour pallier les deux critères en défaut, j'ai lancé un troisième cas, T85_oxy_95A. Le seul paramètre différent de T85_oxy est le courant que j'ai passé de 85 à 95 A pour augmenter la

température dans la saignée et aussi réduire le débit (rappelons nous qu'un arc plus intense en courant occupe plus d'espace et restreint la circulation du fluide). Attention le passage à 95 A implique de recalculer les critères.

L'augmentation à 95 A a effectivement ramené la température max dans la saignée à une valeur acceptable. En revanche l'élargissement de l'arc s'est fait de manière trop importante au regard du critère de robustesse, et l'isotherme 7000 K se rapproche trop de la paroi de la tuyère. De plus, le débit d'oxygène est faible par rapport au courant transité.

(Etape 4) Pour pallier ces deux problèmes, j'ai simulé un cas (T85_oxy_95A_5bar) en augmentant la pression de 4.3 à 5 bar. Augmenter la pression permet à la fois de resserrer l'arc et d'augmenter le débit massique.

Le résultat est satisfaisant puisque les 3 critères sont alors remplis.

La tension de colonne est 4 V inférieure au cas de base T85 donc il faut compenser cette différence dans la consigne de tension pour garder la même distance torche-plaque.

En conclusion, en utilisant du dioxygène en lieu et place de l'air, une tuyère TopArc de calibre 85 A peut transiter 95 A et la pression doit être augmentée d'environ 0.7 bar.

Références

- [1] I. Langmuir, « Oscillations in Ionized Gases », *Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America*, vol. 14, n° 8, p. 627-637, 1928.
- [2] G. Belmont, L. Rezeau, C. Riconda, et A. Zaslavsky, *Introduction to plasma physics ISBN 978-0-12-818978-8 978-1-78548-306-6*. London: ISTE Press, 2019.
- [3] G. Laroche et M. Orfeuill, Éd., *Les plasmas dans l'industrie: ouvrage réalisé par une équipe d'ingénieurs, de professeurs et de chercheurs ISBN 978-2-86995-017-7*. in Electra. Avon: Dopee, 1991.
- [4] S. Vacquié et M. Aubès, *L'Arc électrique ISBN 978-2-212-05822-2*. Paris: Eyrolles : CNRS Editions, 2000.
- [5] Hypertherm, « Powermax 105 Operator's manual Revision 3 ».
- [6] N. Godinaud, « Etude numérique et expérimentale d'un jet de plasma intensifié », These de doctorat, Université Aix-Marseille, 2023. Consulté le: 9 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.theses.fr/2023AIXM0012>
- [7] P. Fauchais, « Gaz ionisés et plasmas », *Techniques de l'ingénieur*, 2000.
- [8] P. Freton, J. J. Gonzalez, A. Gleizes, F. C. Peyret, G. Caillibotte, et M. Delzenne, « Numerical and experimental study of a plasma cutting torch », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 35, n° 2, p. 115-131, janv. 2002, doi: 10.1088/0022-3727/35/2/304.
- [9] Chemical Rubber Company, *CRC handbook of chemistry and physics: a ready-reference book of chemical and physical data ISBN 978-0-8493-0486-6*, 86. ed. Boca Raton: CRC Press, 2005.
- [10] M. I. Boulos, P. L. Fauchais, et E. Pfender, « Thermodynamic Properties of Plasmas », in *Handbook of Thermal Plasmas*, M. I. Boulos, P. L. Fauchais, et E. Pfender, Éd., Cham: Springer International Publishing, 2023, p. 211-256. doi: 10.1007/978-3-030-84936-8_6.
- [11] L. An et Y. Gao, « Electric Characteristics of Plasma Arc Produced by Bi-Anode Torch », *Journal of Thermal Spray Technology*, vol. 19, p. 459-464, mai 2009, doi: 10.1007/s11666-009-9411-5.
- [12] « Gas selection guide - plasma cutting aluminum, mild/stainless steel ». Consulté le: 22 février 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.hypertherm.com/en-US/resources/articles/guide-to-plasma-gas-selection>
- [13] Y. Cressault, « Propriétés des plasmas thermiques dans des mélanges argon-hydrogène-cuivre », These de doctorat, Université Toulouse 3 Paul Sabatier, 2001. Consulté le: 20 février 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.theses.fr/2001TOU30134>
- [14] V. Rat, « Contribution au calcul des propriétés de transport des plasmas thermiques hors d'équilibre en prenant en compte le couplage électrons-particules lourdes : Applications à l'argon et au mélange Ar-H₂ », These de doctorat, Université de Limoges, 2001.
- [15] A. H. Solo, P. Freton, et J.-J. Gonzalez, « Compositions chimiques et propriétés thermodynamiques à l'ETL d'un mélange air-CH₄ », *Journal International de Technologie, de l'Innovation, de la Physique, de l'Energie et de l'Environnement*, vol. 5, n° 2, Art. n° 2, juin 2019, doi: 10.18145/jitipee.v5i2.221.
- [16] P. Teulet et al., « Experimental study of an oxygen plasma cutting torch: II. Arc-material interaction, energy transfer and anode attachment », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 39, n° 8, p. 1557, mars 2006, doi: 10.1088/0022-3727/39/8/015.
- [17] S. Ghorui, J. V. R. Heberlein, et E. Pfender, « Non-equilibrium modelling of an oxygen-plasma cutting torch », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 40, n° 7, p. 1966, mars 2007, doi: 10.1088/0022-3727/40/7/020.
- [18] J. Haidar, « Local thermodynamic equilibrium in the cathode region of a free burning arc in argon », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 28, n° 12, p. 2494-2504, déc. 1995, doi: 10.1088/0022-3727/28/12/016.
- [19] J. P. Trelles, C. Chazelas, A. Vardelle, et J. V. R. Heberlein, « Arc Plasma Torch Modeling », *J Therm Spray Tech*, vol. 18, n° 5, p. 728-752, déc. 2009, doi: 10.1007/s11666-009-9342-1.
- [20] P. Freton, « Etude d'un arc de découpe par plasma d'oxygène, Modélisation-Expérience », These de doctorat, Université Toulouse 3 Paul Sabatier, 2002.
- [21] F. Sambou, « Caractérisation théorique de la cathode creuse d'une torche industrielle à plasma thermique (300 kW) », These de doctorat, Université Toulouse 3 Paul Sabatier, 2021.
- [22] J. Menart, J. Heberlein, et E. Pfender, « Theoretical radiative transport results for a free-burning arc using a line-by-line technique », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 32, n° 1, p. 55-63, janv. 1999, doi: 10.1088/0022-3727/32/1/010.
- [23] « Handbook of Thermal Plasmas », [springerprofessional.de](https://www.springerprofessional.de/handbook-of-thermal-plasmas/24047162). Consulté le: 5 avril 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.springerprofessional.de/handbook-of-thermal-plasmas/24047162>
- [24] F. Fabry, C. Rehm, V. Rohani, et L. Fulcheri, « Waste Gasification by Thermal Plasma: A Review », *Waste Biomass Valor*, vol. 4, n° 3, p. 421-439, sept. 2013, doi: 10.1007/s12649-013-9201-7.

- [25] A. Ephraïm, « Valorization of wood and plastic waste by pyro-gasification and syngas cleaning », These de doctorat, Ecole nationale des Mines d'Albi-Carmaux, 2016. Consulté le: 19 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.theses.fr/2016EMAC0019>
- [26] M.-S. Jang *et al.*, « High-throughput thermal plasma synthesis of Fe_xCo_{1-x} nano-chained particles with unusually high permeability and their electromagnetic wave absorption properties at high frequency (1-26 GHz) », *Nanoscale*, vol. 13, n° 27, p. 12004-12016, juill. 2021, doi: 10.1039/d1nr01845k.
- [27] M. I. Boulos, P. L. Fauchais, et E. Pfender, « Wire-Arc Spray Torches ISBN 978-3-030-84936-8 », in *Handbook of Thermal Plasmas*, M. I. Boulos, P. L. Fauchais, et E. Pfender, Éd., Cham: Springer International Publishing, 2023, p. 743-794. doi: 10.1007/978-3-030-84936-8_48.
- [28] « Special products », Gulhfi AG. Consulté le: 19 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.gulhfi.com/special-products>
- [29] D. Hong, G. Sandolache, J.-M. Bauchire, F. Gentils, et C. Fleurier, « A new optical technique for investigations of low-voltage circuit breakers », *Plasma Science, IEEE Transactions on*, vol. 33, p. 976-981, mai 2005, doi: 10.1109/TPS.2005.844488.
- [30] A. B. Vannes et J. F. Chaussier, *La découpe par procédés « haute énergie »: laser, jet d'eau, plasma, électro-érosion ISBN 978-2-85400-356-7*. Senlis (France): CETIM, 1995.
- [31] « Hypertherm, Technologie de coupage au plasma : Théorie et pratique ». [En ligne]. Disponible sur: <https://www.hypertherm.com/Download?fileId=HYP138322&zip=False>
- [32] R. Gage, « Arc Torch and Process », US2858411
- [33] « Générateurs plasma Hypertherm | Contact REMO (Machines-outils et outillages) ». Consulté le: 30 novembre 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.usinenouvelle.com/expo/generateurs-plasma-hypertherm-p385092850.html>
- [34] « Le Principe du soudage au plasma », <https://www.polysoude.com/fr/soudage-plasma/>.
- [35] « Afnor Iso 9013 Coupage thermique — Classification des coupes thermiques — Spécification géométrique des produits et tolérances relatives à la qualité ». avril 2017.
- [36] Trumpf, « https://www.trumpf.com/fr_FR/produits/laser/, consulté le 18 mars 2021 ».
- [37] U. Thombansen, T. Hermanns, et S. Stoyanov, « Setup and Maintenance of Manufacturing Quality in CO₂ Laser Cutting », *Procedia CIRP*, vol. 20, p. 98-102, janv. 2014, doi: 10.1016/j.procir.2014.05.037.
- [38] Cathy, « Quels sont les avantages de la découpe au jet d'eau pour l'industrie aéronautique », rapiddirect. Consulté le: 5 avril 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.rapiddirect.com/fr/blog/waterjet-cutting-in-the-aerospace-industry/>
- [39] « Oxy-fuel cutting - Kjellberg ». Consulté le: 5 février 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.kjellberg.de/oxy-fuel-cutting.html>
- [40] « Le procédé d'oxycoupage | Air Liquide France Industrie - Fournisseur de gaz industriels ». Consulté le: 29 novembre 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://fr.airliquide.com/solutions/soudage-industriel/soudage-avec-procede-doxycoupage>
- [41] J. S. Shin *et al.*, « Laser cutting of steel plates up to 100 mm in thickness with a 6-kW fiber laser for application to dismantling of nuclear facilities », *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 100, p. 98-104, janv. 2018, doi: 10.1016/j.optlaseng.2017.08.001.
- [42] V. A. Nemchinsky et W. S. Severance, « What we know and what we do not know about plasma arc cutting », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 39, n° 22, p. R423, nov. 2006, doi: 10.1088/0022-3727/39/22/R01.
- [43] « Coupage thermique et coupage au jet d'eau », Techniques de l'Ingénieur. Consulté le: 5 février 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/mecanique-th7/procedes-d-usinage-42190210/coupage-thermique-et-coupage-au-jet-d-eau-bm7280/>
- [44] « Flow Waterjet | Waterjet Cutting Technology ». Consulté le: 5 février 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.flowwaterjet.com/>
- [45] « COMPARATIF DES TECHNIQUES DE DÉCOUPE - PHENIX TECHNOLOGIE ». Consulté le: 19 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.phenixtechnologie.fr/comparatif-procedes-decoupe/>, <https://www.phenixtechnologie.fr/comparatif-procedes-decoupe/>

- [46] « Metal Cutting Machine Market Size And Share Report, 2030 ». Consulté le: 19 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.grandviewresearch.com/industry-analysis/metal-cutting-machine-market>
- [47] M. Harničárová, « Techno-economical comparison of cutting material by laser, plasma and oxygen », *Tehnicki vjesnik - Technical Gazette* 19(4):813-817, 2012.
- [48] Hypertherm, « Coûts de fonctionnement du coupage plasma automatisé, <https://www.hypertherm.com/fr/learn/articles/operational-costs-of-automated-plasma-cutting/>, consulté le 16 novembre 2020 ». 2016.
- [49] V. A. Nemchinsky, « Dross formation and heat transfer during plasma arc cutting », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 30, n° 18, p. 2566-2572, sept. 1997, doi: 10.1088/0022-3727/30/18/011.
- [50] V. Colombo, A. Concetti, E. Ghedini, S. Dallavalle, et M. Vancini, « High-speed imaging in plasma arc cutting: a review and new developments », *Plasma Sources Sci. Technol.*, vol. 18, n° 2, p. 023001, mars 2009, doi: 10.1088/0963-0252/18/2/023001.
- [51] K. C. Potter et G. S. Settles, « Flow Visualization of Dross Formation in Plasma Cutting of Steel », p. CC.04, nov. 1996.
- [52] K. P. Maity et D. K. Bagal, « Effect of process parameters on cut quality of stainless steel of plasma arc cutting using hybrid approach », *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 78, n° 1, p. 161-175, avr. 2015, doi: 10.1007/s00170-014-6552-6.
- [53] « Inconel, Monel, Hastelloy, Titanium Materials Manufacturer & Supplier », Robust Special Metals. Consulté le: 18 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.robustspecialmetals.com/>
- [54] H. Ramakrishnan, R. Balasundaram, N. Ganesh, et N. Karthikeyan, « Experimental investigation of cut quality characteristics on SS321 using plasma arc cutting », *J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 40, n° 2, p. 60, janv. 2018, doi: 10.1007/s40430-018-0997-8.
- [55] I. Y. Matushkina, A. Sergey, et Yu. A. Pyckin, « Effect of the Gas-Vortex Stabilization Method on the Plasma Cutting Quality », *Materials Science Forum*, vol. 989, p. 781-786, mai 2020, doi: 10.4028/www.scientific.net/MSF.989.781.
- [56] K. Salonitis et S. Vatsouianos, « Experimental Investigation of the Plasma Arc Cutting Process », *Procedia CIRP*, vol. 3, p. 287-292, janv. 2012, doi: 10.1016/j.procir.2012.07.050.
- [57] J. Peters, B. Bartlett, J. Lindsay, et J. Heberlein, « Relating Spectroscopic Measurements in a Plasma Cutting Torch to Cutting Performance », *Plasma Chem Plasma Process*, vol. 28, n° 3, p. 331-352, juin 2008, doi: 10.1007/s11090-008-9129-z.
- [58] B. Nedic *et al.*, « QUALITY OF PLASMA CUTTING », mai 2013.
- [59] A. Beled et B. Rajamony, « Plasma arc cutting optimization parameters for aluminum alloy with two thickness by using Taguchi method », juill. 2016, p. 060002. doi: 10.1063/1.4958776.
- [60] Site de Hypertherm, « Dix erreurs courantes lors du coupage plasma, <https://www.hypertherm.com/fr/learn/articles/10-common-plasma-cutting-mistakes/> ». 2018.
- [61] V. Nemchinsky, « Cathode Erosion due to Evaporation in Plasma Arc Cutting Systems », *Plasma Chem Plasma Process*, vol. 33, n° 2, p. 517-526, avr. 2013, doi: 10.1007/s11090-013-9440-1.
- [62] V. A. Nemchinsky et M. S. Showalter, « Cathode erosion in high-current high-pressure arc », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 36, n° 6, p. 704-712, mars 2003, doi: 10.1088/0022-3727/36/6/312.
- [63] J. Peters, F. Yin, C. F. M. Borges, J. Heberlein, et C. Hackett, « Erosion mechanisms of hafnium cathodes at high current », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 38, n° 11, p. 1781-1794, juin 2005, doi: 10.1088/0022-3727/38/11/019.
- [64] V. Nemchinsky, « Heat Transfer in Plasma Arc Cutting ISBN 978-3-319-32003-8 », in *Handbook of Thermal Science and Engineering*, F. A. Kulacki, Éd., Cham: Springer International Publishing, 2017, p. 1-62. doi: 10.1007/978-3-319-32003-8_28-1.
- [65] J. Gruber, J. Šonský, et J. Hlína, « Diagnostics of cathode material loss in cutting plasma torch », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 47, n° 29, p. 295201, juin 2014, doi: 10.1088/0022-3727/47/29/295201.
- [66] S. Ghorui, K. C. Meher, R. Kar, N. Tiwari, et S. N. Sahasrabudhe, « Unique erosion features of hafnium cathode in atmospheric pressure arcs of air, nitrogen and oxygen », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 49, n° 29, p. 295201, juin 2016, doi: 10.1088/0022-3727/49/29/295201.
- [67] L. Luo, « Process and apparatus for reducing electrode wear in a plasma arc torch US5166494A ». 1992.

- [68] E. Baillot, « Torche de coupage plasma à circuits d'injection de gaz différenciés, Demande de brevet à l'office européen des brevets sous le numéro 05300121.0 », 2005
- [69] B. Barthelemy, « Electrode en alliage d'argent pour torche à plasma, , Demande de brevet à l'office européen des brevets sous le numéro 08169245.1 », 2009
- [70] P. Pitayachaval et M. Sato, « Investigating Parameters That Effect to Wear of Plasma Nozzle », *MATEC Web Conf.*, vol. 213, p. 01010, 2018, doi: 10.1051/mateconf/201821301010.
- [71] L. Prevosto, H. Kelly, B. Mancinelli, L. Prevosto, H. Kelly, et B. Mancinelli, « On the Double-Arcing Phenomenon in a Cutting Arc Torch ISBN 978-953-307-620-1 », in *Numerical Simulations of Physical and Engineering Processes*, IntechOpen, 2011. doi: 10.5772/23739.
- [72] « Spécifications de la table de découpe Tecmo Autotec ». 2017. [En ligne]. Disponible sur: http://autotecitalia.it/upld/repository/File/Cutting_Table_flyer_2017-Inglese.pdf
- [73] « Qu'est-ce que l'indice de protection électrique ? », 123elec. Consulté le: 9 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.123elec.com/indice-protection-electrique>
- [74] « Alliages de cuivre : Harald Pihl AB », www.haraldpihl.com. Consulté le: 9 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: https://www.haraldpihl.com/fr/produits/alliages-de-cuivre/?language=fr_FR
- [75] « C111 | CW114A | Sulphur Copper | Holme Dodsworth Metals Ltd ». Consulté le: 9 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.holmedodsworth.com/data-sheets/copper-datasheets/c111-cw114a-sulphur-copper>
- [76] « SMC ITV2050-01F2BL3 regulator, electro-pneumatic, IT2000/ITV », [SMCpneumatics.com](http://smcpneumatics.com). Consulté le: 9 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.smcpneumatics.com/ITV2050-01F2BL3.html>
- [77] « SMC PF2A751-04-67-M digital flow sw, integ sensor, IF/PFA FL ». Consulté le: 9 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.smcpneumatics.com/PF2A751-04-67-M.html>
- [78] « Therminde », [Swedtool](http://www.swedtool.se). Consulté le: 9 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <http://www.swedtool.se/therminde/>
- [79] W. Wien, « Ueber die Energievertheilung im Emissionsspectrum eines schwarzen Körpers », *Annalen der Physik*, no 296, p. 662-669, 1896.
- [80] « PEINTURE ALU 700°C », [JELT](http://www.itwpc.com). Consulté le: 9 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.itwpc.com/produits/peinture-alu-700c>
- [81] « Support for FLIR E95 - Discontinued | Teledyne FLIR ». Consulté le: 9 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.flir.fr/support/products/e95/#Overview>
- [82] « Chapitre 9 : théorie de l'échantillonnage - Théorème de Shannon ». Consulté le: 9 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: https://ressources.unisciel.fr/TraitementDuSignal/Semaine09/co/module_Semaine09_6.html
- [83] L. Girard, « Caractérisation expérimentale d'une torche de découpe dans l'oxygène : étude du jet de plasma et de l'interaction arc-matériau », These de doctorat, Université Toulouse 3 Paul Sabatier, 2004. Consulté le: 9 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.theses.fr/2004TOU30269>
- [84] J. Peters, J. Heberlein, et J. Lindsay, « Spectroscopic diagnostics in a highly constricted oxygen arc », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 40, n° 13, p. 3960, juin 2007, doi: 10.1088/0022-3727/40/13/008.
- [85] K. Matsuyama, « Current status of high tolerance plasma arc cutting in Japan. », *Weld. World* 39 (4), 165-171., 1997.
- [86] Z. Giles, « How Does a Plasma Cutter Work? A Beginner Welder's Guide », [American Torch Tip](http://americantorchtip.com). Consulté le: 5 décembre 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://americantorchtip.com/blog/how-does-a-plasma-cutter-work/>
- [87] « What does the "good side" and "bad side" of a plasma cut mean ». Consulté le: 5 décembre 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.hypertherm.com/en-US/resources/spark-the-blog/what-does-the-good-side-and-bad-side-of-a-plasma-cut-mean/>
- [88] K. Salotinis et S. Vatousianos, « Experimental Investigation of the Plasma Arc Cutting Process », *45th CIRP Conference on Manufacturing Systems (2012)*.
- [89] M. Pillet, *Les plans d'expériences par la méthode Taguchi* ISBN-10. 270812031X. 2011.
- [90] S. Masoudi, M. Mirabdolahi, M. Dayyani, F. Jafarian, A. Vafadar, et M. R. Dorali, « Development of an intelligent model to optimize heat-affected zone, kerf, and roughness in 309 stainless steel plasma cutting by using experimental results », *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 34, n° 3, p. 345-356, févr. 2019, doi: 10.1080/10426914.2018.1532579.

- [91] R. Bini, B. M. Colosimo, A. E. Kutlu, et M. Monno, « Experimental study of the features of the kerf generated by a 200A high tolerance plasma arc cutting system », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 196, n° 1, p. 345-355, janv. 2008, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.05.061.
- [92] Afnor, « ISO 9013 standard Thermal cutting - Classification of thermal cuts - Geometrical product specification and quality tolerances ». 2017.
- [93] « How does magnetism in pipes stop the welding process? | Engineer Live ». Consulté le: 7 décembre 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.engineerlive.com/node/1822>
- [94] V. A. Nemchinsky et W. S. Severance, « Plasma arc cutting: speed and cut quality », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 42, n° 19, p. 195204, sept. 2009, doi: 10.1088/0022-3727/42/19/195204.
- [95] V. Nemchinsky, « Erosion of Thermionic Cathodes in Welding and Plasma Arc Cutting Systems », *Plasma Science, IEEE Transactions on*, vol. 42, p. 199-215, janv. 2014, doi: 10.1109/TPS.2013.2287794.
- [96] S. V. Patankar, *Numerical heat transfer and fluid flow ISBN 978-1-138-56469-5*. Boca Raton: CRC Press, 1980.
- [97] Y. NAGHIZADEH KASHANI, « Calcul du transfert radiatif dans un plasma d'air », These de doctorat, Université Toulouse 3 Paul Sabatier, 1999. Consulté le: 5 avril 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://theses.fr/1999TOU30145>
- [98] H. Abdelhakim, J. P. Dinguirard, et S. Vacquie, « The influence of copper vapour on the transport coefficients in a nitrogen arc plasma », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 13, n° 8, p. 1427, août 1980, doi: 10.1088/0022-3727/13/8/012.
- [99] B. Ravary, L. Fulcheri, J. A. Bakken, G. Flamant, et F. Fabry, « Influence of the Electromagnetic Forces on Momentum and Heat Transfer in a 3-Phase ac Plasma Reactor », *Plasma Chemistry and Plasma Processing*, vol. 19, n° 1, p. 69-89, mars 1999, doi: 10.1023/A:1021855916566.
- [100] Polytechnique Montréal, « Cours de mécanique des fluides ». [En ligne]. Disponible sur: <https://cours.polymtl.ca/MReggio/mec4270/MECAFLU/Flip8bMF/MecaFlu2014-8b.pdf>
- [101] Y. Yokomizu, T. Matsumura, R. Henmi, et Y. Kito, « Total voltage drops in electrode fall regions of , argon and air arcs in current range from 10 to 20 000 A », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 29, n° 5, p. 1260, mai 1996, doi: 10.1088/0022-3727/29/5/020.
- [102] M. S. Benilov et M. D. Cunha, « Heating of refractory cathodes by high-pressure arc plasmas: I », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 35, n° 14, p. 1736-1750, juill. 2002, doi: 10.1088/0022-3727/35/14/314.
- [103] S. Ramakrishnan, M. Gershenson, F. Polivka, T. N. Kearney, et M. W. Rogozinski, « Plasma generation for the plasma cutting process », *IEEE Transactions on Plasma Science*, vol. 25, n° 5, p. 937-946, oct. 1997, doi: 10.1109/27.649600.

Contact : schabert@gmx.fr