

Alma Mater Studiorum – Università di Bologna

DOTTORATO DI RICERCA IN
MECCANICA DEI MATERIALI E PROCESSI
TECNOLOGICI

Ciclo XXII

Settore scientifico-disciplinare di afferenza: ING/IND 0018

TITOLO TESI

SIMULAZIONE E DIAGNOSTICA DI PLASMI TERMICI AD
ARCO TRASFERITO PER IL TAGLIO DI MATERIALI
METALLICI

Presentata da: Dott. Gianmatteo Cantoro

Coordinatore Dottorato

Relatore

Chiar.mo Prof. Tullio Trobetti

Chiar.mo Prof. Vittorio Colombo

Esame finale anno 2010

INDICE

CAPITOLO 1
GENERALITA' SUL PLASMA

1.1	Lo stato di plasma	1
	Che cos'è il plasma	1
1.2	Temperatura in un plasma	2
1.3	Differenti tipi di plasma	5

CAPITOLO 2
DEFINIZIONE DI PLASMA

2.1	Plasmi termici	7
2.2	Generazione di un plasma termico	9
2.3	Proprietà dei plasmi termici	11
	Composizione del plasma	11
	Proprietà termodinamiche	13
	Funzioni di partizione	13
	Funzioni termodinamiche	14
	Proprietà di flusso e di trasporto	14
2.4	Definizione di CTE e LTE	16
	Concetto di <i>Local Thermodynamic Equilibrium</i>	17
2.5	Definizione rigorosa dello stato di plasma	18
	Lunghezza di <i>Debye</i>	18
2.6	Quasi-neutralità	21

CAPITOLO 3
APPLICAZIONI INDUSTRIALI del PLASMA

3.1	Breve trattazione sul trattamento di rifiuti	25
3.2	Taglio dei materiali	26
	Taglio al laser	27
	Taglio ossiacetilenico	28
	Taglio al plasma	28

CAPITOLO 4
DESCRIZIONE di UNA TORCIA DA TAGLIO

4.1	Catodo	34
4.2	Ugello	37
4.3	<i>Shield</i>	43

CAPITOLO 5
TAGLIO AL PLASMA

5.1	Fasi di taglio	46
5.2	Qualità di taglio	50
5.3	Come determinare la qualità delle superfici tagliate	53
	Qualità delle superfici	53
5.4	Velocità di taglio	55
5.5	Utilizzo dei gas	57

CAPITOLO 6
PROBLEMATICHE del TAGLIO AL PLASMA

6.1	Formazione di bave	62
6.2	<i>Kerf width</i>	69

6.3	<i>Bevel angle</i>	70
6.4	Problemi nella qualità del taglio di fori	72
6.5	<i>THC (Torch Height Control)</i>	75
CAPITOLO 7		
MODELLO FISICO MATEMATICO USATO PER LA MODELLAZIONE		78
7.1	Equazioni generali	79
7.2	Turbolenza	81
7.3	Modello di irraggiamento	88
CAPITOLO 8		
SIMULAZIONI 2D della TORCIA CEBORA CP250G PER IL TAGLIO di PICCOLI SPESSORI		
8.1	Definizione della geometria	95
8.2	Diagnostica della torcia convenzionale	98
8.3	Valutazione di nuove geometrie	109
CAPITOLO 9		
ANALISI dell'USURA DEL CATODO		
9.1	Definizione delle condizioni operative	115
9.2	Simulazione del catodo ad inizio vita	116
9.3	Simulazione del catodo a circa metà vita	119
9.4	Simulazione del catodo a fine vita	122
CAPITOLO 10		
ANALISI del TAGLIO di MATERIALI METALLICI di GROSSO SPESSORE		
10.1	Definizione della geometria e delle condizioni operative	126
10.2	Simulazioni del terzo canale	129
10.3	Parametrizzazione della portata di gas terziario	133
CAPITOLO 11		
DIAGNOSTICA PNEUMATICA del SISTEMA di SFIATO		
11.1	Descrizione dell'impianto	136
11.2	Descrizione delle fasi di funzionamento	138
11.3	Descrizione dei risultati	146
CAPITOLO 12		
DIAGNOSTICA della TORCIA CEBORA CP161 MANUALE		
12.1	Introduzione alle torce manuali	152
12.2	Definizione della geometria e delle condizioni operative	155
12.3	Studio della torcia con lunghezza del catodo e della torcia di refrigerazione maggiore	156
12.4	Studio della torcia con diversa posizione relativa tra catodo e cannucchia di refrigerazione	163
CAPITOLO 13		
DIAGNOSTICA TRIDIMENSIONALE della TORCIA CEBORA CP91 MANUALE		
13.1	Definizione della geometria e delle condizioni operative	166
13.2	Analisi dei risultati	168

CAPITOLO 14
ANALISI TRIDIMENSIONALE DEL DIFFUSORE CEBORA
3x1,1

14.1	Diagnostica del diffusore	174
14.2	Parametrizzazione delle pressioni operative	178

CAPITOLO 15
DIAGNOSTICA SCHLIEREN

15.1	Un po' di storia	181
15.2	Concetti generali	186
15.3	Sorgente di luce puntiforme	188
15.4	Caso realistico, sorgente di luce estesa	189
15.5	Configurazione degli specchi a Z	191
15.6	Sensibilità	193
15.7	Apparato sperimentale	196
15.8	Impianto di taglio	201
15.9	Prove a freddo	203
15.10	Prove con arco pilota	204
15.11	Prove di taglio du <i>mild steel</i>	205

CAPITOLO 16
RISULTATI FINALI e SVILUPPI FUTURI

209

BIBLIOGRAFIA

213

CAPITOLO 1

GENERALITA' SUL PLASMA

PARAGRAFO 1.1

LO STATO DI PLASMA

Lo stato di plasma è definito frequentemente come quarto stato della materia dopo solido, liquido e gas. Questa classificazione deriva dal fatto che il 99% dell'universo conosciuto è nello stato di plasma.

CHE COS'E' IL PLASMA?

La seguente definizione deve essere ristretta ai plasmi gassosi, che consistono in una miscela di elettroni, ioni e neutri. Finché la massa degli ioni e dei neutri è molto maggiore rispetto alla massa degli elettroni verranno considerati come i componenti pesanti del plasma. Alcune delle particelle pesanti sono in uno stato di eccitazione a causa dell'elevato contenuto di energia nel plasma. Le particelle nello stato eccitato possono tornare nello stato base ricombinandosi con un elettrone, emettendo un fotone. Questo processo è il responsabile della luminosità di un plasma. In generale un plasma contiene elettroni, ioni, neutri nello stato base, particelle eccitate e fotoni. Una miscela può essere definita plasma solo se le cariche negative sono bilanciate dalle cariche positive. Questa proprietà è conosciuta come quasi neutralità di un plasma.

Al contrario di un gas normale, il plasma è elettricamente conduttivo grazie alla presenza di portatori di cariche liberi. Infatti, un plasma può raggiungere un valore di conduttività elettrica paragonabile a quella di un metallo a temperatura

ambiente. Ad esempio un plasma di idrogeno a 10^6 Kelvin ha la stessa conduttività del rame a temperatura ambiente.

PARAGRAFO 1.2

TEMPERATURA IN UN PLASMA

Le temperature cinetiche all'interno di un plasma, come in ogni altro gas, sono definite dall'energia cinetica media di una particella, cioè:

$$\frac{1}{2} m \bar{v}^2 = \frac{3}{2} kT \quad (1.1)$$

Dove m è la massa di una particella, $(\bar{v}^2)^{1/2}$ è il valor medio quadratico della sua effettiva velocità, k è la costante di Boltzmann e T rappresenta la temperatura assoluta (in K). L'equazione (1.1) implica che le particelle seguono la distribuzione di Maxwell-Boltzmann, che può essere espressa come:

$$dn_v = n f(v) dv \quad (1.2)$$

$$f(v) = \frac{4}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{2kT}{m} \right)^{3/2} v^2 \exp\left(-\frac{mv^2}{2kT} \right) \quad (1.3)$$

questa distribuzione raggiunge il massimo in $v_m = (2kT/m)^{1/2}$. Il numero di densità di particelle con velocità compresa tra v e $v + dv$ è dato da dn_v . Da questa distribuzione segue che la velocità media è data da:

$$\bar{v} = \int_0^{\infty} v f(v) dv = (8kT / \pi m)^{1/2} \quad (1.4)$$

e la velocità media quadratica è data dalla formula 1.5

$$\bar{v}^2 = \int_0^{\infty} v^2 f(v) dv = \frac{3kT}{m}. \quad (1.5)$$

Il fatto che si stabilisca una distribuzione di Maxwell-Boltzmann tra le particelle in un plasma o in un gas comune, dipende fortemente dall'interazione tra le particelle, cioè dalla frequenza delle collisioni e dall'energia scambiata nelle collisioni. Applicando l'equazione di conservazione dell'energia in un urto elastico tra due particelle di massa m e m' , si può vedere che mediamente lo scambio di energia cinetica è dato da:

$$\Delta E_{cin} = \frac{2mm'}{(m+m')^2} \quad (1.6)$$

questo risultato implica per particelle della stessa massa ($m=m'$) una variazione di energia cinetica pari a $\Delta E=1/2$, e quindi ogni distorsione della distribuzione di Maxwell-Boltzmann tra particelle viene eliminata dopo poche collisioni.

Queste considerazioni dimostrano come in un plasma dominato dalle collisioni, si possa assumere che le particelle pesanti e gli elettroni abbiano tra di loro una distribuzione di Maxwell-Boltzmann che permette la definizione di una temperatura corrispondente a queste specie.

Definendo con il pedice r i vari componenti (come elettroni, ioni e neutri) di un plasma si può scrivere la distribuzione di Maxwell-Boltzmann per ciascuna specie, nei termini dell'energia cinetica $E_r = \frac{1}{2}mv_r^2$ come:

$$dn_{E_r} = \frac{2n_r}{\sqrt{\pi}} (kT)^{-3/2} \exp\left(-\frac{E_r}{kT_r}\right) dE_r \quad (1.7)$$

dove T_r rappresenta la temperatura del componente r . Come si vedrà successivamente, la temperatura delle diverse specie può essere la stessa oppure no. Visto che elettroni e ioni hanno masse molto differenti, $m_e \ll m_i$, sono richieste migliaia di collisioni prima che la differenza di energia tra elementi pesanti ed elementi leggeri venga eliminata.

Il modo più comune per generare un plasma e mantenerlo è l'applicazione di una scarica elettrica. In questa scarica l'elevata mobilità degli elettroni permette di trasferire una parte di energia dal campo elettrico applicato agli elementi pesanti del plasma. Ma anche con un eccellente accoppiamento collisionale tra elementi pesanti e elementi leggeri, sarà sempre presente una differenza di temperatura tra i due. L'energia trasmessa da un elettrone ad un elemento pesante in una singola collisione può essere scritta come:

$$\frac{3}{2} k(T_e - T_i) \frac{2m_e}{m_i} \quad (1.8)$$

dove T_e e T_i rappresentano rispettivamente, la temperatura degli elettroni e degli elementi pesanti all'interno di un plasma. L'energia che un elettrone acquista da un campo elettrico (E) tra collisioni è pari a:

$$eE\bar{v}_d\bar{\tau}_e$$

dove \bar{v}_d è la velocità media di deriva e $\bar{\tau}_e$ è il tempo medio tra due collisioni. Prendendo $\bar{\tau}_e = l_e / \bar{v}_e$, dove $\bar{v}_e = (8kT_e / \pi m_e)^{1/2}$ e l_e è il libero cammino medio di un elettrone, segue per un situazione stazionaria:

$$\frac{T_e - T_i}{T_e} = \frac{3\pi m_i}{32 m_e} \left(\frac{e l_e E}{\frac{3}{2} k T_e} \right) \quad (1.9)$$

in accordo con l'equazione (1.9), l'equilibrio cinetico richiede che l'energia acquisita dagli elettroni, in un campo elettrico, tra due collisioni sia

molto piccola rispetto all'energia cinetica media degli elettroni. All'equazione 1.9 può essere data un'altra interpretazione:

$l_e \propto 1/p$, dove p è la pressione, quindi:

$$\frac{T_e - T_i}{T_e} = \frac{\Delta T}{T_e} \propto \left(\frac{E}{p} \right)$$

Come si vede da questa relazione il termine E/p gioca un ruolo determinante nella determinazione dell'equilibrio cinetico in un plasma. Per piccoli valori di questo termine la temperatura degli elettroni si avvicina alla temperatura degli elementi pesanti - cosa necessaria per l'esistenza dell'equilibrio termodinamico locale (LTE) in un plasma. Un plasma che è in equilibrio cinetico e rispetta gli altri vincoli necessari per LTE è chiamato plasma termico. Invece plasmi in non equilibrio cinetico ($T_e \gg T_i$) sono classificati come plasmi non termici o in non equilibrio.

PARAGRAFO 1.3

DIFFERENTI TIPI DI PLASMA

I plasmi possono venire classificati in due grandi categorie: plasmi naturali e plasmi creati dall'uomo. Nella prima categoria rientrano i lampi e l'aurora boreale. I due fenomeni sono completamente diversi ed infatti il primo avviene ad elevate pressioni, mentre il secondo a basse pressioni. Da questa affermazione si intuisce che la pressione di un plasma influenza molte cose: la sua luminosità e la sua energia, gli elementi che lo compongono e il loro stato termodinamico.

Il plasma può essere generato su un largo campo di pressioni, quindi può essere classificato in termini di temperatura degli elettroni o in termini della loro densità.

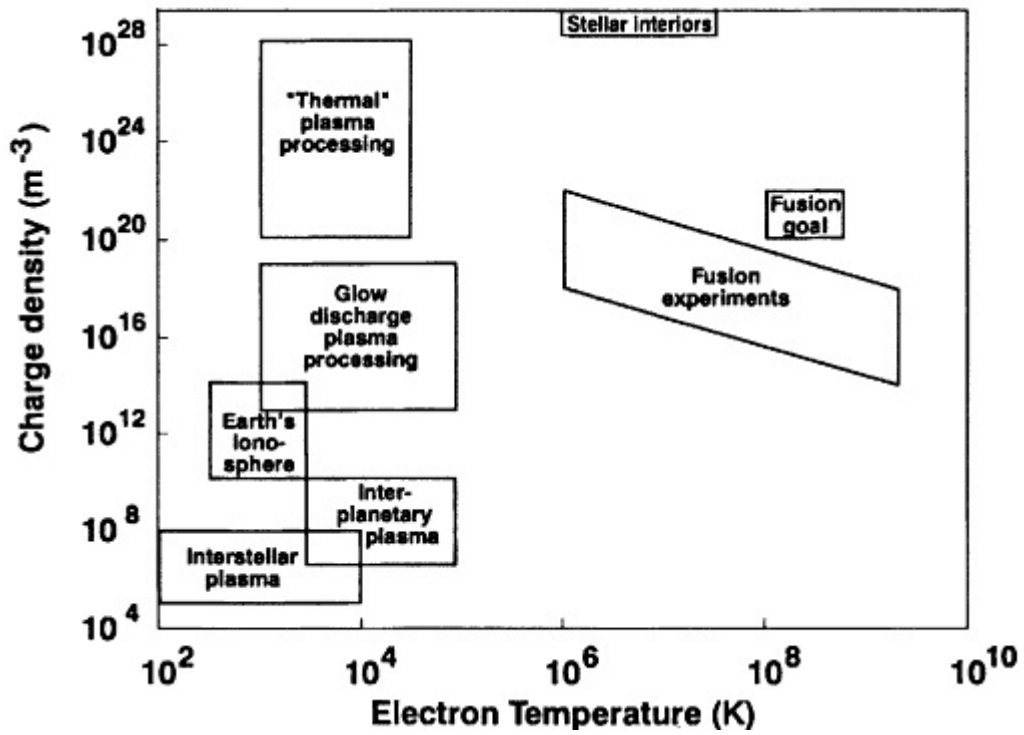


Figura 1.1: classificazione di alcuni plasmi

Nella trattazione che segue verranno trattati solo i plasmi termici perchè sono gli unici di nostro interesse.

CAPITOLO 2

DEFINIZIONE DI PLASMA

PARAGRAFO 2.1

PLASMI TERMICI

I plasmi termici sono classificati come “caldi” nella letteratura Americana e Europea, mentre “freddi” nella letteratura Russa. La loro definizione è legata alla condizione di equilibrio termodinamico locale LTE la cui definizione è trattata nel paragrafo 2.4. Negli anni passati si è capito che l’esistenza di LTE in un plasma è un’eccezione piuttosto che la regola. Molti plasmi che vengono detti termici non seguono tutti i vincoli richiesti per LTE, cioè non sono in completo equilibrio termodinamico locale (CLTE). Una delle ragioni per cui ci si distacca dal CLTE è la mancanza di equilibrio di eccitazione (distribuzione di Boltzmann). In particolare, il livello energetico più basso potrebbe essere sotto popolato a causa dell’elevata energia richiesta nel salto, cosa che porta ad un sovraffollamento dello stato base. A causa del piccolo contributo delle specie eccitate all’energia entalpica del plasma, questo tipo di distacco dal CLTE non è importante per molte applicazioni ingegneristiche. Per questo motivo questi plasmi sono trattati come plasmi termici o, in maniera più accurata, come plasmi in parziale equilibrio termodinamico locale (PLTE).

Un distacco maggiore dalla condizione LTE si avverte nelle zone periferiche del plasma e nella zona vicina all’elettrodo. In queste regioni si può avere un distacco dall’equilibrio cinetico ($T_e \gg T_i$) e dall’equilibrio chimico.

Come precisato nel capitolo precedente, il parametro E/p gioca un ruolo fondamentale nel raggiungimento dell’equilibrio cinetico. L’equilibrio cinetico,

che porta ad avere $T_e = T_i$, diventa fattibile per bassi valori del rapporto E/p cioè per elevati valori della pressione oppure per piccoli valori del campo elettrico.

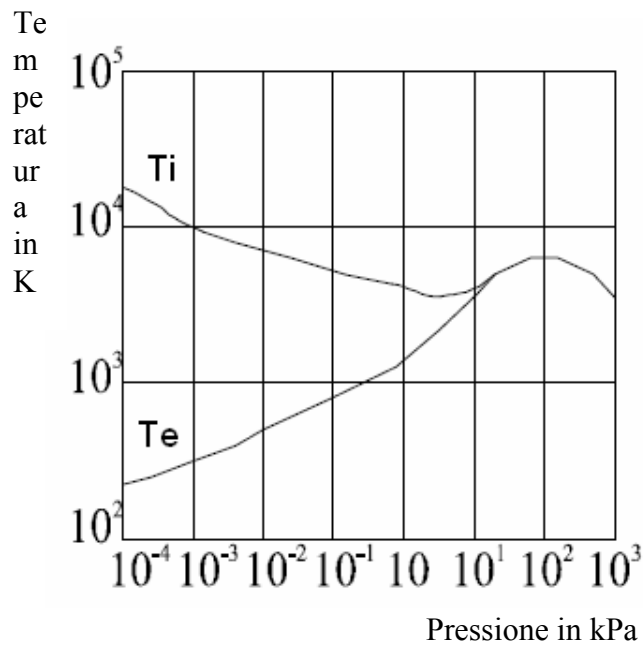


Figura 2.1:temperatura ionica ed elettronica in funzione della pressione

La figura 2.1 mostra l'andamento della temperatura degli elettroni e degli elementi pesanti in funzione della pressione.

PARAGRAFO 2.2

GENERAZIONE DI UN PLASMA TERMICO

Un plasma può essere generato facendo passare attraverso un gas una corrente elettrica. Finché il gas si trova a temperatura ambiente è un ottimo isolante. Per poterlo rendere elettricamente conduttivo bisogna generare un numero sufficientemente elevato di portatori di carica. Questo processo è noto come *breakdown* elettrico e ci sono diversi modi per ottenerlo. Il *breakdown* di un gas originariamente non conduttivo genera un percorso conduttivo tra un paio di elettrodi. Il passaggio di una corrente elettrica attraverso il gas ionizzato porta ad un insieme di fenomeni conosciuti sotto il nome di scarica gassosa. Questa scarica gassosa è il metodo principale, ma non l'unico, per produrre plasma. Per differenti applicazioni il plasma viene generato attraverso scariche RF senza bisogno di elettrodi, attraverso microonde, attraverso onde di shock e raggi laser. Altrimenti il plasma può essere ottenuto riscaldando il gas all'interno di un'apposita fornace, ma a causa delle ovvie limitazioni termiche questo metodo è molto limitato.

Il metodo elettrico più utilizzato per ottenere un plasma termico è *high-intensity arcs*.

HIGH-INTENSITY ARCS

Per ragioni di semplicità vengono trattati solo archi in corrente continua, ma questo non vieta l'utilizzo di correnti alternate.

La distribuzione del potenziale per gli archi ad elevata intensità, come per quelli a bassa densità, ha un andamento caratteristico mostrato nella figura 2.2.

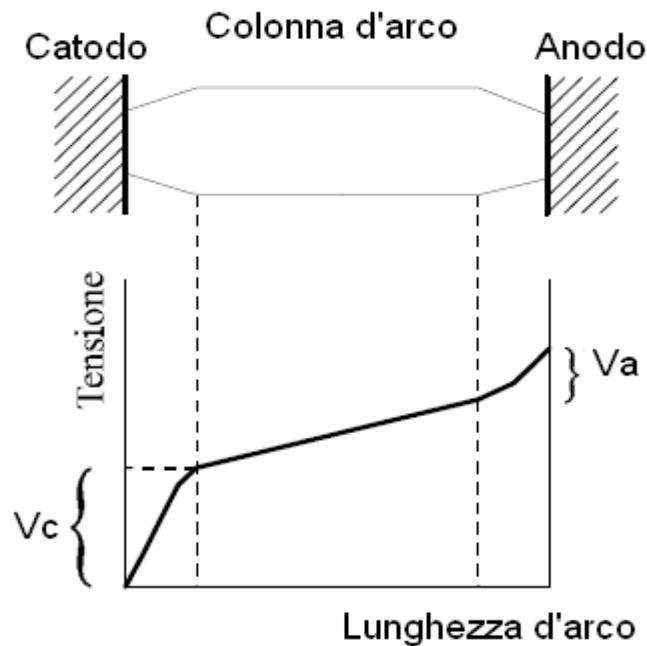


Figura 2.2: andamento della distribuzione di potenziale.

Si ha una ripida caduta di potenziale in fronte agli elettrodi, ed un piccolo gradiente di potenziale nella regione di colonna d'arco; questo andamento suggerisce di dividere la colonna d'arco in tre regioni: la zona del catodo, la zona dell'anodo e la zona di colonna d'arco. Quest'ultima zona è un plasma vero e proprio che si avvicina alla condizione LTE in un *high-intensity arc*.

Un *high-intensity arc* è definito come una scarica che opera ad elevati livelli di corrente $I > 50$ A e di pressione $p > 10$ kPa. Al contrario dei *low-intensity arcs*, gli *high-intensity arcs* sono caratterizzati da forti flussi macroscopici indotti dall'arco stesso. Ogni variazione della sezione di passaggio porta, attraverso l'interazione tra la corrente ed il campo magnetico generato da essa stessa, ad un'azione di pompaggio.

A correnti sufficientemente elevate ($I > 100$ A) e variazioni di densità assiali di corrente si ha la produzione di un flusso di velocità pari a circa 100 m/s.

La temperatura e la densità di particelle cariche, che sono le proprietà più importanti per un arco di plasma, possono variare significativamente. Queste

proprietà sono determinate da diversi parametri dell'arco, come ad esempio la sua geometria. Per questo motivo risulta utile fare una simulazione numerica della torcia prima di realizzare il prototipo. Si vede con anticipo come la nuova geometria influenza le proprietà dell'arco di plasma.

PARAGRAFO 2.3

PROPRIETA' DEI PLASMI TERMICI

Per la modellazione numerica della torcia CP250 G a 240A è necessario conoscere come variano le proprietà del gas di plasma in funzione delle grandezze caratteristiche. Sarà quindi necessario descrivere il comportamento teorico di un plasma per poterlo poi modellare numericamente. In questo capitolo vengono descritte in modo generale e teorico le proprietà fondamentali di un plasma; la trattazione approfondita e specifica del caso in esame verrà svolta nel capitolo 7 dove si tratteranno i modelli matematici utilizzati.

COMPOSIZIONE DEL PLASMA

Per ragioni di semplicità la trattazione successiva si baserà su plasmi termici che contengono un solo tipo di ioni, cioè atomi ionizzati; come viene eseguita anche in [3]. Se il plasma è generato da un gas monoatomico (per esempio Argon), solo tre specie comporranno il plasma: elettroni, ioni e atomi neutri.



La composizione del plasma in questa situazione è descritta da un insieme di equazioni: l'equazione di Eggert-Saha, la legge di Dalton e la condizione di quasi neutralità nel plasma:

$$\frac{n_e n_i}{n} = \frac{2Q_i}{Q} \left(\frac{2\pi m_e kT}{h^2} \right) \exp\left(-\frac{E_i}{kT}\right) \quad (2.1)$$

$$p = (n_e + n_i + n)kT \quad (2.2)$$

$$n_e = n_i \quad (2.3)$$

Nell'equazione di Eggert-Saha, n_e è il numero di elettroni, mentre n_i e n sono il numero di ioni e di atomi neutri, rispettivamente. Q_i e Q sono funzioni di partizione degli ioni e degli atomi neutri, h è la costante di Planck ed E_i rappresenta l'energia di ionizzazione.

$$Q_i = \sum_s g_{i,s} \exp(-E_{i,s} / kT)$$

$$Q = \sum_s g_s \exp(-E_s / kT)$$

dove $g_{i,s}$ e g_s sono i pesi statistici dei livelli energetici degli ioni e degli atomi neutri, invece $E_{i,s}$ e E_s corrispondono ai livelli energetici dei loro stati eccitati. Le equazioni delle funzioni di partizione implicano che la popolazione degli stati eccitati segue la distribuzione di Boltzmann.

L'equazione di Eggert-Saha può essere ottenuta dai principi termodinamici (minimizzazione della energia libera di Gibbs), e quindi può essere considerata una “*mass action law*” per il processo di ionizzazione. Si dovrebbe considerare che l'energia di ionizzazione E_i richiede un termine di correzione, $-\delta E_i$, che tiene conto dell'abbassamento dell'energia a causa del micro campo elettrico presente in un plasma. Questo micro campo è primariamente in funzione della densità delle particelle cariche all'interno del plasma.

Per una data pressione le equazioni (2.1), (2.2) e (2.3) permettono di calcolare la composizione del plasma come funzione della temperatura. Finché il

termine di correzione sopra descritto dipende dalla densità delle particelle cariche, per calcolarsi $n_e(T)=n_i(T)$ e $n(T)$ saranno necessarie alcune iterazioni.

Se il plasma è generato da un gas molecolare, come ad esempio l'Azoto, il numero di possibili specie all'interno del plasma aumenterà a causa della presenza di specie molecolari, con conseguente aumento delle equazioni da risolvere.

PROPRIETA' TERMODINAMICHE

Nelle proprietà termodinamiche del plasma sono incluse la densità di massa, l'energia interna, l'entalpia, il calore specifico e l'entropia. In aggiunta vengono derivate le funzioni termodinamiche: la funzione di Helmholtz (energia libera) e la funzione di Gibbs (entalpia libera o potenziale chimico).

La densità di massa ρ segue direttamente dalla composizione del plasma come:

$$\rho = \sum_i n_i m_i$$

dove n_i si riferisce alla densità delle varie specie presenti all'interno del plasma e m_i è la massa corrispondente.

Le altre funzioni termodinamiche, incluse le funzioni derivate, possono venir calcolate dalle *funzioni di partizione*, che giocano un ruolo fondamentale nella valutazione delle funzioni termodinamiche.

FUNZIONI DI PARTIZIONE

Le funzioni di partizioni stabiliscono il collegamento tra le coordinate microscopiche del sistema e le proprietà termodinamiche macroscopiche del

sistema. In generale, la funzione di partizione per una particella può essere espressa come:

$$Q = \sum_s g_s \exp(-E_s / kT)$$

dove E_s rappresenta tutte le forme di energia che una particella può assumere e g_s tiene conto del peso statistico dei livelli energetici. E' uso dividere l'energia di una particella in energia di traslazione($E_{s,tr}$) e in energia interna ($E_{s,int}$), cioè $E_s = E_{s,tr} + E_{s,int}$.

Queste energie sono associate con i corrispondenti gradi di traslazione e di libertà interna di una molecola. L'ultimo termine include l'eccitazione elettronica, la rotazione, la vibrazione, la spinta nucleare e la reazione chimica di una molecola. Nell'approssimazione di Born-Oppenheimer, che è valida per gas e plasmi, l'energia totale interna di una molecola può essere espressa come la somma delle energie menzionate qui sopra. La funzione di partizione totale può quindi essere espressa come un semplice prodotto:

$$Q_{tot} = Q_{tr} \cdot Q_{rot} \cdot Q_{vib} \cdot Q_{el} \cdot Q_{nucl} \cdot Q_{ch}$$

FUNZIONI TERMODINAMICHE

Come è stato menzionato di sopra, l'energia interna, l'entalpia, il calore specifico, l'entropia, la funzione di Helmholtz e la funzione di Gibbs di un plasma possono essere calcolati dalle corrispondenti funzioni di partizione e precedentemente alla discussione della composizione del plasma.

PROPRIETA' di FLUSSO e di TRASPORTO

Molte considerazioni teoriche nella fisica dei plasmi sono basate sull'assunzione di plasmi uniformi. E', tuttavia, molto difficile, se non impossibile, produrre questo tipo di plasmi. Attualmente i plasmi rivelano dei gradienti nelle caratteristiche come densità delle particelle, temperatura, potenziale applicato e velocità dei componenti. Questi gradienti possono venir considerati come forze motrici di sviluppo dei flussi. Se questi gradienti rimangono all'interno di certi limiti, c'è una relazione lineare tra la forza motrice ed i flussi.

Queste relazioni lineari tra flussi e forze motrici prendono in considerazione delle costanti note come coefficiente di diffusione, conduttività elettrica, conduttività termica e viscosità.

L'energia e la quantità di moto, per esempio, sono trasferite tra particelle attraverso collisioni. Per determinare il coefficiente di trasporto bisogna conoscere con sufficiente precisione il processo di collisione tra particelle. Finché le molecole hanno una struttura chimica complessa, la descrizione delle collisioni è un compito formidabile visto che non sono noti molti dati sperimentali. Per questi motivi la determinazione del coefficiente di trasporto nelle miscele è sconosciuto oppure soffre di un elevato grado di imprecisione. Il problema inoltre viene peggiorato dall'allontanamento dalla condizione LTE. Come già accennato all'inizio del capitolo la trattazione appena fatta è del tutto teorica, nella pratica si utilizzano dei modelli matematici che ben rappresentano il comportamento del plasma in una torcia da taglio. La trattazione è stata svolta per capire come si comporta un gas di plasma e come i modelli del capitolo 7 si ricollegano alla sua fisica.

Infine, finché un plasma termico è un corpo luminoso, andrà considerato anche il trasporto di energia radiativa. Per determinare il coefficiente di trasporto radiativo andranno considerati i vari meccanismi responsabili dell'emissione e dell'assorbimento radiativo.

PARAGRAFO 2.4

DEFINIZIONE di CTE e LTE

Si illustrerà ora cosa si intende per condizione di CTE e di LTE citati nel paragrafo 2.1. Potrebbe essere utile iniziare con la definizione di *complete thermodynamic equilibrium* (CTE) anche se nelle condizioni che si hanno in un qualsiasi laboratorio non può essere ottenuto.

CTE può essere ottenuto in un volume omogeneo e uniforme di plasma se l'equilibrio cinetico e l'equilibrio chimico, come le altre possibili proprietà del plasma, sono funzioni esplicite della temperatura. A sua volta la temperatura deve essere la stessa per tutte gli elementi del plasma.

Specificamente perchè ci sia la condizione sopra descritta devono essere rispettate le seguenti condizioni:

- La funzione di distribuzione di velocità delle particelle di ciascuna specie che esiste all'interno del plasma deve seguire la distribuzione di Maxwell-Boltzmann. La densità di popolazione degli stati eccitati deve seguire la distribuzione di Boltzmann
- Le densità delle particelle ioni, elettroni e neutre sono descritte dalle equazioni di Saha, che possono essere considerate come *mass action law*.
- Il campo di radiazione elettromagnetica è quello di un corpo nero di intensità B_ν^0 come descritto dalla funzione di Plank.

Il plasma che rispetta queste condizioni può essere trattato come se fosse contenuto in un'ipotetica cavità le cui pareti sono alla stessa temperatura del plasma. Oppure come un plasma con un volume sviluppato in modo che la zona centrale, in cui è raggiunta la condizione CTE, non risenta dei bordi. Sotto queste condizioni il plasma sarebbe penetrato dalla radiazione di corpo nero generata

dalla sua stessa temperatura. I plasmi attualmente generati ovviamente non seguono questa condizione, anche perchè possono essere considerati come otticamente sottili su una larga banda di frequenze.

CONCETTO di *LOCAL THERMODYNAMIC EQUILIBRIUM*

La seguente trattazione è ristretta ai plasmi otticamente sottili, situazione che si ottiene frequentemente nei normali plasmi da laboratorio o RF.

La condizione di LTE nei plasmi otticamente sottili non richiede un campo di radiazione uguale a quello di un corpo nero alla stessa temperatura. Richiede, tuttavia, che il processo di collisione (e non quello radiativo) governi le transizioni e le reazioni all'interno del plasma e che ci sia una micro reversibilità tra i processi di collisione. In altre parole, un equilibrio particolareggiato è necessario tra ogni processo di collisione e il suo processo inverso. Inoltre LTE richiede che i gradienti locali delle varie proprietà del plasma siano sufficientemente piccoli in modo che una data particella che si muova da un punto ad un altro abbia sufficiente tempo per trovare l'equilibrio. In altre parole il tempo di diffusione deve essere dello stesso ordine di grandezza oppure maggiore del tempo di equilibrizzazione.

La definizione di LTE ci permette di poter apportare delle semplificazioni nella simulazione del comportamento della torcia da taglio, questa condizione permette di considerare il plasma come un fluido continuo descritto da un'unica temperatura.

PARAGRAFO 2.5

DEFINIZIONE RIGOROSA dello STATO di PLASMA

Un plasma consiste in una miscela di elettroni, ioni e particelle neutre allo stato gassoso che è in generale elettricamente neutro. La neutralità elettrica si applica però a plasmi sufficientemente ampi, cioè con un volume maggiore di λ_D^3 , dove per λ_D si intende la lunghezza di Debye, che è una lunghezza caratteristica di un plasma.

In una prima approssimazione il plasma può essere trattato come elettricamente neutro, solo in un'approssimazione migliore verrà considerata la non neutralità che tuttavia è ristretta alle distanze dell'ordine di grandezza di λ_D .

LUNGHEZZA di DEBYE

A causa delle forze di Coulomb che agiscono tra particelle cariche, uno ione positivo è, generalmente, circondato da più di un elettrone. Questa nuvola di elettroni generano un effetto di schermatura della carica positiva. L'accumulo di cariche negative nella vicinanza di uno ione positivo rappresenta una carica spaziale netta negativa, cioè si ha un distacco dalla neutralità di carica in una distanza circa pari alla nuvola di elettroni, conosciuta come sfera di Debye. Queste sfere di Debye in natura sono dinamiche e si sovrappongono l'un con l'altra.

Nella trattazione seguente si calcolerà la dimensione della sfera di Debye in un plasma uniforme con $n_e = n_i$. In questo calcolo verrà assunto che l'equilibrio della distribuzione degli ioni $n_i = n_{i,0}$ non è affetta dalla nuvola di elettroni che si forma attorno agli ioni positivi; gli elettroni invece stabiliscono un equilibrio

dinamico nella nuvola contenuta all'interno della loro distribuzione di Maxwell-Boltzmann e non ci sono ricombinazioni con ioni positivi.

L'equazione di Poisson descrive il campo elettrico che si forma nello spazio carico negativamente:

$$\operatorname{div}\vec{E} = \frac{1}{\epsilon_0} \rho_{el}$$

dove $\vec{E} = -\operatorname{grad}V$ è la forza del campo elettrico, ϵ_0 è la costante dielettrica e $\rho_{el} = e(n_i - n_e)$ è la carica spaziale. Con le assunzioni specifiche fatte prima si può scrivere la carica spaziale come:

$$\rho_{el} = e[n_{i,0} - n_{e,0} \exp(eV / kT_e)]$$

dove $n_{i,0} = n_{e,0}$ è la distribuzione indisturbata di ioni ed elettroni. Finché $eV \ll kT_e$, si può scrivere:

$$\exp(eV / kT_e) \approx 1 + eV / kT_e$$

con questa approssimazione l'equazione di Poisson può essere scritta come:

$$\Delta V = \frac{e}{\epsilon_0} n_{e,0} \frac{eV}{kT_e}$$

oppure come:

$$\Delta V - \frac{1}{\lambda_D^2} V = 0$$

dove $\lambda_D = (\epsilon_0 kT_e / e^2 n_{e,0})^{1/2}$ come lunghezza di Debye e Δ è l'operatore di Laplace. Introducendo le coordinate sferiche per via della simmetria si ha:

$$\frac{d^2 V}{dr^2} + \frac{2}{r} \frac{dV}{dr} - \frac{1}{\lambda_D^2} V = 0 \quad (2.4)$$

La soluzione dell'equazione differenziale (2.4) è del tipo:

$$V = A \cdot \frac{1}{r} \exp(-r / \lambda_D) + B \cdot \frac{1}{r} \exp(r / \lambda_D)$$

specificando le condizioni al contorno

$$V=0 \quad \text{per } r \rightarrow \infty$$

$$V = \frac{e}{4\pi\epsilon_0} \quad \text{per } r \rightarrow 0$$

la forma finale della soluzione è:

$$V = \frac{e}{4\pi\epsilon_0 r} \exp(-r / \lambda_D)$$

Il termine a sinistra dell'uguale rappresenta il potenziale di un punto carico nello spazio, mentre l'altro descrive l'azione della nuvola di elettroni attorno a questa carica che scherma il potenziale dello ione positivo. Si può notare che $n_e \lambda_D^3 \gg 1$, cioè è presente un certo numero di elettroni nella sfera di Debye di raggio λ_D . Per semplicità si esprime il volume della sfera di Debye come λ_D^3

invece che $\frac{4}{3} \pi \lambda_D^3$:

$$(n_e \lambda_D^3)^{2/3} = n_e^{2/3} \lambda_D^2 = n_e^{2/3} \frac{\epsilon_0 k T_e}{e^2 n_e}$$

$$= \frac{k T_e}{\frac{e^2}{\epsilon_0} n_e^{1/3}}$$

$$= \frac{\text{energiacinetica}}{\text{energiapotenziale}} \gg 1.$$

Se l'energia potenziale supera l'energia di agitazione termica si ha diffusione ambipolare. Se l'energia potenziale è inferiore all'energia cinetica delle particelle, si ha diffusione libera. La relazione di uguaglianza definisce l'energia minima che le particelle devono avere per potersi muovere liberamente: questa energia definisce anche la minima lunghezza entro la quale le particelle possono diffondere, cioè la lunghezza di Debye. Un plasma viene definito quindi come un sistema le cui dimensioni sono molto più lunghe della lunghezza di Debye. La lunghezza di Debye definisce quindi una minima lunghezza per il moto indipendente di elettroni e ioni: dentro una sfera di raggio λ_D possono avvenire processi di particella singola. Al di fuori della sfera di Debye il comportamento degli ioni e degli elettroni è definito dal campo ambipolare, cioè dalla parte a lungo raggio del potenziale elettrostatico. In sostanza, elettroni e ioni si muovono gli uni rispetto agli altri come se fossero un corpo unico.

PARAGRAFO 2.6

QUASI-NEUTRALITA'

Si ha quasi neutralità in un plasma se lo spazio netto carico è piccolo, per grandi volumi in confronto alla lunghezza di Debye, cioè:

$$|n_i - n_e| \ll n_e, n_i (= n_c).$$

Come prima, assumeremo che $n_i = n_e = n_c$ è la densità indisturbata del plasma.

Ad ogni distacco dalla quasi-neutralità si creerà un campo elettrico derivante dalla separazione delle cariche, che tenderà a restaurare la quasi-neutralità.

Come esempio, si calcola il campo elettrico che risulta da una piccola separazione ($\Delta x = 10^{-10} \text{ m}$) di cariche in un plasma con densità $n_e = 5 \times 10^{22} \text{ m}^{-3}$. utilizzando la formula di Poisson nella forma monodimensionale, otteniamo:

$$\left| \frac{dE}{dx} \right| = \frac{e}{\epsilon_0} n_e$$

oppure

$$\begin{aligned} |E| &= \frac{e}{\epsilon_0} n_e \cdot \Delta x \\ &\approx 9 \times 10^4 \text{ V/m} \end{aligned}$$

il risultato mostra chiaramente che è estremamente difficile separare delle cariche in un plasma denso a causa dell'elevato campo elettrico indotto dalla stessa separazione delle cariche.

Si sono descritte le proprietà fondamentali di un plasma, come quasi neutralità ed equilibrio termodinamico locale; ovviamente non si hanno in tutte le situazioni, ma bisogna che siano rispettate le condizioni necessarie. Nel capitolo 7 si vedrà come nella simulazione numerica di una torcia da taglio saranno verificate e porteranno così ad una semplificazione del codice di calcolo.

CAPITOLO 3

APPLICAZIONI INDUSTRIALI del PLASMA

I plasmi di interesse industriale possono essere suddivisi in due categorie: i plasmi termici e i plasmi in non equilibrio. La differenza di base tra i due è che i plasmi termici hanno le temperature ioniche ed elettroniche pressoché uguali, possono essere solo parzialmente ionizzati e possono essere prodotti e operativi a più alte pressioni rispetto ai plasmi in non equilibrio. Questi ultimi invece hanno temperature ioniche circa uguali a quella ambientale mentre temperature elettroniche molto alte. Questo fenomeno permette di lasciare il materiale trattato alla temperatura ambiente. Vengono utilizzati principalmente nell'industria elettronica dove compiono contemporaneamente almeno quattro processi: *sputtering*, *etching*, polimerizzazione e modificazione delle superfici dei materiali.

Alcune delle applicazioni attuali, assistite dal plasma permettono:

- fabbricazione di circuiti integrati
- trattamento di materiali tossico/nocivi
- indurimento di utensili
- produzione di materiali biocompatibili
- produzione di imballaggi farmaceutici
- taglio di materiali

Nelle varie tecnologie plasma-assistite si può parlare di processi metallurgici, dove sono stati prodotti dei materiali finalizzati ad usi specifici per le loro caratteristiche. Grazie alle proprietà di resistenza meccanica ad elevata temperatura, di resistenza alla corrosione, del loro comportamento funzionale in determinati campi ben definiti, hanno raggiunto prestazioni di tutto rispetto. Ad

esempio si può realizzare un “*coating*” antiusura mediante deposizione di strati ad elevata durezza, e in alcuni casi con basso attrito, ideale per particolari applicazioni in cui l’usura di parti meccaniche è critica. Oppure si può impiegare il plasma per la creazione di nanoparticelle per la produzione industriale di strutture meccaniche mediante il semplice processo di formatura di polveri nanometriche senza dover ricorrere al doppio processo di sinterizzazione e coniatura.

I processi al plasma possono anche essere utilizzati per ottenere la rottura di legami chimici al fine di decomporre molecole organiche complesse e per la vetrificazione delle scorie residue, come descritto in [5]. Queste tecnologie dovrebbero consentire, grazie alle elevate temperature raggiungibili anche in “bruciatori” di grande volume, l’ottenimento di efficienze di distruzione molto elevate garantite dall’aumento della velocità di reazione. Lo sfruttamento dei prodotti gassosi ottenuti consente, nel caso di alcune sostanze organiche, un recupero energetico che, teoricamente, potrebbe equilibrare l’energia spesa per l’alimentazione della torcia. Il vantaggio di questa tecnologia, rispetto alle altre tecnologie termiche, è determinato dalle condizioni di reazione che minimizzano il rischio di ricombinazione delle molecole semplici ottenute nel trattamento.

PARAGRAFO 3.1

BREVE TRATTAZIONE SUL TRATTAMENTO dei RIFIUTI

Ci sono due metodi per la realizzazione del plasma per il trattamento dei rifiuti, utilizzando la metodologia conosciuta come arco non trasferito, oppure attraverso l'induzione elettromagnetica.

Nel primo caso si ottiene il plasma attraverso il passaggio di corrente tra due elettrodi, si dice ad arco non trasferito perchè il materiale da trattare solitamente non è conduttore e quindi non può fungere da elettrodo. Lo svantaggio di questo caso è che il plasma generato non è "puro", ma viene inquinato dagli ossidi che inevitabilmente si distaccano dagli elettrodi, anche se le velocità di reazione possono essere due volte maggiori rispetto a quelle ottenute attraverso i plasmi ad induzione.

Nei plasmi ad induzione la trasmissione di potenza avviene per induzione elettromagnetica, questa tecnologia viene utilizzata quando si desidera avere un'elevata purezza del plasma perchè non vi è la presenza degli elettrodi. Nella fase di accensione si ionizza il gas, ottenendo così dei trasportatori di carica. Il gas diventa conduttivo e sentendo il campo elettrico che lo circonda subisce un effetto a valanga che porta alla formazione del plasma.

Qualsiasi materiale esposto alle temperature proprie di un plasma termico si decompone nei suoi elementi costitutivi. Attualmente questo processo viene utilizzato per lo smaltimento di rifiuti nocivi. Confrontato con gli altri procedimenti tradizionali il procedimento assistito dal plasma offre diversi vantaggi:

le alte temperature portano velocemente alla completa pirolisi di rifiuti organici ed alla fusione o vetrificazione degli inorganici, a vantaggio della riduzione di volume;

le elevate densità di energia ottenibili nel reattore plasma consentono installazioni di dimensioni ridotte, ne è un esempio l'impianto presente nel laboratorio di Applicazioni Industriali dei Plasmi in via Terracini 24, Bologna;

PARAGRAFO 3.2

TAGLIO dei MATERIALI

Le tecnologie di taglio dei materiali si possono raggruppare in due grandi categorie: la prima raggruppa tutti quei procedimenti che realizzano il taglio tramite l'azione meccanica, la seconda invece è quella che raggruppa i cosiddetti tagli termici; la tecnologia al plasma rientra nella seconda. Va inoltre detto che nel taglio per azione meccanica è necessario il contatto dell'utensile con il pezzo, cosa che non è richiesta nei tagli termici.

I processi termici si basano tutti sullo stesso principio di funzionamento, viene trasmessa dell'energia al materiale da tagliare in modo da fonderlo, poi con un getto di gas viene asportato. Si forma così un foro all'interno del materiale dalle cui caratteristiche dipende la qualità di taglio. Per giudicare la qualità ci si basa sulla formazione di bave, sul profilo ottenuto e sulla deformazione termica subita dal materiale stesso. La produttività e la qualità del taglio sono le proprietà fondamentali sulle quali si basa la scelta di un processo tecnologico. Si valuta comunque anche la formazione e lo smaltimento delle scorie prodotte nonché il rapporto qualità/costo. Nei tagli termici rientrano fondamentalmente tre tecnologie: il taglio laser, il taglio ossiacetilenico e il taglio al plasma. Queste tre tecniche sono concorrenti e la scelta su quale utilizzare si basa sulla valutazione delle caratteristiche precedentemente descritte. Verrà fatta una breve trattazione sul funzionamento di queste tecnologie.

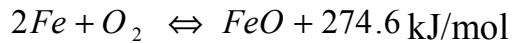
TAGLIO AL LASER

Delle tre tecnologie accennate il taglio al laser è quello che è entrato più recentemente all'interno dell'industria. Malgrado la sua recente apparizione, esso occupa al giorno d'oggi una parte preponderante del mercato ed è un diretto concorrente del taglio al plasma e dei processi meccanici.

L'energia necessaria al taglio viene trasferita al metallo attraverso i fotoni monocromatici che compongono il raggio laser. Il fascio laser viene focalizzato sulla piastra da tagliare attraverso una lente che si frappone fra il generatore ed il pezzo stesso. La presenza della lente rende possibile minimizzare la parte di materiale interessata dal fascio portando a due risultati: minimizzazione della larghezza del taglio, aumento della densità di potenza trasmessa. L'apporto di energia diventa così sufficiente per la vaporizzazione di un parte di materiale. L'asportazione del materiale fuso o vaporizzato avviene attraverso l'insufflazione di un gas di taglio. Il gas svolge una duplice funzione, oltre che all'asportazione, reagisce con il materiale in modo da formare uno strato di ossido che protegge il bordo tagliato dagli effetti dell'ambiente esterno. Tipicamente viene utilizzato un laser CO₂ che funziona in continuo all'interno dell'infrarosso. Un problema del laser è il basso rendimento ottenibile nel processo, per ottenere una potenza utile di taglio pari a 2000 W bisogna fornire un'alimentazione pari a 50-100 kW. Un altro problema che si riscontra è la non trasportabilità del fascio. Il sistema di lenti utilizzato per focalizzare il fascio non può essere facilmente e convenientemente spostato, per cui è il pezzo che si muove rispetto al laser e non viceversa. Questa cosa limita le applicazioni possibili e fa aumentare i prezzi delle apparecchiature. Alcuni laser possono essere trasportati tramite fibra ottica, ma la potenza che può trasportare è limitata e quindi gli spessori che possono venir tagliati sono piccoli. Il laser può tagliare tutti i tipi di materiale ad eccezione di quelli molto riflettenti per ovvie ragioni di pericolosità di riflessione del fascio.

TAGLIO OSSIACETILENICO

Il taglio ossiacetilenico è l'unica tecnologia delle tre ad essere stata utilizzata all'interno dell'industria da più di un secolo. E' utilizzato principalmente per il taglio di acciai ricchi di carbonio. All'interno del processo l'energia viene fornita dalla reazione di ossidazione del ferro:



si tratta di una reazione esotermica che avviene nel campo di temperature comprese tra i 1600 e i 1800 K. E' indispensabile quindi fornire anche un getto di ossigeno (acetilene?) necessario alla combustione/ossidazione del metallo in una fiamma di preriscaldamento. Questa fiamma permette al metallo di raggiungere localmente la temperatura necessaria alla reazione di ossidazione che poi si autososterrà. Inoltre il getto vivo di gas serve anche per espellere i prodotti della combustione. Il funzionamento descritto quindi implica l'utilizzo di questa tecnologia con materiali contenenti del carbonio, non legati, all'interno di spessori compresi tra 10 e 1500 mm. Un problema del taglio ossiacetilenico è l'enorme potenza termica ceduta alla piastra da tagliare che porta a delle elevate deformazioni termiche una volta finito il taglio. Inoltre si hanno dei bordi con bave e con un aspetto non bello, cose che portano a delle lavorazioni ulteriori dopo il taglio.

TAGLIO AL PLASMA

La tecnologia di taglio al plasma si basa sulla formazione di un getto di plasma tra un catodo presente all'interno della torcia da taglio e un anodo. Il plasma può tagliare qualsiasi tipo di materiale. Nel caso di materiale elettricamente conduttivo si usa una configurazione detta ad arco trasferito in cui l'anodo è lo stesso pezzo da tagliare. Nel caso, invece, di materiale non conduttivo si usa una configurazione detta ad arco non trasferito in cui l'anodo viene realizzato all'interno della torcia stessa.

Questa tecnologia al giorno d'oggi è diventata concorrente rispetto alle altre due. In un primo tempo si era collocata nella fascia del taglio di spessori medi, cioè per tagli compresi tra i 3 e i 20mm. Per questi spessori il laser non è ottimale perchè la potenza richiesta per il taglio inizia a diventare non realizzabile, o per lo meno realizzabile a fronte di un costo non sostenibile a causa del bassissimo rendimento (circa 0,1-0,4). Invece, per il taglio ossiacetilenico, questi spessori sono troppo piccoli, produce delle deformazioni termiche non accettabili e non controllabili.

Comunque lo studio della tecnologia al plasma sta portando ad un ampliamento della gamma di spessori che possono essere tagliati.

Per spessori minori entra in diretta competizione con il laser, molte volte si sente parlare di taglio "*laser-like*" proprio per la tendenza di voler portare la qualità del taglio al plasma al pari di quella del taglio al laser. Lo si cerca di ottenere con una diminuzione delle correnti di alimentazione ed una riduzione del diametro di uscita del plasma. Il vantaggio sta nei costi; il plasma ha dei costi di installazione e di manutenzione dell'impianto che sono molto inferiori rispetto al laser.

Invece nel campo di spessori maggiori la diretta concorrenza è il taglio ossiacetilenico. La strada da percorrere sembra essere l'opposto di quella vista prima. Il vantaggio del plasma è che le qualità di taglio sono molto migliori rispetto a questa tecnologia e si riescono a raggiungere delle velocità di taglio superiori. Si cerca di arrivare ad un compromesso tra costo del taglio e qualità ottenuta che nel taglio ossiacetilenico, come già detto, non è molto elevata.

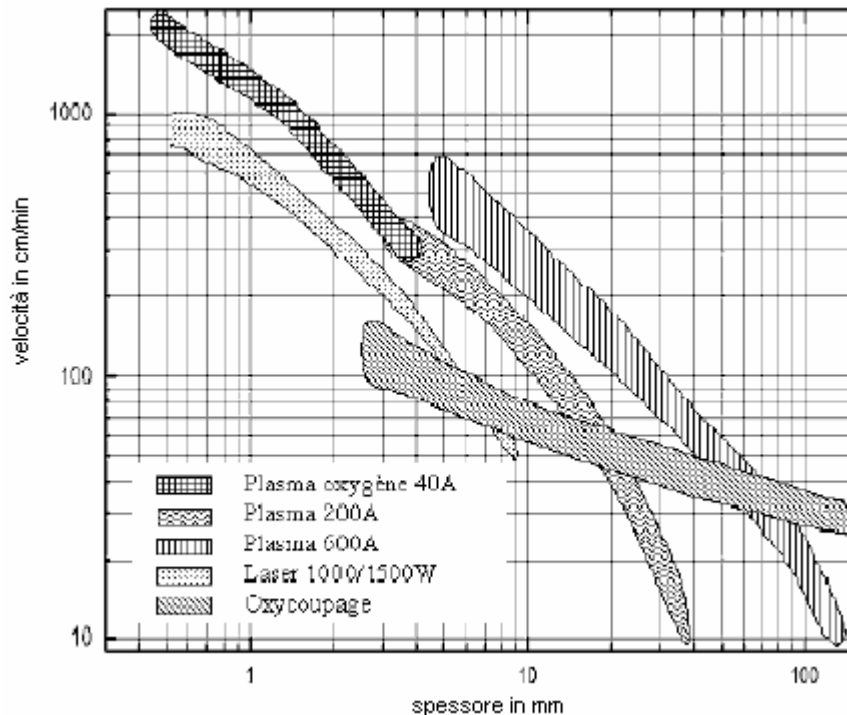


Figura 3.1: campi di applicazione dei processi termici [7]

In altre parole il taglio al plasma permette di ottenere un buon compromesso tra qualità di taglio, costi e produttività.

Come si vede dalla figura 3.1, in funzione degli spessori da tagliare si utilizzano differenti correnti d'arco e si hanno differenti velocità di taglio, gli aspetti di confronto e di approfondimento della tecnologia plasma sono stati trattati negli articoli da [8] a [14]. Nel caso delle simulazioni fatte si è voluto indagare cosa succede alla torcia da taglio nel caso di correnti elevate. Lo studio viene fatto per capire quali sono gli aspetti su cui basarsi nella progettazione di torce da taglio ad elevato amperaggio e se ne può trarre un esempio dagli articoli [5], [6]. Si pensa, per il futuro, di avere un unico corpo torcia per le varie configurazioni possibili nel taglio. Infatti cambiando amperaggio si devono cambiare i componenti della torcia, operazione che richiede tempo. Sarebbe quindi vantaggioso ridurre al minimo i componenti della torcia da cambiare, in modo da ridurre i tempi morti nella produzione industriale.

CAPITOLO 4

DESCRIZIONE di UNA TORCIA DA TAGLIO

I componenti di cui è composta una torcia da taglio al plasma sono mostrati nelle figure 4.1, 4.2, 4.3 e 4.4. Come già detto, il processo utilizza un arco trasferito tra il catodo, presente all'interno della torcia, e il pezzo (che funge da anodo). Viene fatto passare del gas che sarà ionizzato dall'arco elettrico generato. Questo gas è detto gas primario e gli viene data una componente di *swirl* per poterne aumentare la coerenza e quindi la sua costrizione naturale. Il getto di plasma che viene generato dall'arco trasferito deve essere il più stretto possibile e avere la massima densità di potenza. Tutto ciò è necessario perchè la diffusione di calore allo spessore di materiale da tagliare sia rapida e permetta di avere così una piccola larghezza del solco di taglio (*kerf*). Inoltre il getto di plasma deve avere una quantità di moto sufficiente per asportare dal pezzo il materiale fuso, senza che aderisca alle pareti e porti alla formazione di bave. Questo compito è realizzato dalla presenza del *nozzle*/ugello che costringe il getto subito dopo l'estremità del catodo. Nella figura 4.2 si può inoltre vedere la presenza di un gas di *shield*/protezione che protegge il bordo tagliato dall'ambiente esterno. Lo *shielding gas* viene inserito per evitare che gli spruzzi di materiale fuso vadano ad intaccare il *nozzle* rovinandolo e diminuendo così la sua vita.



Figura 4.1: vista esplosa di una torcia al plasma *Thermal Dynamic*

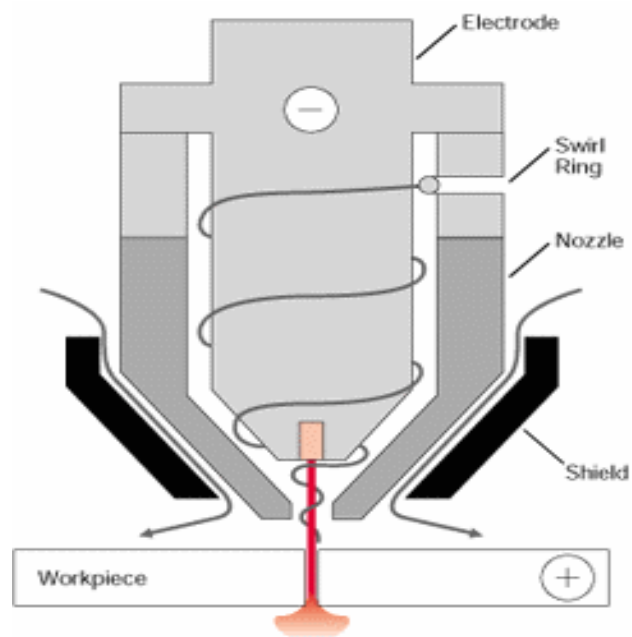


Figura 4.2: schema semplificato di una torcia al plasma con doppio gas

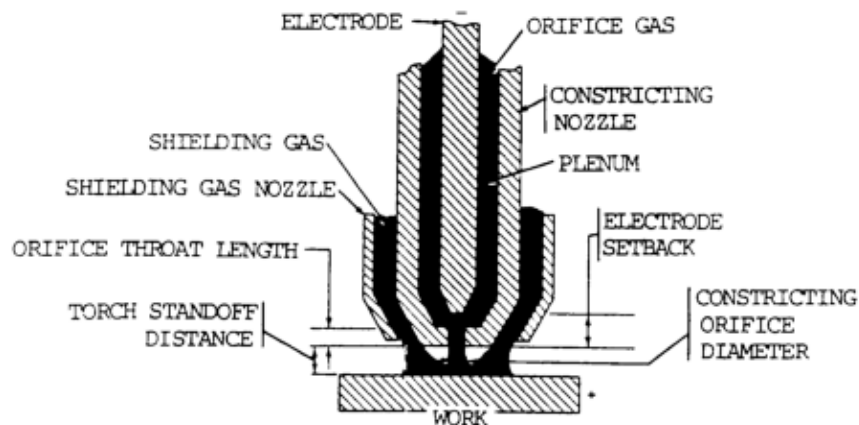


Figura 4.3: breve descrizione delle parole chiave in una torcia al plasma da taglio

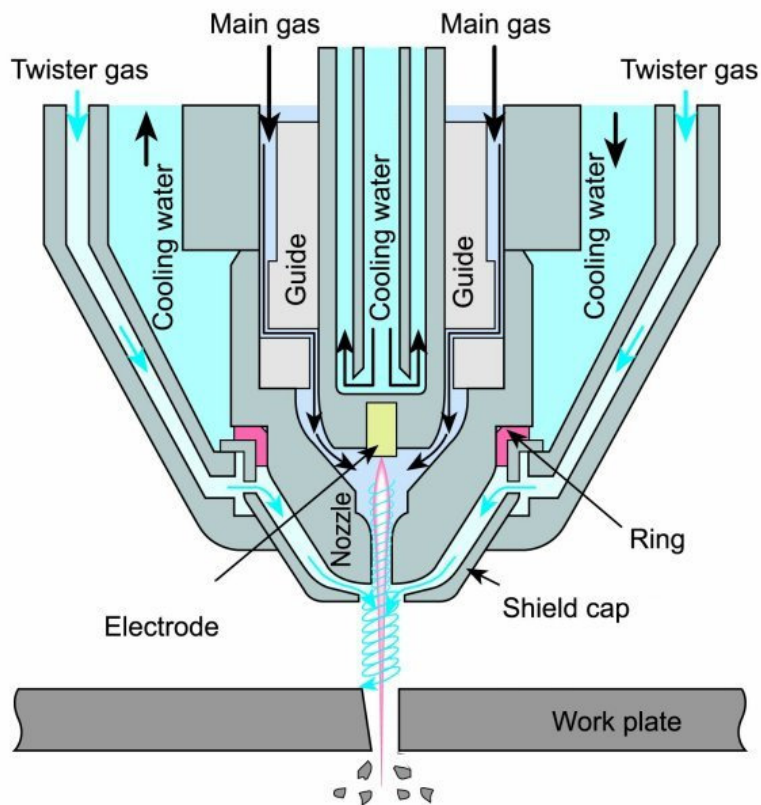


Figura 4.4: schema di una torcia *Komatsu* [27]

Si specifica, come già accennato precedentemente, che le configurazioni e le caratteristiche geometriche dei componenti usurabili variano in funzione degli spessori da tagliare, quindi della corrente utilizzata, dei gas e del materiale. Nelle torce ad alta definizione quindi non si deve pensare ad una configurazione fissa per tutte le operazioni da eseguire; per diversi materiali o per diversi spessori i

componenti usurabili andranno cambiati in modo da sopportare le condizioni operative.

PARAGRAFO 4.1

CATODO



Figura 4.1.1: disegno tridimensionale di un catodo

Il catodo è il componente più sollecitato all'interno della torcia; dalla sua punta scocca l'arco per la generazione del plasma ed è in un ambiente ad elevata temperatura e pressione. Per questi motivi deve essere realizzato con materiali adatti e adeguatamente refrigerato. E' formato da un corpo in rame che mantiene in cima un inserto di materiale emittente come afnio o tungsteno. Le dimensioni della pastiglia di afnio o di tungsteno variano a seconda dell'ampereaggio utilizzato nella torcia. Nel caso della modellazione numerica della torcia CP250 G a 240A la pastiglia ha un diametro maggiore rispetto alla torcia a 120A. Questo inserto, che è il catodo vero e proprio, è sottoposto ad usura dovuta alle varie fasi del taglio. Le fasi più critiche sono l'accensione e lo spegnimento dell'arco, ma anche durante il taglio si ha un tasso di erosione dell'inserto. L'usura del catodo inoltre può essere accelerata da un non corretto utilizzo della torcia o dall'allontanamento delle condizioni operative da quelle di ottimo.

Può essere presente un'erosione dovuta ad una scintilla non perfettamente centrata che può dipendere da una cattiva gestione dei gas oppure da un errato

montaggio della torcia. Si può presentare anche un problema dovuto alle impurità presenti sul catodo durante l'accensione dell'arco. Oppure si può avere una mancanza di liquido refrigerante che porta ad un surriscaldamento della parte in rame, con conseguente emissione termoionica, *hotspot* ed "esplosione" della punta del catodo stesso.

L'erosione del catodo è un problema serio perché pone dei limiti sia sull'incremento della corrente d'arco sia sulla costrizione del getto di plasma. Entrambi questi fattori porterebbero ad un aumento della velocità di taglio ed ad un miglioramento del taglio dal punto di vista qualitativo.

Sono stati affrontati vari studi sulle caratteristiche dell'usura del catodo detta tecnicamente "*arc-cathode erosion*". I principali comunque sono stati quelli del **dott. Valerian Nemchinsky** ([16],[17],[18], [19]).

Lo studio che ha effettuato tratta la cosiddetta "*cyclic erosion*" dovuta principalmente alle fasi di accensione e spegnimento della colonna d'arco. Ovviamente questo tipo di erosione si manifesta maggiormente quando si ha a che fare con il taglio di piccole parti.

Le caratteristiche di questo tipo di usura dipendono da diversi fattori come la corrente d'arco, la pressione ambiente e il materiale del catodo. Lo studio viene fatto sui quei catodi chiamati termochimici, perché realizzati con materiale che reagisce chimicamente con il gas di plasma. Nel taglio al plasma (PAC) di *mild-steel* di solito viene utilizzato come elettrodo l'afnio e come gas di plasma ossigeno, la motivazione la si potrà trovare nel paragrafo 5.5. È stato notato che la *cyclic erosion* dipende fortemente da come la corrente viene fatta crescere o calare nelle fasi di accensione o spegnimento.

L'origine dell'usura iniziale dipende dalla rimozione dello strato di isolante che si forma sulla punta dell'arco dopo lo spegnimento. Durante il taglio sulla punta del catodo si forma uno strato di afnio fuso che, come accennato, reagisce con l'ossigeno formando uno strato liquido di ossido di afnio. L'ossido di afnio

alle temperature del plasma è un ottimo conduttore, ma quando si raffredda diventa un isolante. Per questo motivo, all'accensione abbiamo uno strato di isolante sulla punta del catodo che deve essere rimosso per un corretto funzionamento della torcia. Nell'accensione l'arco si sposta dalla periferia del catodo fino al centro, finché non incontra lo strato di ossido di afnio. A causa della sua scarsa conduttività termica si ha un gradiente di temperatura elevato, che porta ad una situazione di elevata sollecitazione all'interno dello strato. L'azione combinata della rapida variazione di densità causata dalla trasformazione di fase con l'elevata sollecitazione porta ad uno sbriciolamento dello strato di ossido superficiale e quindi ad un'elevata usura del componente.

Per quello che riguarda invece l'usura durante la fase di spegnimento è stato notato che la dinamica del gas in questa fase non ne può essere responsabile. Viene proposto un meccanismo che prende in considerazione il miscelamento tra il gas di plasma e lo strato fuso sul catodo. Esiste un gas di plasma caldo ad elevata pressione in contatto con lo strato di ossido di afnio fuso sulla sommità del catodo. Atomi, ioni e molecole del plasma penetrano all'interno dell'afnio fuso iniziando a mescolarsi ad esso. A causa della elevata pressione del plasma la concentrazione di queste particelle è elevata. Dopo lo spegnimento la pressione del gas di plasma crolla portando ad un processo di dissoluzione del gas nello strato fuso. Parte del gas esce dallo strato fuso sotto forma di bolle che trasportano con loro una parte di materiale, questo provoca l'usura del catodo nella fase di spegnimento.

Per quello che riguarda l'erosione durante la fase di taglio la teoria proposta pone in evidenza l'effetto dannoso di un gas primario con componente di *swirl*. Nelle prime prove si vede come l'erosione che si ha è di molto inferiore all'erosione che si attendeva calcolata con la formula di Hertz-Knudsen:

$$G_0 = \sqrt{\frac{M}{2\pi k T_c}} p(T_c) \left[\frac{kg}{m^2 s} \right].$$

La spiegazione risiede nel fatto che la particella di metallo che si distacca dalla punta del catodo si trova in un plasma. Essendo una particella di metallo ha un'energia di ionizzazione molto inferiore rispetto a quella del gas quindi si ionizza subito. A questo punto si trova sottoposta a diverse forze: quella del flusso di gas, quella di frizione tra ioni ed elettroni e quella del campo elettrico. Andando a studiare l'andamento del flusso nelle vicinanze del catodo si vede che si hanno delle linee di flusso che si muovono verso la punta del catodo. Si ha così una zona di ristagno, le particelle che evaporano tendono a ritornare indietro per la presenza di questa zona. Quindi quelle che riescono ad uscire sono molto inferiori rispetto a tutte quelle evaporate. Se è presente un gas con componente di *swirl* questo effetto di ristagno è molto più limitato portando ad una maggiore usura del catodo. La simulazione svolta successivamente mostra come, a parità di amperaggio dell'arco di plasma, lo *swirl* cresca al crescere della pressione del gas primario; quindi ci si aspetta una maggiore usura del catodo in queste condizioni.

PARAGRAFO 4.2

UGELLO (*NOZZLE*)



Figura 4.2.1: immagine di un ugello *Cebora*

L'ugello è il componente che ha permesso di migliorare la qualità di taglio di una torcia al plasma. Quando si ha un getto libero di plasma le sue caratteristiche termiche non sono affatto buone per il taglio. Non si ha uniformità

termica del getto e non ha coassialità, questi fenomeni portano ad una qualità pessima di taglio, nonché a temperature molto limitate.

La presenza di un ugello che costringe il getto porta ad un aumento dell'uniformità della temperatura nell'arco di plasma. La temperatura del getto è proporzionale alla resistenza elettrica dell'arco. La resistenza di un conduttore può essere scritta come:

$$R = \rho \frac{l}{S}$$

Dove ρ è la resistività del materiale, l è la lunghezza del conduttore mentre S la sua sezione. Per poterne aumentare la resistenza basta quindi diminuire la larghezza della sezione, compito svolto per l'appunto dall'ugello. Inoltre questo restringimento porta ad una uniformità delle caratteristiche termiche.

Con lo sviluppo della tecnologia le correnti di utilizzo sono andate aumentando per poter tagliare spessori maggiori. Per andare nella stessa direzione anche il diametro dell'ugello è stato diminuito sempre più. Correnti elevate e diametri stretti portano al verificarsi del fenomeno del doppio arco detto "*double arching*". Questo fenomeno consiste nella presenza di una scarica elettrica non corretta, invece che formarsi tra elettrodo e materiale da tagliare, si forma una prima scarica tra elettrodo e ugello ed una seconda tra ugello e materiale. Questo fenomeno è molto dannoso sia per l'usura dell'elettrodo che per quella dell'ugello e va quindi scongiurato. Per poterlo evitare **Komatsu** ha brevettato (campo magnetico, *Komatsu*, US 005202544A) la presenza di un campo magnetico all'interno della torcia per migliorare la stabilità d'arco e la sua coerenza, invece le ditte concorrenti utilizzano lo *shield* che verrà trattato nei paragrafi successivi.

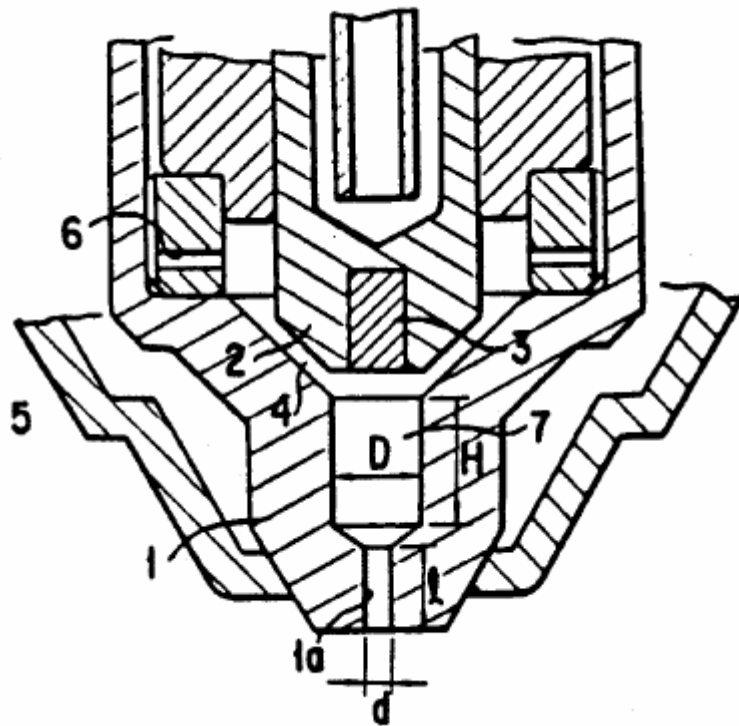


Figura 4.5: Disegno schematico di una torcia al plasma da taglio *Komatsu*

Il campo magnetico generato da un semplice magnete permanente è massimo sulla punta del catodo e poi cala all'aumentare della distanza. La presenza di questo campo magnetico aiuta a controllare l'attacco dell'arco sul catodo e la stabilità del getto di plasma stesso.

In riferimento alla figura 4.5 (brevetto doppia camera, *Komatsu*, US005214263A) si vede come la forma interna dell'ugello è particolare, prima del canale *1a* è presente un allargamento *7* chiamato camera di plasma. Il nome deriva dal fatto che in quella zona il gas di plasma viene ionizzato dalla scarica elettrica e diventa plasma. Al gas di plasma, detto anche primario viene data anche una componente di *swirl* per aumentarne la coerenza. Il problema della presenza di uno *swirl* è che l'angolo di inclinazione del taglio non rimane costante all'aumentare dell'usura del catodo. Nelle investigazioni sperimentali è stato notato che la causa del fenomeno è il passaggio del gas nel canale di plasma. Con l'usura dei componenti consumabili, senza la presenza della camera *7*, il flusso diventa asimmetrico. Per limitare l'influenza negativa della non simmetria,

all'interno dell'ugello viene realizzata una tornitura che funziona come stabilizzante del flusso di gas prima che esca dall'ugello. Con questa modifica si è visto che l'inclinazione del taglio rimane costante anche all'aumentare dell'usura come si può notare dalle figure 4.6, 4.7.

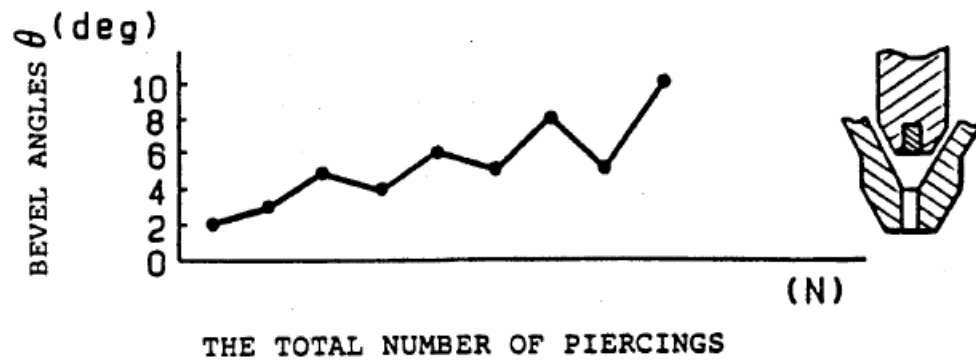


Figura 4.6: andamento del *bevel angle* in funzione del numero di sfondamenti senza camera di plasma.

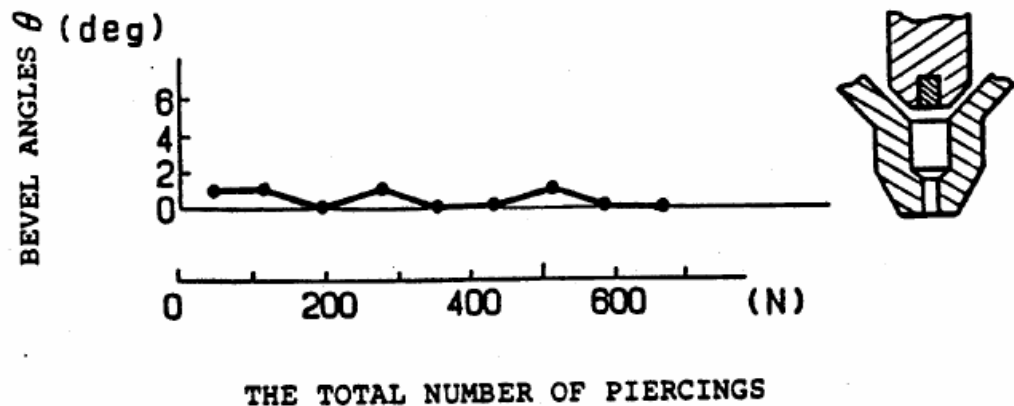


Figura 4.7: andamento del *bevel angle* in funzione del numero di sfondamenti con camera di plasma.

Hypertherm invece ha migliorato la qualità di taglio brevettando un sistema chiamato *venting* (brevetto *venting*, *Hypertherm*, numero US005317126A). In questa configurazione una parte di portata di primario viene *bypassata* da un foro anulare nell'ugello. Questo foro ed il foro dell'ugello sono posizionati in maniera

tale da ottimizzare la portata in massa del gas primario e la forza del vortice. Il brevetto è nato per poter produrre un *kerf* stretto ed avere degli angoli di taglio nulli. Un problema che si ha nelle torce tradizionali è la necessità di raffreddare molto l'ugello. Una parete fredda all'uscita dell'ugello produce uno strato colonnare di gas freddo, la presenza di questo gas porta a diversi benefici: Previene la formazione del doppio arco, aumenta la vita dell'ugello ed inoltre aumenta la costrizione dell'arco senza dover rimpicciolire ulteriormente il foro dell'ugello. Quest'ultima cosa non è da trascurare perché con un foro piccolo, anche aumentando molto la pressione del gas primario, la portata di massa che esce è ridotta a causa della comprimibilità del gas e dell'effetto di ostruzione dovuto alla presenza della scarica di plasma. Una portata bassa porta ad una destabilizzazione dell'attacco dell'arco sull'elettrodo. Si ha così un'erosione casuale dell'inserito che peggiora la vita del consumabile e la qualità del taglio. Inoltre un foro dell'ugello troppo stretto porta ad un aumento della sensibilità del plasma alle condizioni geometriche della torcia. Un piccolo deterioramento dell'ugello porta ad una drastica riduzione della qualità di taglio e la fase di arco pilota aumenta con conseguente aumento del deterioramento del catodo e dall'ugello.

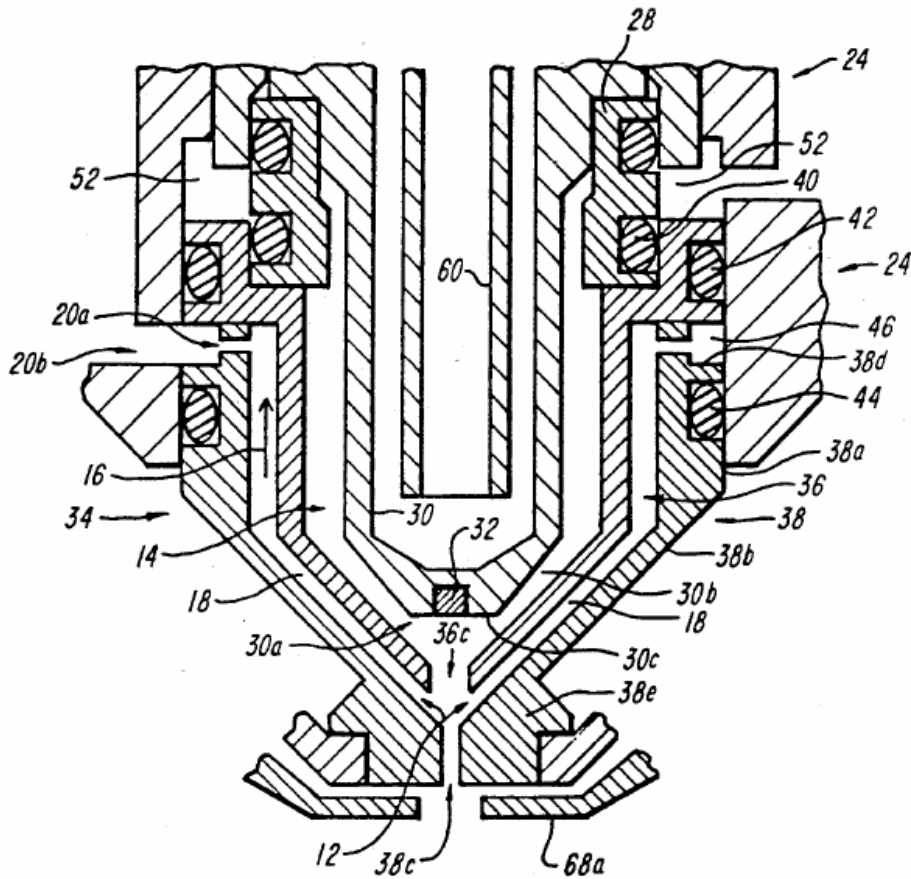


Figura 4.8: schema della torcia *Hypertherm* con presenza di *venting* (n.ro 12)

Grazie alla presenza dei canali numero **12** della figura 4.8 si riesce a gestire una maggiore portata in massa di gas primario. La regolazione della portata avviene tramite una valvola che permette di impostare il valore da far defluire attraverso questi canali. Si riesce ad avere così una forza maggiore del vortice nel punto **36c** migliorando la stabilità dell'arco. Inoltre si ha anche una maggior refrigerazione di tutta la torcia visto l'aumentato flusso di gas.

Nello studio presentato si è valutata la temperatura dell'ugello proprio per verificare se, non potendo utilizzare la tecnologia del *venting*, si hanno problemi per quello che riguarda la resistenza del componente. Come si vedrà dai risultati numerici, la parte più sollecitata dell'ugello non subisce delle sollecitazioni termiche molto elevate e quindi l'assenza del *venting* non porta ad un drastico peggioramento della vita del componente. Nel caso di presenza di *venting* va anche considerato l'effetto di una presenza di uno *swirl* elevato che porta ad

un'usura maggiore dei componenti usurabili come visto dalla trattazione sull'erosione del catodo del *dott. Nemchinsky* trattata nel paragrafo 4.1.

Per migliorare ulteriormente le prestazioni dell'ugello sulla punta esteriore viene eseguita una lavorazione di tornitura denominata *long-life*. La sua presenza serve per non far influenzare dall'usura la qualità del taglio. In un ugello tradizionale la punta esterna si usura in modo non controllato rovinando così la simmetria del getto. Nell'ugello con *long-life* il problema non si pone perché la parte che si usurava non è più presente e quindi non danneggia il getto. Si è adottato così un sistema di usura controllata. Come si vedrà nella simulazione numerica, la parte dell'ugello sollecitata maggiormente dal campo termico è proprio dove è presente il *long-life*. Questo dimostra che, se non ci fosse il *long-life*, si avrebbe una usura del *nozzle* non controllata dovuta al campo di temperature indotte dall'arco di plasma.

PARAGRAFO 4.3

SHIELD

La presenza di questo componente è indispensabile per proteggere l'ugello dagli schizzi di metallo fuso che si hanno durante lo sfondamento ed il taglio. Un'ulteriore funzionalità è la riduzione del fenomeno di doppio arco grazie proprio alla presenza dello *shield*. In precedenza la protezione dell'ugello era affidata alla presenza di un cappuccio di ceramica, ma con l'aumentare delle potenze in gioco non è più stato sufficiente. Si è inserito questo componente isolato elettricamente e raffreddato dalla presenza di un gas secondario. L'isolamento elettrico previene la formazione del doppio arco ed il fatto che sia raffreddato limita l'aderirsi degli schizzi di metallo fuso. Il raffreddamento può venir realizzato utilizzando acqua come secondario, ma con correnti inferiori ai 200A il sostentamento della scarica non è garantito. Infatti si rende necessaria la dissociazione e la ionizzazione

dell'idrogeno presente nell'acqua per portarla allo stato di plasma. Questi fenomeni contribuiscono a diminuire notevolmente la massima temperatura della scarica. Si è pensato così di utilizzare un gas in aggiunta a quello usato come primario (gas di *shield*). Senza la presenza del gas di *shield*, gli schizzi di metallo fuso possono disturbare il getto di plasma andando così a degradare la qualità del taglio. Inoltre possono aderire all'ugello creando così un ponte che agevola la formazione del doppio arco. Si capisce quindi come la presenza di questo componente riesca a schermare l'ugello dagli schizzi e permetta una via di passaggio per il gas secondario che può raffreddare tutti i componenti. Inoltre si è visto che la presenza di un gas di secondario migliora la qualità di taglio, se poi viene immesso con componente di *swirl* il miglioramento è ancora più evidente. Sullo *shield* si hanno diversi brevetti **Hypertherm** che rivendicano alcune configurazioni come *impinging* e *coaxial*.

Il primo rivendica la presenza di alcuni fori sullo *shield* dai quali fuoriesce gas. Questo gas viene spruzzato proprio sul pezzo in lavorazione deviando così il getto di metallo fuso che altrimenti si sarebbe impattato sullo *shield*. Il secondo brevetto invece ne migliora la forma. Infatti nell'*impinging* il getto di secondario andava ad impattare il getto primario rovinando così la coassialità. Con il *coaxial* il getto secondario viene fatto uscire parallelamente al primario. Si ha un getto di secondario colonnare al primario in modo da avvolgerlo continuando così a sfruttare l'effetto positivo del gas secondario e refrigerando meglio i componenti.

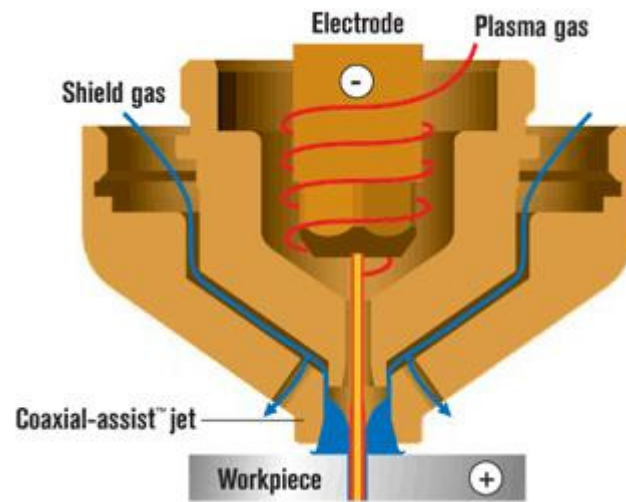


Figura 4.9: configurazione *coaxial* di una torcia *Hypertherm*

CAPITOLO 5

TAGLIO AL PLASMA

PARAGRAFO 5.1

FASI di TAGLIO

ACCENSIONE, “ARC-IGNITION”

L'accensione dell'arco è un processo composto da più fasi. Si inizia con una serie di impulsi ad alta frequenza e ad alto voltaggio applicati tra l'ugello e l'elettrodo.

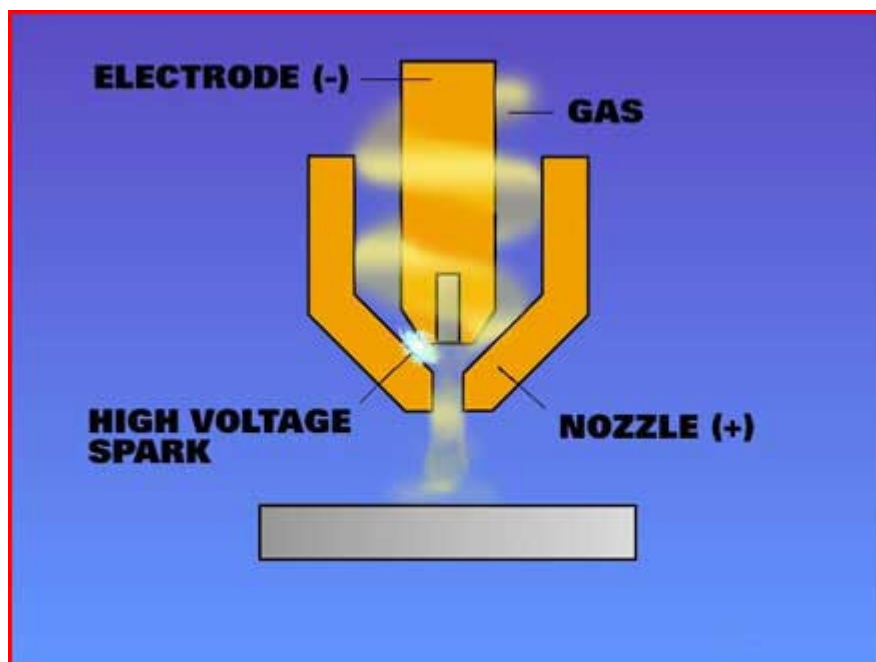


Figura 5.1: fase di accensione.

Gli impulsi generano una scintilla che a sua volta crea un percorso di gas ionizzato tra i punti più vicini dell'elettrodo e del catodo come si può vedere nella figura 5.1. Una volta che questo percorso si è formato inizia la fase di arco pilota: una tensione continua viene applicata tra ugello ed elettrodo. L'arco pilota si

genera sempre tra i due punti detti sopra, ma sotto l'influenza del gas di plasma si sposta fino al centro dell'elettrodo dove rimarrà fino alla conclusione del taglio.

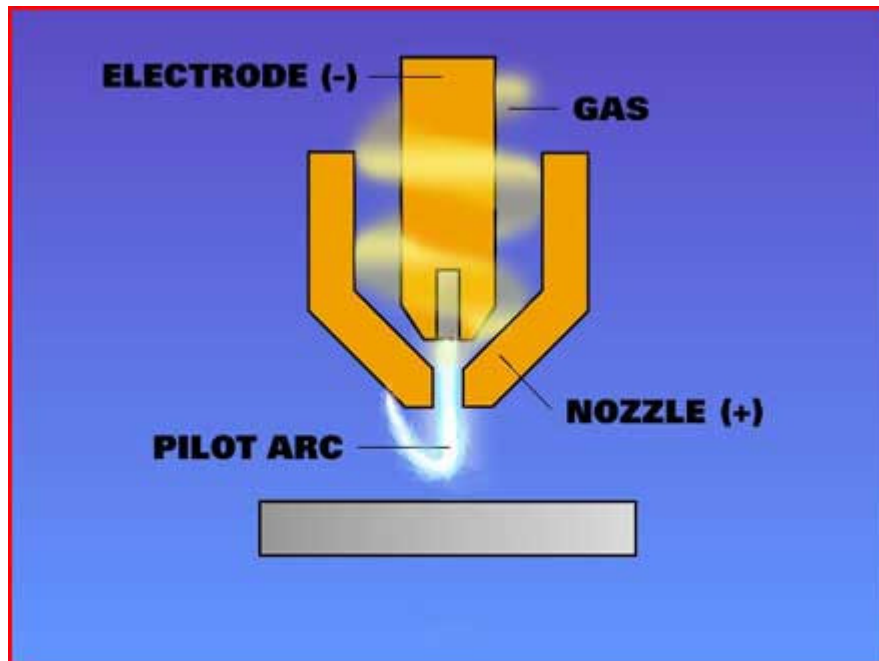


Figura 5.2: spostamento dell'arco elettrico.

Simultaneamente la colonna d'arco viene soffiata fuori dall'ugello formando un anello di plasma fuori dall'ugello come nella figura 5.2.

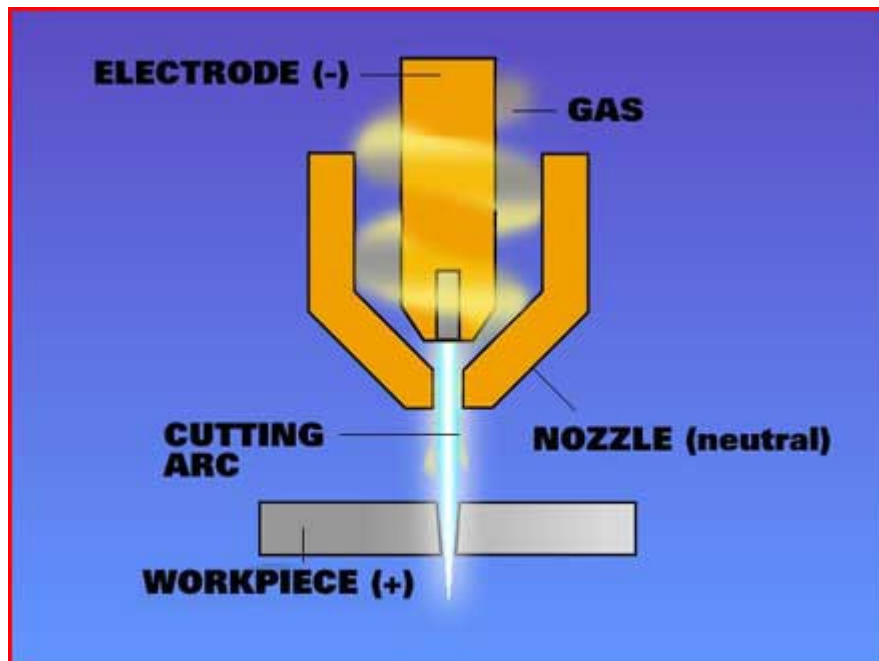


Figura 5.3: fase di taglio.

Quando l'arco tocca il pezzo in lavorazione inizia la fase di arco principale terminando così la fase di arco pilota.

Questa fase è molto delicata per svariati motivi. La corretta gestione dei gas, delle tensioni e dell'altezza di taglio in questa fase può fare la differenza tra un taglio di ottima qualità ed un taglio di scarsa qualità. Questi passaggi corrispondono alla fase di sfondamento, "*piercing*", l'arco principale scalda istantaneamente il materiale in lavorazione e inizia a spruzzare il materiale fuso fuori dal punto di inizio. Il foro non si è ancora formato e quindi gli schizzi escono verso l'alto in tutte le direzioni. Nella fase finale dello sfondamento gli schizzi vengono diretti sempre più verso la torcia, per la presenza delle pareti laterali del foro. Una volta che il materiale è stato sfondato, l'arco di plasma diventa delle sue dimensioni nominali. Se la torcia si muove troppo velocemente il plasma non riesce a tagliare il materiale. Invece se si muove troppo lentamente si ha un eccesso di energia ceduta con conseguente allargamento del foro di taglio. I problemi principali che possono occorrere durante la fase di sfondamento sono il fenomeno del doppio arco e del *bridging*. Fenomeni già descritti precedentemente nella trattazione dell'usura del catodo.

La simulazione numerica non prende in considerazione la fase di sfondamento del pezzo (*piercing*) perché ci sono delle interazioni tra gas e materia che ancora non possono venir modellate. Inoltre non si conosce l'andamento dell'attacco dell'arco che influenza molte delle caratteristiche di scambio di potenza tra gas di plasma e materiale da tagliare. Quindi per le simulazioni si prende in considerazione una fase di taglio in condizioni stazionarie; cosa che viene verificata nel caso di tagli con durata almeno 4 s.

FASE di TAGLIO

Durante la fase di taglio vengono mantenute le condizioni di arco principale. L'arco elettrico si stabilizza tra l'elettrodo all'interno della torcia ed il pezzo in lavorazione. La velocità di avanzamento della torcia deve essere regolata

in funzione dello spessore del materiale da tagliare, del valore di corrente utilizzato e del tipo di materiale da tagliare. In genere l'altezza della torcia viene diminuita rispetto alla fase di *piercing*. Durante la fase di sfondamento si ha un'altezza elevata, la massima possibile, per limitare l'impattamento degli schizzi di materiale fuso sul corpo della torcia. Per altezza massima possibile si intende l'altezza per la quale si ha ancora trasferimento dell'arco. Se ci si alzasse maggiormente, l'arco non si trasferirebbe al pezzo. In queste condizioni ovviamente non si può ottenere un taglio di buona qualità ed è per questo che nella fase di taglio la torcia viene abbassata ad un'altezza ottimale per il taglio.

Nella simulazione numerica si guarda come evolve l'andamento fluidodinamico del gas di plasma in questa fase. Purtroppo non si riesce a simulare l'interazione con il materiale metallico per mancanza di dati. Non si riesce a modellare quali sono le interazioni tra gas e materiale, come già detto in precedenza, non si sa neppure dove avvenga l'attacco dell'arco e quindi non possono venir descritte le interazioni fisico-chimiche tra getto e materiale.

FASE di SPEGNIMENTO

Come la fase di accensione anche la fase di spegnimento è molto importante per quello che riguarda la durata dei componenti usurabili e la qualità del taglio. Per poter ottimizzare questa fase bisogna gestire in modo corretto i gas e le correnti del processo. Bisogna poter dare una giusta rampa alla corrente e determinare una portata dei gas in modo da limitare la "*off-erosion*" del catodo ed ottimizzare l'uscita della torcia dal percorso di taglio. Altre analisi su queste procedure sono state svolte in [21].

PARAGRAFO 5.2

QUALITA' del TAGLIO

La qualità del taglio viene riferita alla norma ISO 9013 ([2]). Questo standard internazionale è applicabile ai materiali che possono venir tagliati con ossitaglio, plasma e laser. Gli spessori a cui si può riferire sono: da 3 a 300 mm per l'ossitaglio, da 1 a 150 mm per il plasma e da 0,5 a 40 mm per il taglio laser.

Come già accennato la qualità del taglio è un aspetto fondamentale per lo studio della torcia al plasma. La simulazione numerica viene fatta per poter predire come sarà l'aspetto del taglio in funzione delle caratteristiche fluidodinamiche del getto plasma. Infatti in questo studio si relazionano le caratteristiche della nuova torcia alle caratteristiche di una torcia già sperimentata che fornisce buona qualità nel taglio.

TERMINI di DESCRIZIONE

Per poter descrivere la qualità di taglio a livello industriale bisogna riferirsi comunque ad uno standard comune a tutti. In questo senso è nata la norma ISO 9013; la norma innanzitutto definisce i termini di descrizione di un taglio termico, dà un nome cioè, agli effetti che si hanno sulla superficie del materiale tagliato causati dal trasferimento di potenza termica. Inoltre definisce quali devono essere le modalità per effettuarne la misurazione e quali delle grandezze ricavate devono essere considerate per poter descrivere la qualità del taglio.

NORMA ISO 9013

- Velocità di taglio: velocità relativa tra il materiale da tagliare e la torcia.
- Spessore del *kerf*: distanza tra le superfici tagliate misurata nello spigolo superiore del taglio, oppure, se esiste una zona di fusione, immediatamente sotto ad essa.
- Drag (n): proiezione della distanza tra i due punti estremi della striatura del taglio.

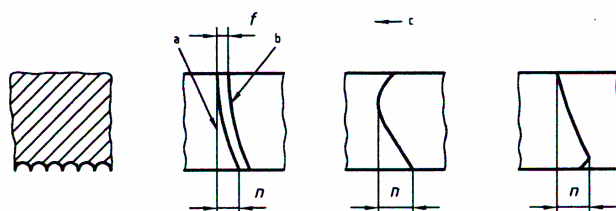


Figura 5.4: *drag*.

- Perpendicolarità o tolleranza angolare (u): distanza tra due linee parallele tangenti ai due punti estremi del bordo tagliato.

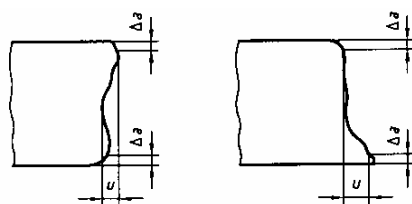


Figura 5.5: tolleranza angolare

- Altezza del profilo (Zt): somma dei valori assoluti dell'altezza della cresta più alta e della valle più profonda nel bordo tagliato.

- Altezza media del profilo (Rz5): media aritmetica di cinque elementi di un singolo bordo presi in modo distanziato.

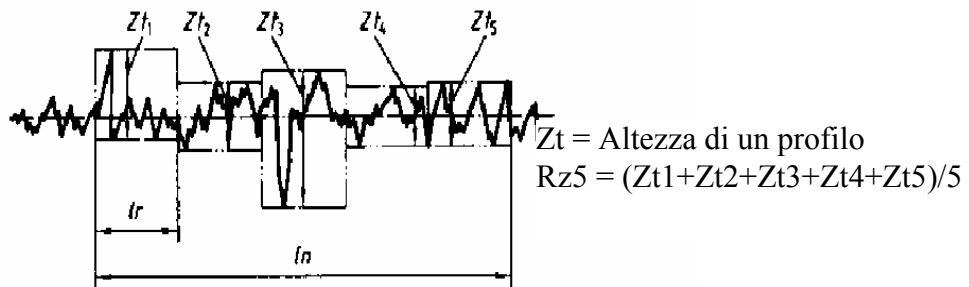


Figura 5.6: altezza media del profilo

- Arrotondamento del bordo (r): misura caratteristica dello spigolo superiore del taglio.

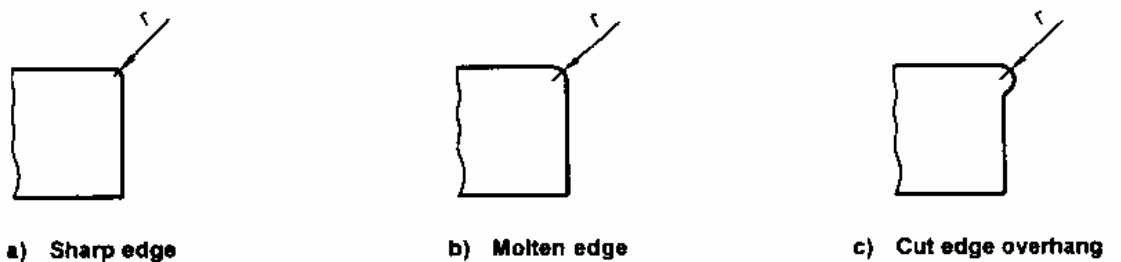


Figura 5.7: arrotondamento del profilo

- Gouging: rugosità e cricche di spessore e forme irregolari che danneggiano l'uniformità della superficie.



Figura 5.8: gouging

PARAGRAFO 5.3

COME DETERMINARE la QUALITA' DELLE SUPERFICI TAGLIATE

La norma ISO si raccomanda di prestare molta attenzione agli strumenti che devono essere utilizzati per le misurazioni. Indica che quando si devono scegliere questi strumenti di misurazione il limite di errore concesso allo strumento è il 20% del valore caratteristico della grandezza da misurare. Fornisce comunque una serie di tabelle che indirizzano alla scelta.

Vengono anche specificate le condizioni in cui le misurazioni devono essere fatte. Bisogna che la superficie di taglio sia pulita e libera dagli ossidi anche nelle parti che non dovranno essere sottoposte a controllo.

Il numero di misurazioni e i punti in cui devono essere fatte dipendono dalla forma e dalle dimensioni del pezzo in lavorazione. Le superfici tagliate vengono classificate in campi di tolleranza in base alle misure massime ottenute. Perciò i punti di misurazione vanno presi dove i massimi valori sono attesi. Quando si scelgono i punti di misurazione bisogna considerare che i massimi valori per l'altezza media e della tolleranza angolare possono essere trovate in sezioni differenti. Nel caso che le tolleranze ottenute siano agli estremi del campo di appartenenza, le misure dovrebbero essere rifatte per evitare qualsiasi incertezza. Ovviamente vengono fornite delle tabelle riferite ai vari casi riscontrabili.

QUALITA' delle SUPERFICI

Per descrivere la qualità di una superficie tagliata da un processo termico vengono prese le seguenti grandezze:

- perpendicolarità o tolleranza angolare (u);
- altezza media del profilo (Rz5);

in aggiunta possono anche essere prese:

- *drag* (n);
- arrotondamento del bordo (r);
- possibilità di formazione di bave o gocce di metallo fuso;

FASCIA di MISURAZIONE

Una volta che sono stati definiti i metodi e le grandezze caratteristiche la norma definisce i campi di qualità. Per ogni grandezza discussa nel paragrafo precedente, viene fornita una tabella indicante la categoria di appartenenza. Si va dalla categoria 1 alla categoria 5, la categoria 1 corrisponde alla categoria di qualità migliore, mentre la 5 a quella di qualità peggiore.

Non viene data una definizione rigorosa di taglio in alta definizione, ma ovviamente si cerca di essere nella categoria più elevata. La categoria 1 è molto difficile da raggiungere, per il taglio al plasma viene dato dalla *Hypertherm* un riferimento tra la categoria 2 e 4.

Nella norma vengono anche definite le tolleranze dimensionali delle parti e come devono venir indicate nel disegno tecnico. Questa parte non viene qui trattata perchè esula dal contesto.

Nelle appendici vengono inoltre trattate le definizioni dei vari tagli termici presi in considerazione nella norma. Si trovano anche alcune tabelle di confronto tra i valori tipici delle grandezze viste per i vari tagli termici.

La qualità di taglio è l'aspetto fondamentale per il taglio al plasma perchè, come già detto, si vuole renderlo paragonabile al taglio laser. **Nel taglio plasma si cerca sempre di ottenere un taglio ottimo, dove per ottimo si intende un taglio privo di bave, squadrato, che preservi la durata dei componenti, alla massima velocità possibile.**

PARAGRAFO 5.4

VELOCITA' di TAGLIO

La velocità con cui viene effettuato il taglio influisce molto sulla qualità finale delle superfici. Esiste una velocità massima U_{max} al di sopra della quale non si riesce più a tagliare attraverso il materiale. Il suo valore dipende dalla corrente d'arco, dal diametro dell'ugello e dallo spessore del materiale. Tuttavia anche usando una velocità poco al di sotto del valore massimo, il taglio non ha per nulla una buona qualità. Se la velocità di taglio è leggermente inferiore al valore U_{max} si verifica un fenomeno indesiderato. Una parte del materiale fuso non lascia la lamiera, ma rimane attaccato in fondo formando quelle che vengono chiamate bave di alta velocità, "*high speed dross*". Per poterle rimuovere sono necessarie delle rilavorazioni che in un ambito industriale sono da evitare perchè comportano dei costi aggiuntivi. Nella maggior parte dei casi riducendo la velocità di taglio si riduce la formazione di bave di alta velocità. La qualità di taglio, come già visto, non dipende solo dalla presenza o assenza di bave, ma anche dalla perpendicolarità del taglio. La riduzione di velocità di solito migliora le caratteristiche del taglio. Tuttavia abbassando troppo la velocità di taglio, sotto un limite U_{min} , si ha ancora la formazione di bave. In questo caso si chiamano bave di bassa velocità, "*low speed dross*". Da queste considerazioni si capisce che un taglio di buona qualità è ottenuto per valori di velocità contenuti all'interno di un intervallo detto *dross free window*. Questo intervallo diviene sempre più stretto all'aumentare dello spessore della lamiera da tagliare. Invece, aumentando la corrente d'arco, l'intervallo si allarga, ma va a diminuire la vita utile dei componenti usurabili. Quando si tagliano grossi spessori l'intervallo può essere veramente stretto, dell'ordine di 20mm/min. Quello che rende la situazione ancora peggiore è che l'intervallo è sensibile alla composizione del metallo. Significa che mantenendo la velocità costante ad un valore di ottimo non è detto che non si abbia la formazione di bave. Per questi motivi di variabilità delle condizioni

operative è bene cercare di avere una *dross-free window* il più larga possibile, le trattazioni teoriche del fenomeno di formazione di bave si possono trovare in [15].

Ci sono due metodi per determinare la velocità di taglio ottima. Il primo metodo consiste nel fare diverse prove di taglio a diverse velocità e si sceglie quella che ha prodotto la superficie migliore, senza bave e pulita. La presenza di linee di trascinamento o di creste nel bordo tagliato indicano una non corretta velocità di taglio. Una velocità troppo bassa produce delle linee dritte e perpendicolari alla superficie della lamiera. Invece una velocità troppo elevata le produce a forma di ‘S’.

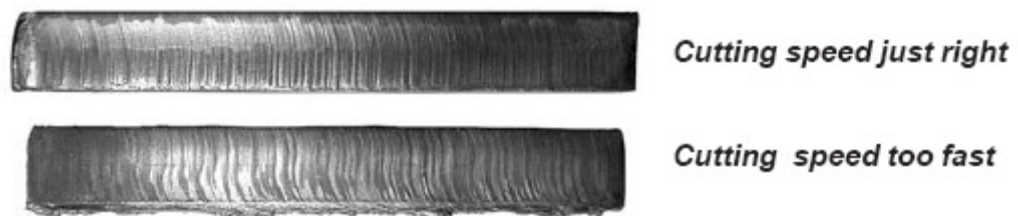


Figura 5.5: immagini di pezzi tagliati al plasma.

Il secondo metodo invece consiste nel giudicare la velocità di taglio in base alle caratteristiche dell’arco durante il taglio per poi variare la velocità in modo dinamico e per avere le caratteristiche ottime di arco. Per poterlo fare si osserva l’angolo di uscita dell’arco dal piano inferiore della lamiera in lavorazione.

La cosa importante, quindi, per avere dei tagli di buona qualità, è sapere esattamente l’estensione e la collocazione della *dross free window* sull’asse delle velocità di taglio. Usare i gas adatti per il materiale in lavorazione può variare l’estensione della finestra.

Nello studio presentato non si prende in considerazione la velocità di avanzamento della torcia, ma questo non viene fatto in nessun altro studio a causa dell’impossibilità di descrivere le interazioni tra materiale e getto. Inoltre è molto più semplice dare una caratterizzazione della *dross free window* con delle prove sperimentali.

PARAGRAFO 5.5

UTILIZZO dei GAS

Nell'ambiente industriale viene data molta importanza alla assenza di bave e alla possibilità di avere elevate velocità di taglio. Ovviamente questi due aspetti influiscono sul costo dell'operazione, ma un loro miglioramento va ad influenzare negativamente la vita dei componenti usurabili. Usualmente le torce che lavorano per raggiungere questi scopi utilizzano due gas, uno di primario ed uno di secondario. Si possono scegliere differenti gas sia per il primario che per il secondario, la loro combinazione permette il taglio di differenti materiali mantenendo le caratteristiche ottime di taglio. I gas più comunemente usati come primario sono l'aria, l'ossigeno, l'azoto ed una miscela di Argon-Idrogeno. Ovviamente l'aria è il gas più versatile che si possa trovare. Produce una buona qualità di taglio e raggiunge buone velocità sul *mild-steel*, *stainless-steel* e sull'alluminio. Inoltre è il gas che costa di meno, anche se non è gratuito. Deve essere compressa, deumidificata e disoleata. Per il buon funzionamento di una torcia è importante che l'aria utilizzata sia priva di impurezze e contaminazioni. Se fossero presenti andrebbero sicuramente in contatto con le parti più delicate della torcia, diminuendo la vita dei componenti usurabili e causando anche danni più gravi. La deumidificazione e la disoleazione sono anche molto importanti per l'integrità del filtro dei fumi. Un ulteriore problema di usare aria come gas primario è la saldabilità delle superfici tagliate. Utilizzando aria si può incorrere in nitrurazioni e ossidazioni della superficie, che possono causare porosità nelle saldature. Il problema è facilmente risolvibile utilizzando una saldatura a filo nel quale dovranno essere contenuti elementi deossidanti e denitruranti. Si è visto che utilizzando aria si possono avere buone qualità di taglio, discrete velocità ed una vita dei componenti fino a 600 accensioni. Quando si usa aria come primario è opportuno utilizzarla anche come secondario.

Lo standard industriale per il taglio di acciaio al carbonio è utilizzare come gas primario l'ossigeno perchè permette di ottenere migliori qualità e velocità di taglio maggiori. L'ossigeno reagisce con il carbonio dell'acciaio e produce uno spray molto fine di gocce di metallo fuso con una bassa tensione superficiale che permette una loro facile espulsione dal *kerf*. Gli svantaggi di utilizzare l'ossigeno come gas principale è il costo del gas stesso e la ridotta vita dei componenti usurabili. Lo stato dell'arte che viene descritto in [20] permette l'accensione dell'arco in gas inerti (come ad esempio Azoto) per poi passare a utilizzare ossigeno durante la fase di taglio. Questo sistema ha permesso di aumentare la vita dei componenti consumabili portandola fino a circa 1500 accensioni. Anche se l'ossigeno porta ad un aumento di costo per la gestione dei gas e dei componenti consumabili, porta anche ad una riduzione dei costi per pulire i componenti dopo il taglio e per ottenere spigoli perpendicolari. Come gas secondario insieme all'ossigeno di solito si utilizza l'aria.

L'azoto invece è stato il gas utilizzato nelle prime torce da taglio al plasma ed è tuttora la scelta migliore se si taglia alluminio e *stainless-steel*. La qualità di taglio e la vita dei componenti usurabili sono eccellenti, tuttavia se si tagliano spessori elevati (sopra ai 15 mm) è meglio utilizzare come gas primario una miscela di Argon-Idrogeno. Usando l'azoto come gas primario il miglior gas secondario è l'aria. Si può utilizzare anche la CO₂ come gas secondario perchè porta ad un miglioramento della finitura della superficie, ad un aumento della velocità di taglio e ad una vita dei componenti usurabili maggiori rispetto all'utilizzo di aria. Ma la CO₂ costa più dell'aria e necessita di un buon sistema di gestione per garantire sempre la giusta portata. Anche l'acqua è un buon gas secondario se il sistema lo consente. Permette di ottenere delle superfici lisce e lucenti, ma ovviamente si complica l'impianto perchè deve essere prevista una vasca per la raccolta del liquido.

La miscela di Argon-Idrogeno, viene chiamata H35 perchè è presente il 35% di Idrogeno ed il 65% di Argon, è la scelta per il taglio di grossi spessori di

stainless-steel e alluminio. H35 consente di ottenere le temperature più elevate per il plasma, quindi si hanno anche le maggiori possibilità per quello che riguarda le capacità del taglio. Nelle torce con più gas permette di ottenere dei tagli dritti, con superfici pulite e lisce. Tipicamente come gas secondario si utilizza l'Azoto.

Plasma Gas / Shield	Mild Steel	Stainless Steel	Alluminio
	Air / Air	Buona qualità di taglio/velocità. Economico	Buona qualità di taglio/velocità. Economico
Oxygen (O2) / Air	Eccellente qualità di taglio/velocità. Formazione di bave.	Non raccomandato	Non raccomandato
Nitrogen (N2) / CO2	Discreta qualità di taglio, formazione di bave. Ottima vita dei componenti usurabili	Buona qualità di taglio. Ottima vita dei componenti usurabili	Eccellente qualità di taglio. Ottima vita dei componenti usurabili
Nitrogen (N2) / Air	Discreta qualità di taglio, formazione di bave. Ottima vita dei componenti usurabili	Buona qualità di taglio. Ottima vita dei componenti usurabili	Buona qualità di taglio. Ottima vita dei componenti usurabili
Nitrogen (N2) / H2O	Discreta qualità di taglio, formazione di bave. Ottima vita dei componenti usurabili	Eccellente qualità di taglio. Ottima vita dei componenti usurabili	Eccellente qualità di taglio. Ottima vita dei componenti usurabili
Argon Hydrogen / N2	Non raccomandato	Eccellente su spessori >15mm	Eccellente su spessori >15mm

Tabella 5.1

Come si intuisce dalla trattazione non esiste un gas ottimo per tutte le situazioni. Per la scelta ci si basa fondamentalmente su tre fattori: qualità di taglio, produttività ed economicità.

Per gli acciai al carbonio è meglio usare come gas primario l'ossigeno e come gas secondario l'aria. Questa scelta permette di ottenere la miglior qualità di taglio, poca formazione di bave, le rilavorazioni sono minime, si ha una buona saldabilità e le velocità di taglio sono abbastanza elevate.

Per quello che riguarda lo *stainless-steel* e l'alluminio di spessore inferiore ai 15mm la miglior scelta è usare Azoto come gas primario e aria come gas secondario. Per un sensibile miglioramento della velocità di taglio può essere usata CO₂ come gas secondario, invece acqua se si vuole una miglior qualità del bordo tagliato.

Invece se si tagliano spessori maggiori ai 15 mm di *stainless-steel* o di alluminio la scelta ricade su H35, bisogna tuttavia avere strutture che permettano di lavorare in sicurezza con questa miscela di gas.

Ogni materiale necessita di una miscela di gas specifici se si vuole ottenere un taglio di alta definizione. Prima di effettuare la simulazione numerica bisognerà conoscere quale materiale si intende tagliare. Infatti le caratteristiche dei gas utilizzati vanno ad influenzare le caratteristiche del getto di plasma.

Nel caso di questo studio il materiale considerato è stato l'acciaio al carbonio, *mild-steel*, quindi per la simulazione è stato utilizzato come gas primario l'ossigeno e come gas secondario l'aria.

Nella simulazione numerica è stata implementata una libreria che descrive le caratteristiche dell'aria e dell'ossigeno nelle condizioni operative del plasma. Con queste considerazioni si è potuto ottenere un risultato il più realistico possibile sull'andamento dell'arco di plasma.

CAPITOLO 6

PROBLEMATICHE del TAGLIO AL PLASMA

Nel capitolo si illustrano i problemi che si riscontrano nei tagli al plasma; da una trattazione su di ognuno si è cercato di capire quali sono le cause scatenanti il problema. Purtroppo la situazione non è così semplice, come si vedrà anche dalla simulazione numerica, le caratteristiche che influenzano il comportamento del getto di plasma sono molte e correlate tra di loro. Ad esempio, l'andamento dello *swirl*, risulta influenzato prevalentemente dalla pressione del gas primario, ma anche da quella del gas secondario, dal valore di corrente dell'arco e da altri fattori ancora. Nel caso di un plasma, i fenomeni in gioco sono molti e non ben definiti. Le pressioni e le temperature sono variabili e dal loro andamento dipendono le caratteristiche fondamentali del gas che a loro volta vanno ad influenzare l'andamento del getto di plasma. Si capisce quindi come la situazione fisico-chimica del plasma non sia semplice e lo si potrà vedere anche nel capitolo 7 dove vengono trattati i modelli fisico-matematici per poter descrivere il fenomeno all'interno della simulazione numerica.

PARAGRAFO 6.1

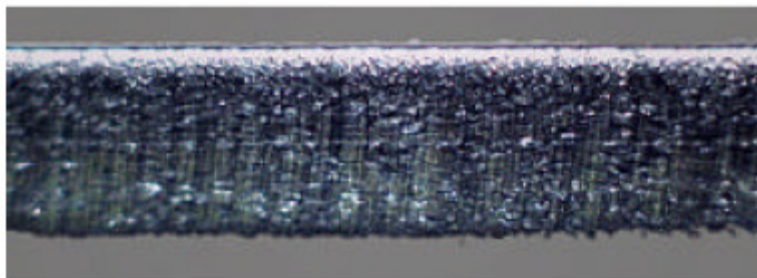


Figura 6.1: taglio privo di bave.



Figura 6.2: taglio con formazione di bave.

FORMAZIONE di BAVE

Il problema delle bave non è un problema da sottovalutare. Molti costruttori meccanici hanno costi molto elevati per molare, rettificare e sabbare le bave che si hanno dopo un taglio al plasma. Invece, controllando le variabili che si ritengono critiche del processo, si possono ridurre i costi delle rilavorazioni. Le bave sono materiale fuso, ossidato e risolidificato che non è stato completamente espulso dal solco di taglio (*kerf*).

Come già accennato in precedenza le bave possono essere di due tipi, *low speed dross* e *high speed dross*. Le prime si manifestano come un accumulo di bolle di materiale lungo lo spigolo inferiore del taglio. Le altre invece come delle

palline dure di materiale non tagliato. Si possono avere anche delle bave, dette *top spattern*, dovute alla solidificazione degli schizzi di materiale fuso sulla superficie superiore della lamiera durante il taglio.

La formazione di bave dipende da vari fattori critici come la velocità di taglio, la distanza della torcia dalla superficie superiore della lamiera (*stand off*), l'ampereaggio, il voltaggio e dalla condizione dei componenti usurabili. Inoltre dipende anche dalle variabili del componente in lavorazione, come la composizione chimica, lo spessore, le condizioni superficiali, la planarità e il cambiamento della temperatura durante il taglio. Tuttavia le variabili più critiche nella formazione di bave sono tre: velocità di taglio, ampereaggio e *stand off*.

Low speed dross. Se la velocità di taglio è troppo bassa, il getto di plasma cerca nuovo materiale da fondere. La colonna d'arco si allarga andando così ad aumentare le dimensioni del solco di taglio fino ad un punto in cui la parte veloce del getto di plasma non riesce più ad espellere materiale fuso. Il materiale fuso inizia ad accumularsi lungo il bordo inferiore del taglio in una forma globulare di grosse dimensioni. All'estremo inferiore della velocità l'arco si estingue perché non c'è sufficiente materiale per sostenere il trasferimento dell'arco elettrico. Le bave classificate come *low speed dross* non dipendono esclusivamente dalla velocità troppo bassa, ma da tutti quei fattori che portano ad una eccessiva cessione di calore al materiale da tagliare. Infatti, si ha la loro formazione anche incrementando l'ampereaggio della macchina oppure diminuendo lo *stand off*. Per poter eliminare le bave di bassa velocità e trovare un *range* di valori ottimali si può agire in modo iterativo sui seguenti valori:

aumentare la velocità di taglio di 125 mm/min per ogni incremento

aumentare la distanza di *stand off* di circa 2 mm per volta

aumentare il voltaggio di 5 V

diminuire l'ampereaggio di 10 A per volta.

Se nessuna di queste prove porta a dei miglioramenti si può provare ad utilizzare un ugello di dimensioni minori.

High speed dross. Se la velocità di taglio è troppo elevata, l'arco elettrico inizia ad essere in ritardo nel solco di taglio e lascia una pallina dura di materiale non tagliato oppure delle bave che si rigirano sul bordo inferiore di taglio. Queste bave di alta velocità sono di solito più tenaci delle bave di bassa velocità. Richiedono quindi delle lavorazioni successive più costose e che fanno perdere più tempo. Nell'estremo superiore della velocità l'arco diventa instabile ed inizia a oscillare su e giù per il solco di taglio causando delle tipiche striature e del materiale fuso. A questa velocità il materiale potrebbe non venir tagliato e l'arco potrebbe estinguersi. Le bave classificate come *high speed dross* dipendono da tutti quei fattori che portano ad uno scarso trasferimento di calore al pezzo. Alti *stand off* o bassi amperaggi possono portare alla loro formazione. Per evitare la formazione di bave di alta velocità si può agire per tentativi variando i valori nel modo seguente:

controllare che l'ugello non sia troppo usurato

diminuire la velocità di taglio di 125 mm/min per volta

diminuire lo *stand off* di circa 2 mm per volta

aumentare il voltaggio di 5 V

aumentare l'amperaggio.

Top spattern dross. Le *top spattern* sono un accumulo di materiale risolidificato nella superficie superiore della lamiera da tagliare. Sono usualmente molto semplici da rimuovere. Possono essere causate da un ugello usurato, una velocità di taglio troppo elevata oppure da un'altezza di *stand off* troppo elevata. Possono però anche venir generate a causa di uno *swirl* troppo accentuato che per un certo angolo di attacco porta alla formazione di spruzzi di materiale fuso. Per eliminarle si può:

controllare l'usura dell'ugello

diminuire la velocità di taglio

diminuire lo *stand-off*.

Come già detto trovare la *dross free window* è la chiave per minimizzare le operazioni secondarie sui pezzi tagliati al plasma. L'ampiezza della finestra varia in funzione del gas di plasma. Ad esempio, azoto ed aria hanno una finestra ristretta su acciai al carbonio, la finestra diventa più ampia se si usa ossigeno.

La *dross free window* è inoltre sensibile anche al tipo di materiale che si sta tagliando ed alla sua composizione. Ad esempio acciai laminati a caldo hanno una tendenza maggiore a formare bave rispetto agli acciai laminati a freddo. Nello studio della formazione di bave si riscontra la difficoltà nel correlare il problema alla sua origine, cioè non si ha una soluzione univoca alla formazione di bave, ma bisogna procedere per tentativi. Sono state proposte diverse teorie sul meccanismo di formazione delle bave, la principale è quella del **dott. Valerian Nemchinsky** (“*Dross formation and heat transfer during plasma arc cutting*”, [15]) in uno studio sul calcolo teorico dei valori U_{max} e U_{min} precedentemente descritti. In altri studi si era relazionata la formazione di bave di bassa velocità alla tensione superficiale del materiale. La diminuzione della tensione superficiale può essere ottenuta con una riduzione del contenuto di silicio nel metallo, oppure con il ricoprimento della superficie inferiore della lamiera da tagliare, allargando così la larghezza della *dross free window*.

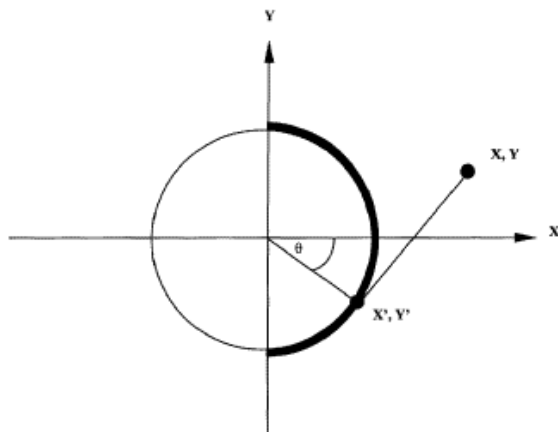


Figura 6.3: schema delle coordinate.

Lo studio del *dott. Nemchinsky* ipotizza che lo scambio di calore avvenga nella superficie anteriore (diretta nello stesso verso dell'avanzamento) della colonna di plasma. La distribuzione di calore generata da questa sorgente lineare può essere calcolata come:

$$T(r) - T_0 = \frac{Q}{H} \frac{1}{2\pi\kappa} K_0\left(\frac{Ur}{2\alpha}\right) \exp\left(-\frac{Ux}{2\alpha}\right) \quad (6.1)$$

dove Q/H è la densità lineare della sorgente (Q è la potenza emessa, H lo spessore della lamiera), κ e α sono la conduttività termica del materiale e la sua diffusività. La temperatura ambiente è pari a T_0 . la distanza da questa sorgente è r , mentre x è la proiezione di r sull'asse delle ascisse. In fine K_0 è una funzione di Bessel di ordine zero del secondo tipo. Ipotizzando che la superficie di scambio sia una proiezione lineare della sorgente di calore si ottiene:

$$T - T_0 = \frac{Q}{H} \frac{1}{2\pi\kappa} \frac{2}{\pi} \int_0^{\pi/2} \exp\left(-\frac{Ux}{2\alpha}\right) \times K_0\left(-\frac{Ur(\theta)}{2\alpha}\right) d\theta \quad (6.2)$$

dove $r(\theta)$ è la distanza dal punto di osservazione al punto di calore sulla superficie del cilindro caratterizzato dall'angolo θ , come nella figura 6.3. Si assume che la velocità U_{max} corrisponda alla condizione in cui la parte più fredda dell'accoppiamento tra plasma e metallo sia alla temperatura di fusione pari a T_m . Si ottiene quindi che l'equazione che relazione la velocità massima e la potenza termica persa a causa della conduzione termica durante il taglio Q_κ , è:

$$T_m - T_0 = \frac{Q_\kappa}{\pi^2 H \kappa} \int_0^{\pi/2} \exp\left(-\frac{U_{max} R \sin^2(\theta/2)}{\alpha}\right) \times K_0\left(\frac{U_{max} R \sin(\theta/2)}{\sqrt{2\alpha}}\right) d\theta \quad (6.3)$$

analiticamente l'integrale (6.3) non può essere calcolato, tuttavia nella situazione del plasma, elevato numero di Péclet ($U_{max}R/(2\alpha) \gg 1$), l'integrale è facilmente risolvibile e porta a:

$$\Delta T_m = \frac{Q_c}{\pi H \kappa U_{\max} R} \quad (6.4)$$

l'equazione (6.4) dà risultati soddisfacenti anche quando $U_{\max} R / (2\alpha) \cong 1$. La potenza consumata durante tutto il processo è dovuta alla perdita di calore per conduzione ed alla potenza che lascia la lamiera con le gocce di materiale fuso. Quest'ultima può essere calcolata come $2RUH\rho(C\Delta T_m + W)$, dove ρ è la densità, C è la capacità termica e W è il calore di fusione. Combinando i due termini si ottiene:

$$U_{\max} = \frac{Q_c}{\lambda \rho C \Delta T_m R H \left[1 + \frac{2}{\pi} + \frac{W}{\pi C \Delta T_m} \right]}. \quad (6.5)$$

Dall'equazione (6.5) si vede come la velocità massima sia inversamente proporzionale ad R , il raggio dell'arco di plasma. Per il calcolo della velocità, R viene posto pari al diametro dell'ugello, anche se non è esattamente così. Infatti la larghezza del *kerf* cambia con la velocità: è più stretto per alte velocità.

Per il calcolo della velocità minima U_{\min} si è partiti dal concetto che ad una maggior tensione superficiale corrisponde un aumento di materiale fuso che può essere trattenuto e quindi un restringimento della velocità limite per la formazione di bave di bassa velocità. La grandezza in contrasto con la tensione superficiale è l'impulso del materiale fuso che fuoriesce dal taglio. Il ruolo comparato di questi

due fattori è descritto dal numero di Weber $We = \frac{\rho V^2 \Delta}{2\sigma}$. Dove, ρ è la densità

del materiale fuso, V è la sua velocità all'uscita del taglio e Δ è una lunghezza caratteristica. Nel caso trattato, come lunghezza caratteristica è stato preso lo spessore dello strato di metallo fuso. Ci si aspetta che esista un numero critico di Weber, We_{crit} , per il quale quando $We > We_{crit}$, il ruolo della tensione superficiale non è importante e il materiale fuso si separa liberamente dalla lamiera senza la formazione di bave. Al contrario invece quando $We < We_{crit}$, la tensione

superficiale è abbastanza elevate per trattenere una certa quantità di materiale fuso con conseguente formazione di bave.

Per validare queste ipotesi si inizia con il calcolo dello spessore dello strato di materiale fuso Δ . Per calcolarlo viene divisa la caduta di temperatura all'interno dello strato per il gradiente che si trova al suo interno. $T_{surf} = T(x = R, y = 0)$ (R è il raggio del getto di plasma) è la temperatura dello strato fuso nel punto di contatto con il getto plasma. Quindi:

$$\Delta = \frac{(T_{surf} - T_0) - (T_m - T_0)}{dT / dx} \quad (6.6)$$

dove per T_0 si intende la temperatura ambiente lontano dal getto di plasma.

Si può intuire che per alti valori del numero di Péclet, il gradiente di temperatura all'interno dello strato fuso è:

$$\frac{dT}{dx}(x = R, y = 0) = \frac{U}{2\alpha}(T_{surf} - T_0) \quad (6.7)$$

dove per α si intende la diffusività termica ed U è la velocità di taglio.

Viene preso in considerazione che $T_{surf} - T_0$ è inversamente proporzionale alla velocità di taglio e che la temperatura superficiale dello strato fuso è vicina al punto di fusione quando la velocità di taglio è vicina al suo valore massimo. Quindi si ha:

$$\Delta = \frac{2\alpha(U_{max} - U)}{U_{max} U} \quad (6.8)$$

La velocità per la quale il materiale fuso lascia la lamiera può essere ottenuta dall'equazione di continuità $U H = V \Delta$ (per H si intende lo spessore del materiale). Per il calcolo del numero di Weber si ottiene:

$$We = \frac{\rho U^2 H^2}{2\sigma\Delta} = \frac{\rho U^3 H^2 U_{max}}{4\sigma\alpha(U_{max} - U)} \quad (6.9)$$

In accordo con le ipotesi iniziali la transizione avviene quando $We = We_{crit}$. Dall'equazione qui sopra e dal numero critico di We si ottiene U_{min} che corrisponde alla velocità critica che separa i due modi:

$$\left(\frac{U_{max}}{U_{min}} - 1\right) \left(\frac{U_{max}}{U_{min}}\right)^2 = \frac{\rho U_{max}^3 H^2}{4\sigma\alpha We_{crit}} \quad (6.10)$$

Questa equazione può essere facilmente risolta in modo grafico ed è in buona concordanza con i valori sperimentali che sono stati trovati per una variazione di $\frac{\rho U_{max}^3 H^2}{4\sigma\alpha We_{crit}}$ di due ordini di grandezza. Inoltre è stato sottolineato che la portata del gas G (o la velocità del getto di plasma) non è presente nella formula finale, se non in modo indiretto in U_{max} . Tuttavia la dipendenza di U_{max} da G , se ne esiste una può essere del tutto trascurata. Quindi si può considerare U_{min} indipendente dal valore di G .

PARAGRAFO 6.2

KERF WIDTH

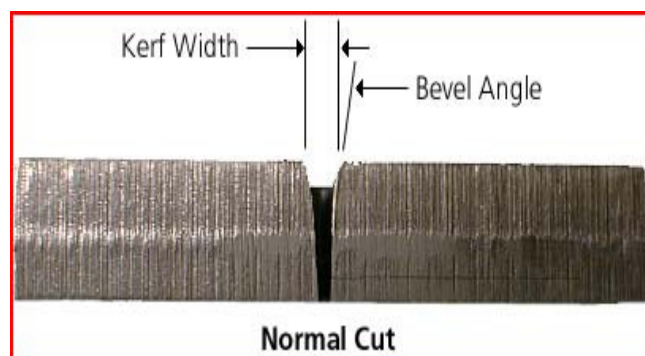


Figura 6.4: terminologia del taglio.

Il *kerf* è lo spazio lasciato dopo il passaggio del getto di plasma dal materiale fuso che è stato espulso. La forma del *kerf* è molto influenzata dal

comportamento dell'arco di plasma. L'arco può cambiare in dimensioni e forma in funzione dell'amperaggio, del voltaggio, della portata di gas e della velocità della torcia. Le variazioni che subisce l'arco le subirà di riflesso anche il *kerf*.

Anche le dimensioni dell'ugello influenzano il *kerf* visto che la costrizione dell'ugello sul getto di plasma ne vincola il diametro. L'ugello viene dimensionato in funzione della densità di corrente. Maggiore è il diametro dell'ugello, maggiore sarà la potenza di cui potrà essere dotato il plasma. Un *kerf* troppo ampio può essere prodotto da un ugello usurato, da un elevato stand-off, da un elevato amperaggio, da una inadeguata portata di gas oppure da una velocità di taglio troppo bassa. Si intuisce che si ha un *kerf* troppo ampio in presenza di una cessione di energia termica troppo elevata. Quindi i motivi su cui si indaga sono gli stessi di quelli riferiti alle *low speed dross*. Il problema del *kerf* viene risolto utilizzando nei CNC un parametro di correzione che permette di lasciare la parte "danneggiata" all'esterno del pezzo corretto. Tuttavia un *kerf* troppo ampio corrisponde ad uno spreco di materiale con conseguente aumento dei costi dell'operazione.

PARAGRAFO 6.3

BEVEL ANGLE

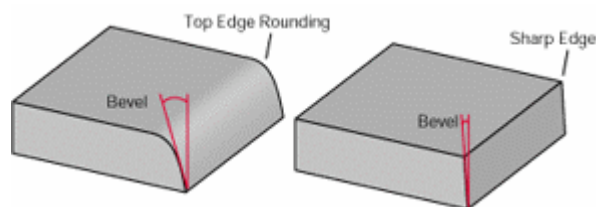


Figura 6.5: *bevel angle*.

Il *bevel angle* è l'angolo che il bordo tagliato forma con la direzione perpendicolare al piano di taglio. Un taglio con un *bevel angle* di 0° è un taglio

dritto. Come già detto le torce al plasma usano un gas di *swirl* in senso orario. Questo produce un taglio maggiormente dritto nella parte destra del *kerf* rispetto alla direzione di avanzamento della torcia e un taglio meno dritto nella parte sinistra. *Bevel angle* tipici per le torce al plasma sono di 1-3 gradi nel lato buono del taglio e di 4-8 gradi nel lato peggiore. *Il bevel angle* è un difetto fisiologico del plasma, difficilmente eliminabile che dipende dalla forma con cui esce dalla torcia il getto di plasma.

Un *positive bevel angle* eccessivo



Figura 6.6: eccessivo *positive bevel angle*

potrebbe essere dovuto ad un ugello troppo usurato, ad un elevato *stand-off*, ad un inadeguato amperaggio o ad una eccessiva velocità di taglio. Tutte queste cose causano un ritardo dell'arco che porta ad una maggiore cessione di energia nella parte alta del taglio rispetto alla parte bassa. Il risultato, come si può vedere anche dalla figura 6.6, è un *kerf* ampio nella parte superiore ed invece stretto nella parte inferiore. Anche una direzione di taglio non adatta può portare ad un *positive bevel angle* eccessivo; di solito parti che hanno un *positive bevel* sono anche accompagnate da bave di alta velocità.

Un *negative bevel angle* eccessivo



Figura 6.7: eccessivo *negative bevel angle*.

può essere causato da uno *stand-off* troppo basso, da un eccessivo amperaggio o da una bassa velocità di taglio. Questi parametri danno la possibilità all'arco di asportare più materiale dal bordo inferiore che dal bordo superiore. Usualmente un *negative bevel* è accompagnato dalla presenza di bave di bassa velocità.

La presenza di *irregular bevel angle* (presenza contemporanea di *positive bevel* e *negative bevel*)



Figura 6.8: *irregular bevel angle*.

è un problema piuttosto grave perché indica che l'ugello è del tutto rovinato e inutilizzabile, oppure che ci sono dei difetti di allineamento tra l'ugello e l'elettrodo piuttosto che la torcia sia fuori squadra. Queste variabili deviano l'arco e non permettono un percorso dritto attraverso il materiale.

PARAGRAFO 6.4

PROBLEMI NELLA QUALITA' del TAGLIO di FORI

Verranno trattati alcuni problemi che si possono riscontrare durante il taglio di fori. Un esempio sono i piccoli fori e le forme complesse come ad esempio piccole aperture, spigoli arrotondati e rapide variazioni di angoli. Un foro viene considerato piccolo se il suo diametro è minore di $1,5 \cdot$ spessore del pezzo. Non solo queste forme sono più difficili da realizzare, ma le lavorazioni successive per la sbavatura o la ripresa delle parti fuori tolleranza, sono più costose e complesse. Si potrebbe pensare di risolvere questi problemi acquistando un pantografo

migliore, ma non è detto che sia la manovra giusta. Per questo genere di operazioni devono essere previsti dei programmi di movimentazione appositi. Per la realizzazione di fori è importante prevedere un percorso di *lead-in*; bisogna cercare un percorso di ingresso al foro che ben si adatta al pantografo.

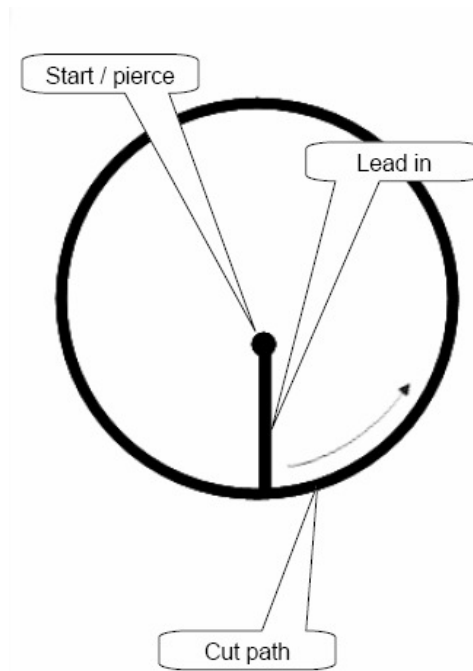


Figura 6.9: *lead-in* diritto

Un ingresso dritto è la soluzione migliore per quello che riguarda la qualità di taglio, ma bisogna essere certi che il pantografo lo riesca a realizzare. E' necessario un pantografo con un ottimo controllo dell'altezza della torcia, che riesca a passare dall'altezza di sfondamento all'altezza di taglio nel breve tempo del percorso di ingresso. Inoltre deve realizzare una curva di 90° e passare poi nel più breve tempo possibile alla velocità ideale di taglio. Questa tecnica produce un ottimo taglio solo se il pantografo è di qualità medio-alta. Se così non fosse si avrebbe un taglio pessimo. Nel caso di pantografi con scarsa capacità di accelerazione e senza recupero dei giochi la strategia migliore è usare un *lead-in* circolare.

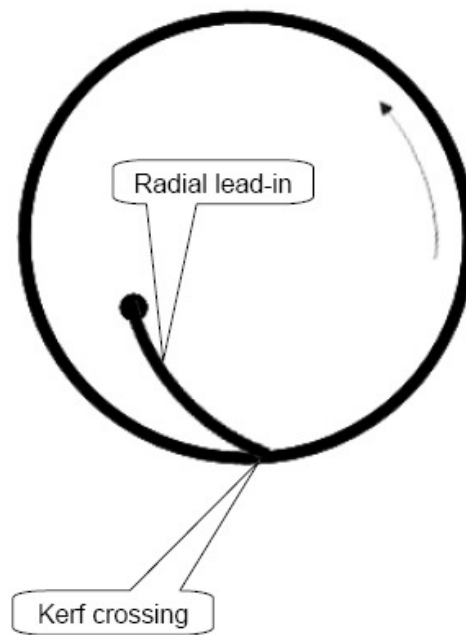


Figura 6.10: *lead-in* circolare.

Questo tipo di *lead-in* porta ad un brutto attraversamento del *kerf* una volta che il percorso è stato compiuto, ma è la soluzione nel caso di un pantografo non adatto.

Anche l'altezza della torcia è un fattore che influenza la qualità del taglio dei fori. Per piccoli fori l'altezza dovrebbe essere mantenuta costante durante tutto il taglio. Con la regolazione dell'altezza in funzione del voltaggio dell'arco (THC) che verrà discusso in seguito, non sempre i fori piccoli hanno una buona qualità e questo dipende dalla rapidità di risposta del sistema. Potrebbe essere necessario disattivare il sistema THC durante il taglio di piccole parti per evitare che la torcia si trovi ad un'altezza non corretta, in modo da seguire le indicazioni che si trovano in letteratura [24], [25].

In generale le torce con un diametro di ugello piccolo, amperaggio basso e basse velocità di taglio producono tagli più fini e con un *kerf* ridotto. Ad esempio una macchina che ha un amperaggio di circa 200 A non è del tutto opportuna per la realizzazione di piccoli fori. Abbassando l'amperaggio e magari, diminuendo il

diametro dell'ugello, si possono ottenere dei fori di piccole dimensioni di qualità superiore.

PARAGRAFO 6.5

THC (*Torch Height Control*)

Il controllo automatico di altezza, detto anche THC, è uno dei più importanti sistemi automatici per questo tipo di macchine. E' composto da vari elementi:

- un posizionatore di torcia motorizzato che muove su e giù la torcia in risposta al segnale che riceve dalla consolle dei comandi. Per la movimentazione viene utilizzato un sistema con vite a ricircolo di sfere e pistone e cremagliera.
- una consolle di controllo che è il vero e proprio cervello del meccanismo. In ingresso riceve i segnali dei vari trasduttori del controllo remoto, in uscita genera il segnale per il posizionatore della torcia. Viene monitorato inoltre la retroazione della posizione e il valore del voltaggio.
- un sistema di interfacciamento plasma composto da una scheda da inserire nel generatore plasma. Questa scheda monitora il valore del voltaggio durante il taglio e genera un segnale da inviare alla consolle di controllo.
- un controllo remoto che viene anche chiamato interfaccia con l'utente. Da questo pannello l'operatore imposta i valori dei parametri critici: l'altezza di partenza e il voltaggio dell'arco.

Lo *stand-off* viene regolato monitorando e controllando il voltaggio dell'arco. Va notato che il voltaggio dell'arco è la stessa cosa del voltaggio fornito

dal generatore. L'alimentatore del generatore plasma è un generatore di corrente che durante la fase di taglio fornisce una corrente molto stabile. Quindi il voltaggio dipende dalla distanza tra catodo e anodo. La tensione è proporzionale alla resistenza e la resistenza è direttamente proporzionale alla distanza della torcia dalla superficie di taglio. Quando la distanza aumenta il voltaggio cresce, invece quando la distanza diminuisce anche il voltaggio lo fa. Il controllo di altezza è indispensabile a causa delle ovvie imperfezioni della lamiera da tagliare. Il voltaggio viene impostato all'inizio del taglio all'altezza ottimale, poi quando la fase di taglio inizia, il controllo campiona la tensione del generatore e la confronta con il valore impostato. Impostando un valore troppo elevato di tensione si ha una eccessiva altezza della torcia che porta ad eliminare più materiale nella parte superiore del bordo rispetto a quella inferiore. Questo porta a *top-rounded* troppo ampi e *positive bevel* come si nota dalla figura 6.11.

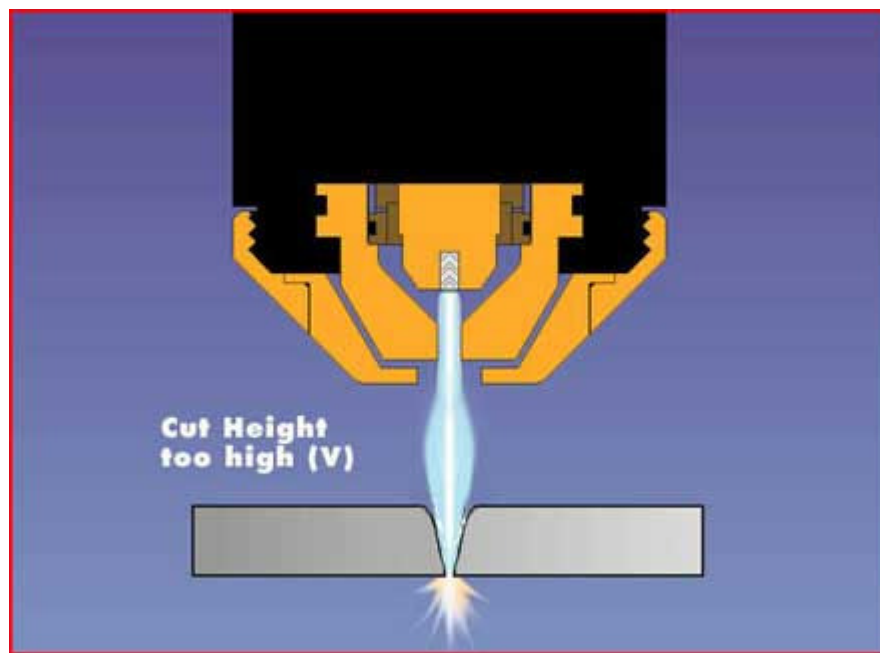


Figura 6.11: altezza di taglio troppo elevata.

Invece, con un valore di tensione troppo basso, la situazione è opposta, cioè il materiale viene rimosso maggiormente nella parte inferiore del bordo. Si hanno quindi un *negative bevel* e sotto-taglio come si può vedere dalla figura 6.12.

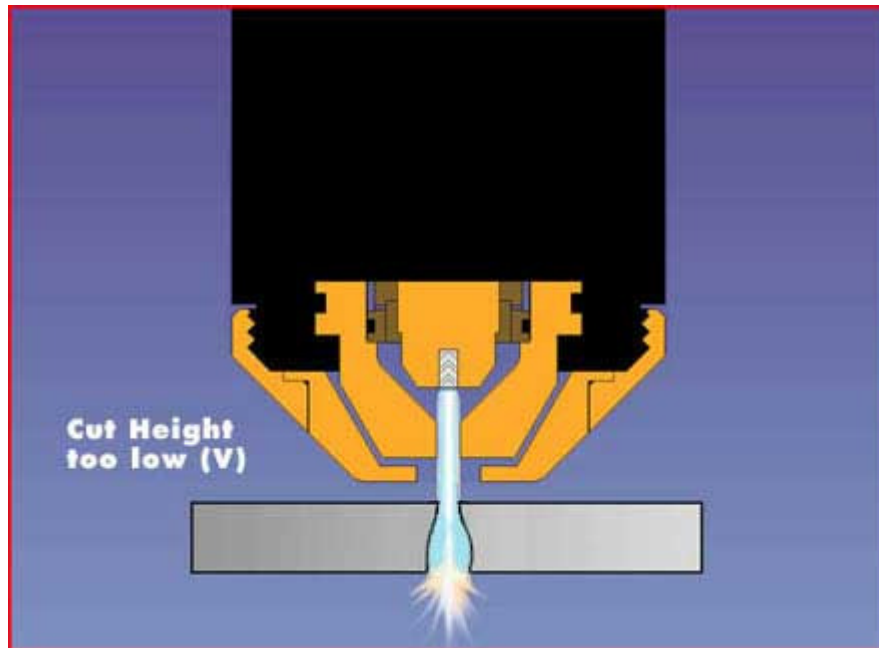


Figura 6.12: altezza di taglio troppo bassa.

La teoria trattata in questo capitolo è stata presa da diversi articoli di siti specialisti del taglio al plasma, specialmente dal sito www.centricut.com. Si nota come i problemi descritti, che devono essere eliminati per avere un taglio in alta definizione, non abbiano una soluzione univoca. Questo porta ad una grossa difficoltà sia per lo studio di progettazione delle torce al plasma, che per la correlazione del comportamento reale della torcia con quello risultante dalla simulazione numerica. La simulazione, come si vedrà successivamente, porta però dei vantaggi. Permette di controllare l'andamento dell'arco di plasma in tutte le sue caratteristiche, consentendo così lo studio del componente senza che venga realizzato il prototipo.

CAPITOLO 7

MODELLO FISICO-MATEMATICO USATO PER LA MODELLAZIONE

Gli studi effettuati durante il corso del dottorato di ricerca prevedevano la simulazione diagnostica di varie torce al plasma prodotte da Cebora S.p.A. Si è voluto sviluppare uno studio per la verifica del funzionamento di diverse torce da taglio in diverse condizioni operative, sia per valutare il possibile utilizzo sperimentale sia per cercare di ridurre i tempi di soluzione alle problematiche riscontrate nel campo applicativo delle torce. Per questo motivo lo studio non si è concentrato solo su una particolare torcia in diverse condizioni, ma ha spaziato su tutte le problematiche che si sono riscontrate durante il corso del dottorato di ricerca in modo da fornire un rapido sostegno ai tecnici Cebora. Le problematiche affrontate sono andate dal miglioramento di una torcia in nuove applicazioni allo studio di nuovi componenti; in tutti i casi lo scopo era ridurre i costi dello sviluppo del progetto fornendo attraverso la simulazione numerica una strada da seguire per le prove sperimentali di nuovi prototipi. La geometria della torcia, ovviamente, influenza fortemente le caratteristiche finali del getto di plasma. Il vantaggio che portano le simulazioni numeriche sono il non dover provare sperimentalmente tutte le infinite geometrie che si pensa possano dare dei vantaggi. La simulazione numerica permette di individuare in modo molto più veloce, rispetto all'approccio sperimentale, quale direzione seguire e che geometrie utilizzare per poter avere una buona qualità di taglio, portando notevoli vantaggi dal punto di vista di risparmio di tempo ed economico.

Le simulazioni sono state tutte realizzate attraverso l'utilizzo del codice Fluent, codice agli elementi finiti che permette di approssimare, all'interno di un dominio creato dall'utente, le grandezze termofluidodinamiche ed elettromagnetiche che caratterizzano il getto di plasma in modo da poterci

permettere l'analisi dei diversi componenti prima ancora che essi siano realizzati fisicamente.

I modelli matematici utilizzati in questo caso sono quelli noti dalla letteratura [32], [33]; prendono in considerazione il comportamento di un plasma nelle varie condizioni operative. Le proprietà e le caratteristiche riprendono la trattazione teorica dei primi due capitoli, ovviamente vengono utilizzati dei modelli matematici adattati al caso specifico dello studio corrente.

PARAGRAFO 7.1

EQUAZIONI GENERALI

La modellazione del plasma è stata sviluppata utilizzando il software commerciale FLUENT 6© con una libreria di correzione per il caso specifico trattato. La suddetta libreria è stata realizzata dal gruppo di ricerca sulle applicazioni industriali dei plasmi (utilizzando il linguaggio C) per poter personalizzare il codice di calcolo in base alle proprietà reali del plasma.

In questo studio si è voluto realizzare un modello numerico per la simulazione 2D/3D di una torcia al plasma da taglio in differenti condizioni operative.

Il plasma è stato assunto come un fluido che segue le equazioni di Navier-Stokes, otticamente sottile ed in equilibrio termodinamico locale, quindi descritto da un'unica temperatura come già visto nel primo capitolo. Le proprietà di trasporto e termofluidodinamiche sono state prese dal lavoro svolto da A. B. Murphy: *Transport Coefficient of Air, Argon-Air, Nitrogen-Air and Oxygen-Air Plasmas* [34].

L'equazioni per la diffusione delle specie e della quantità di moto sono:

$$\nabla \cdot (\rho \vec{v} Y_i) + \nabla \cdot \vec{J}_i = 0$$

$$\nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot \overline{\overline{\tau}} + \vec{j} \times \vec{B}$$

essendo Y_i la frazione di massa della specie i , \vec{J}_i the diffusive fluxes of the species i , ρ la densità del fluido, \vec{v} la velocità del fluido, p la pressione, $\overline{\overline{\tau}}$ il tensore degli sforzi e l'ultimo termine è la forza di Lorentz dovuta all'interazione del fluido conduttivo e del campo elettromagnetico. L'equazione dell'energia viene risolta senza prendere in considerazione la dissipazione viscosa:

$$\nabla \cdot \left[\rho \vec{v} \left(h + \frac{v^2}{2} \right) \right] = \nabla \cdot (k \nabla T) - \frac{5}{2} \frac{k_B}{e} \left(\vec{j} \cdot \frac{1}{C_p} \nabla h \right) + \frac{j^2}{\sigma} - Q_R - \nabla \cdot \left[\sum_{i=1}^N h_i \vec{J}_i \right]$$

dove h è l'entalpia del fluido, k è la conduttività termica del fluido, k_B è la costante di Boltzmann, e è la carica dell'elettrone, \vec{j} è la densità di corrente e C_p è il calore specifico del fluido a pressione costante. L'ultimo termine della parte a sinistra dell'equazione rappresenta il trasporto di entalpia che si ha a causa del flusso di elettroni conduttivi. Infine, Q_J è l'energia dissipata dalla scarica a causa dell'effetto Joule e Q_R rappresenta l'energia persa per irraggiamento.

Per quello che riguarda la parte elettromagnetica si risolve il potenziale elettrico V e il vettore del potenziale nelle componenti assiali e radiali A_z , A_r . Da questi due scalari si possono dedurre le componenti della densità di corrente:

$$j_z = -\sigma \frac{\partial V}{\partial z} \text{ e } j_r = -\sigma \frac{\partial V}{\partial r} \quad (\sigma \text{ è la conducibilità elettrica})$$

ed il campo magnetico autoindotto:

$$B_\vartheta = \frac{\partial A_r}{\partial z} - \frac{\partial A_z}{\partial r}$$

Per la densità di corrente imposto sulla punta del catodo della geometria da modellare si è introdotto un profilo parabolico:

$$j_z(r) = J_{\max} \left(1 - \left(\frac{r}{Rc} \right)^2 \right)$$

J_{\max} è il valore massimo che j_z può assumere sull'asse. Rc è il valore che realizza $j_z(Rc)=0$.

Le equazioni elettromagnetiche sono risolte dal solutore di FLUENT[®], attraverso l'approccio *user-defined scalar* (UDS).

PARAGRAFO 7.2

TURBOLENZA

La turbolenza è un fenomeno difficile da quantificare. Quando il flusso è laminare i vari strati di fluido scivolano gli uni sugli altri senza interagire. Il getto è allora stazionario ed è completamente descritto dalle equazioni di Navier-Stokes. Il fluido diviene turbolento a partire da un certo numero di Reynolds **Re**. Il numero di Reynolds è un numero puro e rappresenta l'importanza delle forze d'inerzia rispetto alle forze viscosive per uno strato di fluido dato.

$$Re = \frac{\rho u L}{\mu_L}$$

Dove ρ è la densità locale, u è la velocità nella direzione principale del getto, L è la lunghezza caratteristica del getto e μ_L è la viscosità. Quando le forze di inerzia diventano rilevanti rispetto alle forze viscosive, l'instabilità del flusso viene amplificata e trasportata, creando così altra instabilità. Questa situazione porta a un regime di moto turbolento. L'instabilità interviene per diverse scale di grandezza portando in ciascuna dei turbini di flusso disordinati. La transizione di regime avviene quando si supera un certo valore del numero di Reynolds.

Generalmente il valore limite è circa 2500, ma non sempre è così perché la turbolenza dipende da molti fattori. Infatti nel caso di un flusso di plasma il regime turbolento può manifestarsi per valori del numero di Reynolds inferiori a 2500.

Il fenomeno turbolento è un fenomeno difficile da modellare. Alcuni modelli statici permettono di calcolare il valor medio delle grandezze. Il valor medio permette di calcolare la variazione effettivamente subita da ciascuna grandezza. Tutti questi modelli (RANS) si basano sulla scomposizione del valore della grandezza in due termini. Un termine medio ed un termine fluttuante a valor medio nullo:

$$\Phi(t) = \overline{\Phi} + \varphi(t).$$

Riscrivendo le equazioni di Navier-Stokes per ciascuna grandezza Φ di interesse si ottiene un sistema di equazioni che hanno come incognite i valori medi $\overline{\Phi}$ e dei termini incrociati correlati. Per analogia con il tensore degli sforzi viscosi, si è chiamato tensore di Reynolds. L'introduzione di un tensore di Reynolds conduce, in analogia ai fluidi newtoniani, all'introduzione di una viscosità turbolenta proporzionale al tensore stesso ed alla deformazione del volume del fluido (termine che dipende dal gradiente delle velocità). Ciascuna componente del tensore di Reynolds è un'incognita. L'utilizzo di un modello di turbolenza "classico" significa chiudere il sistema di incognite stimando il tensore di Reynolds. Da questa stima si deduce la viscosità turbolenta che sommata alla viscosità del fluido formano la viscosità effettiva μ_e utilizzata nelle equazioni di Navier-Stokes. Nello stesso modo, il coefficiente di diffusione De e la conduttività termica vengono modificate con l'introduzione del numero di Schmidt e di Prandtl:

$$\left\{ \begin{array}{l} \mu_e = \mu + \mu_t \\ K_e = K + \frac{\mu_t C_p}{Pr_t} \\ D_e = D + \frac{\mu_t}{\rho Sc_t} \end{array} \right.$$

La chiusura del sistema e la determinazione di μ_t viene fatta attraverso una, due o più equazioni in base alla complessità del modello scelto. I più utilizzati sono il modello “*Prandtl mixing length*”, il modello $k-\varepsilon$ ed il modello $R_{ij}-\varepsilon$ (una equazione per ogni componente del tensore di Reynolds). Il modello più semplice è il modello “*Prandtl mixing length*” perché non necessita di nessuna equazione supplementare. Considera la viscosità turbolenta come proporzionale al gradiente di velocità perpendicolare alla direzione principale del flusso, alla densità del fluido ed al quadrato della lunghezza della miscela che caratterizza la scala di turbolenza. Il modello $k-\varepsilon$ invece consiste nella risoluzione di due equazioni aggiuntive, una per l’energia turbolenta ed una per il suo tasso di dissipazione ε . I valori di queste due grandezze sono utilizzati per il calcolo della viscosità turbolenta.

MODELLO $k-\varepsilon$

Ci sono diversi tipi di modelli $k-\varepsilon$ che possono venire implementati per la modellazione di una torcia da taglio. Questo modello è un modello semi-empirico basato sulle equazioni di trasporto per l’energia cinetica turbolenta e il tasso di dissipazione ε .

MODELLO $k-\varepsilon$ STANDARD

Il modello base è il modello $k-\varepsilon$ *standard*. Per ricavare il modello matematico si è assunto che il moto del fluido sia completamente turbolento e che gli effetti della viscosità molecolare siano trascurabili. L’energia cinetica turbolenta è data da:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_K$$

mentre il tasso della sua dissipazione da:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon$$

- G_k rappresenta la formazione di energia cinetica turbolenta per la presenza di un gradiente della velocità media.

$$G_K = -\rho \overline{u'_i u'_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i}$$

Oppure secondo le ipotesi di Boussinesq:

$$G_k = \mu_t S^2 \text{ dove } S = \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}}$$

- G_b tiene in considerazione la generazione di turbolenza a causa della convezione naturale. La convezione naturale è un fenomeno che si instaura quando si è in presenza di un campo gravitazionale non nullo ed è presente un gradiente di temperatura.

$$G_b = \beta g_i \frac{\mu_t}{Pr_t} \frac{\partial T}{\partial x_i}$$

dove Pr_t è il numero di Prandtl turbolento, g_i la componente del vettore

gravitazionale nella direzione i e $\beta = -\frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_p$.

Nel caso di fluidi incomprimibili si ha:

$$G_b = -g_i \frac{\mu_t}{\rho Pr_t} \frac{\partial \rho}{\partial T}$$

- Y_M rappresenta il contributo della dilatazione fluttuante nel moto di fluidi comprimibili in regime turbolento:

$$Y_M = 2\rho\varepsilon M_t^2 ; \text{ per } M_t \text{ si intende il numero di Mach } M_t = \sqrt{\frac{k}{\gamma RT}}$$

- $C_{1\varepsilon}$, $C_{2\varepsilon}$ e $C_{3\varepsilon}$ sono costanti. σ_k , σ_ε sono i numeri turbolenti di Prandtl. S_k e S_ε sono termini da definire in base all'esperienza.

Una volta noti i termini k ed ε la viscosità turbolenta può essere calcolata secondo la formula:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$$

Dove C_μ è un termine costante.

IL MODELLO k - ε RNG

Questo modello di turbolenza è stato ricavato dalle equazioni di Navier-Stokes istantanee utilizzando un metodo matematico chiamato gruppo di rinormalizzazione (RNG). La forma analitica è differente dalla precedente per la presenza di costanti differenti e per la presenza di termini e funzioni aggiuntivi nelle equazioni di trasporto per k ed ε :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_k \mu_{eff} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_K$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_\varepsilon \mu_{eff} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} - R_\varepsilon + S_\varepsilon$$

Le quantità α_k e α_ε sono gli inversi dei numeri di Prandtl per k ed ε :

$$\frac{\left| \frac{\alpha - 1.3929}{\alpha_0 - 1.3929} \right|^{0.6321}}{\left| \frac{\alpha + 2.3929}{\alpha_0 + 2.3929} \right|^{0.3679}} = \frac{\mu_{mol}}{\mu_{eff}} \quad \alpha_0 = 1.0 .$$

La procedura di eliminazione nelle diverse scale fornisce una formula differente per la viscosità turbolenta:

$$d\left(\frac{\rho^2 k}{\sqrt{\varepsilon\mu}}\right) = 1.72 \frac{\hat{\nu}}{\sqrt{\hat{\nu}^3 - 1 + C_\nu}} \quad \text{dove } \hat{\nu} = \frac{\mu_{eff}}{\mu} \quad \text{e } C_\nu \approx 100.$$

L'equazione appena vista viene integrata per ottenere un'accurata descrizione di come sia l'effettiva variazione del trasporto turbolento in funzione dell'effettivo numero di Reynolds. Si permette al modello di gestire meglio i moti turbolenti con numero di Reynolds basso.

La differenza tra il modello suddetto ed il modello $k-\varepsilon$ standard porta alla presenza di un termine aggiuntivo nell'equazione di ε :

$$R_\varepsilon = \frac{C_\mu \rho \eta^3 (1 - \eta / \eta_0) \varepsilon^2}{1 + \beta \eta^3} \frac{1}{k}$$

dove $\eta \equiv S_k / \varepsilon, \eta_0 = 4.38, \beta = 0.012$

MODELLO $k-\varepsilon$ REALIZZABILE

Nelle simulazioni svolte si è scelto di tener conto della turbolenza utilizzando questo modello matematico per descrivere il campo di flusso all'interno della torcia.

Il termine realizzabile sta ad indicare che il modello soddisfa certi vincoli matematici sulle tensioni normali, consistenti con la fisica del flusso turbolento. Per comprendere appieno cosa si intende vengono combinate la relazione di Boussinesq e la definizione della *eddy viscosity* in modo da ottenere per la tensione normale di Reynolds in un fluido incomprimibile l'equazione:

$$\bar{u}^2 = \frac{2}{3} k - 2\nu_t \frac{\partial U}{\partial x} \quad \text{dove } \nu_t \equiv \mu_t / \rho.$$

Utilizzando questa formula si potrebbe ottenere una tensione normale u^2 (che per definizione deve essere positiva) negativa se si verifica :

$$\frac{k}{\varepsilon} \frac{\partial U}{\partial x} > \frac{1}{3C_\mu} \approx 3.7$$

Il miglior modo per ottenere che il modello sia realizzabile è di rendere C_μ variabile in funzione del flusso medio e della turbolenza. La nozione di rendere variabile C_μ è stata suggerita da diversi modellatori come ad esempio Reynolds ed è ben supportata dalle evidenti esperienze.

Le equazioni del trasporto per k ed ε per questo modello sono:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_K$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S_\varepsilon - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b + S_\varepsilon$$

$$\text{dove } C_1 = \max \left[0.43, \frac{\eta}{\eta + 5} \right], \eta = S \frac{k}{\varepsilon}, S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$$

Si può notare che l'equazione per k è la stessa nel modello standard ad eccezione delle costanti utilizzate. Tuttavia la forma dell'equazione per ε è leggermente diversa. Si pensa che questa forma meglio rappresenti il trasferimento spettrale di energia. Inoltre il termine di dissipazione non ha nessuna singolarità, cosa che accadeva negli altri modelli per la presenza di k al denominatore.

Come nel modello k - ε standard, la viscosità turbolenta è pari a:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$$

la differenza risiede nel calcolo di C_μ perchè non è più considerato costante, ma:

$$C_{\mu} = \frac{1}{A_0 + A_s \frac{kU^*}{\varepsilon}}$$

dove:

$$U^* \equiv \sqrt{S_{ij} S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij} \tilde{\Omega}_{ij}}$$

$$\tilde{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2\varepsilon_{ijk} \omega_k$$

$$\Omega_{ij} = \bar{\Omega}_{ij} - \varepsilon_{ijk} \omega_k$$

per $\bar{\Omega}_{ij}$ si intende la velocità media di rotazione del tensore visto in un piano di riferimento che ruota alla velocità ω_k .

A_0 e A_s sono costanti: $A_0 = 4.04$; $A_s = \sqrt{6} \cos \Phi$

$$\Phi = \frac{1}{3} \cos^{-1}(\sqrt{6}W); W = \frac{S_{ij} S_{jk} S_{ki}}{S_3}; S = \sqrt{S_{ij} S_{ij}}; S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right)$$

PARAGRAFO 7.3

MODELLO di IRRAGGIAMENTO

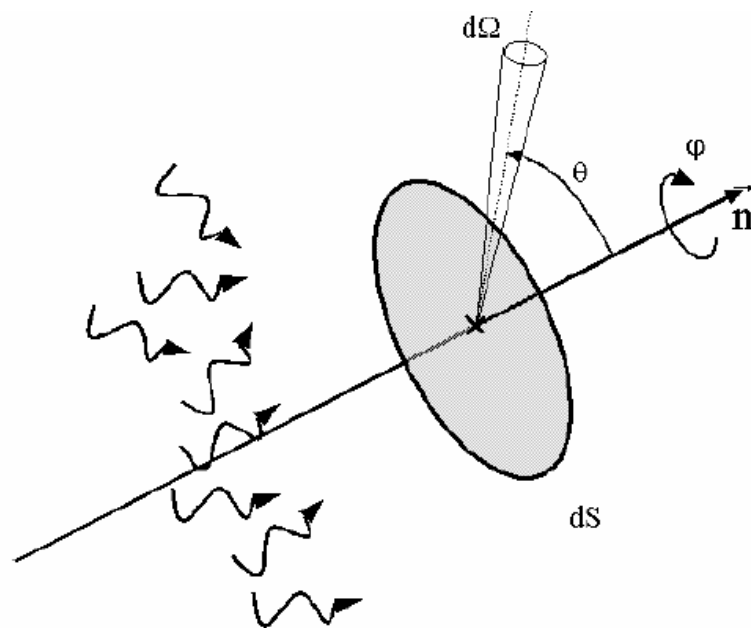


Figura 7.1: schema per le coordinate di irraggiamento.

Tutti i modelli di irraggiamento si basano sull'equazione di trasferimento radiativo, che traduce per un elemento infinitesimo la conservazione dell'energia radiativa.

In riferimento alla figura 7.1, l'energia monocromatica radiativa $dE_\nu(\theta, \varphi)$ di un flusso di fotoni che passano attraverso una sezione dS all'interno di un angolo solido $d\Omega$ nella direzione θ (rispetto alla normale \vec{n} della sezione dS) in un tempo dt , nelle frequenze comprese tra ν e $\nu+d\nu$ è data dalla relazione:

$$dE_\nu(\theta, \varphi) = I_\nu(\theta, \varphi) d\nu dS \cos(\theta) d\Omega dt$$

La quantità $I_\nu(\theta, \varphi)$ è l'intensità radiativa monocromatica espressa in W/ster.m^2 . partendo da questa relazione si può calcolare l'intensità totale su tutto lo spettro per unità di angolo solido:

$$I(\theta, \varphi) = \int_0^\infty I_\nu d\nu \quad (\text{W/ster.m}^2)$$

Quindi si ha per tutto lo spazio:

$$I = \int_{\text{spazio}} I(\theta, \varphi) \sin(\theta) d\theta d\varphi \quad (\text{W/m}^2)$$

A partire dall'intensità radiativa monocromatica, si possono definire diverse grandezze associate all'irraggiamento:

- flusso radiativo monocromatico nella direzione \vec{s} :

$$\overrightarrow{q_\nu(M)} = \int_{4\pi} I_\nu(M, \vec{s}) \vec{s} d\Omega$$

- Intensità radiativa incidente monocromatica $G_\nu(M)$:

$$G_\nu(M) = \int_{4\pi} I_\nu(M, \vec{s}) d\Omega$$

Per definizione l'intensità radiativa $B_\nu(T)$ di un corpo nero non dipende dalla direzione considerata, ma esclusivamente dalla temperatura del corpo stesso e viene definita per una specifica lunghezza d'onda dalla legge di Plank:

$$B_\nu(T)d\nu = \frac{2h\nu^3}{c^2} \frac{d\nu}{\exp\left(\frac{h\nu}{kT}\right) - 1} \quad (\text{W/ster.m}^3)$$

Note queste grandezze, supponendo l'equilibrio termodinamico locale, l'intensità di irraggiamento ad una frequenza ν a partire da un punto $M(\vec{r})$ del plasma nella direzione \vec{s} si ricava dalla relazione:

$$\vec{s} \cdot \vec{\nabla} I_\nu(M(\vec{r}), \vec{s}) = K'_\nu (B_\nu - I_\nu(M(\vec{r}), \vec{s}))$$

Nella formula sopra si trascura il termine di diffusione della luce all'interno del mezzo. Questa approssimazione è del tutto valida per il caso di un plasma come è stato dimostrato da Boulos. La risoluzione di questa formula è estremamente complessa. Si tratta di un'equazione differenziale a coefficienti variabili in funzione della lunghezza d'onda, della temperatura locale, della direzione presa in considerazione e della composizione della miscela.

Per la modellazione radiativa dei plasmi termici sono stati fatti diversi modelli. Si può citare il modello delle caratteristiche parziali presentato da **Raynal** (nell'articolo: "*Calculation of thermal radiation transfer in SF₆ arcs*"), il metodo delle coordinate discrete presentato da **Menart** (nell'articolo: "*Coupled radiative, flow and temperature fields analysis of a free burning arc*") ed infine il modello P1 presentato da **Eby** (nell'articolo: "*Modelling radiative transfer in SF₆ circuit-breaker arcs with P1 approximation*").

Il metodo delle caratteristiche parziali è un metodo complesso, che richiede elevati tempi di calcolo, invece il modello P1 semplifica l'equazione di trasferimento radiativo in uno sviluppo dell'intensità radiativa $I_\nu(M, s)$ in una serie sferica. Purtroppo presenta un elevato costo computazionale e richiede la conoscenza dei coefficienti di assorbimento per le varie lunghezze d'onda. Invece

il modello Discrete Ordinates (DO) risolve l'equazione di trasferimento radiativo per un numero discreto di angoli solidi. In questo studio si è scelto di usare quest'ultimo modello perchè computazionalmente meno costoso rispetto agli altri.

MODELLO RADIATIVO **DO**

Come si è già accennato questo modello risolve l'equazione di trasferimento radiativo per un numero discreto di angoli solidi, ciascuno associato ad una direzione \vec{s} fissata rispetto al sistema di riferimento Cartesiano globale (x,y,z). La finezza di discretizzazione angolare dipende dal caso da modellare. Questo modello realizza un *raytracing*, cioè un tracciamento delle traiettorie dei fotoni emessi. Il modello trasforma l'equazione:

$$\frac{dI(\vec{r}, \vec{s})}{ds} + (a + \sigma_s)I(\vec{r}, \vec{s}) = an^2 \frac{\sigma T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi} \int_0^{4\pi} I(\vec{r}, \vec{s}') \Phi(\vec{s} \cdot \vec{s}') d\Omega'$$

dove \vec{r} = Vettore di posizione

\vec{s} = Vettore di direzione

\vec{s}' = Vettore direzione di scattering

s = Lunghezza del percorso

a = Coefficiente di assorbimento

n = Indice di rifrazione

σ_s = Coefficiente di scattering

σ = Costante di Stefan-Boltzmann ($5.672 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$)

I = Intensità di radiazione, in funzione della posizione (\vec{r}) e delle direzione(\vec{s})

T = Temperatura locale

Φ = Funzione di fase

Ω' = Angolo solido

in un'equazione di trasporto di intensità radiativa nelle coordinate spaziali. La soluzione viene calcolata per tante equazioni quante sono le direzioni \vec{s} in cui si è discretizzato lo spazio.

Il modello DO considera l'equazione di trasferimento radiativo nella direzione \vec{s} come un'equazione di campo. Perciò l'equazione vista sopra può essere scritta come:

$$\nabla \cdot (I(\vec{r}, \vec{s})\vec{s}) + (a + \sigma_s)I(\vec{r}, \vec{s}) = an^2 \frac{\sigma T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi} \int_0^{4\pi} I(\vec{r}, \vec{s}')\Phi(\vec{s} \cdot \vec{s}')d\Omega'$$

Nel caso della tesi si è posto il coefficiente di scattering e la funzione di fase di scattering pari a 0. In questo caso allora l'equazione diventa:

$$\nabla \cdot (I(\vec{r}, \vec{s})\vec{s}) + a \cdot I(\vec{r}, \vec{s}) = an^2 \frac{\sigma T^4}{\pi} .$$

Il problema è la conoscenza del coefficiente di assorbimento a per la miscela utilizzata, per le differenti lunghezze d'onda e nelle condizioni operative del sistema. Si è deciso di non calcolare esplicitamente il coefficiente a , cosa che richiederebbe un enorme dispendio di risorse, ma di utilizzare i coefficienti di emissione netta per la miscela di gas utilizzati.

Si può anche implementare il modello per una radiazione non grigia. In questo caso lo spettro di radiazione viene diviso in N bande, non devono essere necessariamente continue e della stessa dimensione. L'equazione di trasporto radiativo viene integrata su ciascun intervallo e il comportamento in ciascun intervallo viene considerato come grigio.

DISCRETIZZAZIONE ANGOLARE E PIXELATION

Ciascun ottavo dello spazio angolare totale 4π , in ogni punto spaziale viene suddiviso in $N_\theta \times N_\phi$ angoli solidi di estensione ω_i , chiamati angoli di controllo.

Nel caso di modellazione bi-dimensionale solo quattro ottanti vengono risolti, avendo così un numero totale di direzioni pari a $4N_\theta N_\phi$. Invece nel caso tri-dimensionale il numero di direzioni raddoppia. La discretizzazione angolare risulta utile nel caso di suddivisione del dominio in *mesh* non strutturate. In questo caso le facce dei volumi di controllo non sono allineate con la discretizzazione angolare globale. Si ha quindi un problema di “*control angle overhang*” come illustrato nella figura 7.2.

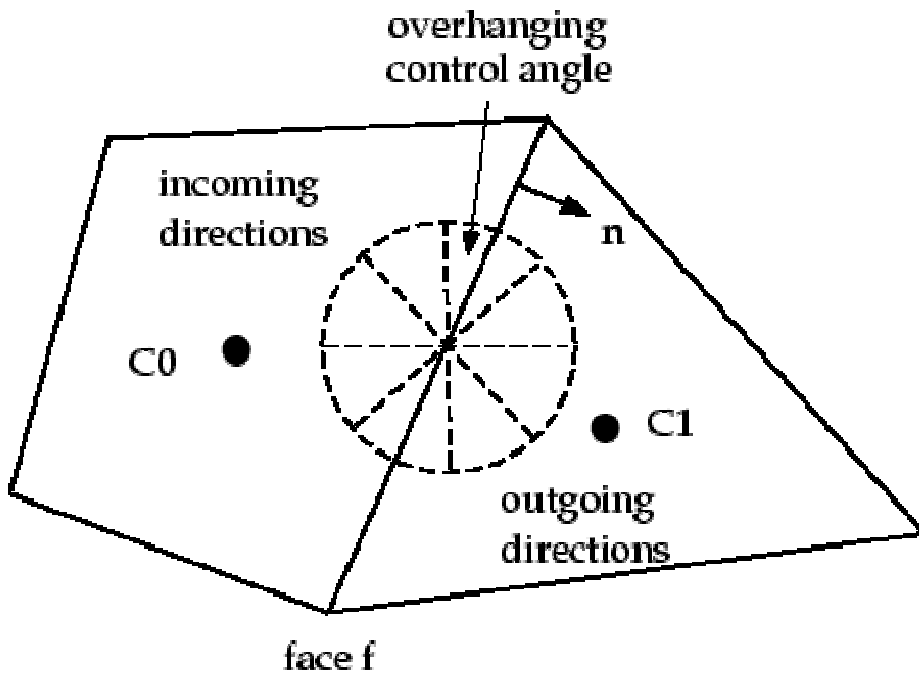


Figura 7.2: sovrapposizione degli angoli di controllo.

Generalmente gli angoli di controllo possono trovarsi a cavallo delle facce dei volumi di controllo, in questo modo sono parzialmente all'interno e parzialmente all'esterno del volume di controllo. È importante in questi casi tenere correttamente in conto la frazione di *overhang*. Questo viene ottenuto mediante l'uso del *pixelation*. Ciascun *overhanging control angle* viene suddiviso in $N_{\theta p} \times N_{\phi p}$ *pixels*.

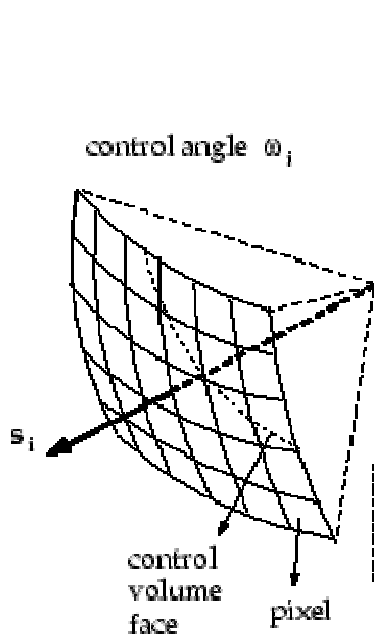


Figura 7.3: suddivisione dell'angolo di controllo.

L'energia in ciascun *pixel* è conteggiata come entrante o uscente dalla faccia. In questo modo il problema della sovrapposizione viene tenuto in conto dalla *pixelation*.

CAPITOLO 8

SIMULAZIONI 2D della TORCIA CEBORA CP 250 G PER IL TAGLIO di PICCOLI SPESSORI

PARAGRAFO 8.1

DEFINIZIONE della GEOMETRIA

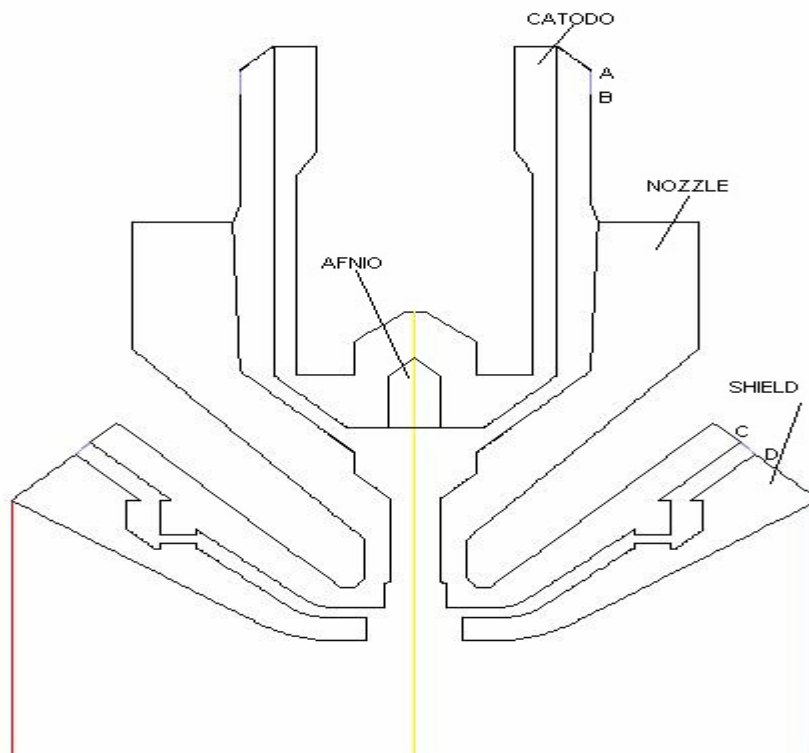


Figura 8.1: schema della geometria impostata nell'ambiente di simulazione numerica.

Nell'ambito del corso del dottorato di ricerca ho trattato lo sviluppo della torcia CP 250G da utilizzare con il nuovo generatore Cebora per l'erogazione di correnti fino a 250 A. Nelle prime fasi di sviluppo della nuova sorgente di plasma

è stato riscontrato che il taglio di piccoli spessori di *mild steel* necessitava approfondimenti ed ottimizzazioni di processo: la parete del *kerf* risultava spesso seghettata e non si riusciva ad evitare la formazione di bave in alcuni *range* di condizioni operative ritenuti accettabili per tali spessori di taglio.

Il modello geometrico rappresentato nella figura 8.1 è stato realizzato con il programma GAMBIT. Questo programma permette la realizzazione di modelli, la triangolazione degli stessi e la definizione delle *boundary conditions* in modo che siano coerenti con l'ambiente FLUENT. Il modello geometrico rispecchia perfettamente la geometria della torcia Cebora. Le geometrie utilizzate sono piuttosto dettagliate per meglio simulare il comportamento della torcia. Viene fatta l'ipotesi di assialsimmetria che permette di modellare solo metà del modello bidimensionale di figura 8.1. L'ipotesi di assialsimmetria semplifica molto la realizzazione del modello geometrico visto che permette di realizzare un modello bidimensionale della geometria andando a prendere un piano longitudinale che passa per l'asse della torcia. Va detto però che il modello tridimensionale a cui corrisponde può essere ottenuto facendo ruotare l'immagine bidimensionale attorno all'asse della torcia. Per cui i segmenti AB e CD non sono fori come nella realtà, ma sono degli scassi anulari.

Si è scelto di utilizzare un modello 2-D per semplificare la modellazione numerica. Il modello 2-D ovviamente è una approssimazione perché non prende in conto il comportamento di tutto il corpo della torcia. Permette, però, di avere un'idea di come si comporta commettendo errori limitati. Infatti è come se si guardasse cosa succede al flusso in una sezione piana della torcia. Non è detto che il comportamento locale del getto di plasma sia lo stesso in tutte le sezioni piane, ma globalmente lo si può pensare come quello che deriva dal calcolo numerico.

Per la simulazione numerica sono state fatte le seguenti ipotesi:

- il plasma è considerato come un fluido Newtoniano con un'unica temperatura;
- viene assunto in equilibrio termico locale (LTE).

- l'aria viene considerata come una miscela composta dal 21% di ossigeno e 79% di azoto;
- l'irraggiamento dell'arco viene calcolato utilizzando il metodo dei coefficienti di emissione netta;
- si ignora l'effetto della gravità;
- il moto del plasma viene considerato turbolento.

Con riferimento alla figura 8.1 sono state definite le seguenti condizioni al contorno:

- segmento AB: *pressure-inlet*, da questo segmento entra il gas di plasma, viene inserito con una componente radiale e tangenziale per simulare l'effetto di *swirl*. Al gas viene assegnato un comportamento turbolento che segue il modello *k-ε realizzabile*;
- segmento BC: *pressure-inlet*, da questo segmento entra il gas secondario, la direzione della velocità di ingresso è perpendicolare al segmento stesso. Anche in questo caso il gas ha un comportamento turbolento che segue sempre il modello *k-ε realizzabile*;
- AFNIO: zona che rappresenta l'inserito del catodo. Il modello è stato creato dall'ingegner Emanuele Ghedini per rappresentare le effettive caratteristiche del materiale;
- CATODO: modello in cui viene specificato il materiale come rame, simula il comportamento di un catodo raffreddato ad acqua.
- NOZZLE: modello identico a quello visto per il catodo con le stesse particolarità;
- SHIELD: modello identico a quello visto per il catodo con le stesse particolarità;

- segmento ROSSO: *pressure-outlet*, in questo segmento invece si è simulato l'ambiente esterno in cui sfocia il plasma. Lo si è considerato a pressione ambiente e composto di aria;

Il modello geometrico appena descritto simula il comportamento della torcia CEBORA CP250 G.

PARAGRAFO 8.2

DIAGNOSTICA della TORCIA CONVENZIONALE

Le simulazioni svolte su questo modello si riferiscono alla torcia CEBORA CP 250 G accoppiata al generatore PLASMA PROF 164 HQC, prendendo in considerazione il caso di taglio di *mild steel* di piccolo spessore. Le condizioni operative sono:

- corrente d'arco pari a 40 A
- ugello con foro da 0,8 mm
- gas di plasma ossigeno
- gas di secondario ossigeno

I calcoli svolti nelle simulazioni numeriche hanno permesso di svolgere una parametrizzazione delle grandezze caratteristiche che si ritenevano responsabili della scarsa qualità di taglio. Componenti al di fuori del *range* di buona qualità di taglio non possono continuare il ciclo produttivo se non dopo ulteriori rilavorazioni; questa situazione è da evitare perché nell'ambiente industriale porta ad un aumento di costi e quindi rende la tecnologia plasma non competitiva rispetto ad altre tecnologie. Le grandezze prese in esame sono state la pressione del gas primario e la pressione del gas secondario. I risultati ottenuti sono stati

confrontati con altre simulazioni di cui si conosceva già il comportamento sperimentale.

Si sono confrontati i risultati ottenuti sul campo della temperatura del plasma per differenti pressioni di secondario,

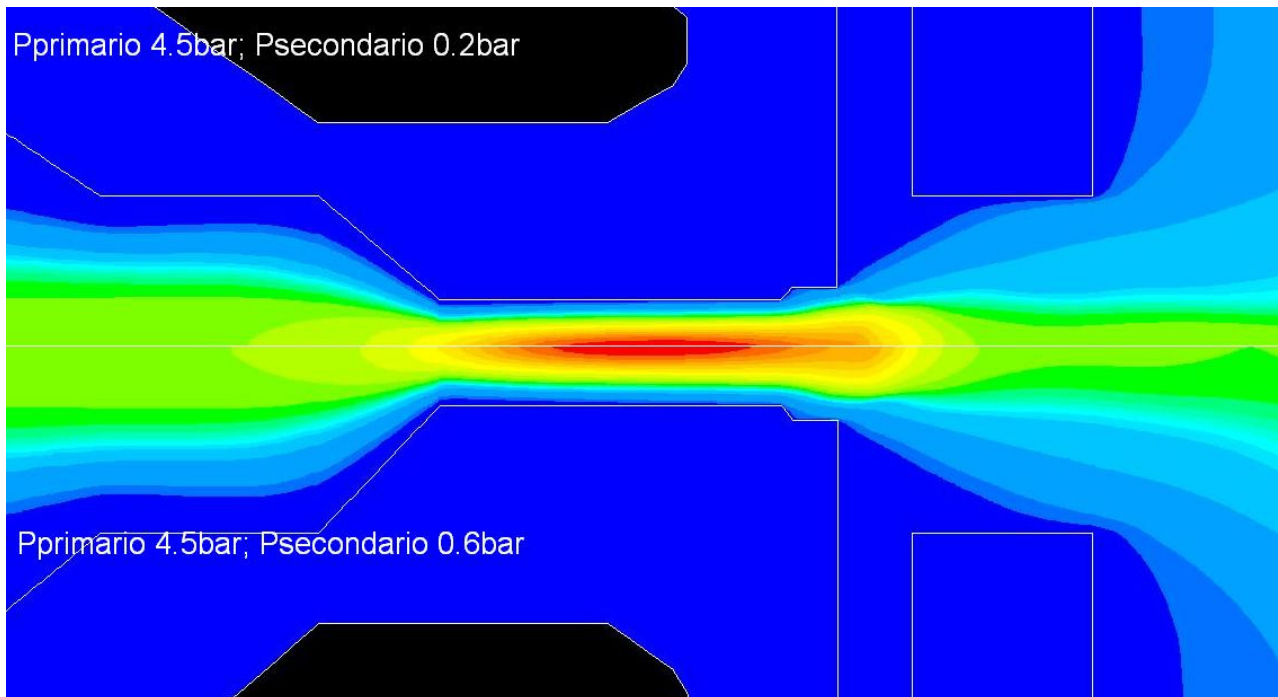


Figura 8.2: confronto del campo di temperatura con pressioni di secondario differenti

e differenti pressioni di primario

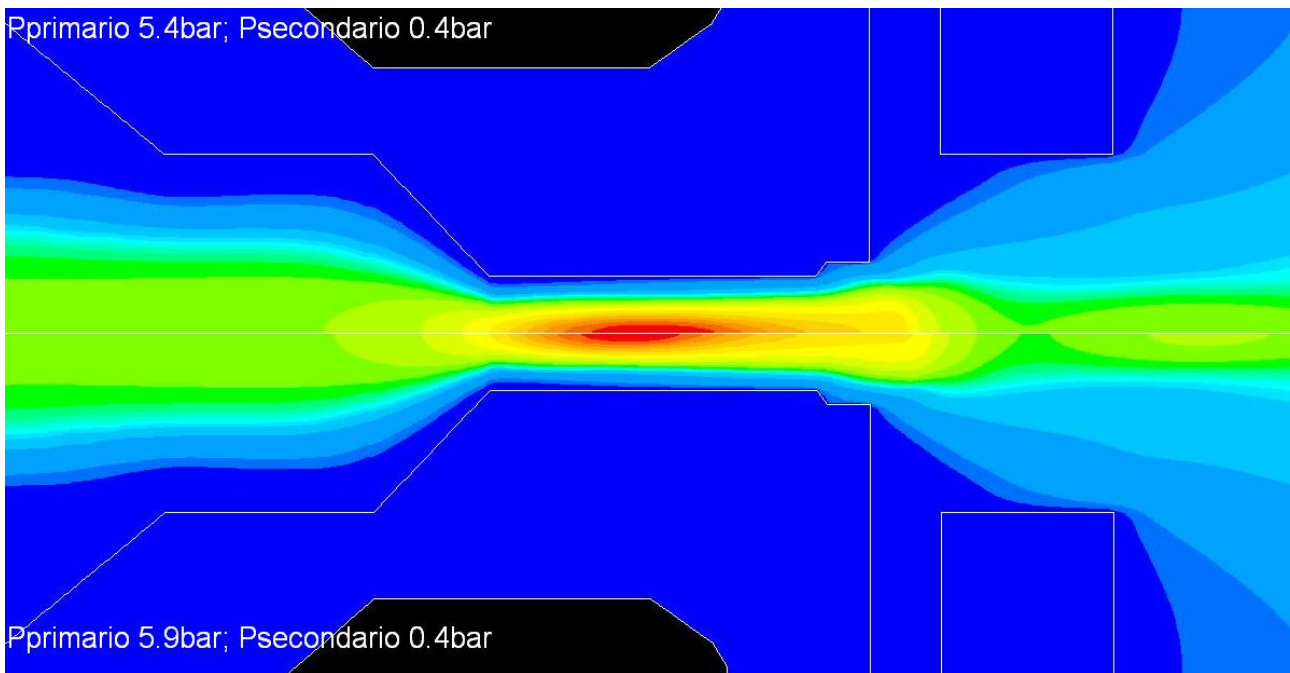


Figura 8.3: confronto del campo di temperatura con pressioni di secondario differenti

Dalle prove sperimentali si notava inoltre una forte usura dell'ugello che portava ad una conseguente instabilità del getto plasma con rapido deterioramento della qualità di taglio.

L'usura dell'ugello e del catodo avveniva in tempi molto rapidi, pochi sfondamenti, ed era concentrata nella zona finale del *long life*; la formazione di bave e la scarsa qualità del bordo potevano essere imputate a questo fenomeno. Un peggioramento delle caratteristiche dell'ugello porta ad una cattiva fluidodinamica del getto di plasma con conseguente peggioramento della qualità di taglio. La seghettatura del taglio poteva dipendere da una scarsa coerenza del getto di plasma o da una poca stabilità dello stesso, in questo caso si è pensato di agire andando a modificare le condizioni operative del gas primario, modificando le caratteristiche dello *swirl* e la portata di massa del gas.

Il problema è stato affrontato studiando una geometria dell'ugello che potesse avere un'usura limitata rispetto alla situazione attuale e che permettesse di avere un flusso di plasma più stabile, inoltre sono state valutate anche diverse

condizioni operative dei gas in modo da ottenere una condizione di getto plasma più coerente e quindi più stabile.

La prima valutazione effettuata è stata fatta parametrizzando la pressione del gas di secondario, valutando le grandezze caratteristiche del getto di plasma, ma ponendo particolare attenzione alla temperatura dell'ugello e alla velocità del getto.

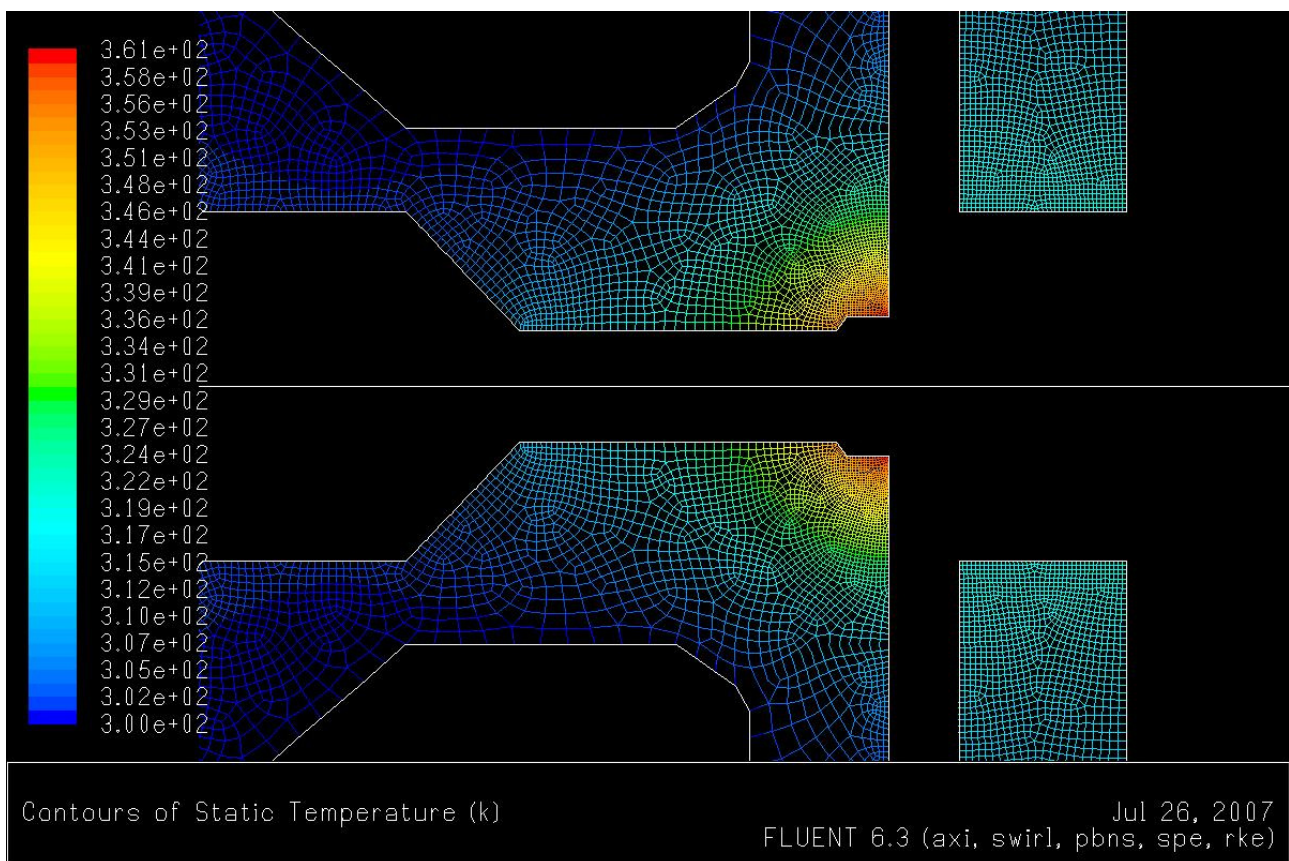


Figura 8.4: temperatura dell'ugello con pressione del gas primario 4,5 bar e pressione del gas secondario 1 bar

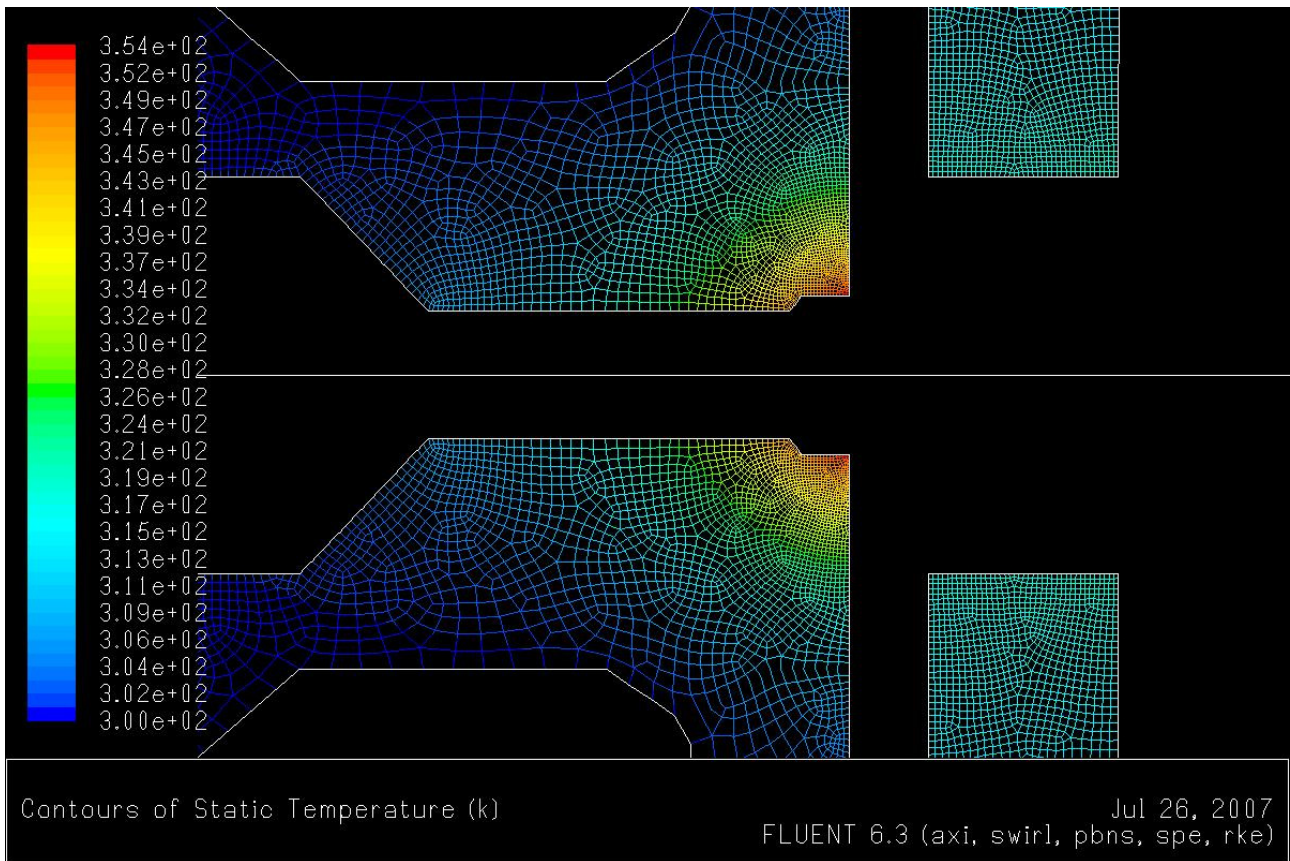


Figura 8.5: temperatura dell'ugello con pressione del gas primario 4,5 bar e pressione del gas secondario 0,6 bar

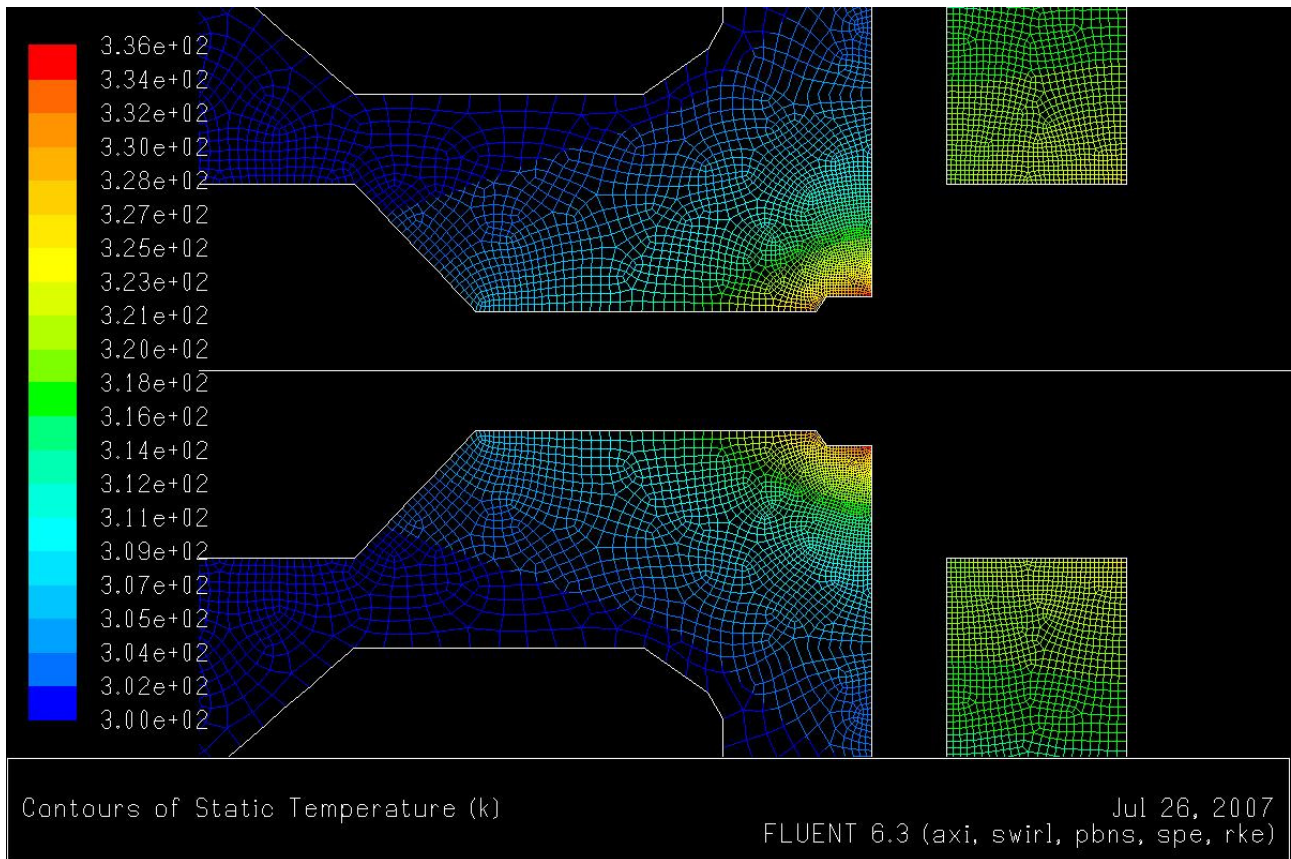


Figura 8.6: temperatura dell'ugello con pressione del gas primario 4,5 bar e pressione del gas secondario 0,2 bar

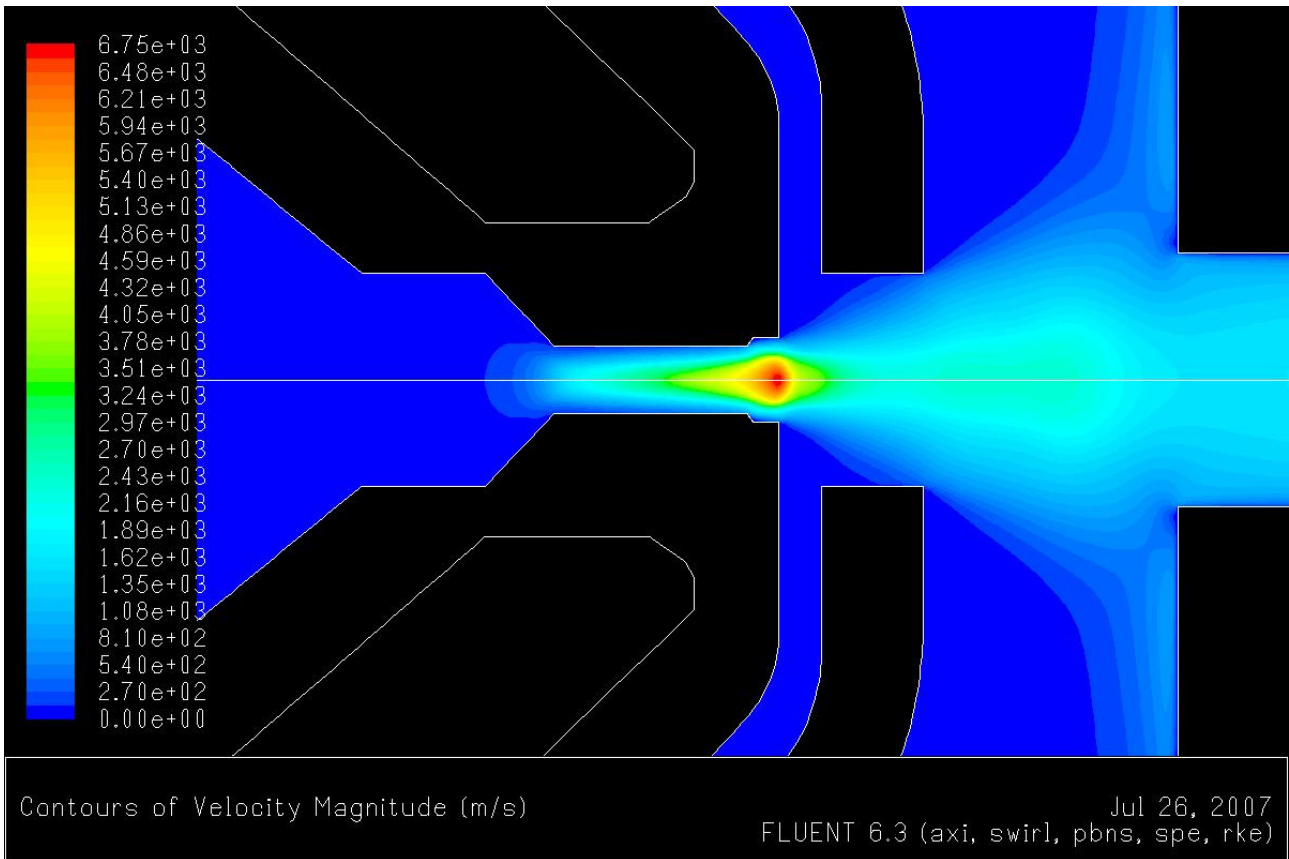


Figura 8.7: campo di velocità con pressione del gas primario 4,5 bar e pressione del gas secondario 1 bar

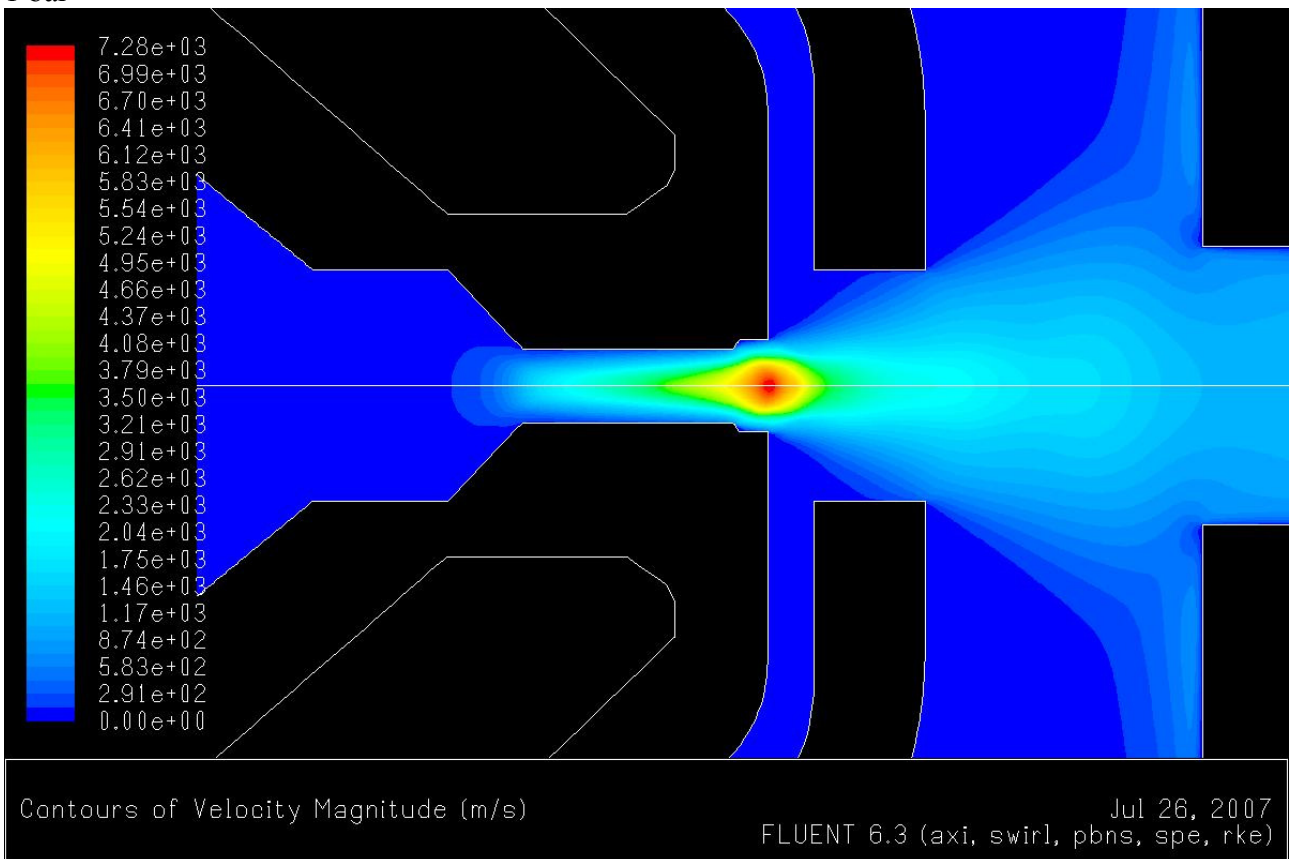


Figura 8.8: campo di velocità con pressione del gas primario 4,5 bar e pressione del gas secondario 0,6 bar

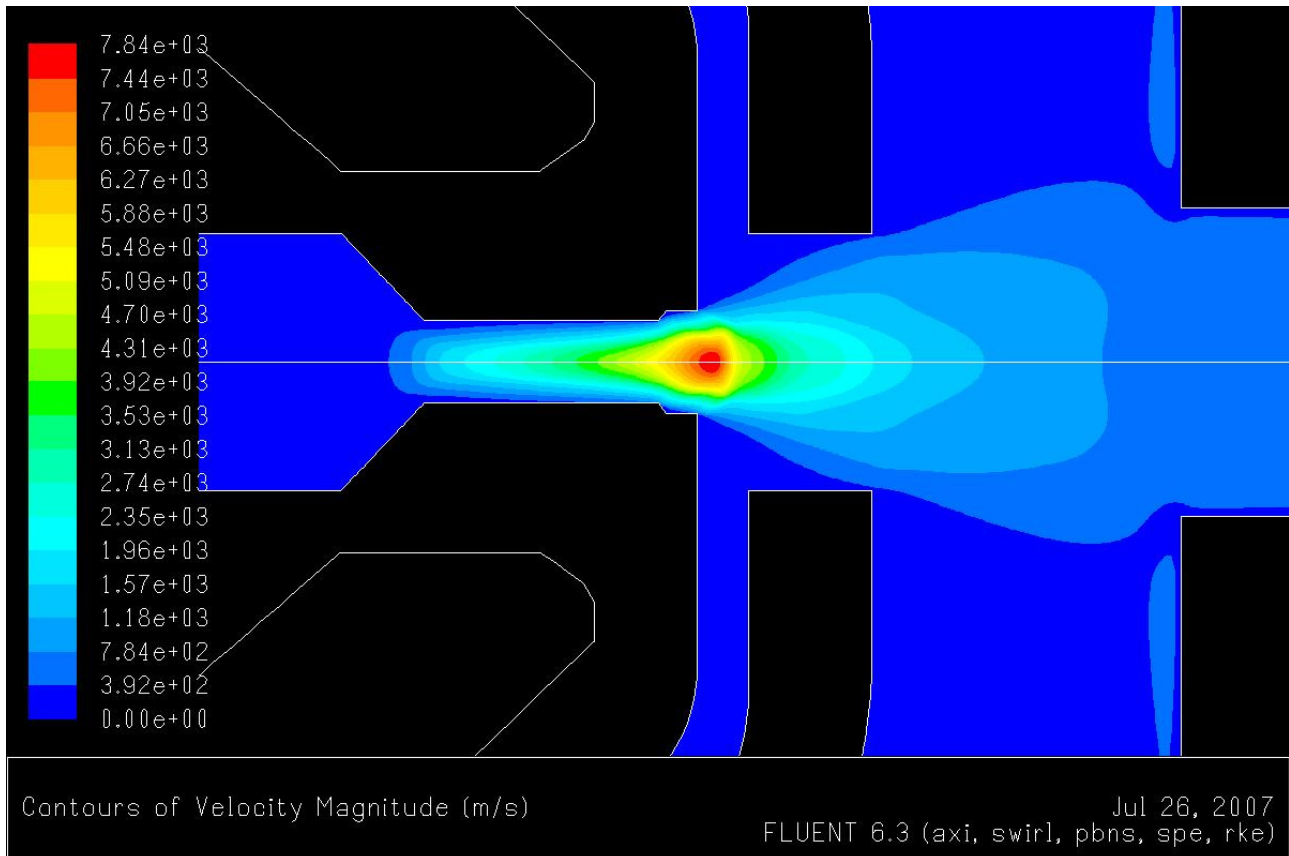


Figura 8.9: campo di velocità con pressione del gas primario 4,5 bar e pressione del gas secondario 1 bar

I valori delle grandezze di interesse sono stati riassunti, per comodità, in una tabella

Pressione primario/ Pressione secondario [bar]	Temperatura ugello [K]	Velocità [m/s]
4.5 / 1	361	6750
4.5 / 0.6	354	7280
4.5 / 0.2	336	7840

Come si vede dalle immagini della velocità, una riduzione della pressione del gas di secondario porta ad uno spostamento in avanti della zona a velocità massima, inoltre il valore massimo di temperatura viene raggiunto sulla punta dell'ugello, nella zona del *long-life*, zona in cui, sperimentalmente, si è vista una rapida usura. Dai dati raccolti in tabella si nota come la riduzione della pressione di secondario porta ad una diminuzione della temperatura massima dell'ugello e

quindi ad una minore usura dello stesso inoltre si ha un aumento del valore massimo della velocità. L'analisi dei risultati numerici porta a dedurre che una riduzione della pressione del gas di secondario, con conseguente riduzione della sua portata, porta ad avere una temperatura dell'ugello più bassa rispetto alla condizione di partenza; per ciò si avrà un minor tasso di usura e miglior stabilità del getto di plasma.

Le stesse valutazioni sono state fatte anche parametrizzando la pressione del gas primario.

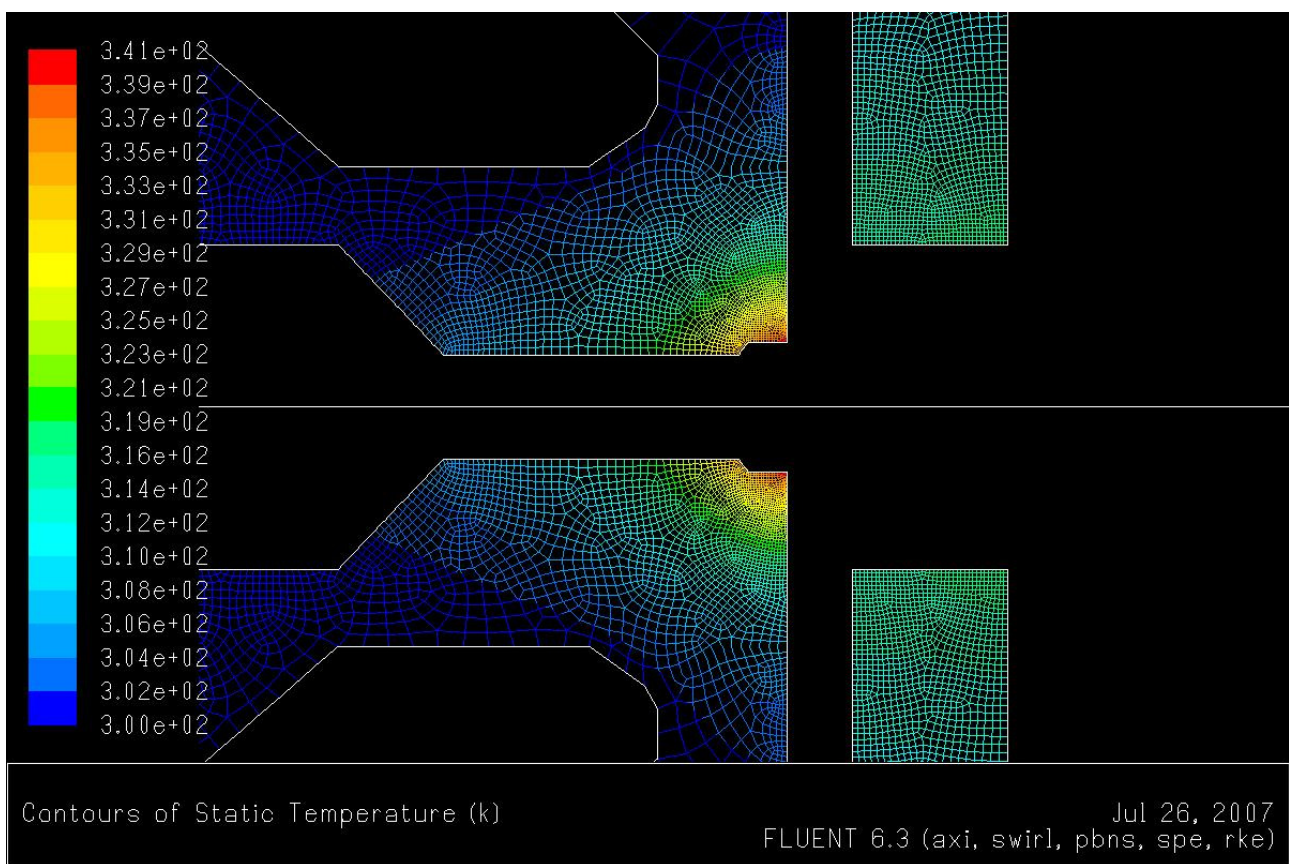


Figura 8.10: temperatura dell'ugello con pressione del gas primario 5 bar e pressione del gas secondario 0,4 bar

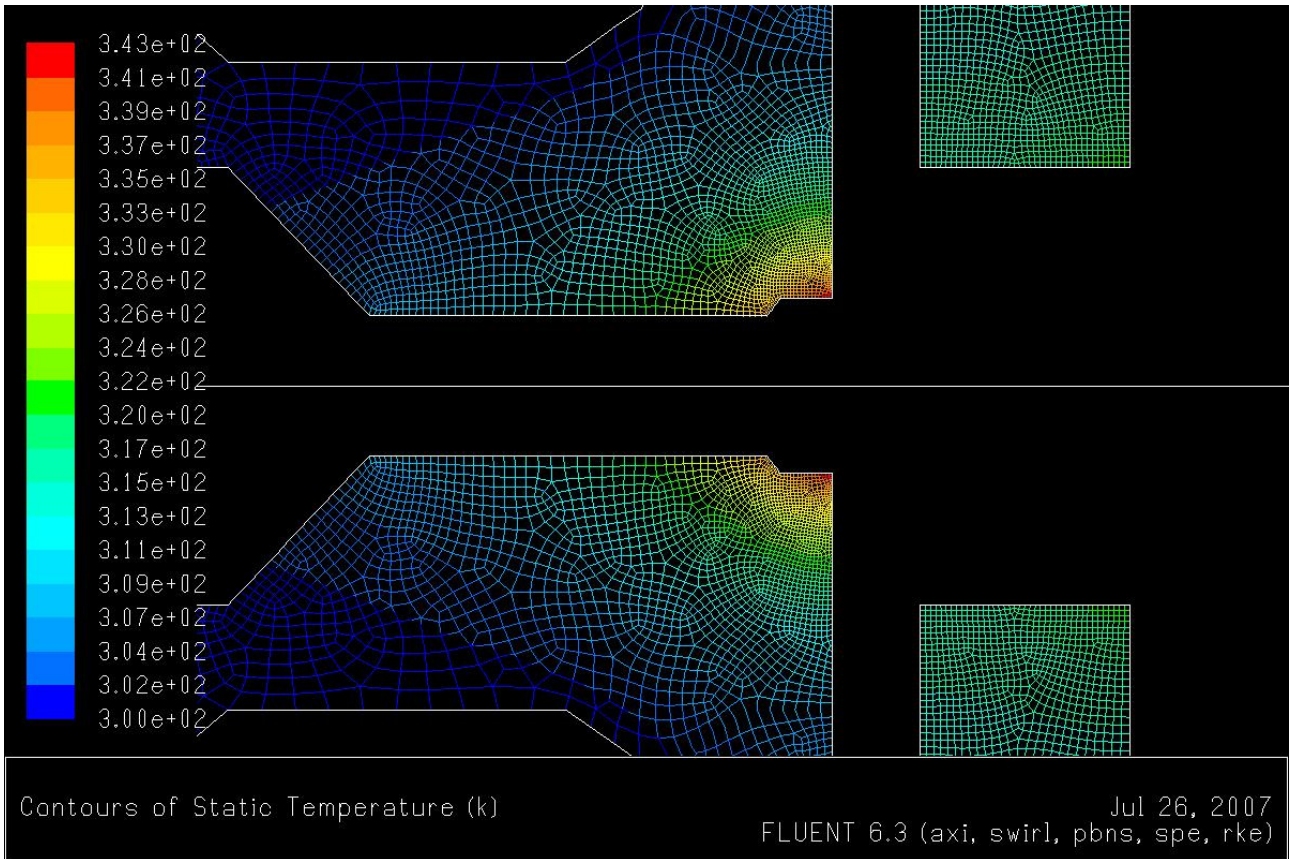


Figura 8.11: temperatura dell'ugello con pressione del gas primario 5,4 bar e pressione del gas secondario 0,4 bar

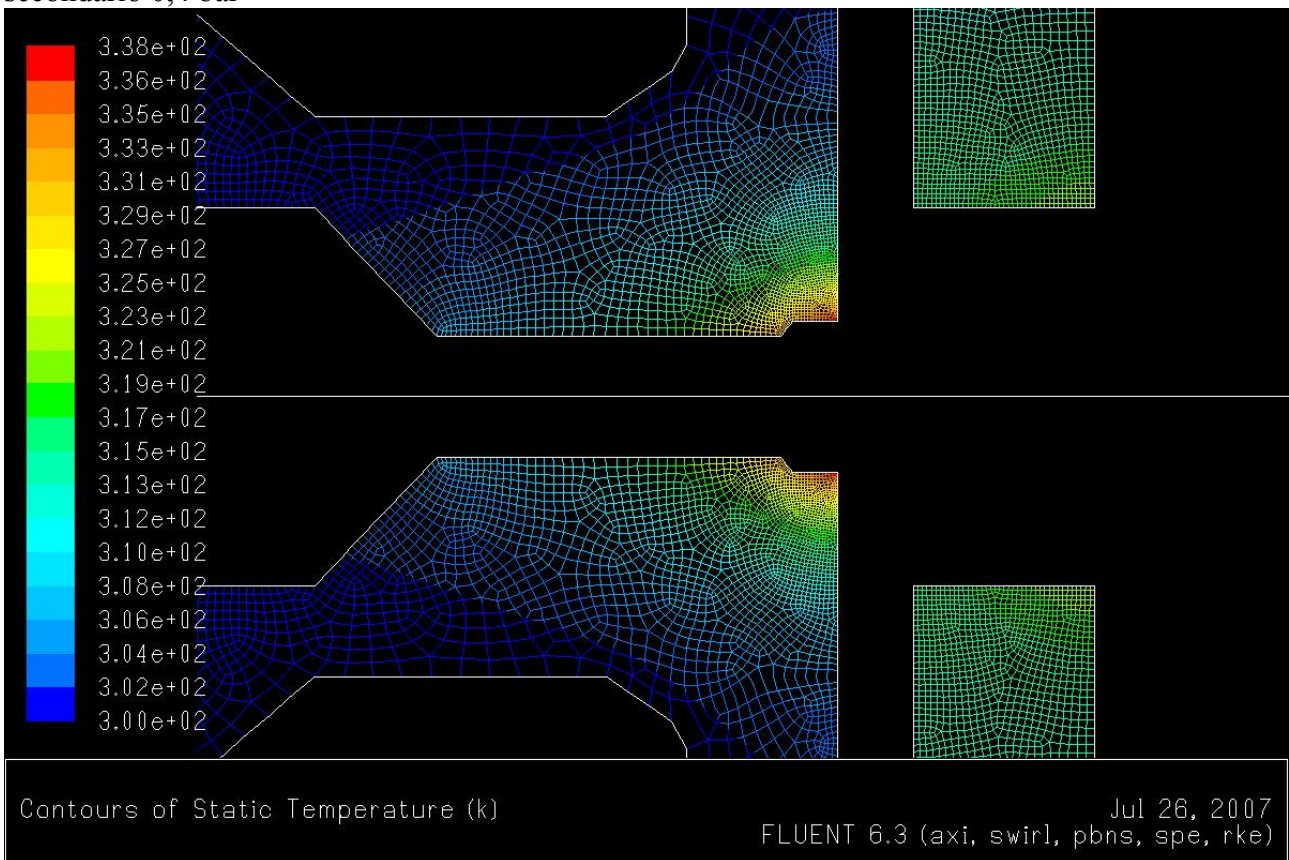


Figura 8.12: temperatura dell'ugello con pressione del gas primario 5,9 bar e pressione del gas secondario 0,4 bar

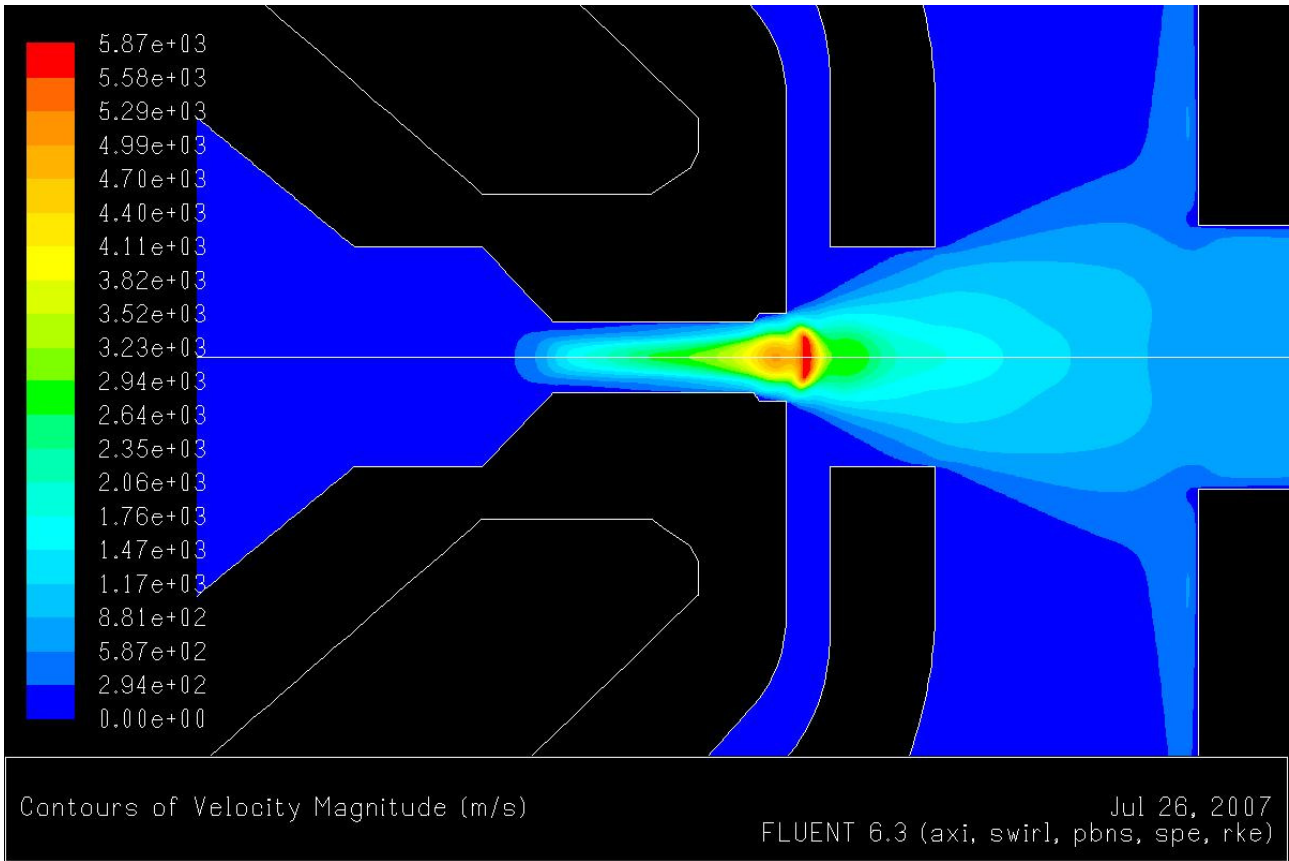


Figura 8.13: campo di velocità con pressione del gas primario 5 bar e pressione del gas secondario 0,4 bar

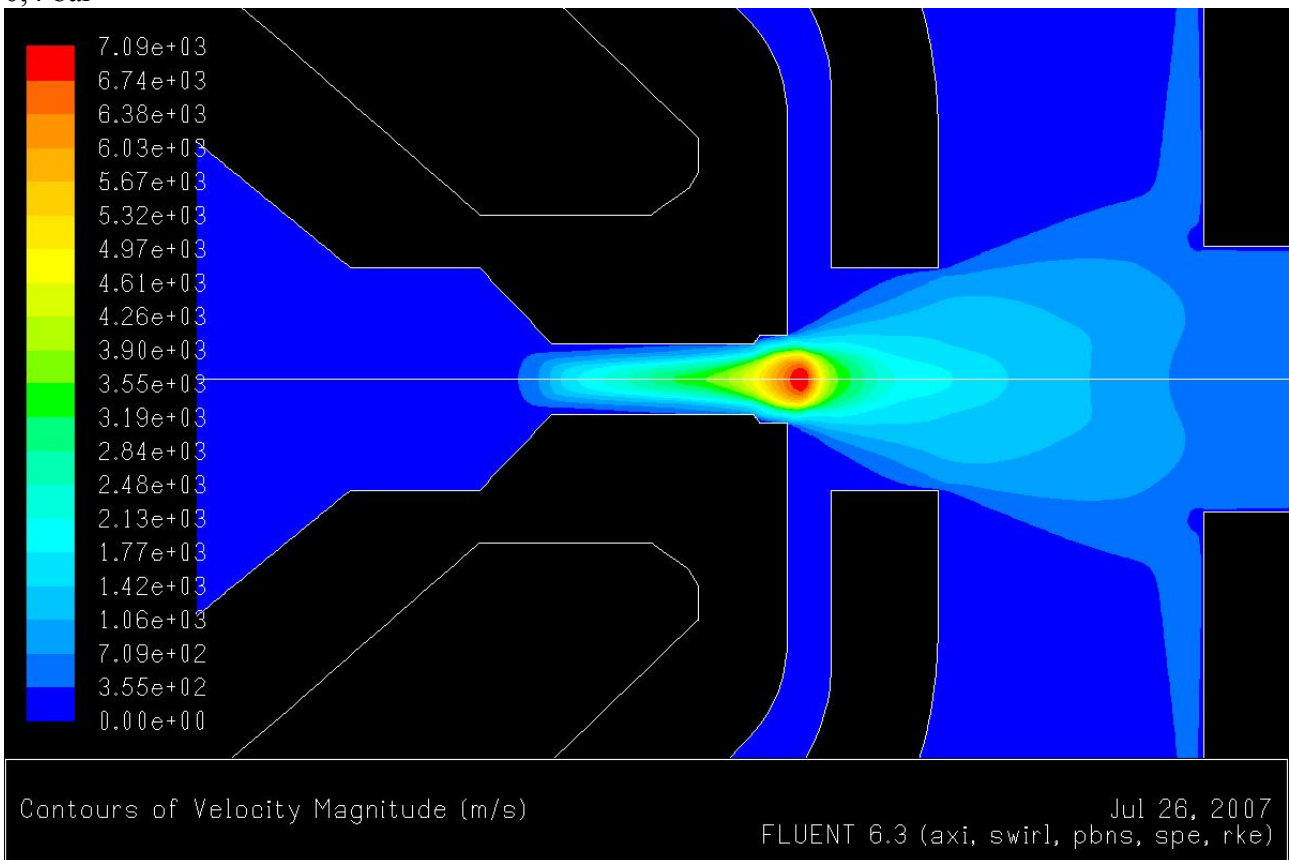


Figura 8.14: campo di velocità con pressione del gas primario 5,4 bar e pressione del gas secondario 0,4 bar

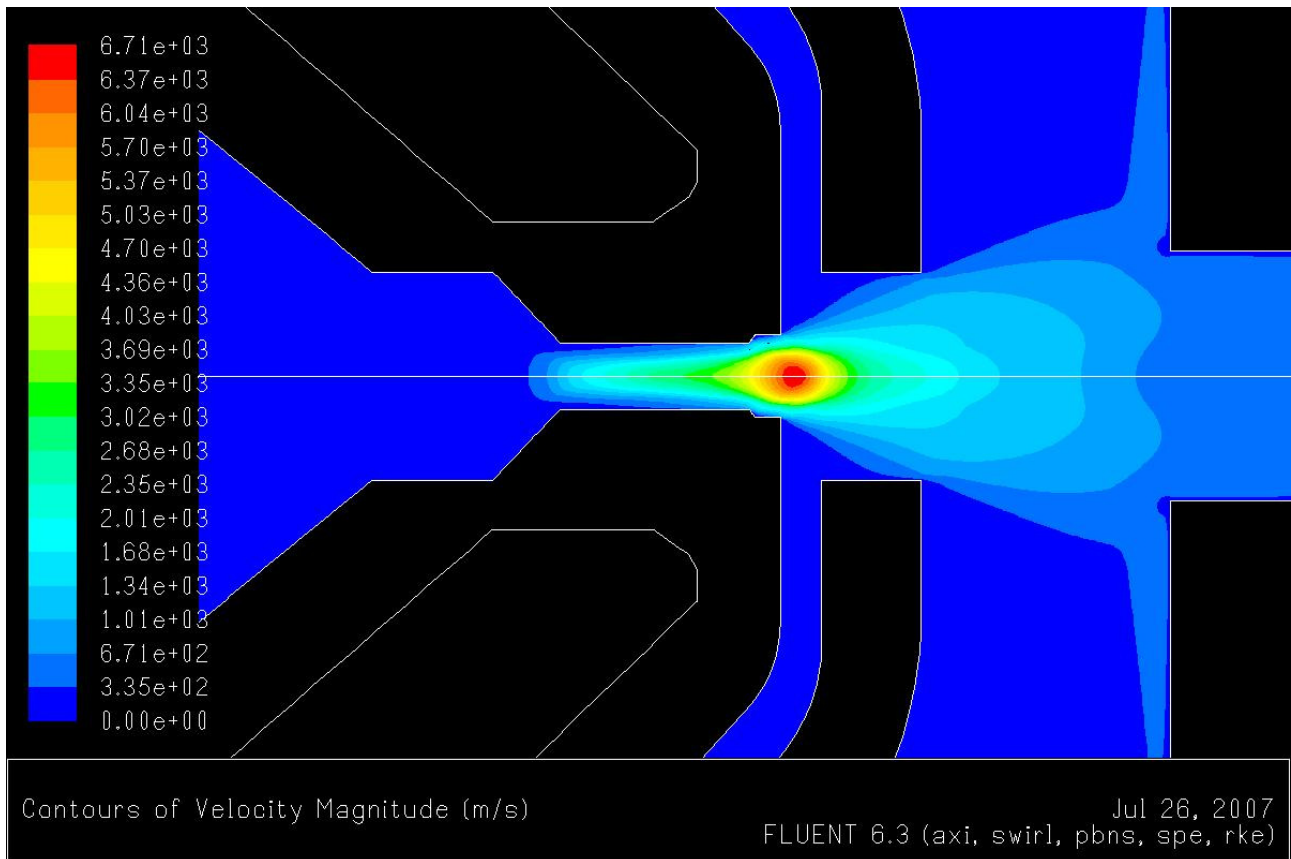


Figura 8.15: campo di velocità con pressione del gas primario 5,9 bar e pressione del gas secondario 0,4 bar

Anche in questo caso le grandezze di interesse sono state riassunte in una tabella:

Pressione di primario/ Pressione di secondario [bar]	Temperatura ugello [K]	Velocità [m/s]
5 / 0.4	341	5870
5.4 / 0.4	343	7000
5.9 / 0.4	338	6710

Dalle immagini sopra si nota come un aumento della pressione del gas di primario porta ad una maggiore stabilità del getto di plasma. I dati raccolti in tabella mostrano che l'aumento di pressione del gas primario porta ad un maggior valore della velocità e ad una diminuzione della temperatura dell'ugello.

PARAGRAFO 8.3

VALUTAZIONE di NUOVE GEOMETRIE

Per cercare di ridurre ulteriormente l'usura dell'ugello si sono studiate diverse geometrie che prevedevano un *long-life* conico al posto di quello tradizionale, con lo scopo di far scomparire la zona dell'ugello ad alta temperatura.

Il modello studiato è stato lo stesso di quelli precedenti, ma l'ugello invece di avere un *long-life* tradizionale ne aveva uno conico con il diametro del foro all'esterno pari a 1,3 mm oppure 1,4 mm.

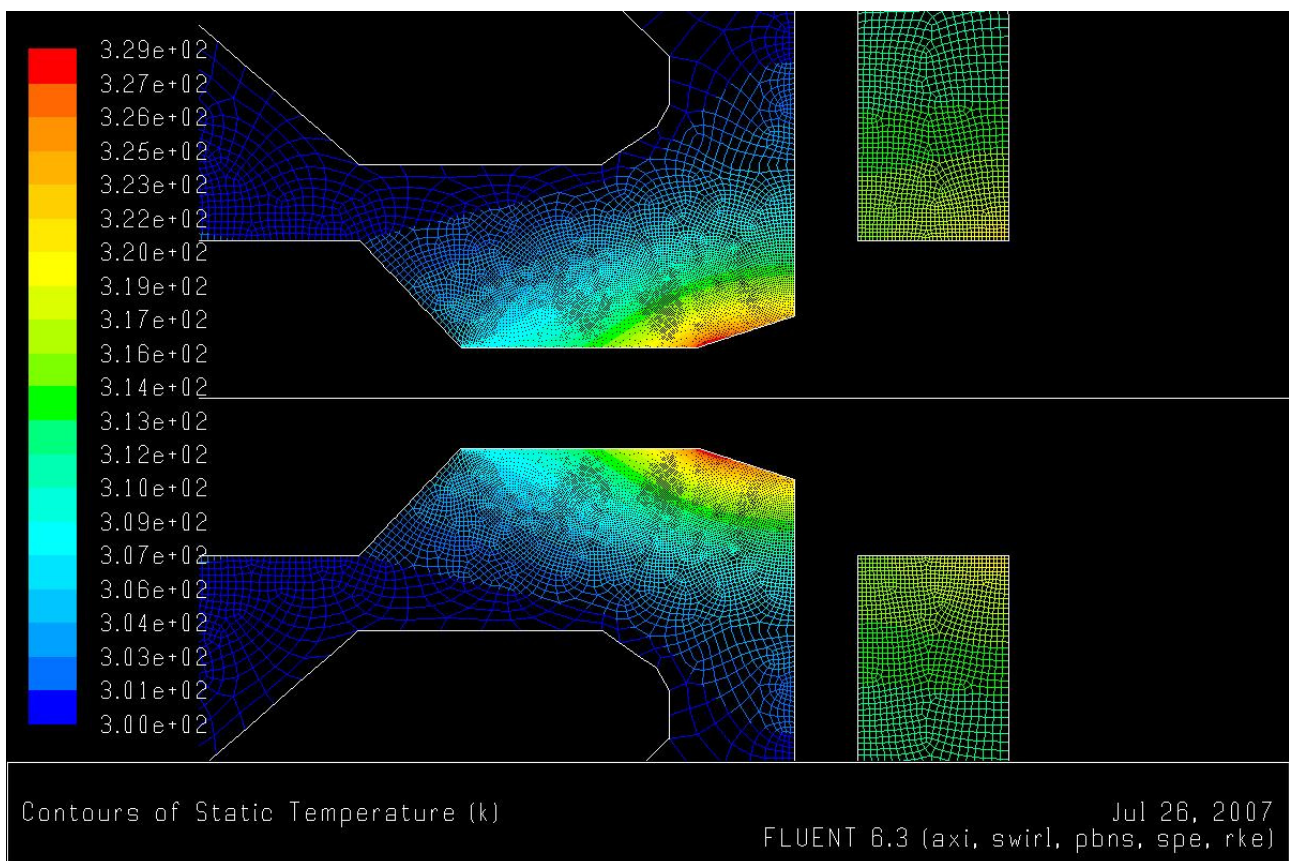


Figura 8.16: temperatura dell'ugello, foro esterno di 1,3 mm; pressione del gas primario 5,4 bar e pressione del gas secondario 0,2 bar

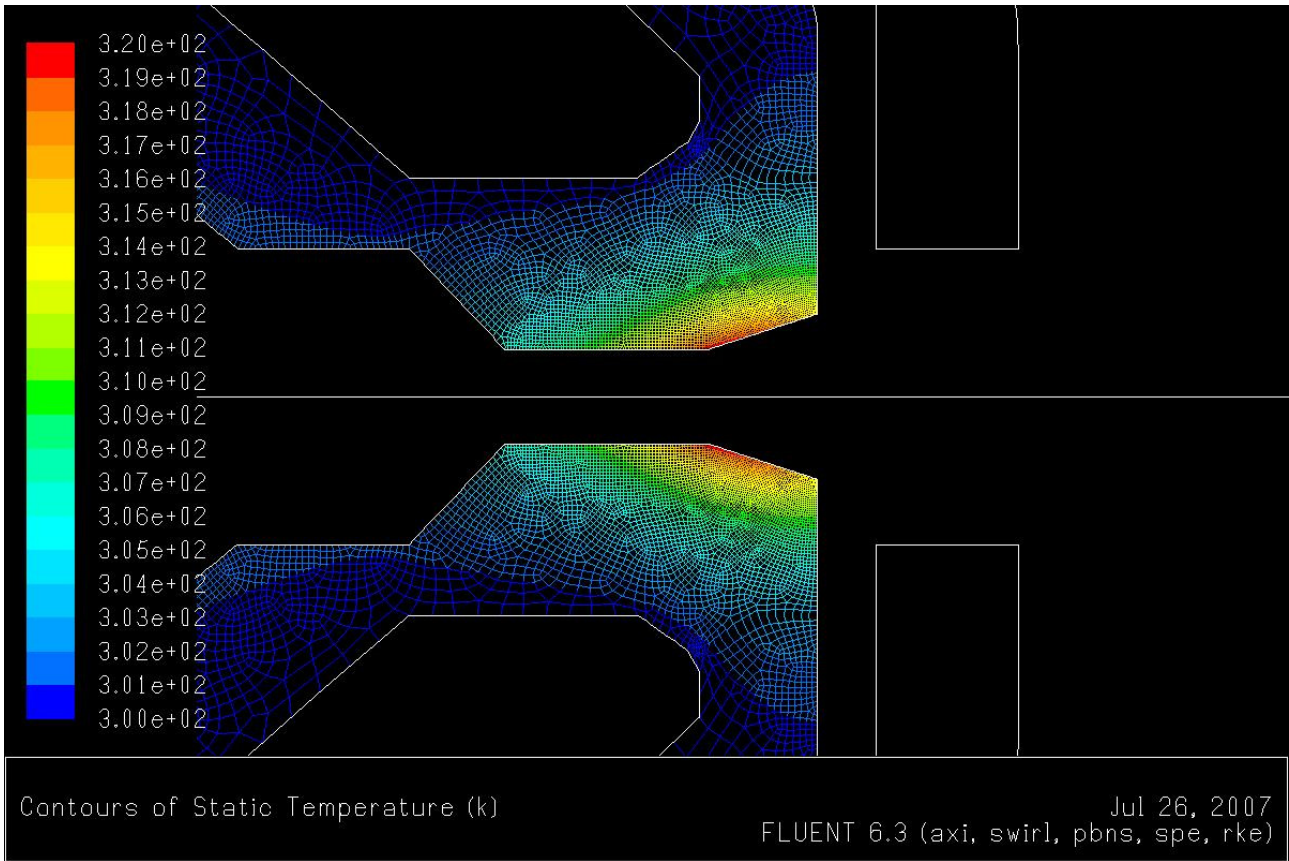


Figura 8.17: temperatura dell'ugello, foro esterno di 1,4 mm; pressione del gas primario 5,4 bar e pressione del gas secondario 0,2 bar

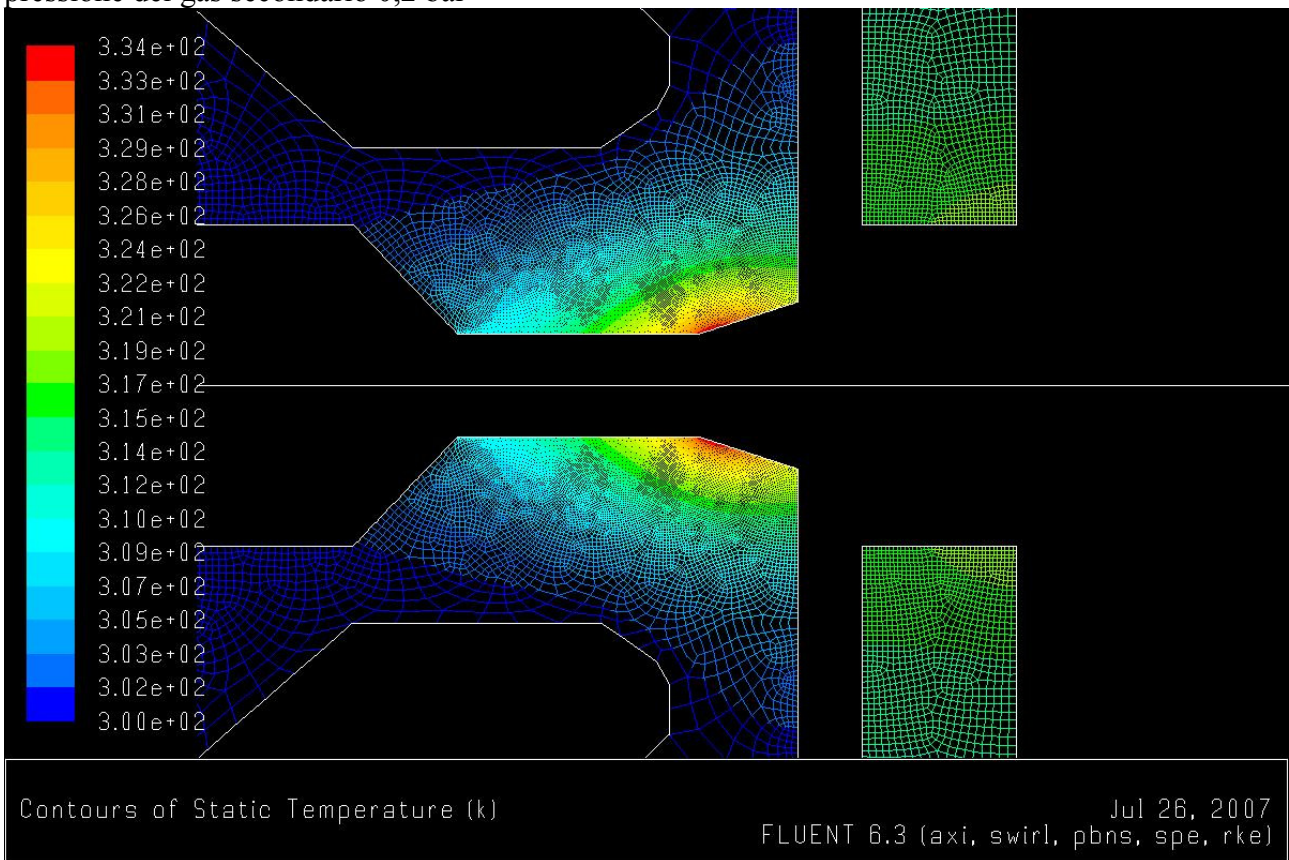


Figura 8.18: temperatura dell'ugello, foro esterno di 1,3 mm; pressione del gas primario 5,4 bar e pressione del gas secondario 0,8 bar

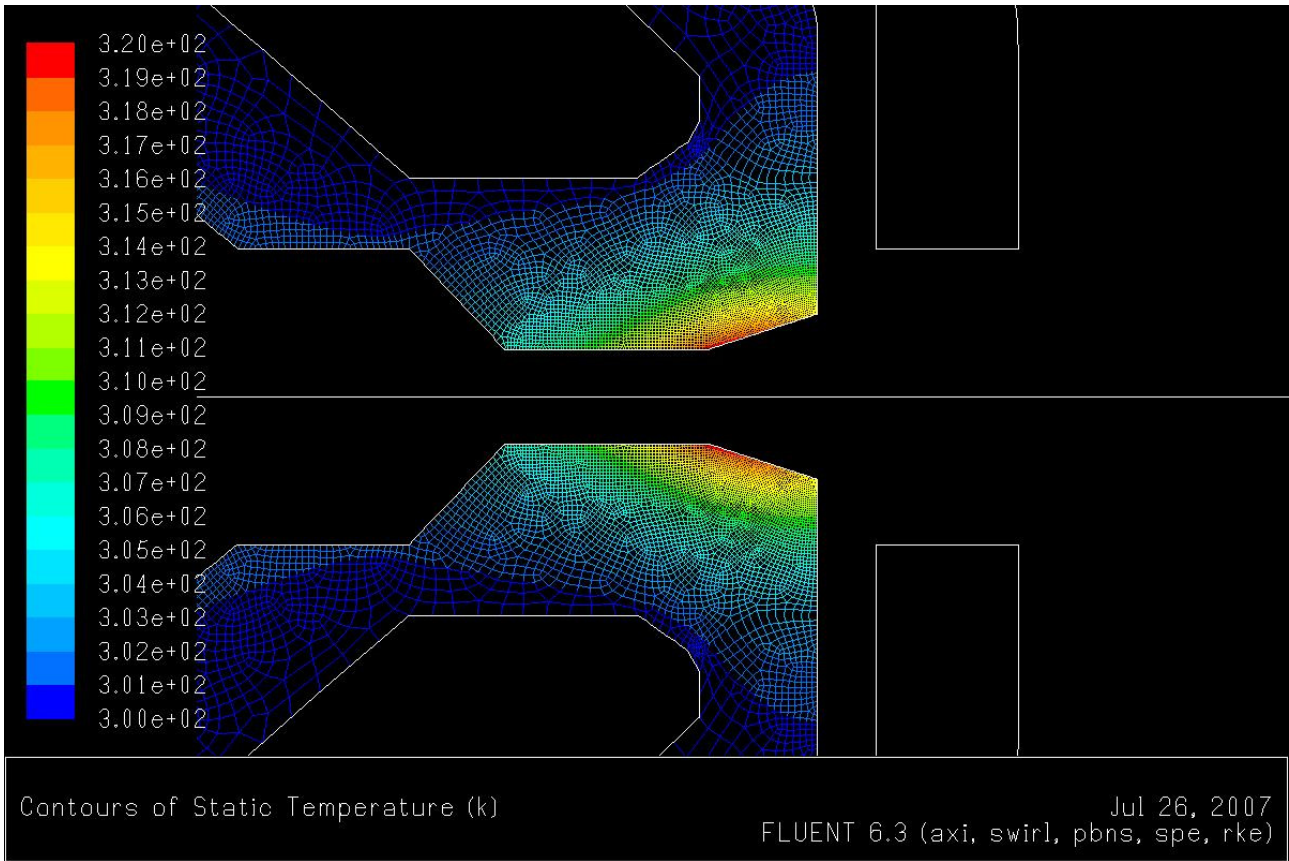


Figura 8.19: temperatura dell'ugello, foro esterno di 1,4 mm; pressione del gas primario 5,4 bar e pressione del gas secondario 0,8 bar

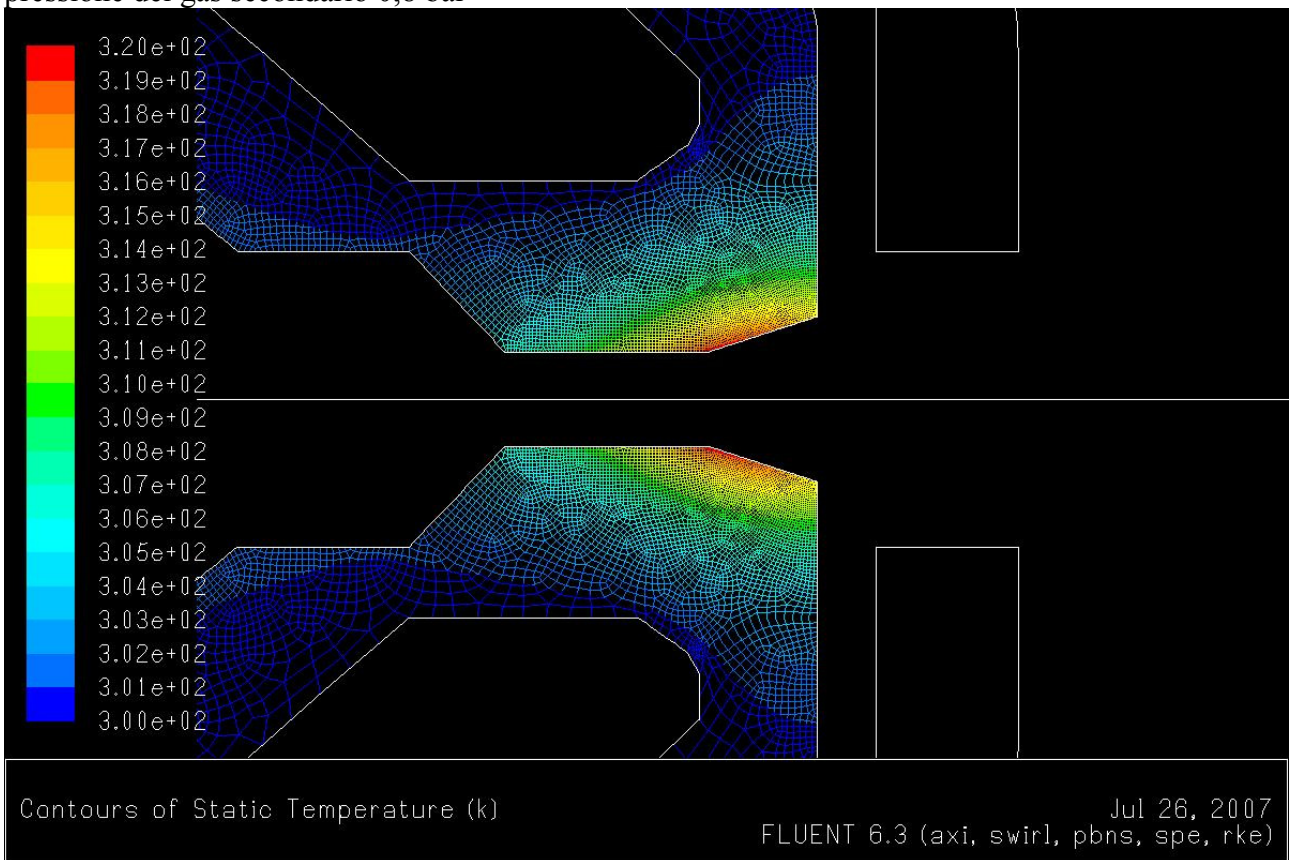


Figura 8.20: temperatura dell'ugello, foro esterno di 1,4 mm; pressione del gas primario 5,4 bar e pressione del gas secondario 0,2 bar

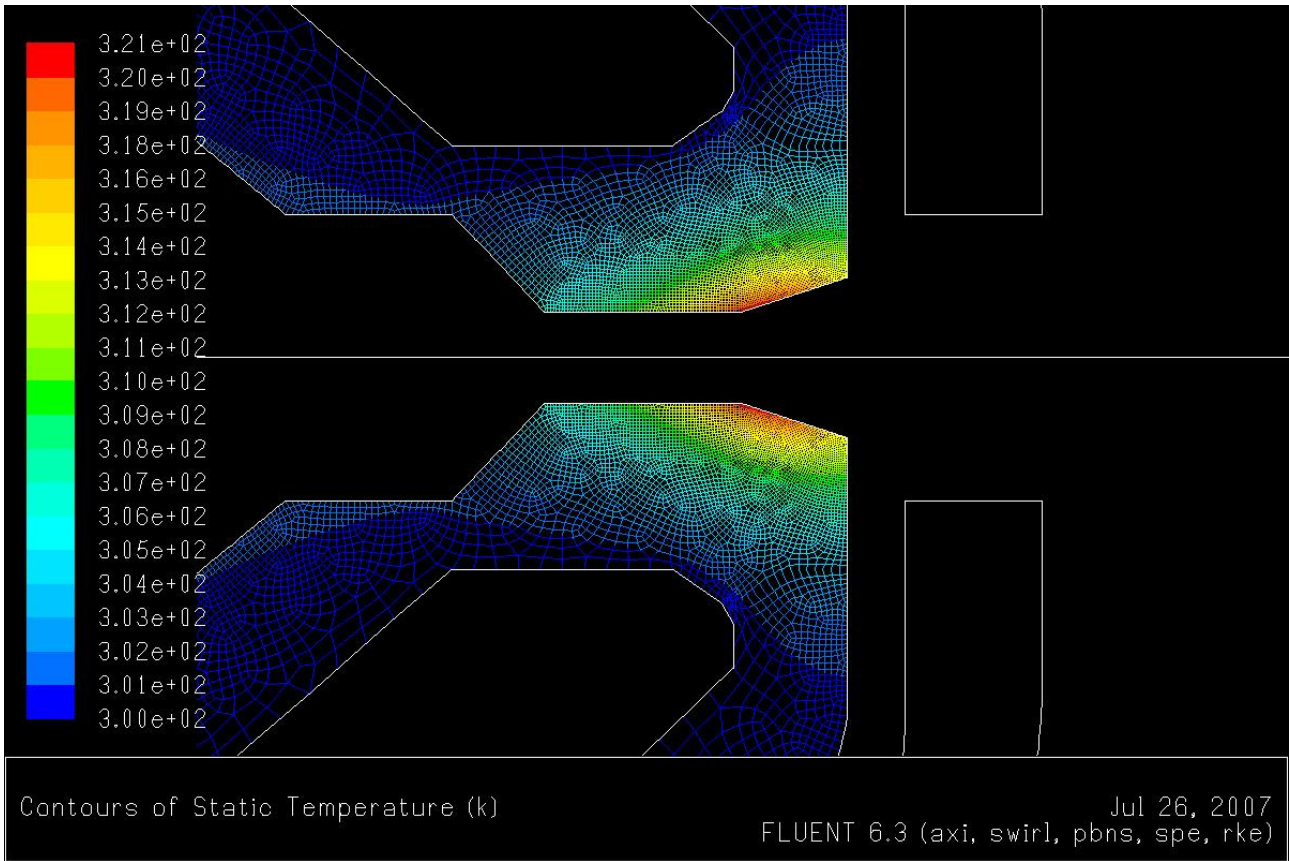


Figura 8.21: temperatura dell'ugello, foro esterno di 1,4 mm; pressione del gas primario 5,4 bar e pressione del gas secondario 0,4 bar

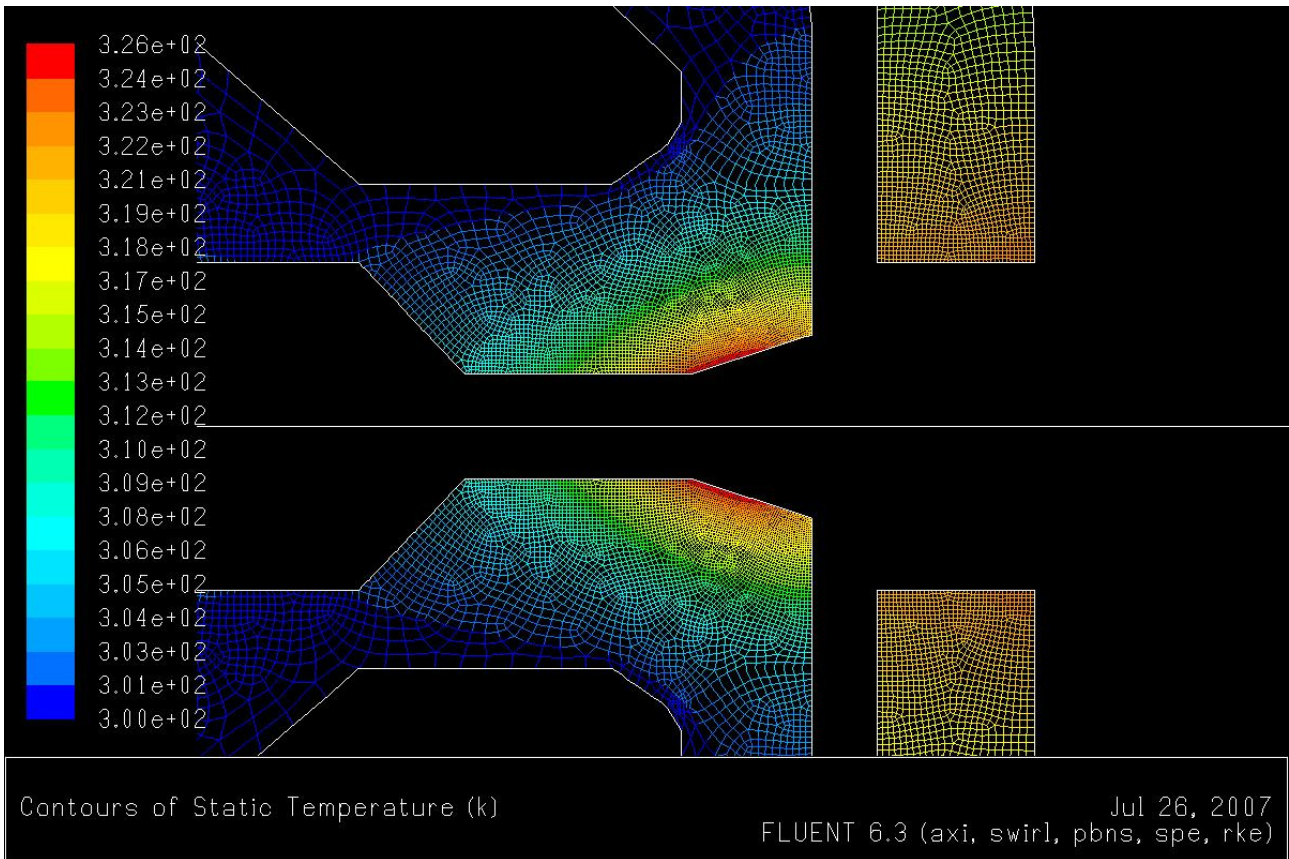


Figura 8.22: temperatura dell'ugello, foro esterno di 1,4 mm; pressione del gas primario 5,4 bar e pressione del gas secondario 0,8 bar

Le immagini mettono in evidenza come la zona più calda dell'ugello non sia più nella parte più esterna, ma si è spostata nella zona iniziale del *long-life* conico, inoltre i risultati numerici mostrano che si è avuto un ulteriore abbassamento della temperatura massima del componente.

Riassumendo i valori in una tabella:

Diametro foro esterno	Pressione primario/ Pressione secondario [bar]	Temperatura ugello [K]	Velocità [m/s]
1,3	5.4 / 0.2	329	7700
1,3	5.4 / 0.8	334	8160
1,4	5.4 / 0.2	320	8080
1,4	5.4 / 0.4	321	8060
1,4	5.4 / 0.8	326	7490

La tabella mostra come con una geometria di *long-life* conica l'ugello raggiunge una temperatura massima inferiore rispetto ad una geometria tradizionale, inoltre si può vedere come le grandezze studiate siano meno influenzate dai parametri operativi rispetto al caso della geometria tradizionale.

Grazie all'approccio di indagine che analizza congiuntamente un gran numero di diverse geometrie e condizioni operative via simulazione numerica e risultati sperimentali ottenibili su un numero limitato di consumabili prototipali, sono stato in grado di selezionare geometria dei consumabili e condizioni operative ottimali, risolvendo i problemi residui sul taglio di mild steel di piccolo spessore. Dai risultati numerici si è deciso di ridurre la portata di gas secondario andando a ridurre il numero di fori nel diffusore di secondario, si preferiva lasciare la pressione di secondario invariata per permettere alle valvole di regolazione di lavorare nel *range* di ottimo. Si è aumentata la pressione del gas primario e si è adottata una geometria dell'ugello con *long-life* conico.

Le simulazioni effettuate hanno anche portato allo studio dei vettori di velocità per verificare che la nuova geometria non introducesse fenomeni di turbolenza o zone di ristagno.

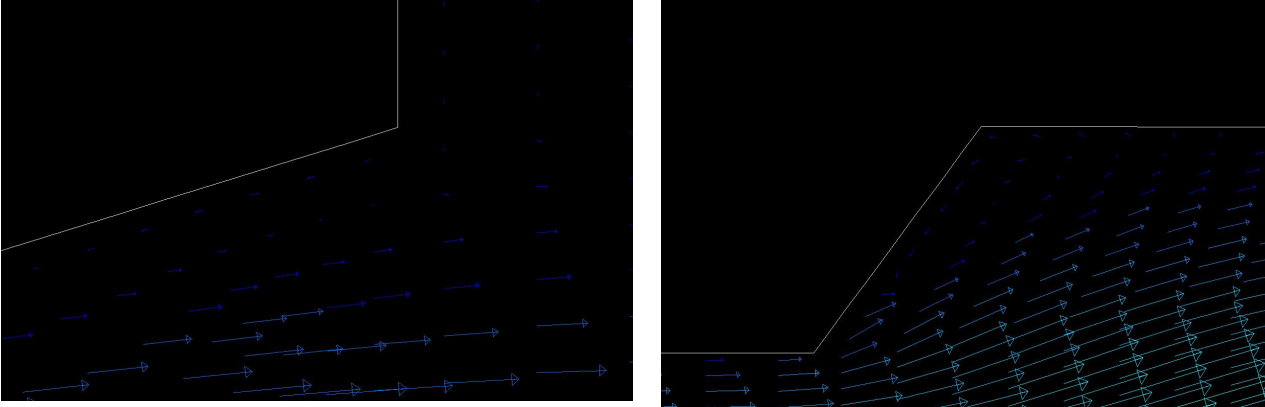


Figura 8.23: vettori di velocità nella zona del *long-life*

Le due immagini sono lo zoom del *long-life* dell'ugello; si vede come con un *long-life* tradizionale si crei un vortice di ristagno che porta ad un minore scambio termico tra ugello e gas. In quel punto il fluido si riscalda maggiormente e quindi si viene a perdere quello strato di fluido freddo che mantiene coerente e distaccato il getto di plasma. Nel *long-life* conico non si ha questo ristagno e quindi l'ugello ha una temperatura minore. L'analisi di diverse geometrie e diverse condizioni operative ha portato a prevedere che per migliorare il taglio di piccoli spessori di *mild steel* è opportuno utilizzare un *long-life* conico, ridurre la portata in massa di gas di secondario ed aumentare quella di gas primario. Questo approccio alla soluzione dei problemi ha permesso di intuire la strada da percorrere fornendo una geometria e delle condizioni operative valide per il taglio di piccoli spessori. In questo modo il numero di prove sperimentali è stato notevolmente ridotto portando così ad un grande risparmio di tempo e di denaro per lo sviluppo di un ottimo prodotto.

CAPITOLO 9

ANALISI dell'USURA del CATODO

PARAGRAFO 9.1

DEFINIZIONE delle CONDIZIONI OPERATIVE

L'attività di ricerca che ho svolto è servita ad avere una miglior comprensione di alcuni fenomeni connessi all'attività di taglio, come l'usura dell'elettrodo; a fronte di prove sperimentali che mostravano un tasso di usura molto accentuato dopo i primi sfondamenti, si è eseguita una serie di simulazioni lato plasma per indagare possibili cause di questo fenomeno; individuando nella formazione di alcuni vortici turbolenti di fronte alla pastiglia di afnio una delle principali cause di tale andamento dell'erosione del catodo come citato nell'articolo [26]. Le simulazioni eseguite prendevano in considerazione tre diverse geometrie con diverse profondità di erosione sulla pastiglia di afnio; le condizioni operative impostate sono state:

- corrente d'arco pari a 120 A
- ugello con foro da 1,3 mm
- gas di plasma ossigeno
- gas di secondario aria

PARAGRAFO 9.2

SIMULAZIONE del CATODO ad INIZIO VITA

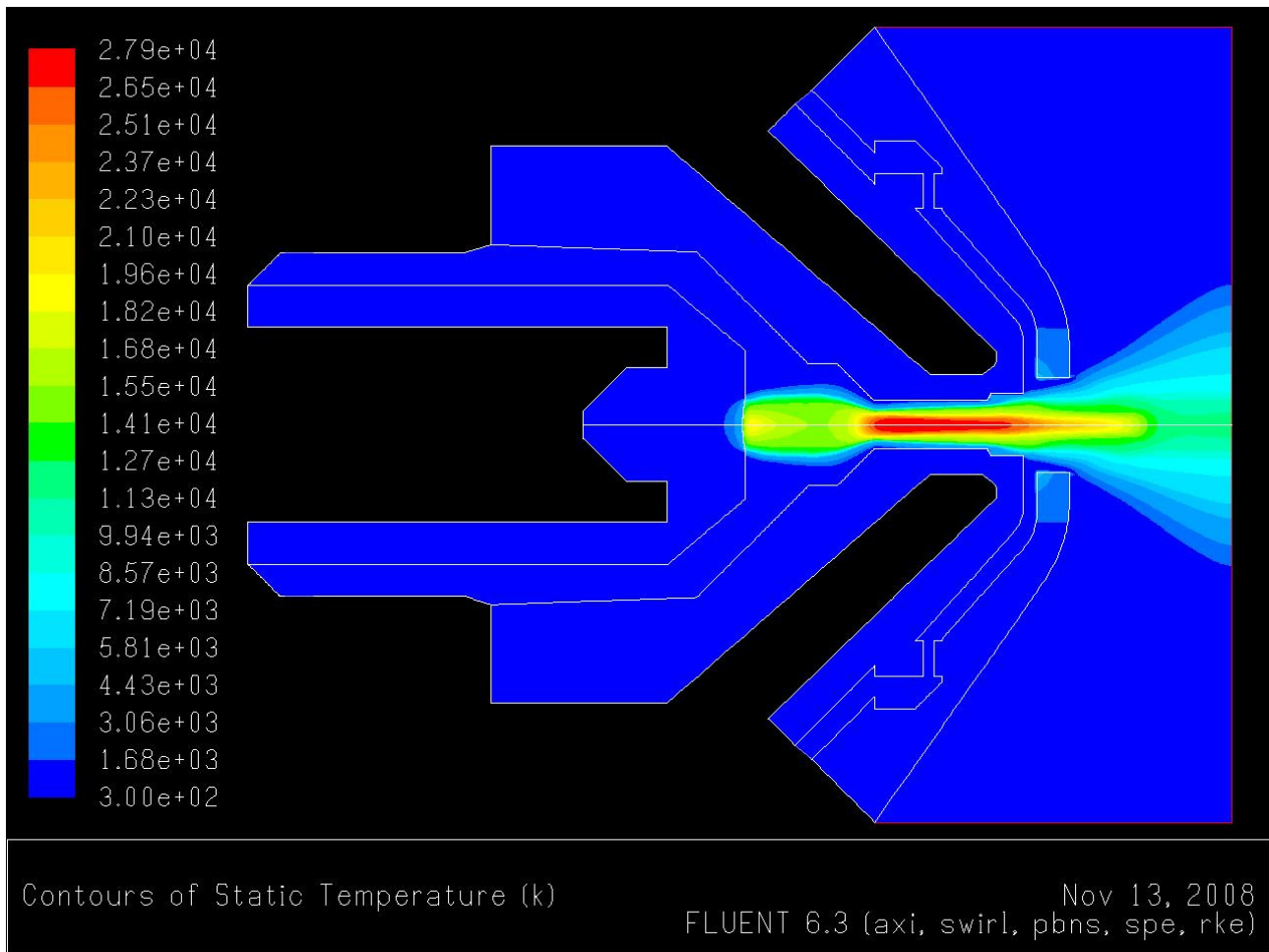


Figura 9.2: campo di temperatura ad inizio vita dell'elettrodo, profondità di erosione pari a 0,1 mm

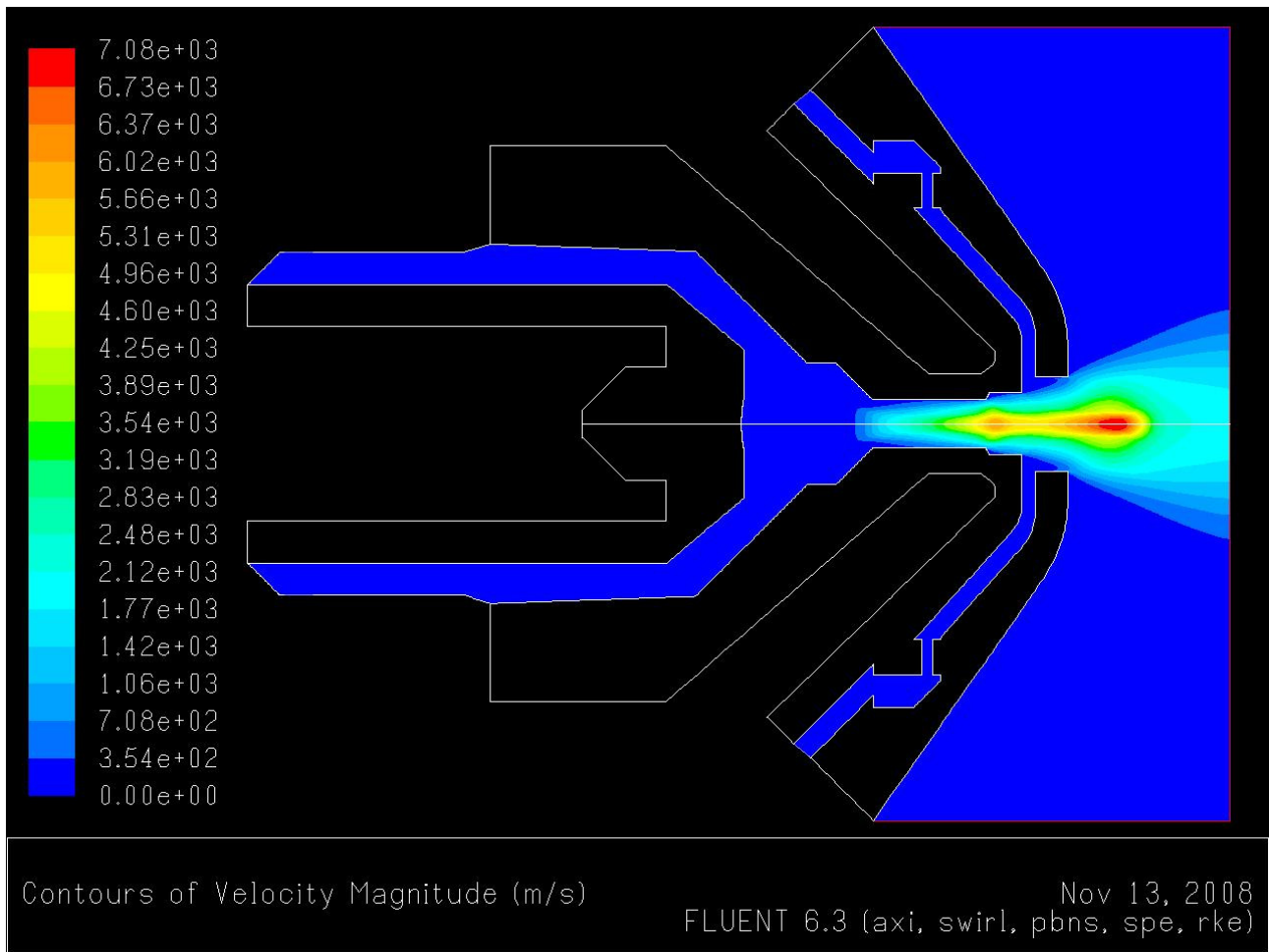


Figura 9.3: campo di velocità ad inizio vita dell'elettrodo, profondità di erosione pari a 0,1 mm

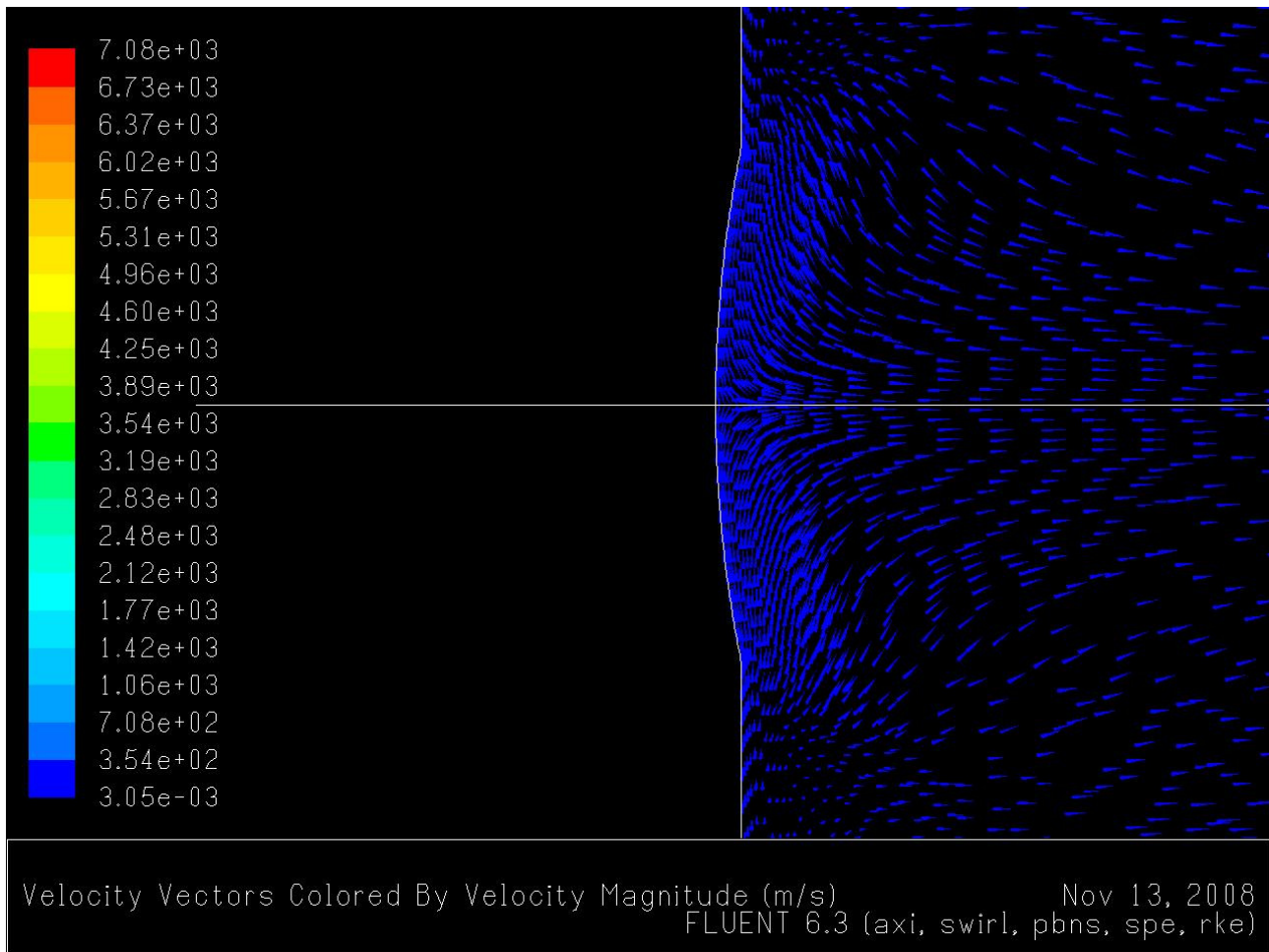


Figura 9.4: vettori di velocità ad inizio vita dell'elettrodo, profondità di erosione pari a 0,1 mm

Le figure 9.2 e 9.3 mostrano l'andamento della temperatura e della velocità nella torcia da taglio con le condizioni operative sopra descritte. In questa situazione non è presente il *long-life* conico perchè si tratta del taglio di *mild steel* di medio spessore, da 3 a 25 mm. I campi di temperatura e di velocità hanno andamenti corretti ed è la situazione che si ha in produzione. La figura 9.4 evidenzia i vettori del campo di velocità nella zona prossima alla pastiglia di afnio; il modello realizzato in questo caso prevede la presenza di uno scasso di profondità pari a 0,1 mm sull'asse sulla punta dell'elettrodo. Il modello rappresenta l'erosione presente ad inizio vita del catodo. Si può vedere come i vettori di velocità dalla parte esterna della pastiglia si dirigono verso l'asse della torcia per poi uscire verso l'ugello.

PARAGRAFO 9.3

SIMULAZIONE del CATODO a CIRCA META' VITA

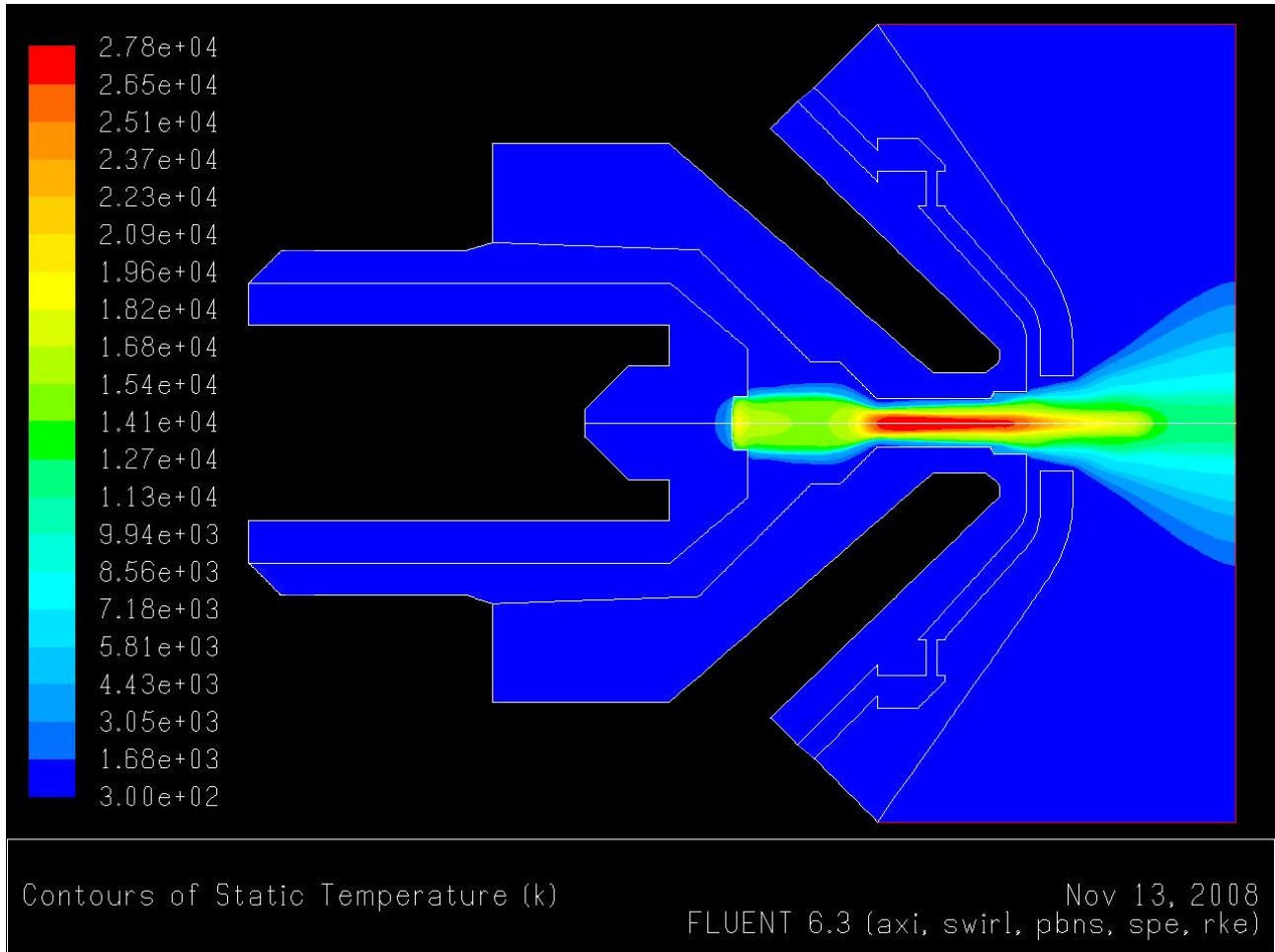


Figura 9.5: campo di temperatura a metà vita dell'elettrodo, profondità di erosione pari a 0,5 mm

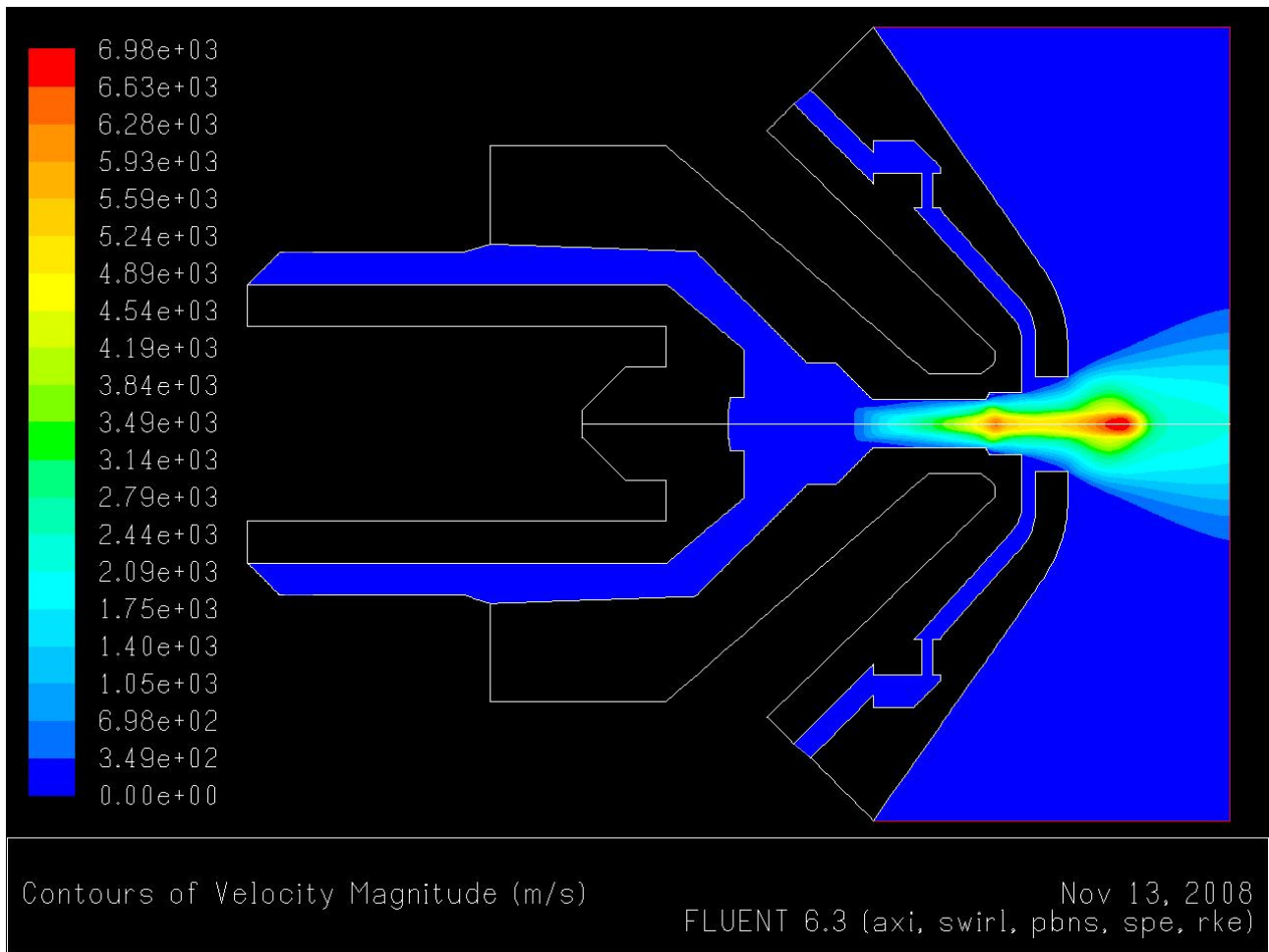


Figura 9.6: campo di velocità a metà vita dell'elettrodo, profondità di erosione pari a 0,5 mm

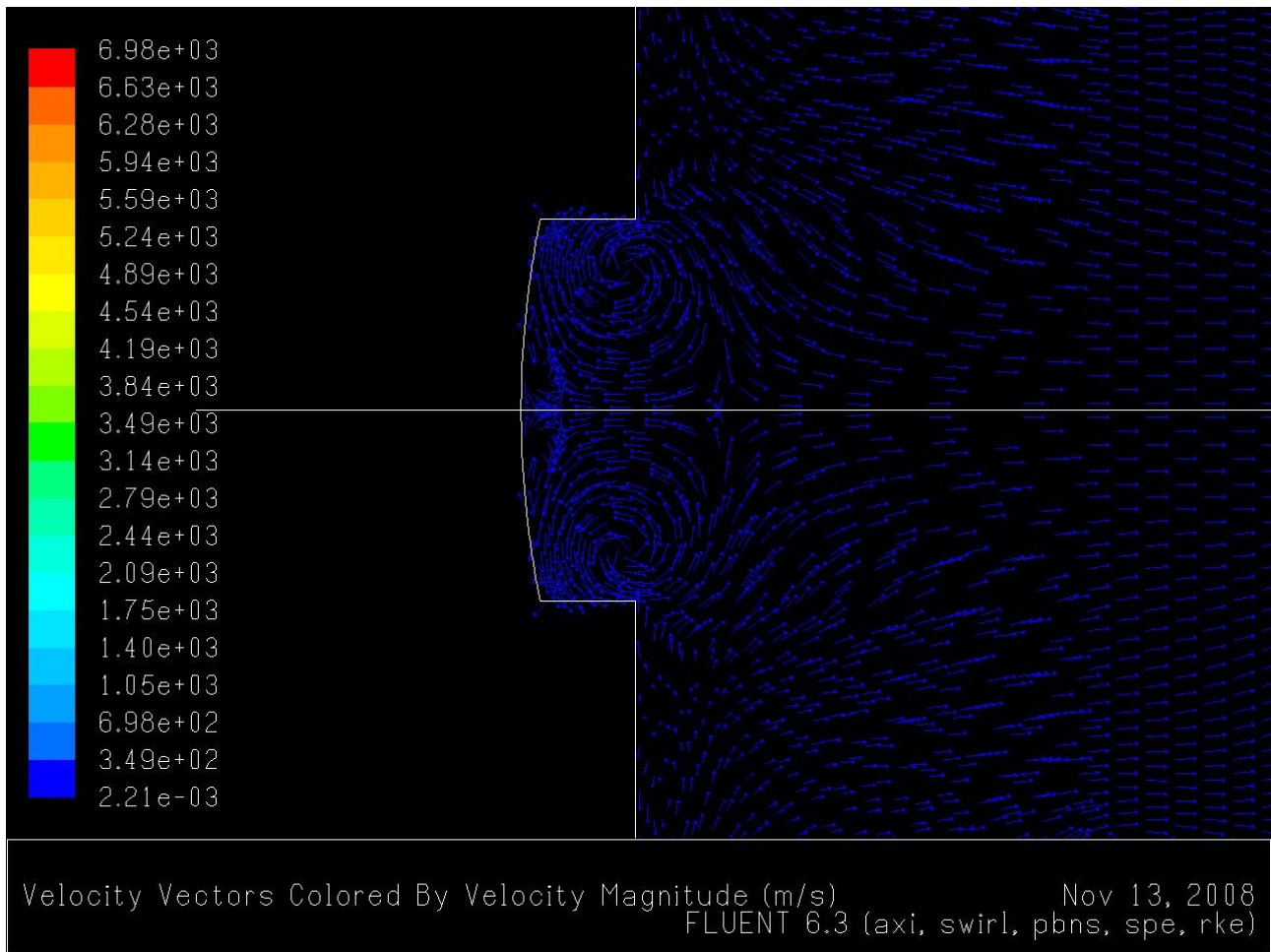


Figura 9.7: vettori di velocità a metà vita dell'elettrodo, profondità di erosione pari a 0,5 mm

I campi di temperatura e velocità non subiscono grosse variazioni, ma si vede come con un'erosione più accentuata della pastiglia di afnio i vettori di velocità subiscono un cambiamento; ai lati della pastiglia si formano dei vortici turbolenti con rotazione oraria nella parte superiore e antioraria nella parte inferiore. Il fluido dallo spigolo esterno della pastiglia di afnio si dirige verso l'asse della torcia e poi si divide in due flussi, uno esce verso l'ugello e l'altro invece ritorna verso la pastiglia di afnio.

Il modello rappresentato in queste ultime tre figure simula l'usura che si ha a metà della vita stimata per l'elettrodo.

PARAGRAFO 9.4

SIMULAZIONE del CATODO a FINE VITA

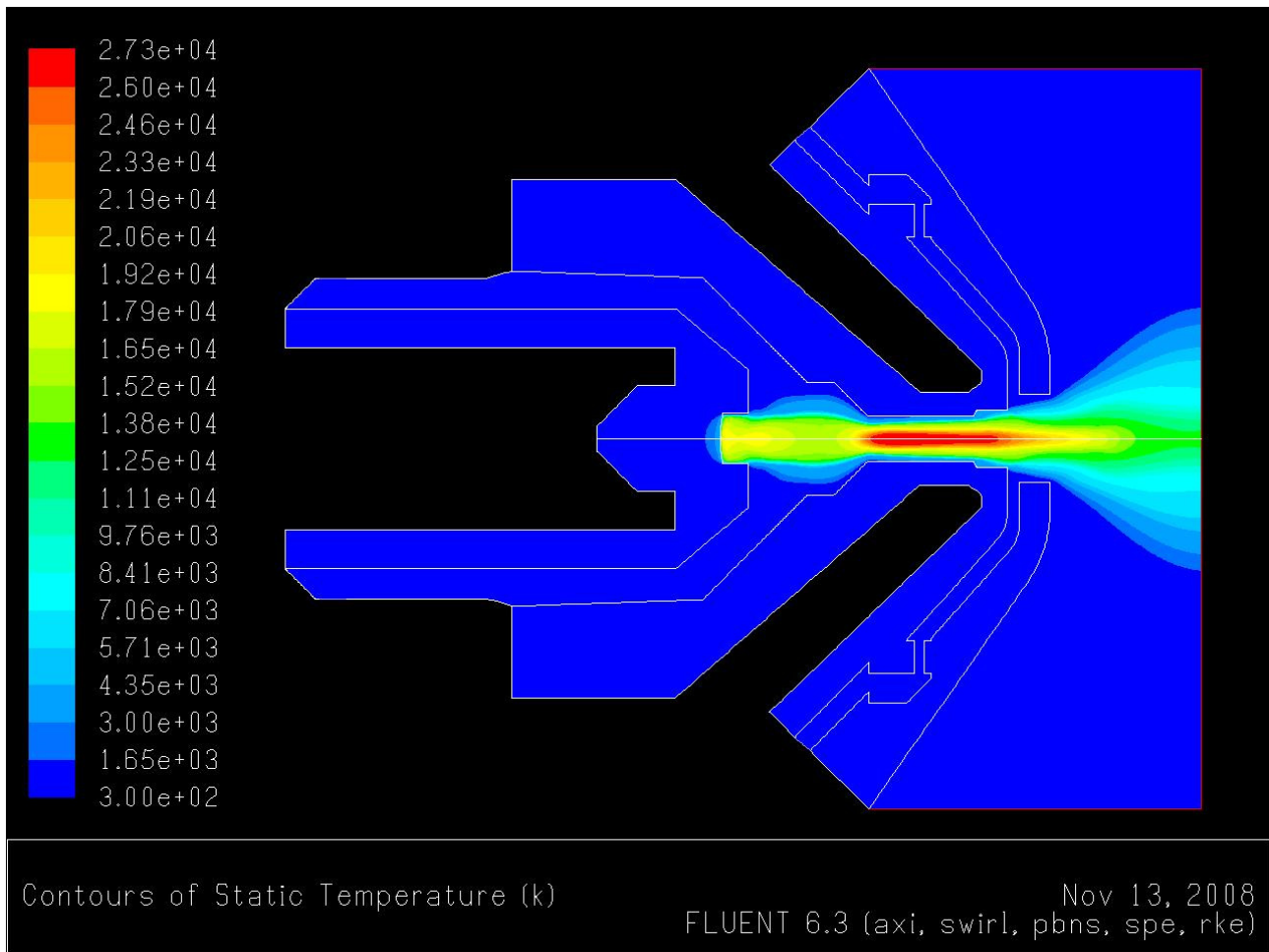


Figura 9.8: campo di temperatura a fine vita dell'elettrodo, profondità di erosione pari a 1 mm

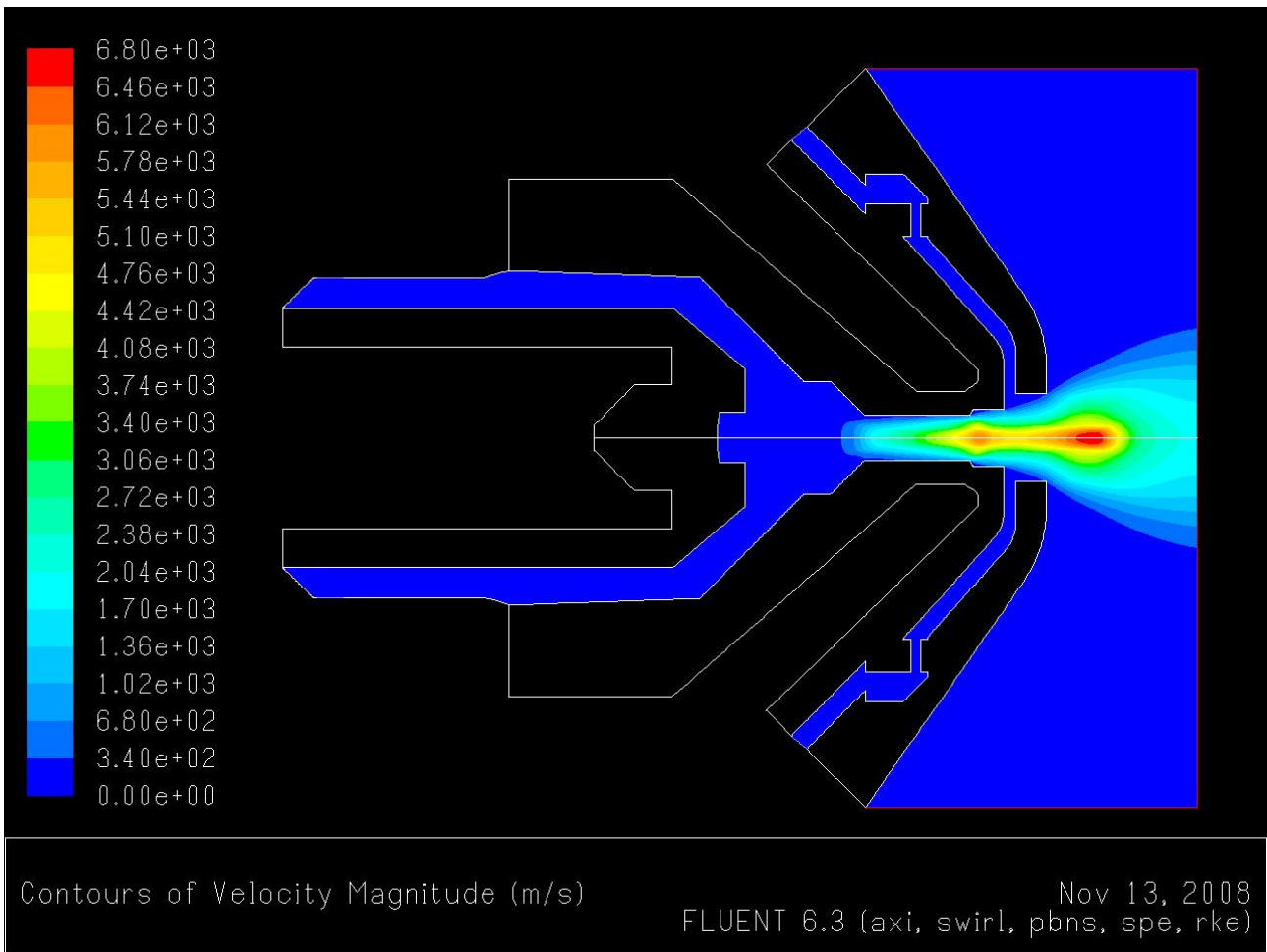


Figura 9.9: campo di velocità a fine vita dell'elettrodo, profondità di erosione pari a 1 mm

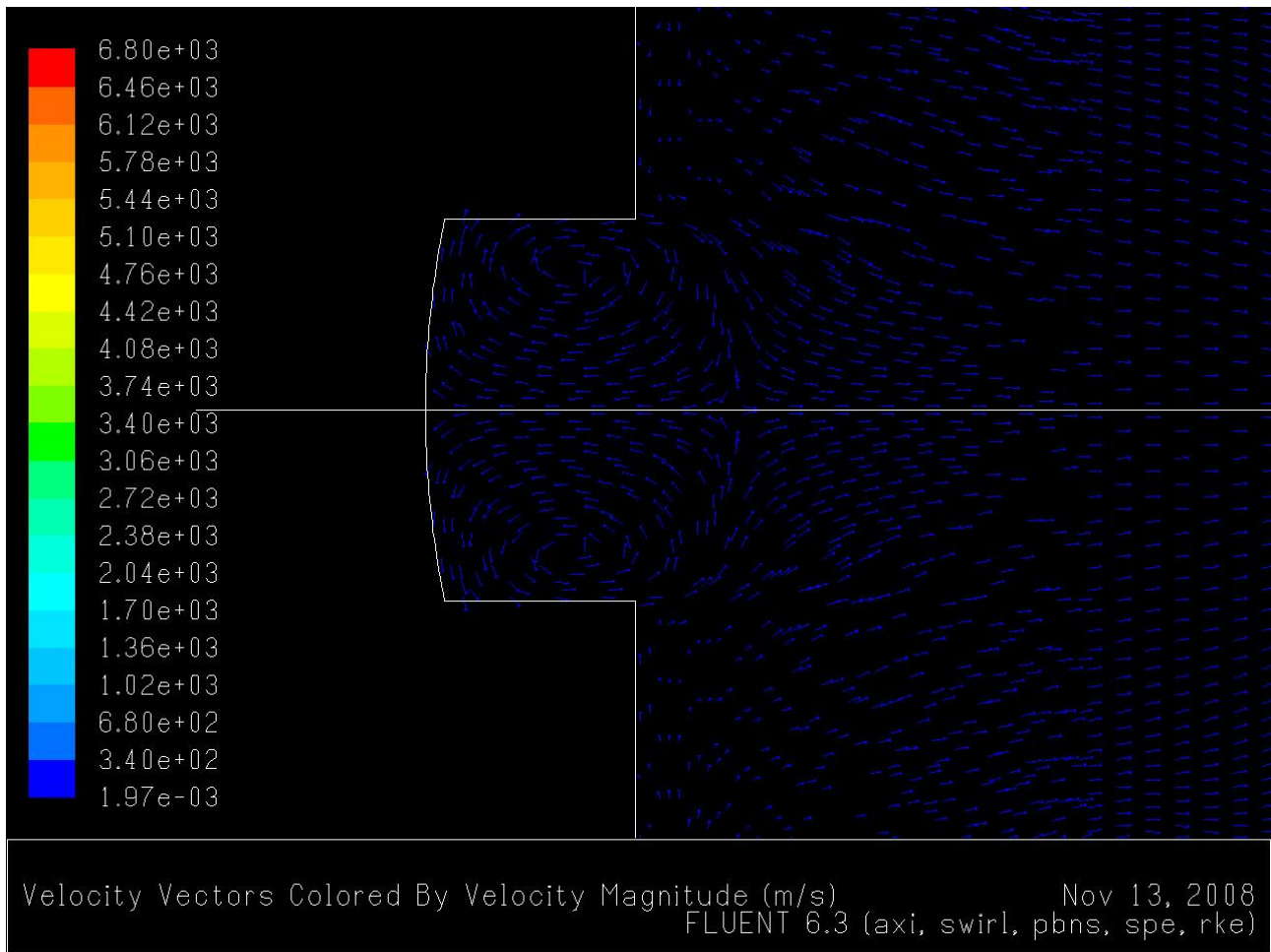


Figura 9.10: vettori di velocità a fine vita dell'elettrodo, profondità di erosione pari a 1 mm

Le ultime tre figure riguardano la fine vita dell'ugello, la profondità dell'erosione sull'elettrodo è di 1 mm. I campi di temperatura e velocità non differiscono molto dalla condizione ottimale di taglio, ma i vettori di velocità mostrano un accentuarsi del fenomeno turbolento sulla punta dell'elettrodo. Nella figura 9.10 si vede meglio come il fluido dallo spigolo esterno della pastiglia di afnio si dirige verso l'asse della torcia per poi suddividersi in due flussi, uno che va verso l'uscita e quindi verso l'ugello, l'altro che va verso l'interno della pastiglia di afnio.

I risultati numerici spiegano l'andamento riscontrato nelle prove sperimentali. Utilizzando un comparatore si è misurato, dopo un numero determinato di sfondamenti, la profondità dell'erosione presente sulla pastiglia di afnio. Dopo i primi sfondamenti si è visto che la profondità aumentava velocemente, poi con il procedere della vita dell'elettrodo l'avanzamento della

profondità diminuiva. Questo significa che ad inizio vita dell'elettrodo la velocità di erosione della pastiglia di afnio è maggiore che a metà vita.

Le simulazioni mostrano, ad inizio vita, la presenza di vortici turbolenti che favoriscono l'espulsione delle particelle di afnio fuso che si distaccano dalla pastiglia nella fase di taglio. All'aumentare della profondità dell'erosione e quindi all'aumentare dell'usura stessa, la formazione dei vortici turbolenti limita l'espulsione delle particelle. Le particelle di afnio si trovano una corrente fluidodinamica diretta in opposizione al loro moto, il numero delle stesse che tende a fuoriuscire è inferiore rispetto alla situazione di inizio vita. Le simulazioni numeriche hanno trovato un motivo fisico al fenomeno riscontrato nelle prove sperimentali e che rimaneva non del tutto chiaro. La spiegazione che deriva dai risultati numerici ben si adatta ai risultati sperimentali fornendo una corretta ed esaustiva spiegazione del fenomeno.

CAPITOLO 10

ANALISI del TAGLIO di MATERIALI METALLICI di GROSSO SPESSORE

PARAGRAFO 10.1

DEFINIZIONE della GEOMETRIA e delle CONDIZIONI OPERATIVE

Nell'ambito della tesi di laurea specialistica ho trattato lo sviluppo della torcia CP 250 G da utilizzare con il generatore Cebora per l'erogazione di correnti fino a 250 A in modo da avere un prototipo di torcia funzionante in un campo di corrente non ancora coperto dai prodotti Cebora. Durante lo svolgimento del dottorato di ricerca ho proseguito questo studio avendo a disposizione i risultati sperimentali sul generatore PLASMA PROF 264 HQC nel frattempo realizzato da Cebora. Seguendo le indicazioni ricavate dalla mia tesi di laurea specialistica sono stati progettati e realizzati i componenti per la torcia CP 250 G in modo da poterla utilizzare con simili correnti.

Per l'industrializzazione della torcia sono state fatte le simulazioni con corrente d'arco pari a 250 A per capire come ottimizzare la fase più critica del processo: la procedura di sfondamento da fermo di grossi spessori (maggiori di 25 mm). Il tempo impiegato per questa fase è superiore rispetto a quello impiegato per i piccoli spessori perchè la quantità di metallo da sciogliere per poter avere un foro completo è maggiore. Nella fase iniziale il materiale metallico fuso non può fuoriuscire verso il basso e tende quindi ad essere spruzzato verso l'alto; con l'avanzamento del foro lungo lo spessore gli schizzi di metallo fuso vengono diretti in maniera sempre più pericolosa verso le parti delicate della testina della torcia. I componenti usurabili possono risultare irreversibilmente danneggiati da questo tipo di situazioni, che vanno quindi opportunamente governate o evitate.

Questa situazione esiste per tutte le torce che operano ad elevate correnti così sono state valutate le soluzioni al problema delle ditte presenti sul mercato. *Hyperterm* ha brevettato il sistema *impinging* di cui ho già parlato nei paragrafi precedenti; la presenza di fori sullo *shield* permette di ottenere un flusso di gas, che devia la traiettoria delle particelle di metallo fuso dirette verso la testina della torcia. Nel caso di Cebora ho supportato per via simulativa l'ipotesi di inserire un terzo canale di gas di processo, aggiuntivo a quello di plasma e a quello di secondario, che permetta di utilizzare tale fluido per migliorare la refrigerazione dello *shield* e per deviare gli schizzi di materiale fuso e proteggere così i componenti della torcia. La presenza di questo canale evita i fori sullo *shield*, soluzione non utilizzabile per via del brevetto, utilizzando delle tacche di fuoriuscita sul componente più esterno della testina. Le simulazioni sono servite a comprendere come realizzare il canale del terzo gas in modo da evitare la collisione delle particelle di metallo fuso, provenienti dal *kerf*, con i componenti usurabili. Si è posto particolare interesse all'andamento fluidodinamico dei gas evitando di modellare le zone solide come anodo, catodo, ugello e *shield* in modo da rendere più rapida la convergenza dei risultati.

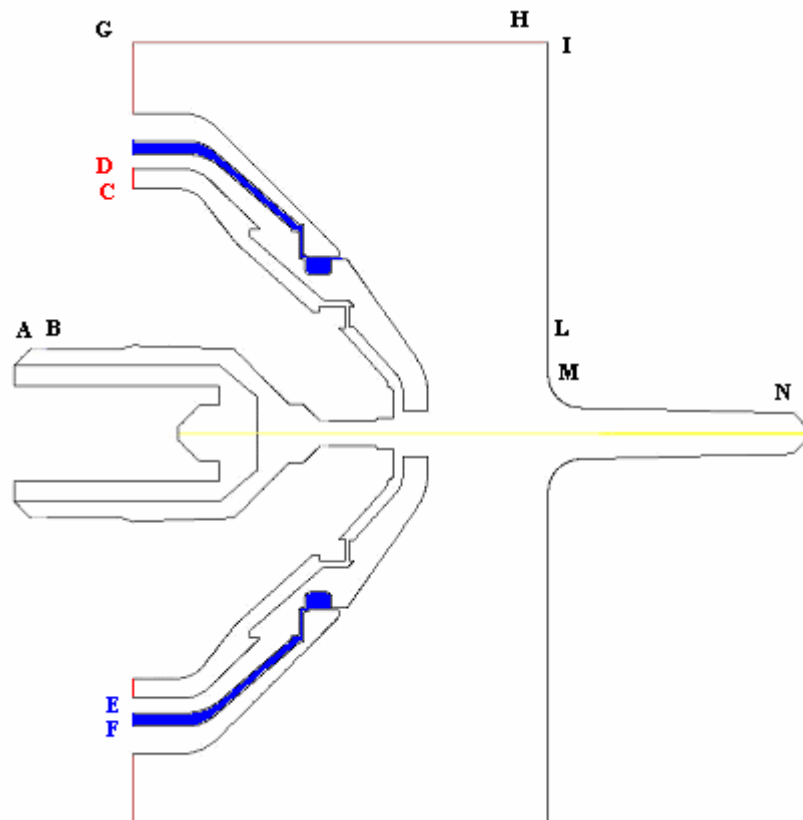


Figura 10.1: geometria realizzata per lo studio del terzo canale nella torcia CP 250 G

La figura 10.1 mostra il modello creato in *Gambit* per lo studio della geometria ipotizzata. Il modello prende in considerazione la torcia CP 250 G con la presenza del canale del terzo gas di processo.

Le condizioni al contorno impostate per la simulazione sono:

- tratto AB: zona di ingresso del gas primario (*pressure inlet*)
- tratto CD: zona di ingresso del gas secondario (*pressure inlet*)
- tratto EF: zona di ingresso del gas terziario (*pressure inlet*)
- zona evidenziata di blu: canale terziario
- tratto GH: ambiente esterno (*pressure outlet*)
- tratto IL: zona che rappresenta la lamiera di metallo da tagliare (*wall*)
- tratto MN: zona che rappresenta il *kerf* (*wall*)

Nella zona del *kerf* è stato imposto un potenziale elettrico pari a zero in modo da simulare l'attacco dell'arco plasma in quella zona. Nella geometria

modellata non si è in presenza di un foro passante, questo ci permette di studiare esattamente la situazione di interesse. Le condizioni operative impostate sono:

- corrente d'arco pari a 240 A
- ugello con foro da 1,8 mm
- gas di plasma ossigeno, pressione 550000 Pa
- gas di secondario aria, pressione 350000 Pa
- gas di terziario aria, parametrizzazione della pressione

PARAGRAFO 10.2

SIMULAZIONI del TERZO CANALE

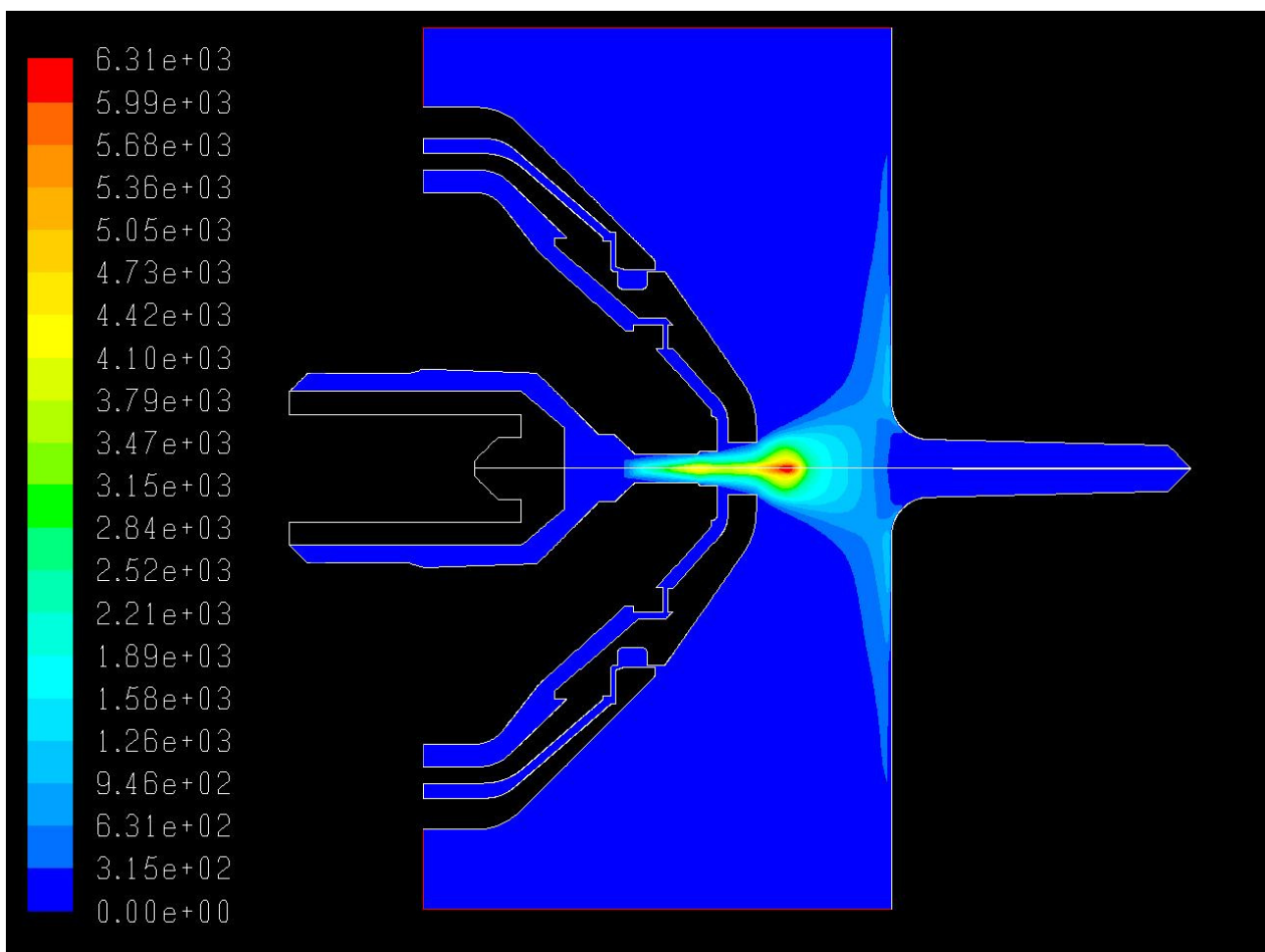


Figura 10.2: campo di velocità per la simulazione del terzo canale

La figura 10.2 mostra il campo di velocità; i risultati non evidenziano problematiche causate dalla presenza del terzo canale, la scala di valori impostata permette di valutare l'andamento del campo in generale, ma non il getto in uscita dalle tacche. Impostando un valore minore di fondo scala e ingrandendo solo la zona interessata si ottiene la figura 10.3 che mostra l'andamento del campo di velocità del terzo gas di processo.

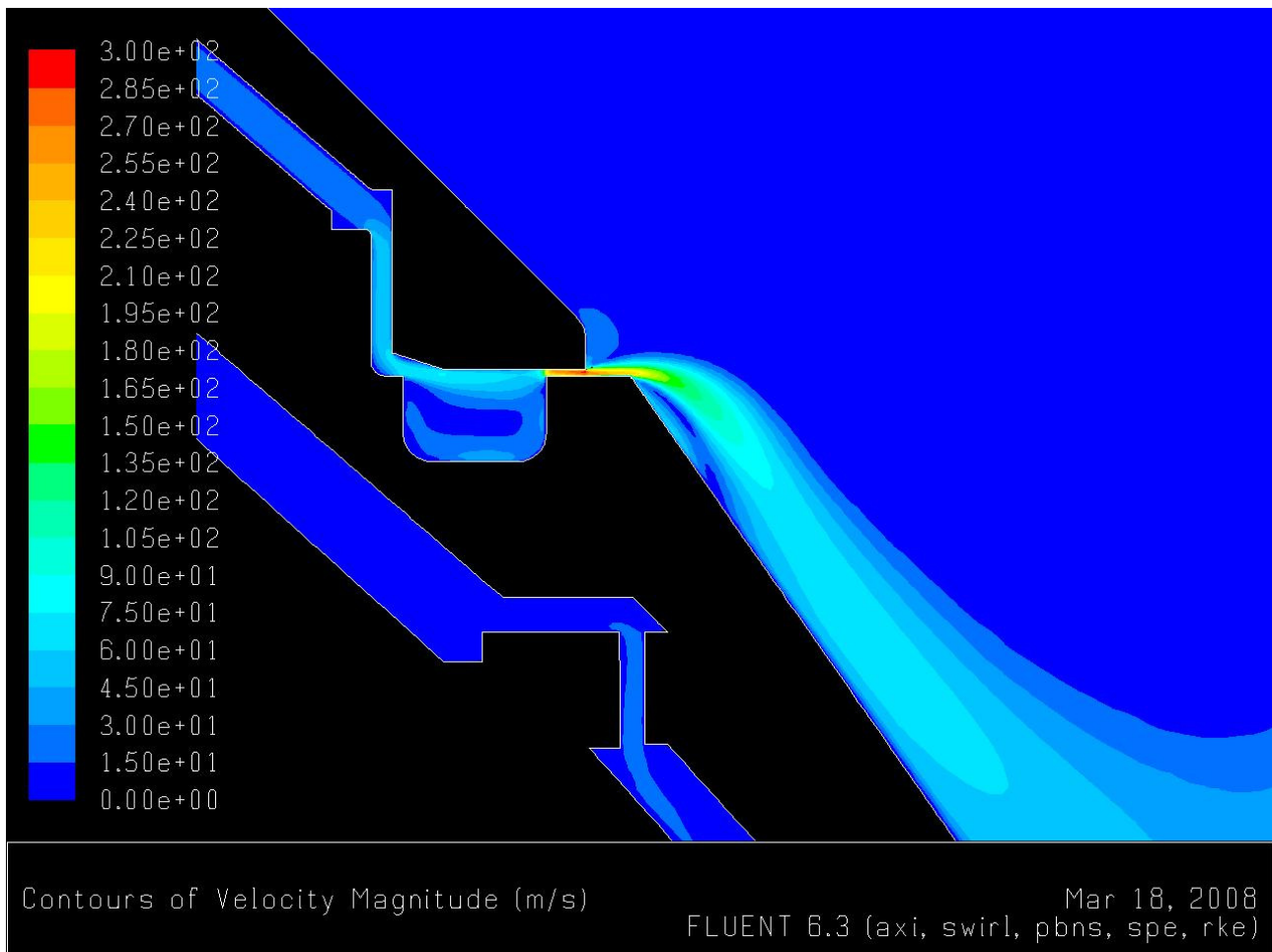


Figura 10.3: campo di velocità, *zoom* per visualizzare le tacche presenti sullo *shield* e quindi il flusso uscente dal terzo canale

Nella figura 10.3 è ingrandita la sezione finale del terzo canale; la presenza di una camera a monte delle tacche permette di uniformare la pressione prima della fuoriuscita del gas dalle stesse, la riduzione della sezione di passaggio porta un aumento della velocità del gas.

Si vede il flusso del terzo gas lambire lo *shield*, questa situazione porta al raggiungimento degli scopi per cui la geometria è stata ipotizzata, si ha un flusso di gas freddo che devia le particelle di metallo fuso e fornisce una refrigerazione ulteriore del componente; l'integrità dei componenti risulta preservata.

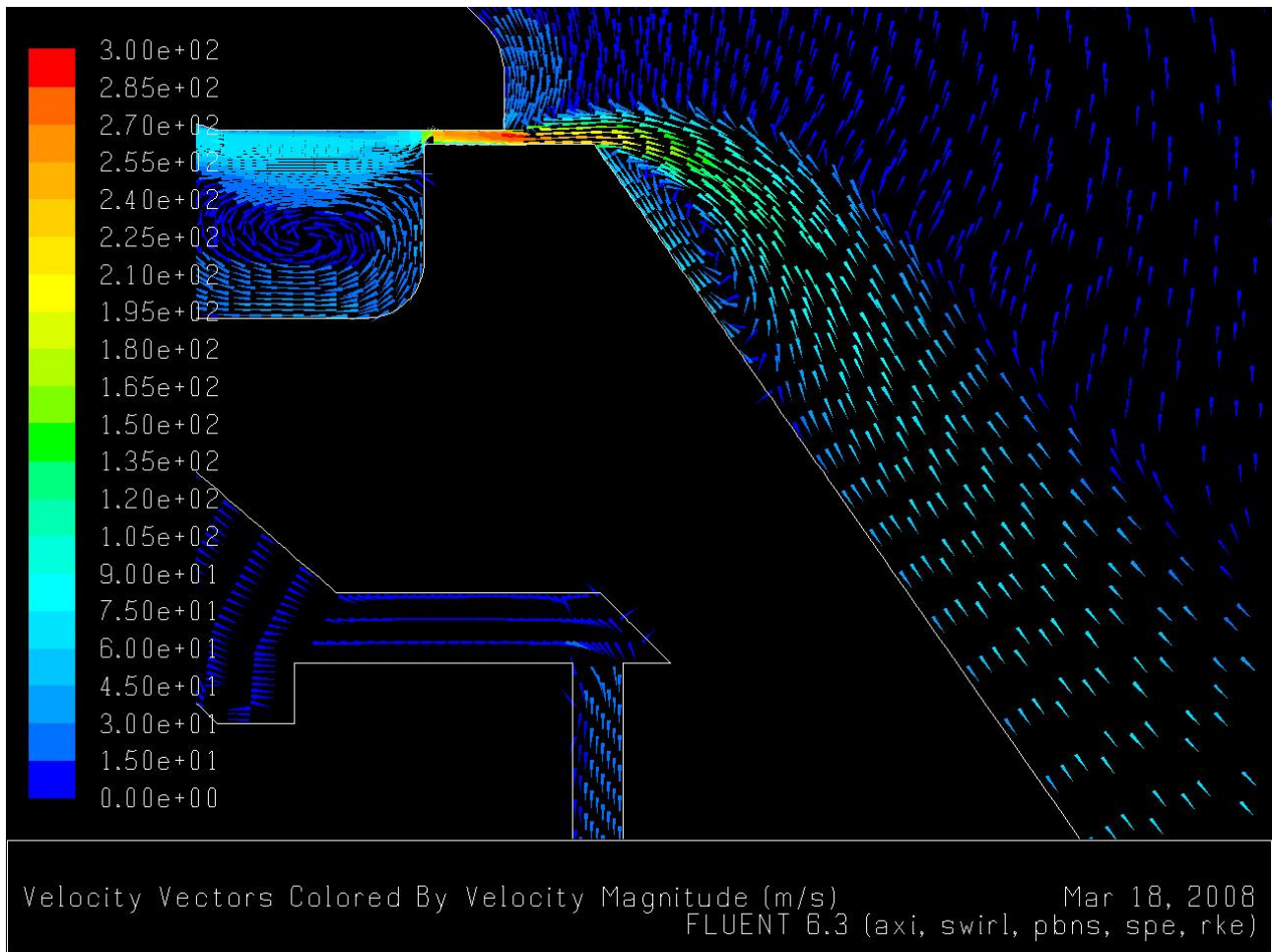


Figura 10.4: vettori di velocità.

La figura 10.4 illustra l'andamento dei vettori di velocità all'interno della camera e all'uscita delle tacche. Si vede come nella camera atta allo stabilizzare la pressione c'è un ricircolo di aria; all'uscita il gas non si disperdersi nell'ambiente, ma lambisce la superficie esterna dello *shield*.

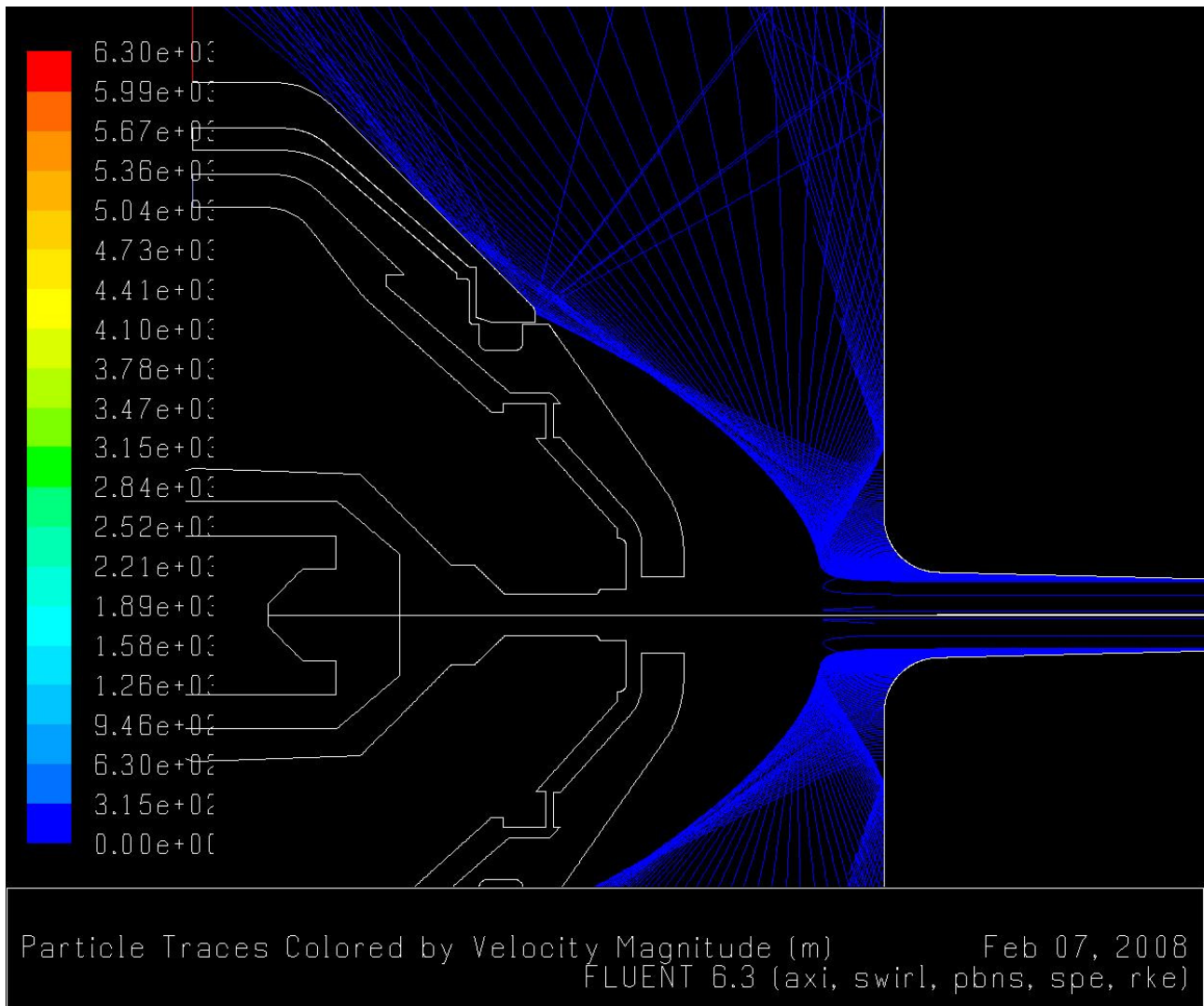


Figura 10.5: traiettoria delle particelle di metallo fuso provenienti dal kerf.

La figura 10.5 è stata realizzata simulando il distacco delle particelle di metallo fuso dal *kerf*. La simulazione è un'approssimazione della situazione reale perchè il modello non considera contemporaneamente particelle con diverso diametro e diversa velocità; la necessità di avere informazioni sul percorso di particelle con diversa velocità e diverso diametro sono state realizzate diverse simulazioni parametrizzando queste grandezze. Lo studio prevedeva la presa in esame del distacco di particelle con diverse velocità e diametro; è stata calcolata la portata di massa del terzo gas che impediva alle particelle di impattare i componenti usurabili. La figura 10.5 mostra come in questa situazione le

particelle impattano la testina della torcia, aumentando la portata di massa del terzo gas la condizione viene evitata.

PARAGRAFO 10.3

PARAMETRIZZAZIONE della PORTATA di GAS TERZIARIO

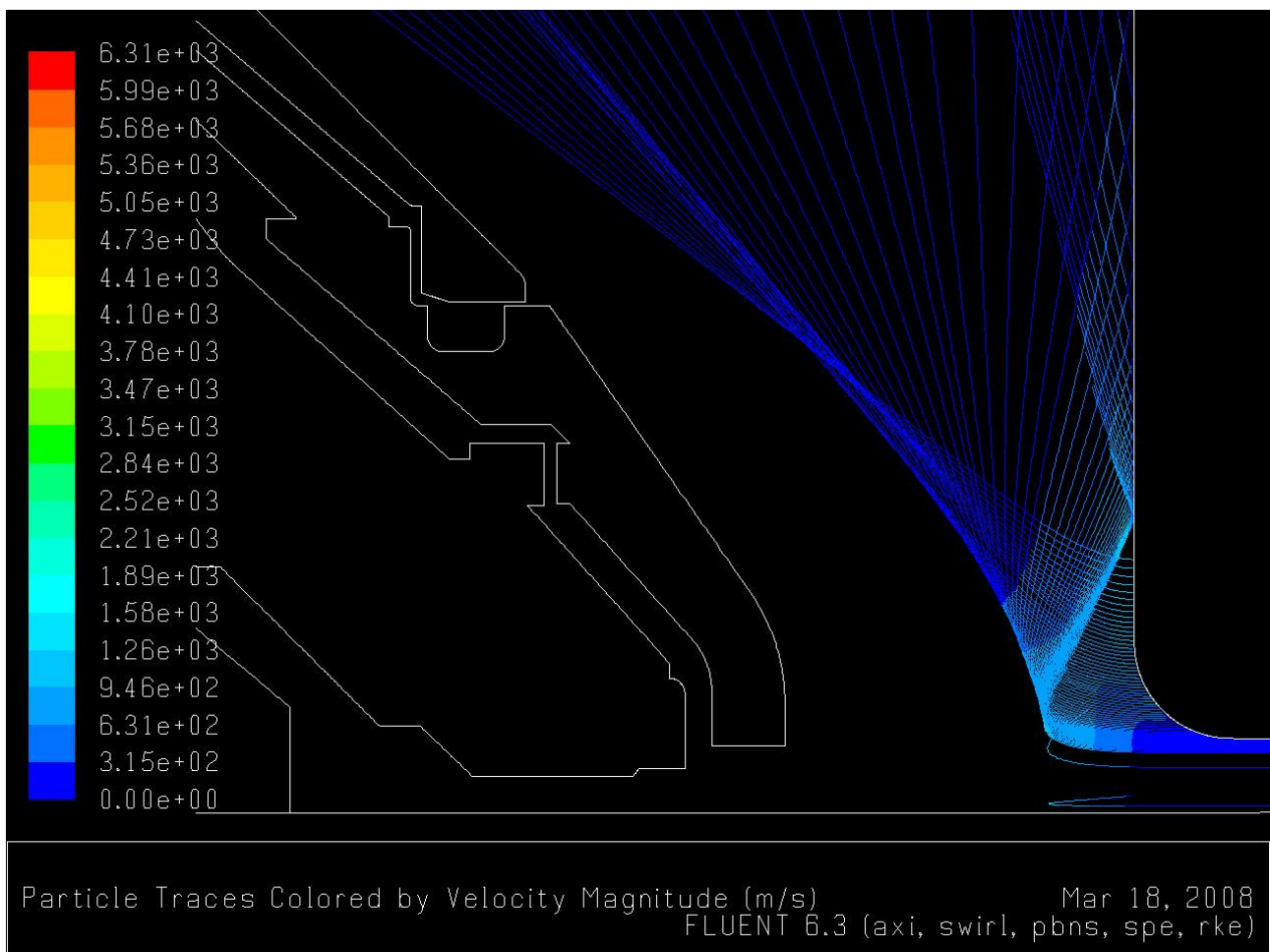


Figura 10.6: traiettoria delle particelle di metallo fuso provenienti dal kerf.

La figura 10.6 mostra come l'aumento della portata del terzo gas evita la collisione delle particelle di metallo fuso con la testina della torcia. Dalla parametrizzazione di velocità e diametro delle particelle che si distaccano dal *kerf*

è stato ricavato un grafico riassuntivo; il grafico mostra velocità e diametro critico delle particelle in funzione della portata di massa del terzo gas.

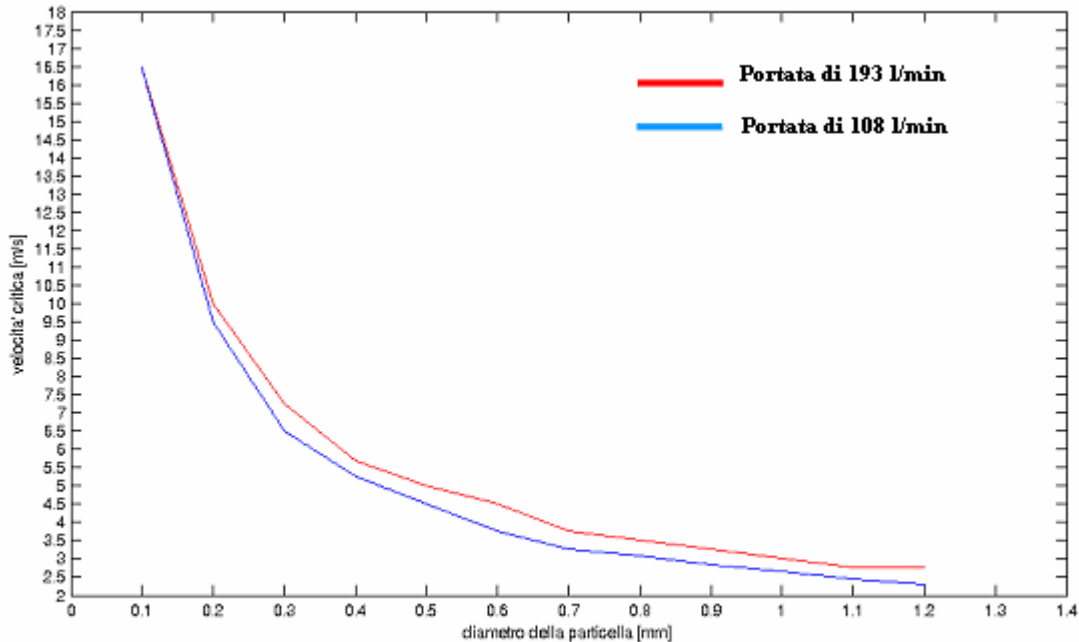


Figura 10.7: grafico della velocità critica in funzione del diametro delle particelle e della portata di gas terziario.

La velocità critica indica la velocità massima che una particella con un determinato diametro può avere per evitare l’impatto con la testina della torcia; una particella con velocità superiore alla velocità critica non viene deviata dal getto del terzo gas. All'aumentare del diametro della particella la velocità critica diminuisce e all'aumentare della portata di gas terziario la velocità critica aumenta.

L’andamento descritto sopra si spiega considerando la quantità di moto di una particella; maggiori sono il diametro e la velocità della particella, maggiore è la sua quantità di moto; la traiettoria di una particella con elevata quantità di moto non viene deviata dal getto del terzo gas. Il processo di sfondamento è stato ripreso utilizzando la telecamera ad elevata velocità, permettendo la

visualizzazione delle dimensioni delle particelle e la loro velocità, alcune esperienze simili sono descritte anche in [29]. La parametrizzazione della portata del terzo gas e la valutazione dei percorsi delle particelle di metallo fuso provenienti dal *kerf* hanno permesso di confrontare i risultati numerici con i filmati; le informazioni ricavate da questo confronto hanno permesso di determinare la portata minima di terzo gas necessaria ad evitare il danneggiamento dei componenti.

I risultati ottenuti da queste simulazioni hanno permesso di risolvere la problematica della fase di sfondamento di materiali di grosso spessore; la geometria della testina della torcia è stata definita come anche le condizioni operative per poter garantire ai componenti un'adeguata refrigerazione e una protezione dagli schizzi di metallo fuso durante la fase di sfondamento.

CAPITOLO 11

DIAGNOSTICA PNEUMATICA del SISTEMA di SFIATO

PARAGRAFO 11.1

DESCRIZIONE DELL'IMPIANTO

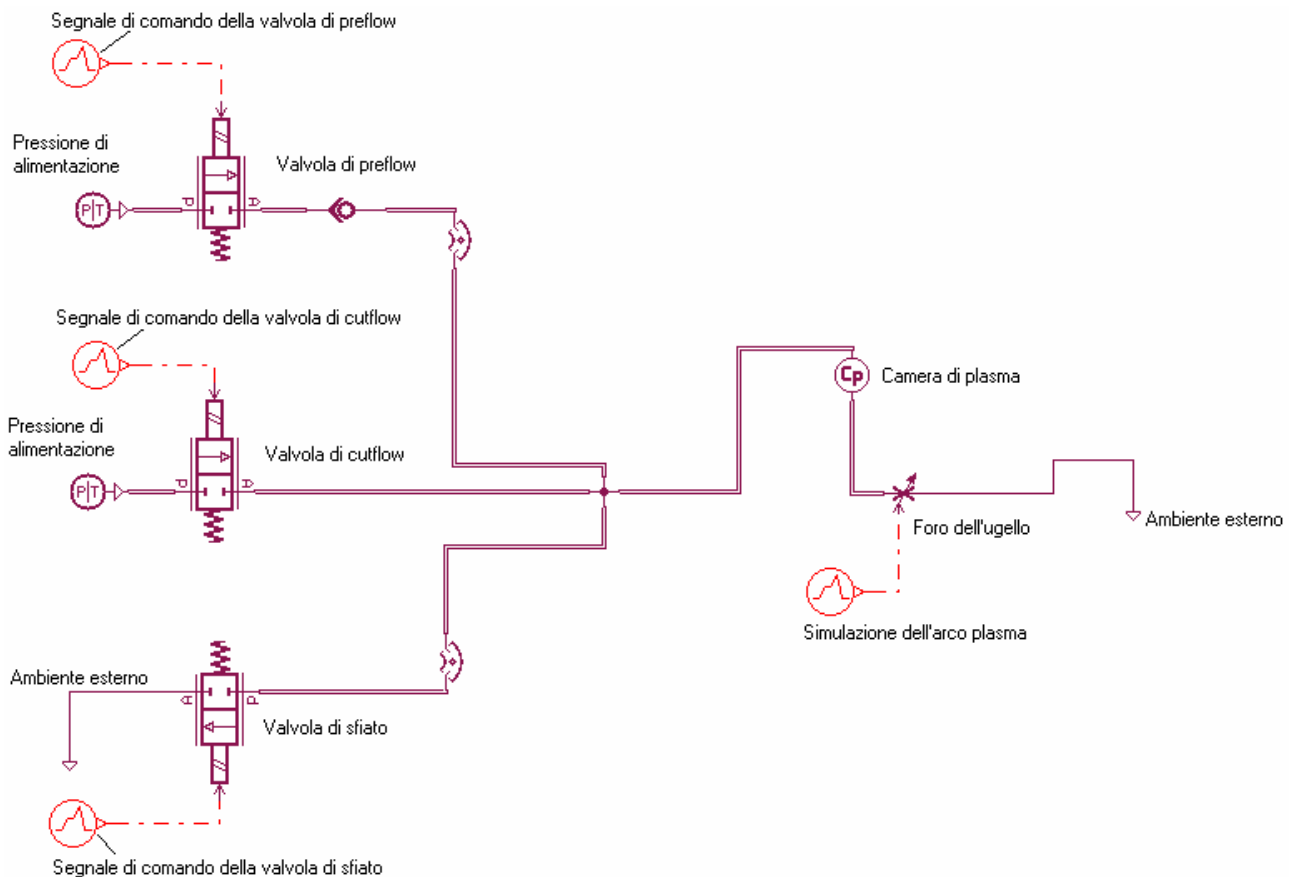


Figura 11.1: schema dell'impianto pneumatico per la simulazione del sistema di sfiato

Durante l'ottimizzazione delle torce da taglio plasma in alta definizione si è cercato di ridurre l'usura dell'elettrodo che è fortemente influenzata dalle fasi di accensione e di spegnimento dell'arco plasma. La presenza di un gas di plasma con elevata componente di *swirl* porta, per la fase di taglio, ad avere un arco stabile che garantisce buone qualità di taglio; al contrario, durante la fase di spegnimento, causa un elevato distacco di particelle dal bagno di anodo fuso presente sulla punta del catodo e di conseguenza ad un'elevata usura del

componente stesso. Nella fase di taglio è opportuno avere un gas di plasma con componente di *swirl* mentre per la fase di spegnimento dell'arco nella camera di plasma non deve essere presente; perché queste condizioni siano realizzate si è deciso di utilizzare un canale, a bassa resistenza pneumatica, che dalla camera di plasma è collegato ad una valvola. L'apertura della valvola deve essere contemporanea allo spegnimento dell'arco, in questo modo si fornisce al gas di plasma un percorso a resistenza pneumatica molto inferiore rispetto al percorso attraverso l'ugello.

Nell'ottica della caratterizzazione di quella parte dell'usura dell'elettrodo causata dallo spegnimento dell'arco, si è studiato il comportamento pneumatico del circuito di alimentazione gas della torcia in modo da valutare l'inserimento di una valvola e di un circuito, detto di sfiato, che permettessero la fuoriuscita del gas di plasma, durante la fase di spegnimento, non attraverso l'ugello, ma attraverso questo nuovo circuito, ciò nei limiti di non violazione di alcuni importanti brevetti di *Hypertherm Inc.*. Non risultando l'ambiente FLUENT idoneo a questo tipo di simulazioni si è deciso di utilizzare un *software* a parametri concentrati, AMESIM, che permettesse di modellare i singoli componenti attraverso la loro funzione di trasferimento e non suddividere la geometria in celle. La modellazione avviene assegnando al componente le grandezze caratteristiche, senza disegnare la geometria reale, dalle quali si ricava la funzione che ne descrive il comportamento pneumatico in base alle condizioni operative. Il modello rappresentato in figura 11.1 va inteso come lo schema pneumatico del circuito e l'assegnazione delle dimensioni caratteristiche dei componenti porta ad ottenere un modello fedele alla realtà; vengono definite le proprietà fluidodinamiche del gas operativo in modo da avere tutte le informazioni necessarie alla risoluzione del problema.

Le condizioni operative sono:

- pressione di *preflow* 2,4 bar

- pressione di *cutflow* 5,4 bar
- i tubi di collegamento dalle valvole al nodo di raccordo hanno diametro pari a 4mm
- il tubo di collegamento dal nodo di raccordo alla camera di plasma CP ha un diametro di 5mm
- la camera di plasma CP ha un volume pari a 900 mm³
- la sezione di passaggio attraverso l'ugello è pari a 1,33 mm²
- il diametro delle elettrovalvole è pari a 4 mm

PARAGRAFO 11.2

DESCRIZIONE delle FASI di FUNZIONAMENTO

L'impianto è composto da tre elettrovalvole la cui apertura è pilotata dal microcontrollore presente all'interno del generatore plasma. La prima è la valvola di *preflow*, il comando di apertura viene dato quando il CNC fornisce al generatore il segnale di *start* e si chiude dopo 500 ms

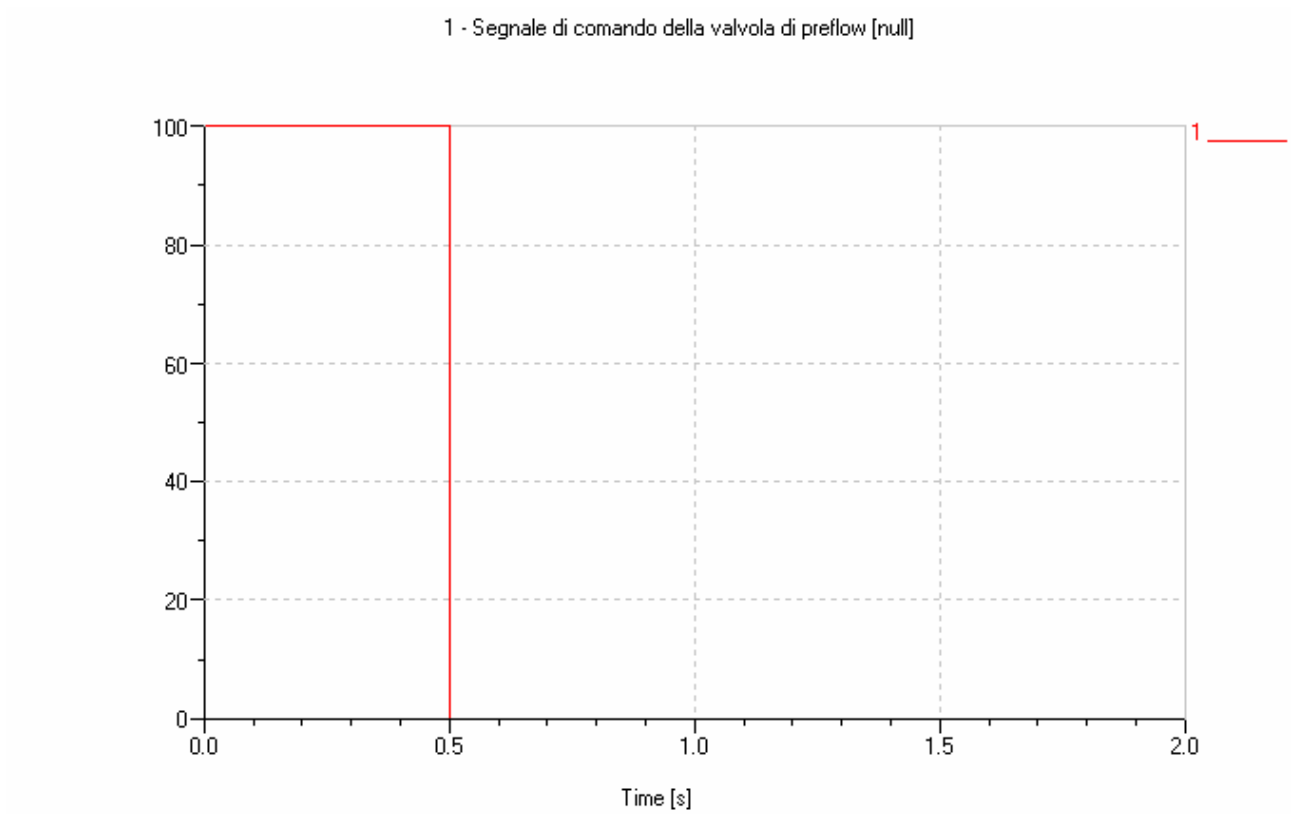


Figura 11.2: segnale di controllo della valvola di *preflow*

La figura 11.2 mostra il segnale di controllo della valvola di *preflow*, l'istante 0 è l'istante in cui il CNC fornisce il segnale di inizio procedura di taglio. La seconda valvola è quella di *cutflow*, si apre 480 ms dopo che è stato dato il segnale di *start*; rimane aperta fino a quando non viene inviato il segnale di fine taglio da parte del CNC.

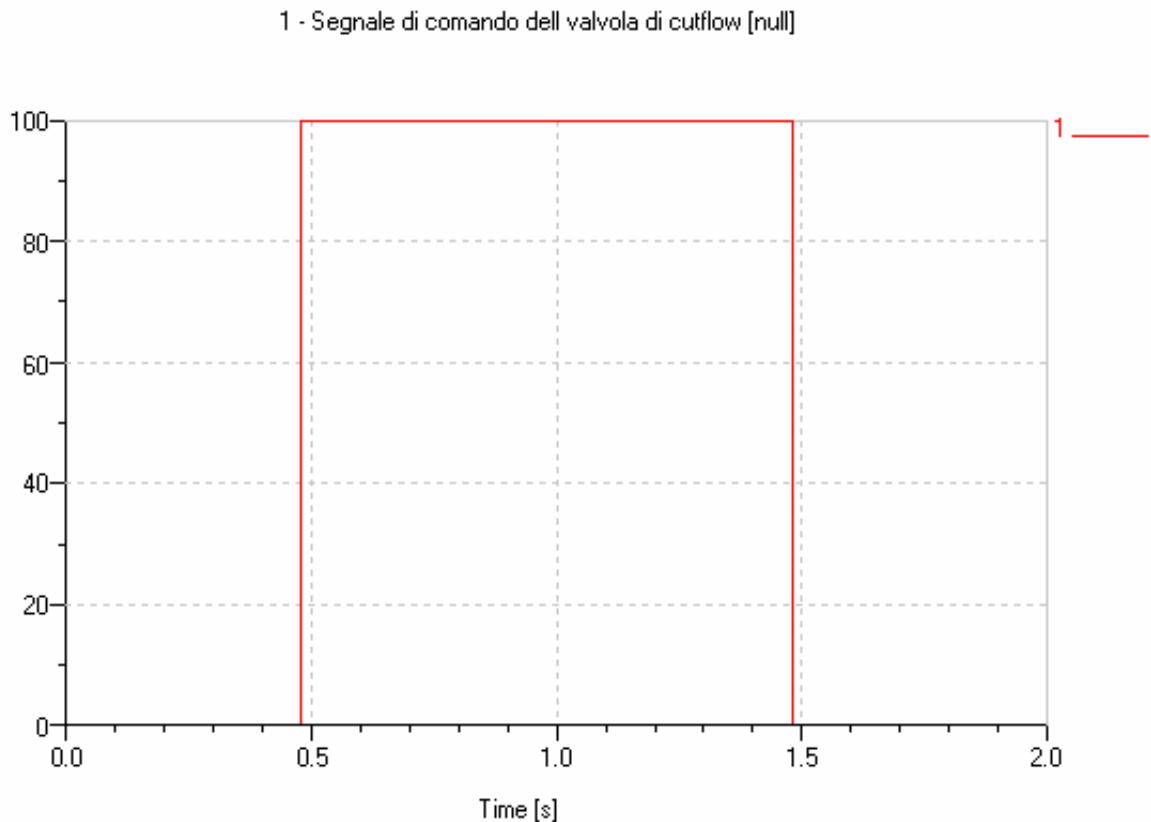


Figura 11.3: segnale di controllo della valvola di *cutflow*

La figura 11.3 mostra il segnale di controllo della valvola di *cutflow*, il segnale diventa alto dopo 480 ms e si è supposto che la fase di taglio duri 1 s. Per quello che riguarda lo studio pneumatico del circuito, il tempo di taglio non è importante, ma deve essere abbastanza lungo per poter trascurare i fenomeni transitori; la durata di 1 s è sufficiente allo scopo e non appesantisce la simulazione. I 480 ms sono stati impostati in modo tale che ci sia un arco temporale in cui valvola di *cutflow* e valvola di *preflow* siano aperte contemporaneamente. Bisogna considerare i ritardi dovuti alla trasmissione del segnale di comando delle valvole e i ritardi dovuti ai tempi di commutazione delle valvole; l'apertura contemporanea delle valvole garantisce continuità al flusso di gas di plasma evitando l'assenza di gas durante l'innesco dell'arco.

Nella figura 11.1, dove è rappresentato il circuito pneumatico completo, si vede la presenza di una valvola di non ritorno a valle della valvola di *preflow*; questa permette al flusso del fluido di muoversi in un'unica direzione, quella che

dalla valvola va al corpo torcia, evitando che all'apertura della valvola di *cutflow* il gas di plasma fuoriesca attraverso la valvola di *preflow* e non attraverso l'ugello.

La terza valvola è quella di sfiato; rimane chiusa per tutta la fase di innesco e di taglio, il segnale di apertura viene dato quando il CNC invia il segnale di fine taglio al generatore.

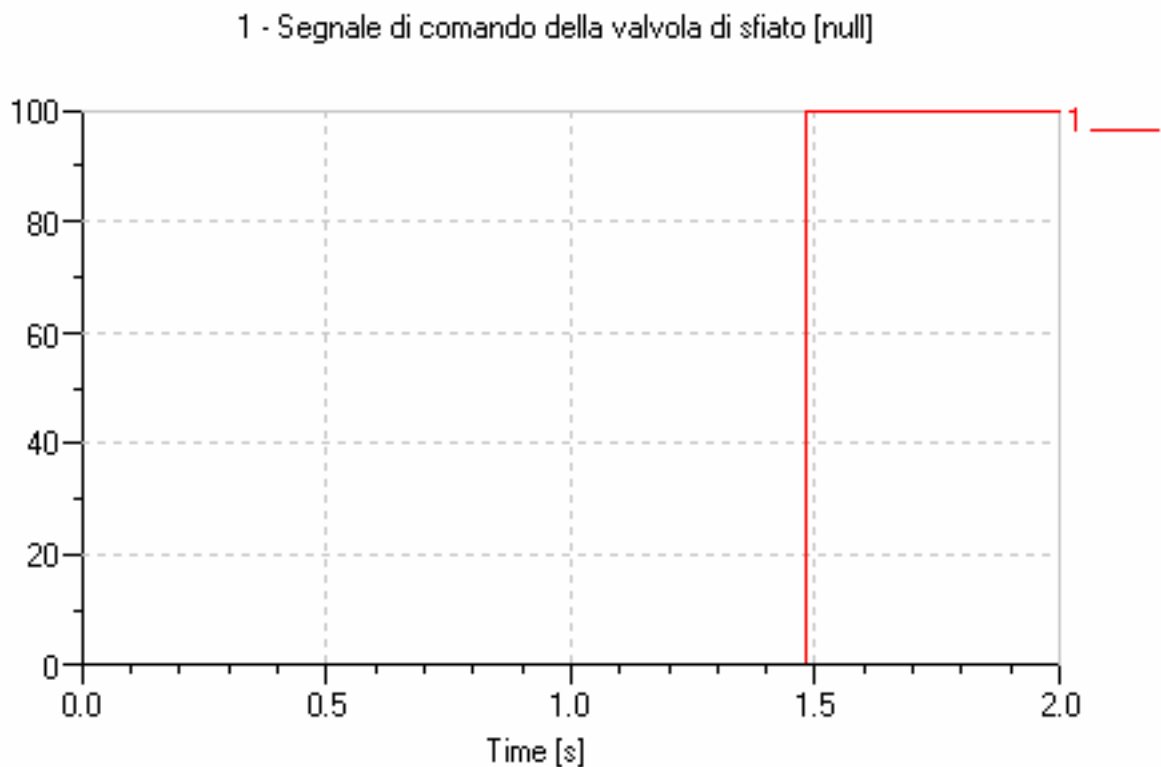


Figura 11.4: segnale di controllo della valvola di sfiato

La figura 11.4 mostra il segnale di controllo della valvola di sfiato, l'apertura avviene contemporaneamente alla chiusura della valvola di *cutflow*.

Le uscite delle tre valvole sono collegate insieme da un raccordo a quattro vie che rappresenta l'inizio della testina della torcia. La schematizzazione del raccordo a quattro vie è un'approssimazione del circuito reale che può essere ben tollerata. A valle del raccordo è stato inserito un canale che va a modellare il percorso che il fluido compie all'interno della torcia prima di arrivare alla camera di plasma, CP. A valle della camera di plasma è stato inserito un orifizio a sezione

di passaggio variabile per simulare l'ugello. Nelle condizioni reali la presenza dell'arco di plasma ostruisce la sezione di passaggio del foro dell'ugello causando una riduzione di portata di gas di plasma. AMESIM non permette di modellare l'arco plasma, ma utilizzando un orifizio a sezione variabile si può tenere conto della riduzione di portata; per i fini di questa ricerca è un'approssimazione che può essere accettata.

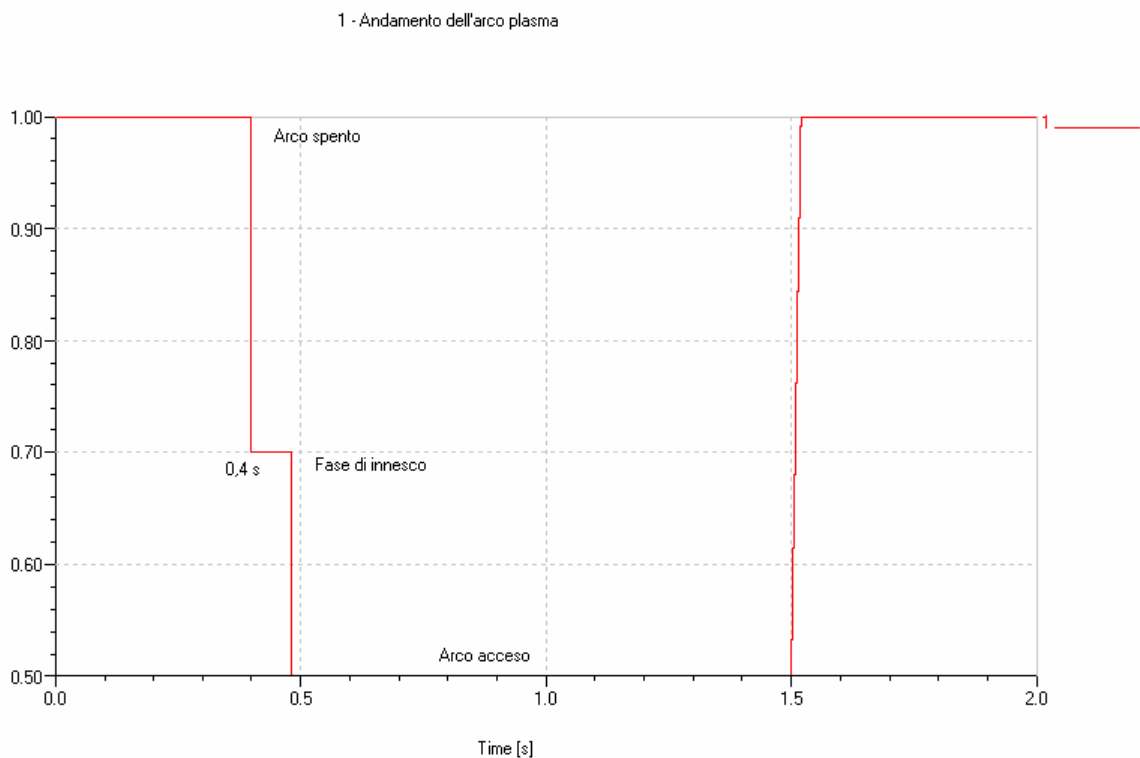


Figura 11.5: segnale che simula l'arco plasma

La figura 11.5 mostra il segnale di controllo della variazione di area del foro dell'ugello, i valori del segnale rappresentano la percentuale di apertura del foro; il valore 1 rappresenta la completa apertura del foro mentre il valore 0 la totale chiusura. L'orifizio dell'ugello è completamente aperto fino a 400 ms istante in cui inizia la fase di innesco; l'arco plasma non è ancora trasferito e non ha raggiunto le dimensioni nominali che avrebbe durante la fase di taglio, si è imposto un'apertura pari al 70% di quella massima. Nell'istante 480 ms avviene il trasferimento dell'arco; la colonna di plasma ha raggiunto le dimensioni nominali, l'apertura del foro dell'ugello è pari al 50% dell'area massima. Dopo

1500 ms l'ugello torna ad aprirsi impiegandoci 20 ms per tenere conto dell'inertza del plasma. Si ricorda che la valvola di *cutflow* si chiude, contemporaneamente all'apertura della valvola di *preflow*, all'istante 1480 ms.

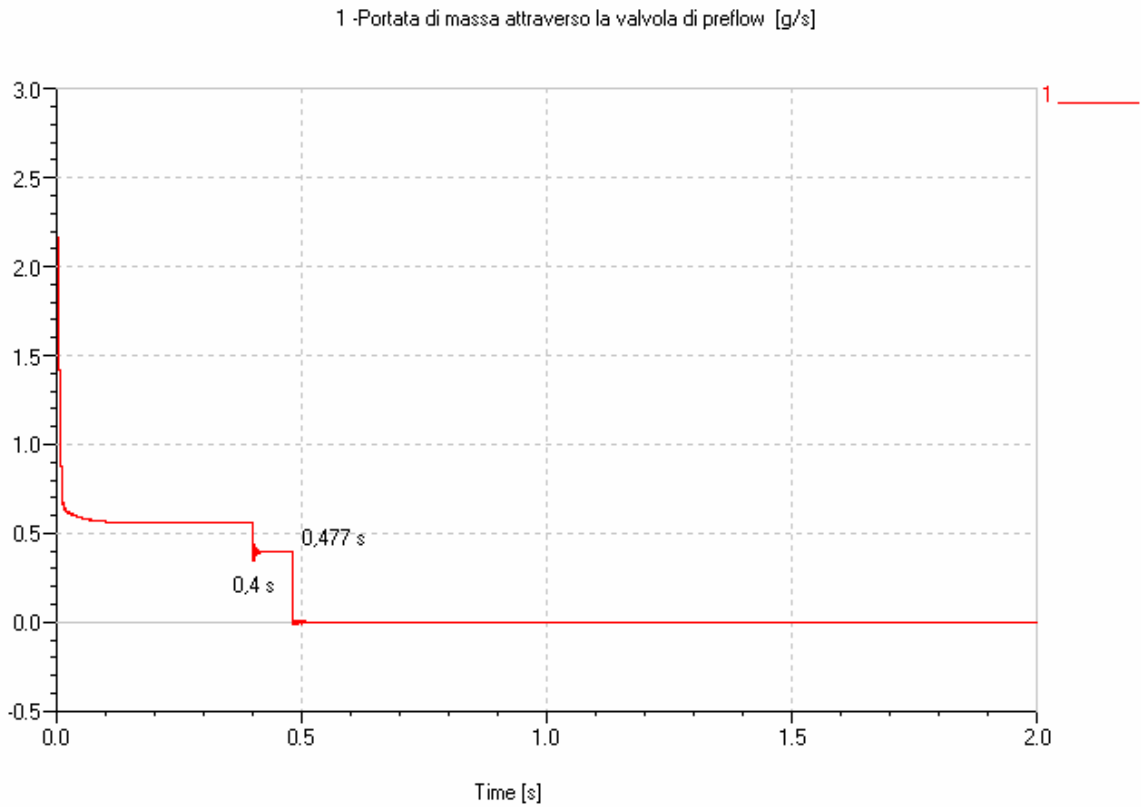


Figura 11.6: portata di massa di gas attraverso la valvola di *preflow*

La figura 11.6 mostra l'andamento della portata di gas di plasma attraverso la valvola di *preflow*. Nella fase iniziale, quando l'ugello è completamente aperto la portata è di 0,6 g/s, poi all'istante 400 ms diminuisce fino al valore di 0,44 g/s perché in quel momento inizia la fase di accensione del plasma e il foro dell'ugello si porta al 70% della sua area. Dopo 480 ms la portata attraverso la valvola di sfiato è nulla perché tutto il flusso proviene dalla valvola di *cutflow*; il valore della portata dipende dalla sezione di passaggio dell'ugello, la valvola di *cutflow* è alimentata con una pressione superiore rispetto a quella di *preflow* e quindi la portata di massa attraverso l'ugello proviene tutta dal circuito di *cutflow*.

1 - Portata di massa attraverso la valvola di cutflow [g/s]

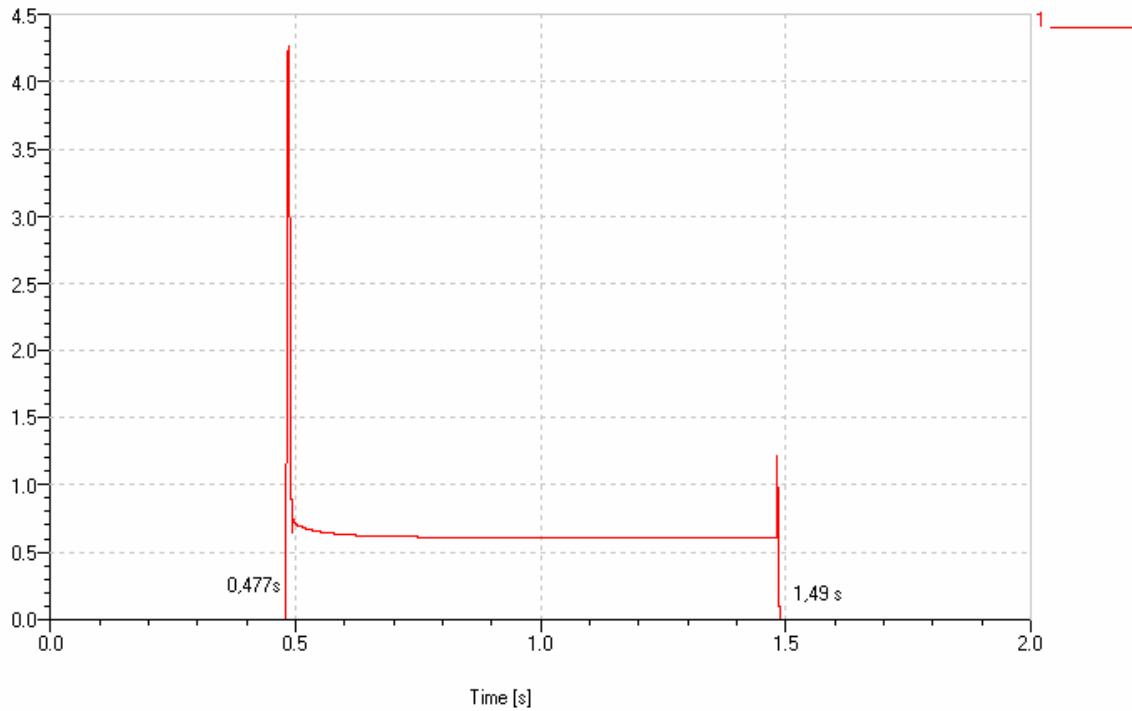


Figura 11.7: portata di massa di gas attraverso la valvola di *cutflow*

La figura 11.7 illustra la portata di massa attraverso la valvola di *cutflow*; dopo 480 ms l'arco di plasma inizia ad espandersi e il foro dell'ugello si porta al 50% dell'area massima. La portata di massa ha un picco iniziale, dovuto alla comprimibilità del fluido, per poi assestarsi al valore di 0,611 g/s che è la portata durante la fase di taglio. All'istante 1480 ms la valvola di *cutflow* si chiude; in questo istante si ha un picco di portata dovuta all'apertura della valvola di sfiato. La valvola di *cutflow* impiega un certo periodo di tempo per chiudersi, in questo intervallo la portata di gas aumenta perché l'ossigeno fuoriesce sia dall'ugello che dalla valvola di sfiato.

1 - Portata di massa attraverso la valvola di sfiato [g/s]

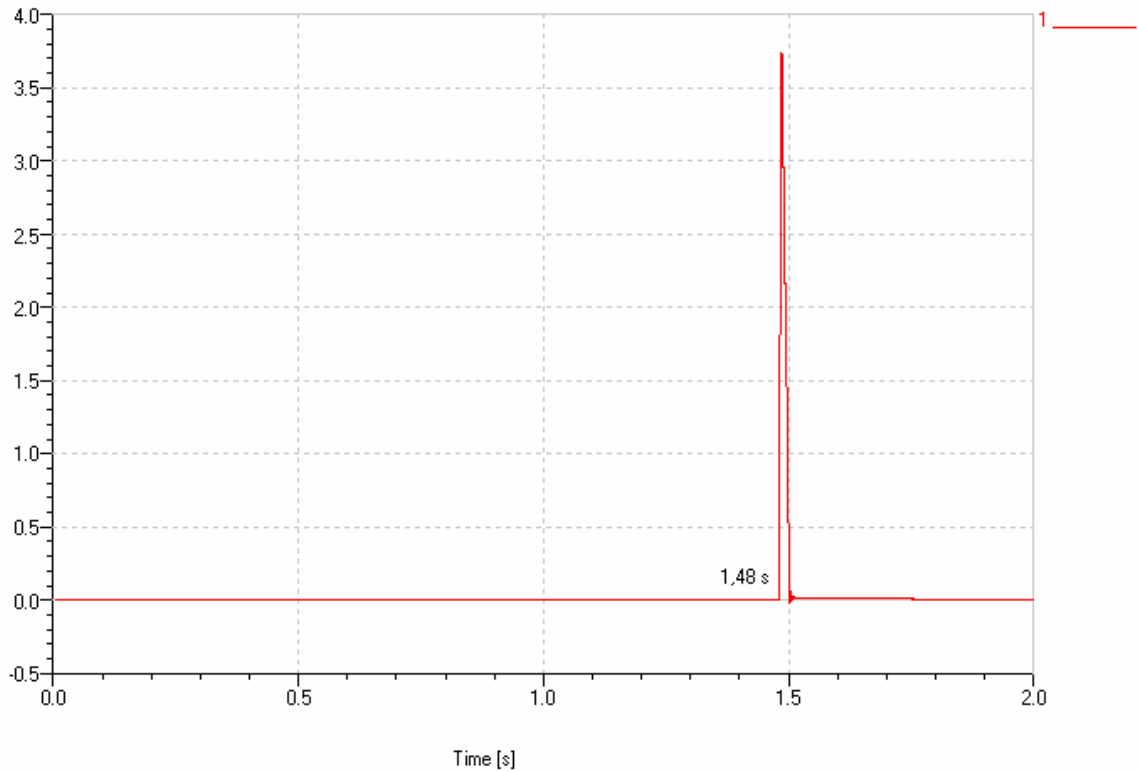


Figura 11.8: portata di massa di gas attraverso la valvola di sfiato

La figura 11.8 mostra l'andamento della portata attraverso la valvola di sfiato; nell'istante 1480 ms la valvola si apre consentendo al gas, proveniente da tutte le parti del circuito, di fuoriuscire attraverso essa. Nel grafico di figura 11.8 il valore di portata è positivo, ma la direzione è nel senso di uscita verso l'ambiente esterno.

1 - Portata di massa attraverso la valvola di preflow [g/s] 2 - Portata di massa attraverso la valvola di cutflow [g/s] 3 - Portata di massa attraverso la valvola di sfiato [g/s]

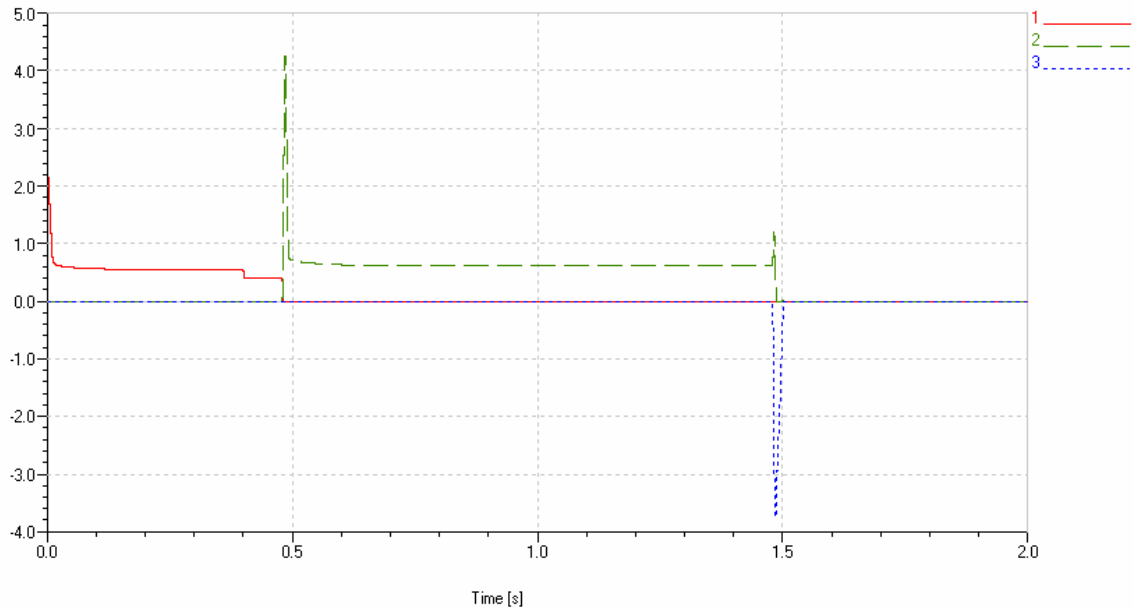


Figura 11.9: portata di massa di gas attraverso le tre valvole

La figura 11.9 prende in considerazione le direzioni dei flussi di gas; per le valvole di *preflow* e *cutflow* la portata di massa è positiva, quindi diretta verso l'ugello, mentre per la valvola di sfiato è negativa, quindi dall'ugello si dirige verso di essa. Si nota come nell'istante in cui si ha chiusura della valvola di *cutflow* e apertura della valvola di sfiato ci sia sovrapposizione delle due portate. In quell'istante il flusso presente nel circuito di *cutflow* si svuota attraverso la valvola di sfiato.

PARAGRAFO 11.3

DESCRIZIONE dei RISULTATI

Le grandezze di interesse sono la portata di massa attraverso il foro dell'ugello e la presenza di gas all'interno della camera di plasma.

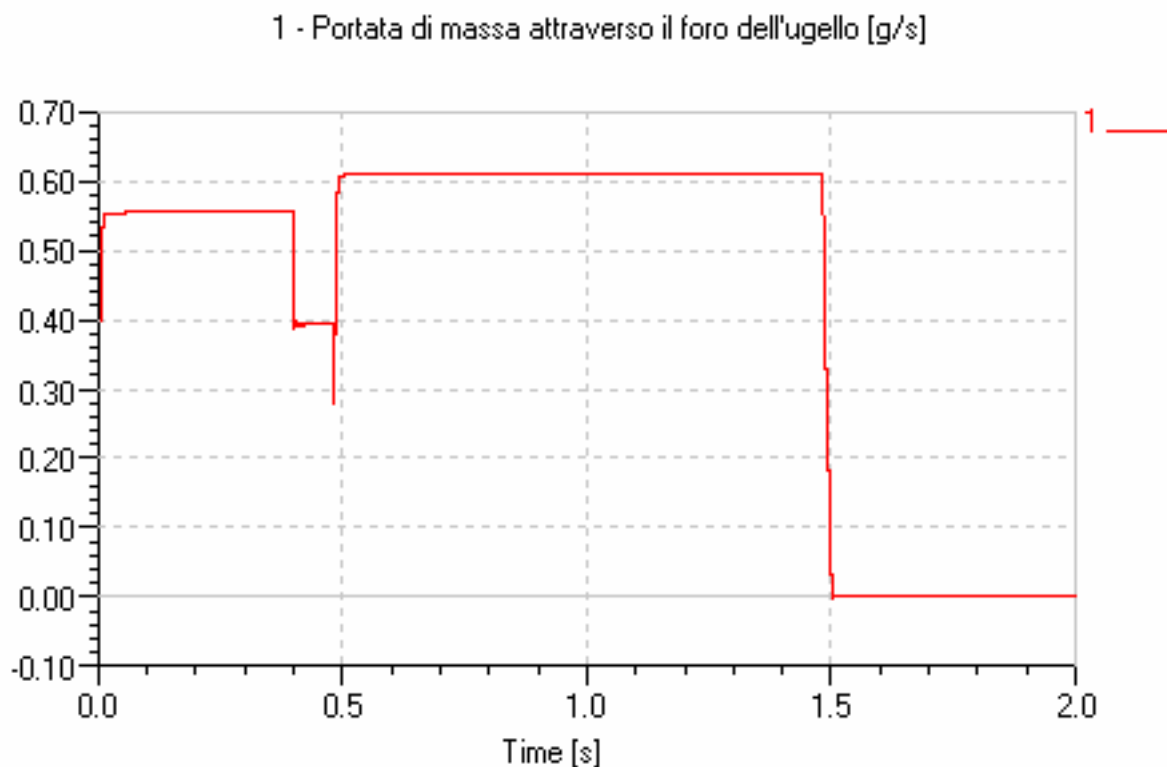


Figura 11.10: portata di massa di ossigeno attraverso il foro dell'ugello

La figura 11.10 mostra l'andamento della portata di ossigeno attraverso la sezione di passaggio dell'ugello. Nella fase di *preflow*, prima dell'inizio dell'innesco dell'arco, si ha una portata di 0,555 g/s; il foro dell'ugello è completamente aperto ed ha una sezione pari a 1,33 mm², la pressione presente è di 2,4 bar impostati per l'alimentazione del circuito di *preflow*. Dopo 400 ms inizia la fase di accensione e la sezione di passaggio è ridotta al 70%, la portata in questo caso è pari a 0,394 g/s. A 480 ms la valvola di *cutflow* si apre e si ha il trasferimento dell'arco, l'area di passaggio dell'ugello è ridotta del 50% e la portata è pari a 0,611 g/s. La pressione presente in questo momento è di 5,4 bar; dalle simulazioni si vede che il valore della portata è determinato dalla sezione di passaggio attraverso l'ugello, verificando che questo componente è il collo di bottiglia dell'impianto. A 1480 ms la valvola di *cutflow* si chiude e si apre quella di sfiato; 20 ms dopo il segnale di spegnimento non si ha più flusso di gas in uscita dall'ugello. Il gas presente nell'impianto si svuota attraverso la valvola di

sfiato. Questa situazione porta dei benefici per l'usura dell'elettrodo perché significa che la maggior parte di gas presente nella camera di plasma non attraversa l'ugello, ma passa per il canale di sfiato che quindi offre effettivamente meno resistenza.

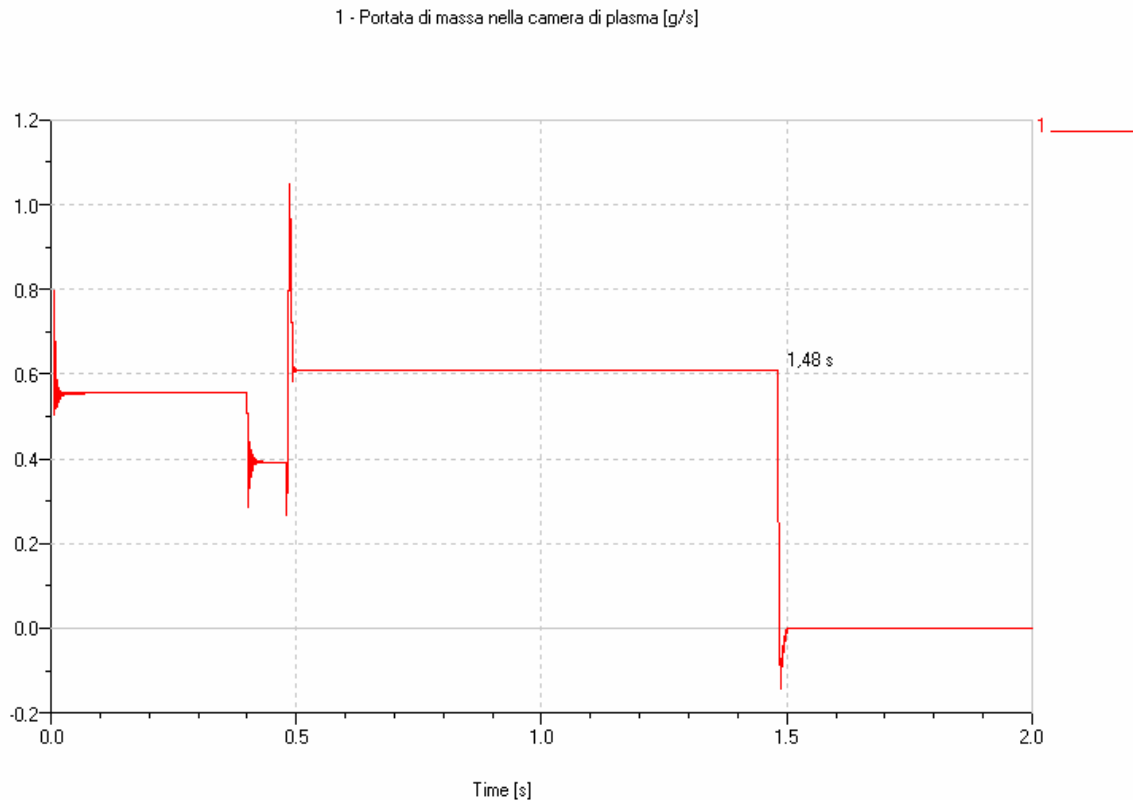


Figura 11.11: portata di massa di gas nella camera di plasma

La figura 11.11 mostra l'andamento del flusso di gas all'interno della camera di plasma, si vede come i valori della portata di massa all'interno della camera di plasma coincidono con i valori di portata attraverso le valvole. All'istante 1480 ms il cambiamento di segno della portata di massa dimostra che all'apertura della valvola di sfiato il flusso di gas cambia direzione; mentre nelle fasi di accensione e spegnimento il gas dalla camera di plasma si dirige verso l'ugello, nella fase di spegnimento il gas fuoriesce attraverso la valvola di sfiato.

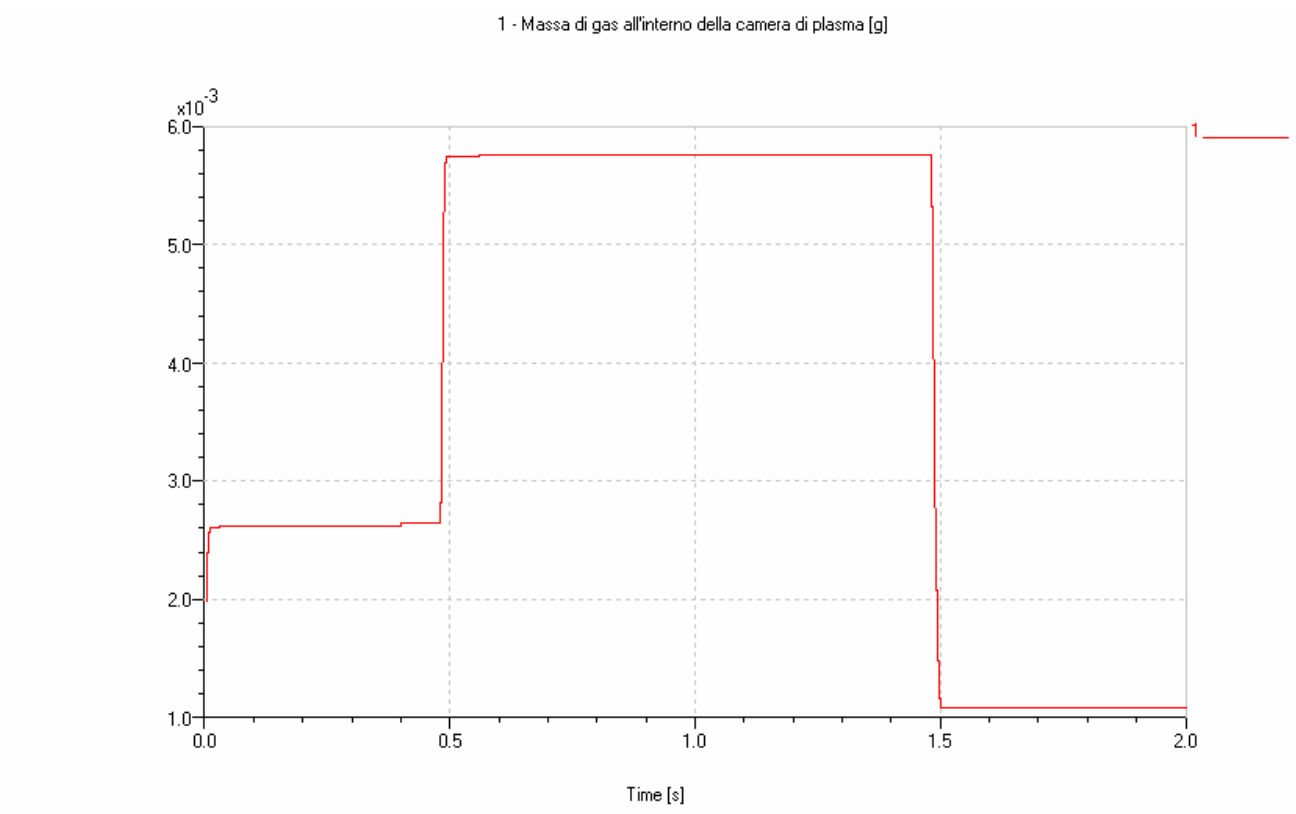


Figura 11.12: massa di gas all'interno della camera di plasma

Nella figura 11.12 si vede come all'istante 1500 ms, istante in cui l'arco di plasma si spegne, la camera di plasma non contiene più gas. Questa condizione è favorevole alla riduzione dell'usura dell'elettrodo nella fase di spegnimento; quando l'arco si spegne non trova più gas all'interno della camera e quindi le particelle di afnio fuso presenti sulla punta del catodo sono meno instabili e hanno una minor tendenza a essere espulse.

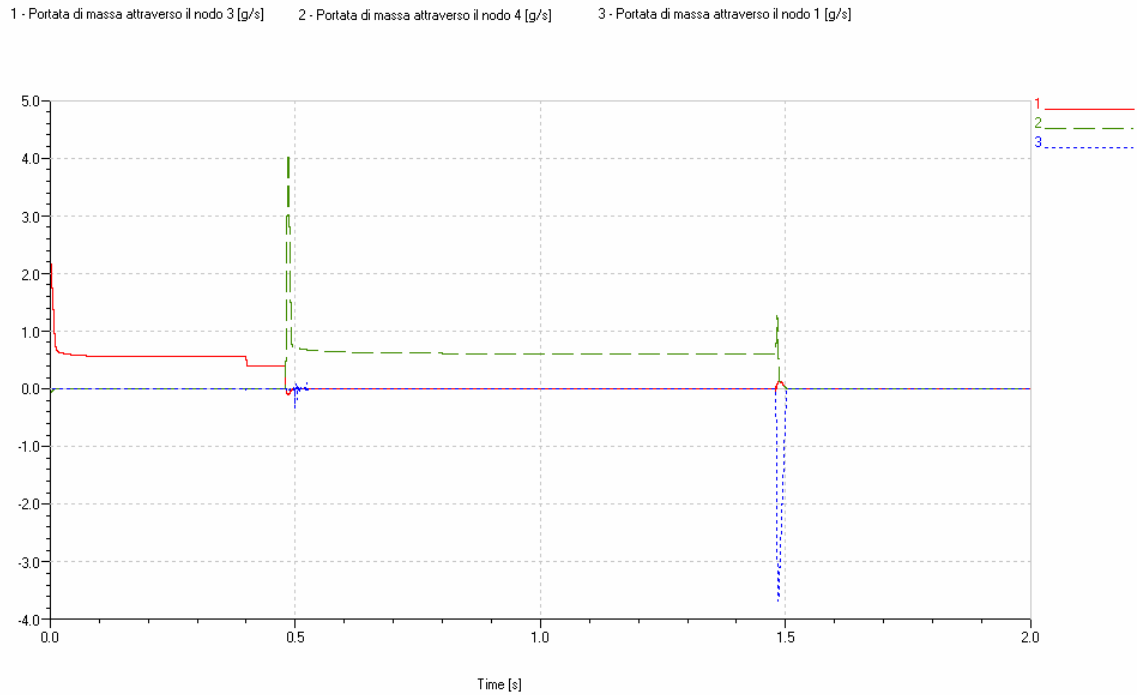


Figura 11.13: portata di massa nei rami del nodo di raccordo

Con riferimento alla figura 11.13 il nodo 1 è collegato al circuito dello sfiato, il nodo 4 a quello del *cutflow* e il nodo 3 a quello di *preflow*. Si nota come nell'istante 1480 ms si ha una notevole portata di massa in direzione della valvola di sfiato, questo valore è dato dalla somma della portata attraverso la valvola di *cutflow*, dallo svuotamento del circuito di *preflow* ed infine dallo svuotamento della camera di plasma. Le figure 11.12 e 11.13 dimostrano l'utilità del circuito di sfiato per quello che riguarda la minimizzazione dell'usura dell'elettrodo durante la fase di spegnimento. La presenza della valvola di sfiato con un diametro di passaggio pari a 4 mm il gas presente nella camera di plasma fuoriesce da questa valvola *bypassando* l'uscita dell'ugello e garantendo l'assenza di gas con componente di *swirl* nella camera di plasma. I risultati ottenuti dalle simulazioni hanno fornito le indicazioni necessarie per la definizione dei segnali di controllo delle elettrovalvole. Le prove svolte hanno mostrato come poter modificare la sincronizzazione dell'apertura e della chiusura delle valvole in modo da rendere rapido lo svuotamento della camera di plasma. La geometria dei componenti è stata ottimizzata sulla base delle informazioni che si sono dedotte dalla

modellazione del circuito, anche in questo caso le simulazioni hanno permesso di avere un'indicazione dei componenti da utilizzare permettendo di ridurre i tempi di realizzazione del prototipo

Con questo tipo di diagnostica si è riuscito a simulare in maniera corretta l'impianto pneumatico per il gas di plasma; il *software* ha permesso la definizione puntuale delle varie grandezze del circuito senza la necessità di modellare agli elementi finiti la geometria, consentendo di avere risultati accettabili con un basso costo computazionale. Per la modellazione di tubi con lunghezze di dimensioni superiori alla dimensione del diametro, per avere la corretta conoscenza delle grandezze in esame, sarebbe stato necessario l'utilizzo di un numero elevato di celle, portando ad un costo computazionale elevato. La modellazione a parametri concentrati permette di ottenere buoni risultati; essendo interessato solo all'aspetto fluidodinamico l'utilizzo delle funzioni di trasferimento è del tutto accettabile. In queste simulazioni gli aspetti termici ed elettromagnetici non costituivano elemento rilevante e sono stati trascurati. Correlando i risultati simulativi alle prove sperimentali l'usura dell'ugello causata dalla fine del taglio è stata ridotta, si è aumentato così il numero di sfondamenti che l'elettrodo può eseguire prima di deteriorarsi e far peggiorare la qualità di taglio.

CAPITOLO 12

DIAGNOSTICA della TORCIA CEBORA CP 161 MANUALE

PARAGRAFO 12.1

INTRODUZIONE alle TORCE MANUALI



Figura 12.1: generatore e torcia manuale Cebora

Nel corso del dottorato di ricerca Cebora S.p.A. ha deciso di sviluppare una torcia da taglio manuale che permettesse di essere utilizzata con una corrente d'arco superiore allo standard di mercato. Le torce manuali hanno una diversa concezione rispetto alle torce automatiche, infatti vengono utilizzate dove i volumi di produzione non sono elevati e quindi i costi di impianto e di gestione

devono essere inferiori rispetto a quelli che si sostengono per un impianto automatico. La movimentazione della torcia non è affidata ad una macchina automatica, come potrebbe essere un pantografo a controllo numerico, ma viene svolta da un operatore non specializzato. Le precisioni ottenute attraverso la movimentazione manuale non sono quelle che si ottengono utilizzando un controllo numerico, ma sono inferiori e quindi anche la concezione della torcia deve essere differente. Nel caso delle torce manuali entrano in gioco delle limitazioni geometriche dettate dalle valutazioni ergonomiche per una comoda impugnatura da parte dell'operatore umano. Queste considerazioni portano ad una diversa progettazione della torcia andando poi a limitare le possibili geometrie attuabili per la realizzazione dei componenti. L'impianto di installazione è minimo, non si utilizza un banco di aspirazione, ma delle semplici cappe mobili imponendo una particolare attenzione alla minimizzazione della produzione di fumi durante il taglio, tutto nell'ottica di consentire il massimo comfort all'operatore umano. Non è previsto un impianto di gestione dei gas, ma si utilizza come unico gas l'aria compressa andando a limitare così i costi fissi di installazione ed i costi variabili del processo. L'aspetto predominante nella progettazione è l'usura dei componenti, dovrà essere limitata in modo da poter garantire la massima durata della torcia senza trascurare comunque la qualità di taglio. I gas utilizzati non sono più aria e ossigeno, ma solo aria, il generatore è connesso all'impianto di aria compressa e questa svolge le funzioni di gas primario, gas secondario e fluido di refrigerazione per i componenti della torcia. La funzione di refrigerazione che non è più affidata, come per le torce automatiche, ad un liquido adatto. L'aria, essendo un gas, è un peggiore conduttore termico rispetto al liquido, asporta meno calore dai componenti e quindi essi risultano sottoposti ad una maggiore sollecitazione termica. La maggiore sollecitazione termica porta anche ad un più rapido deterioramento, con una notevole diminuzione della durata dei componenti. Alcuni degli studi effettuati sono serviti a valutare le sollecitazioni termiche dei componenti

maggiormente stressati nell'ottica di trovare una geometria che potesse aumentare l'asportazione di calore da parte del gas di refrigerazione. Utilizzando l'aria come unico gas si ha una riduzione di velocità di taglio; l'ossigeno, come gas di plasma, permetteva di ottenere velocità maggiori per via della reazione esotermica che avviene tra carbonio e ossigeno, in assenza di questo fenomeno il tempo necessario alla fusione del materiale aumenta con conseguente diminuzione della velocità. La velocità di taglio non può essere aumentata più di un certo limite perché, si ricorda, che la movimentazione è affidata ad un operatore umano e quindi ci sono dei limiti dettati dalle sue caratteristiche fisiche. L'utilizzo di aria come gas di plasma porta anche ad una riduzione della qualità di taglio; il bordo risulta maggiormente inclinato, il *bevel angle* risulta essere dell'ordine di 2 o 3°.

In un impianto automatico di taglio plasma tutte le fasi, sfondamento, taglio e spegnimento, sono gestite in modo automatico dal controllo numerico. Si è in presenza di un programma di taglio dove le accensioni, i tratti di taglio e gli spegnimenti sono gestiti da un sistema automatico. L'operatore prima di iniziare l'operazione di taglio crea un programma nel quale vengono impostati gli sfondamenti, le altezze di sfondamento, le altezze di lavoro, le velocità da mantenere durante la fase di taglio, come gestire gli spigoli e i percorsi di uscita dal tracciato. In questo modo si sa a priori dove avverranno gli sfondamenti e dove gli spegnimenti, permettendo una corretta gestione delle fasi più critiche per quello che riguarda l'usura dei componenti. Il controllo numerico si interfaccia con il generatore che durante le fasi di accensione e di spegnimento dell'arco plasma gestisce le rampe di salita e di discesa della corrente in modo da andare a minimizzare l'usura dell'elettrodo. Nelle torce manuali la situazione è diversa, non si sa a priori dove l'operatore inizierà il taglio e dove lo concluderà, per cui il generatore non è provvisto di un microprocessore che gestisce le rampe di accensione e di spegnimento. La corrente segue un andamento a gradino sia nella fase di accensione che nella fase di spegnimento portando così ad una maggiore usura dei componenti come visto nella trattazione teorica dei capitoli precedenti.

Come descritto la filosofia adottata per le torce manuali è completamente differente da quella utilizzata per le torce automatiche, l'aspetto che fa decidere la scelta di una torcia piuttosto che un'altra è soprattutto la durata dei componenti usurabili; in quest'ottica la corretta refrigerazione dei componenti ed una migliore geometria sono fondamentali. Le problematiche affrontate riguardavano prevalentemente la refrigerazione della torcia; si è valutato come gestire la refrigerazione per la torcia CP 161 con una corrente d'arco massima di 160 A. Lo standard delle torce manuali non prevedeva l'utilizzo di una corrente d'arco così alta, ma si è resa necessaria la possibilità di tagliare materiali metallici di grossi spessori (fino a 50mm) migliorando la qualità rispetto ad analoghi prodotti Cebora di generazione precedente.

PARAGRAFO 12.2

DEFINIZIONE della GEOMETRIA e delle CONDIZIONI OPERATIVE

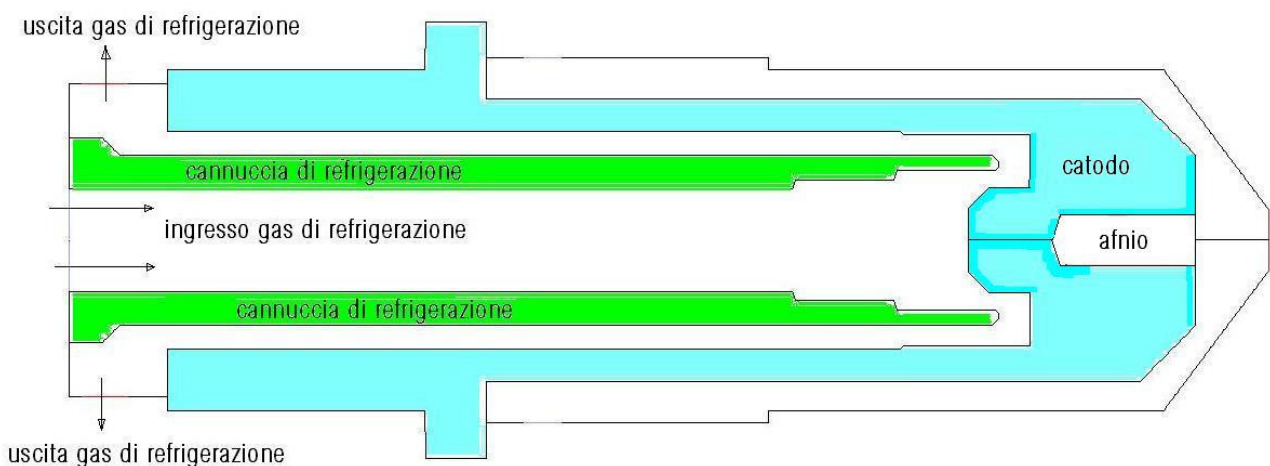


Figura 12.2: modello geometrico per lo studio della torcia manuale

La figura 12.2 rappresenta la geometria utilizzata nel modello bidimensionale. Sulla punta dell'afnio è stata impostata una temperatura pari a 3500°K, che rappresenta la temperatura effettiva del componente durante la fase

di taglio. Lo scopo delle simulazioni era lo studio di geometrie differenti per poter capire come migliorare la potenza termica scambiata tra catodo e gas di refrigerazione. Le pressioni di ingresso del gas di refrigerazione e del gas primario sono state impostate in modo da garantire al modello la stessa portata di massa del gas che si aveva nelle prove sperimentali. Come si vede dallo schema qui sopra il modello è stato molto semplificato rispetto alla geometria reale in modo da poter avere i risultati per le parti di interesse e ridurre i tempi di simulazione. Il dominio è stato *meshato* in modo da avere zona fluida per il gas di refrigerazione e il gas di plasma; cannucchia di refrigerazione e catodo sono stati inclusi nel dominio di calcolo per poter determinare la loro sollecitazione termica. In questo modo si sono ottenute le valutazioni necessarie al calcolo dello scambio termico tra fluido e solido, permettendo di calcolare le temperature raggiunte dai componenti nella situazione di taglio.

La prima simulazione prendeva in considerazione il modello originale della torcia CP 161 funzionante con correnti più basse. Su questo modello è stata parametrizzata la geometria dei componenti in modo da trovare la configurazione ottimale. Le dimensioni della cannucchia di refrigerazione e del catodo sono state aumentate in modo da migliorare la superficie di scambio termico tra gas di refrigerazione e catodo. Successivamente si è variata la posizione relativa tra la cannucchia di refrigerazione e il catodo in modo da valutare se una diversa posizione dei due componenti portava ad un beneficio per la riduzione della temperatura massima raggiunta dal catodo.

PARAGRAFO 12.3

STUDIO della TORCIA CON LUNGHEZZA del CATODO e della CANNUCCIA di REFRIGERAZIONE MAGGIORE

Le lunghezze del catodo e della cannucchia di refrigerazione sono state aumentate di 0.2, 0.4 e 1.6 mm in modo da aumentare la superficie di scambio termico per convezione forzata.

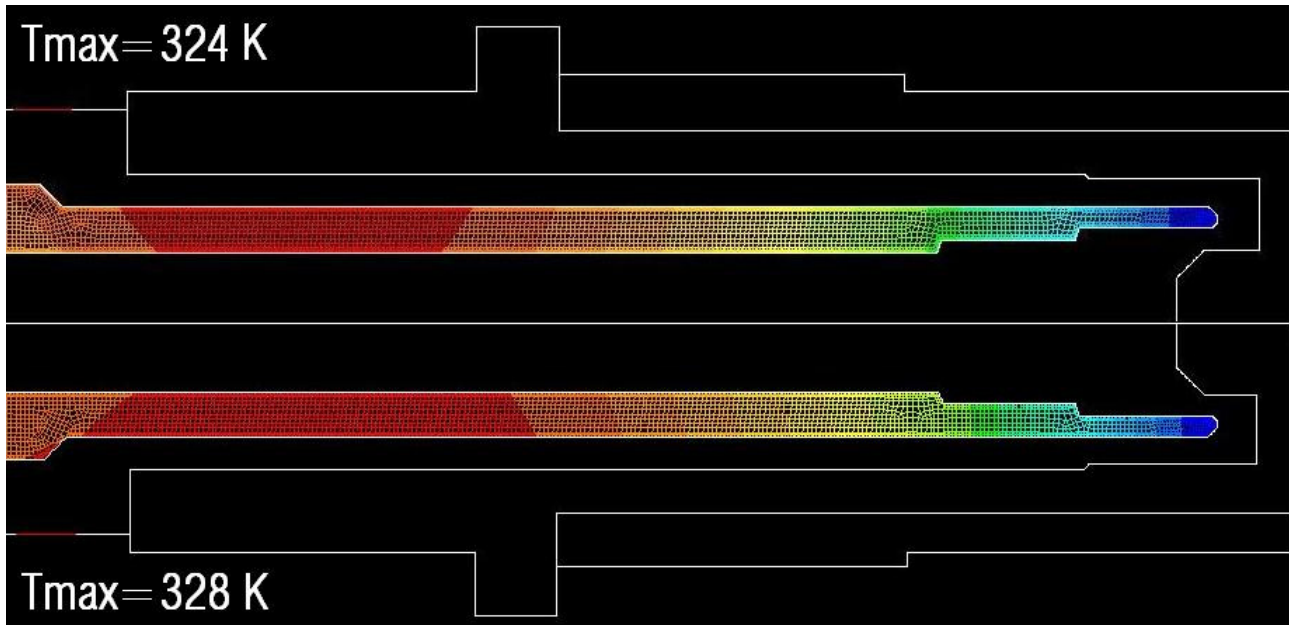


Figura 12.3: temperatura della cannucchia di refrigerazione nella configurazione standard(in alto) e nella configurazione con catodo e cannucchia di refrigerazione più lunghi di 0,2 mm(in basso)

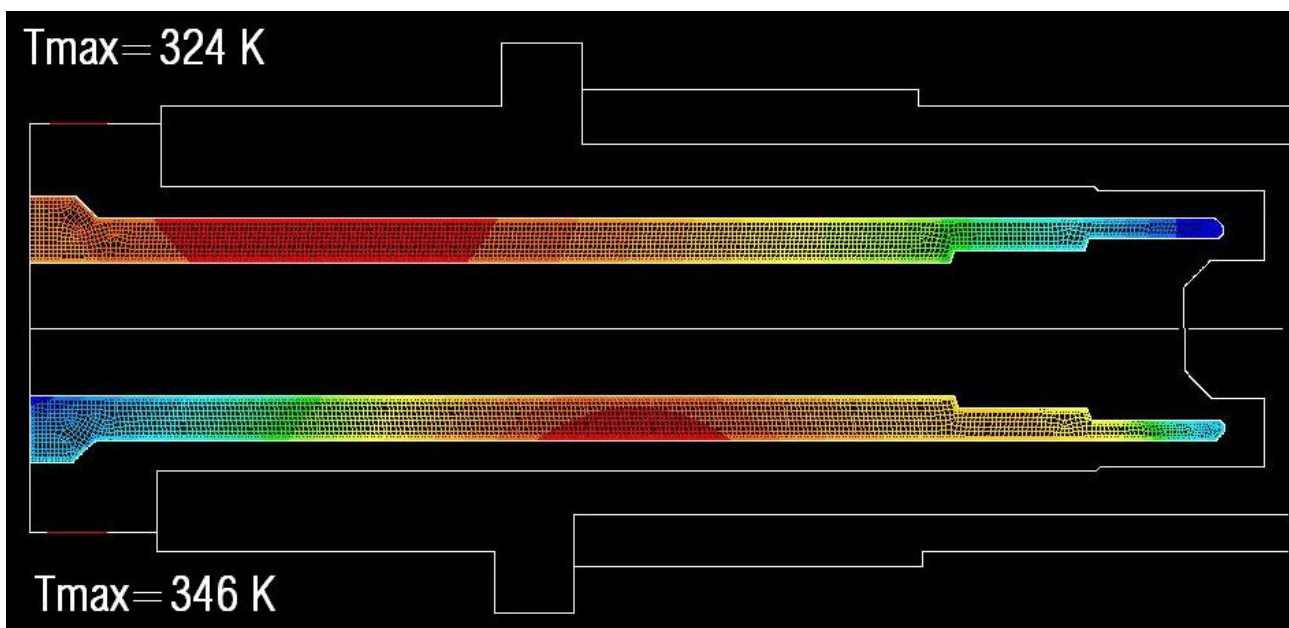


Figura 12.4: temperatura della cannucchia di refrigerazione nella configurazione standard(in alto) e nella configurazione con catodo e cannucchia di refrigerazione più lunghi di 0,4 mm(in basso)

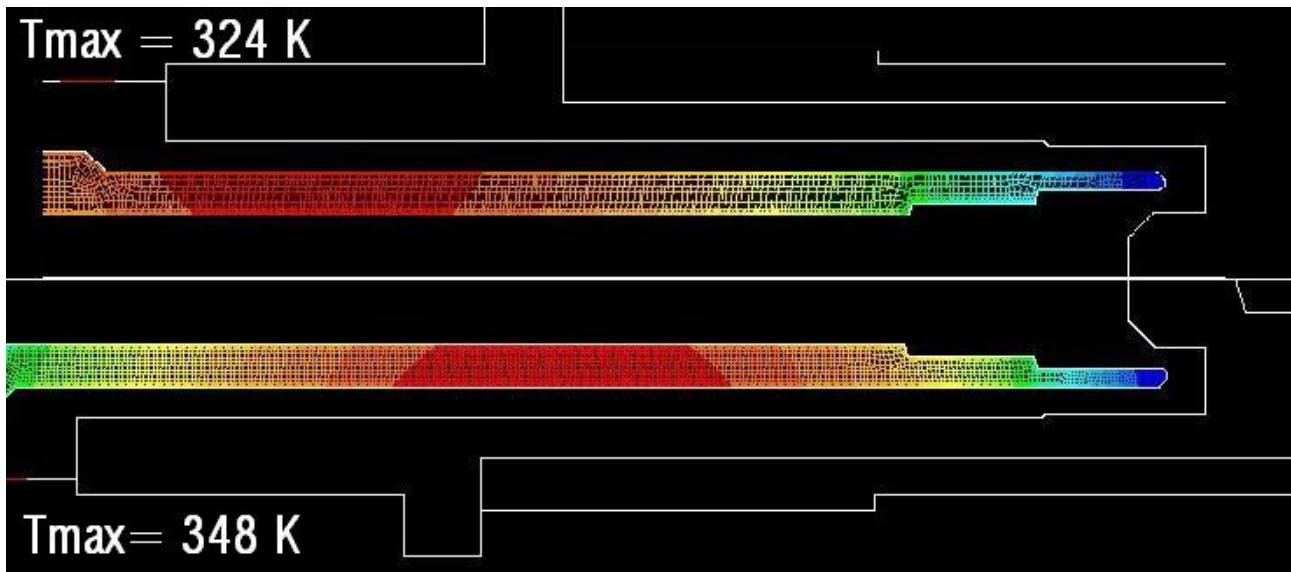


Figura 12.5: temperatura della cannuccia di refrigerazione nella configurazione standard(in alto) e nella configurazione con catodo e cannuccia di refrigerazione più lunghi di 1,6 mm(in basso)

Dalle illustrazioni si vede come la posizione tra cannuccia di refrigerazione e catodo rimane la stessa, ma si nota come le dimensioni dei due componenti differiscono in maniera sempre più evidente.

Le figure 12.3, 12.4 e 12.5 mostrano l'andamento del campo di temperatura all'interno della cannuccia di refrigerazione, la temperatura massima raggiunta dal componente aumenta all'aumentare della lunghezza dei componenti. Una maggior temperatura della cannuccia di refrigerazione porta a pensare che ci sia un maggior scambio termico tra catodo e gas di refrigerazione; la temperatura di questo componente non è molto rilevante; ha sicuramente più importanza, la temperatura raggiunta dal catodo nella fase di taglio.

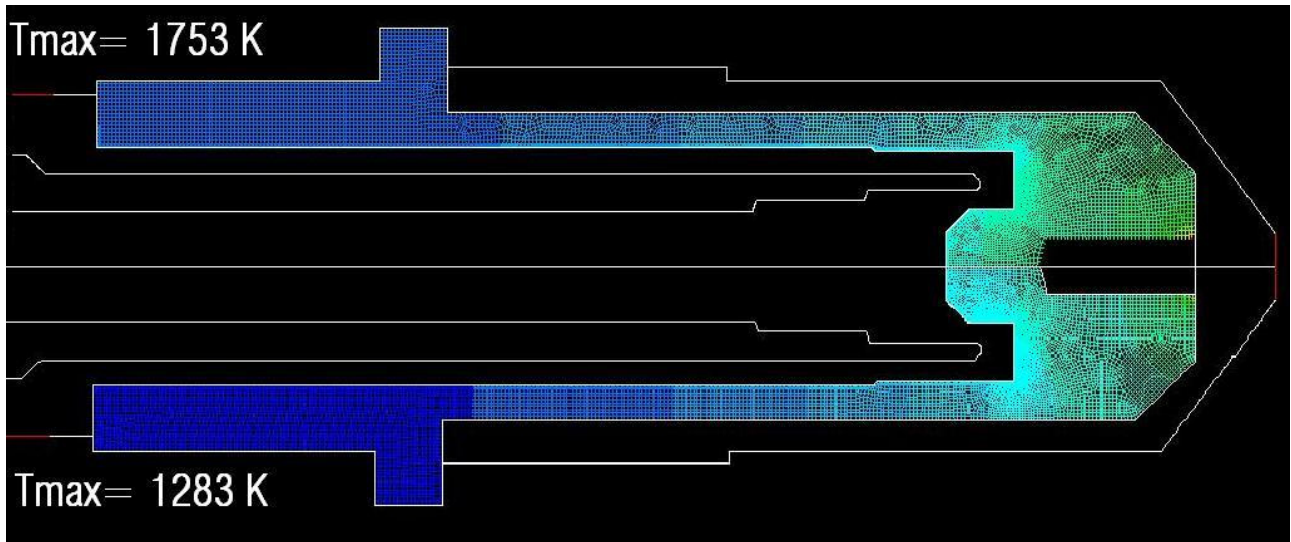


Figura 12.6: temperatura del catodo nella configurazione standard(in alto) e nella configurazione con catodo e cannuccia di refrigerazione più lunghi di 0,2 mm(in basso)

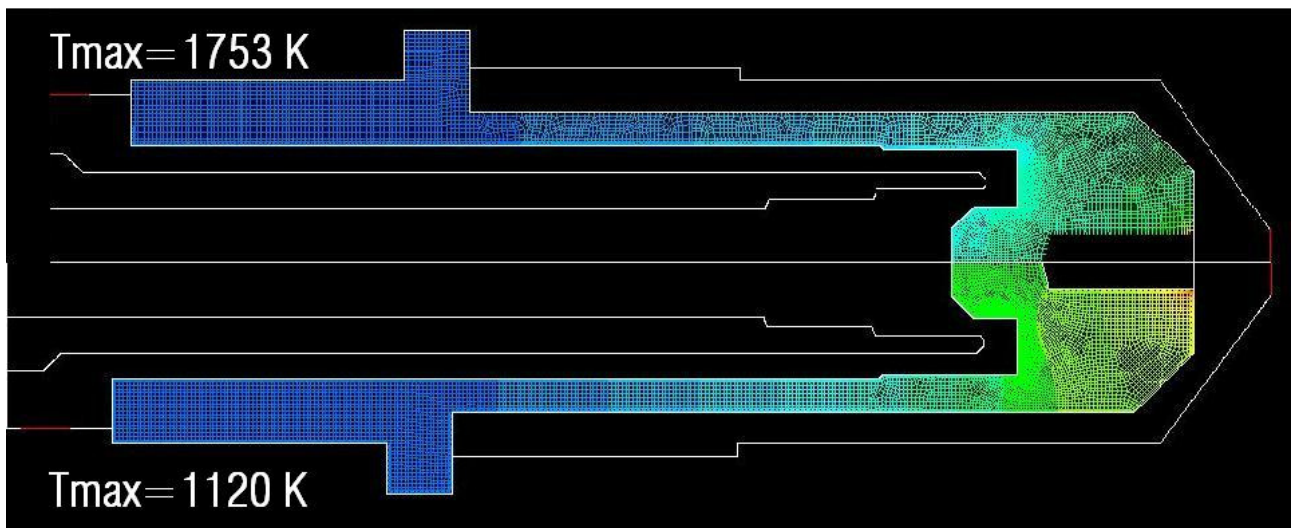


Figura 12.7: temperatura del catodo nella configurazione standard(in alto) e nella configurazione con catodo e cannuccia di refrigerazione più lunghi di 0,4 mm(in basso)

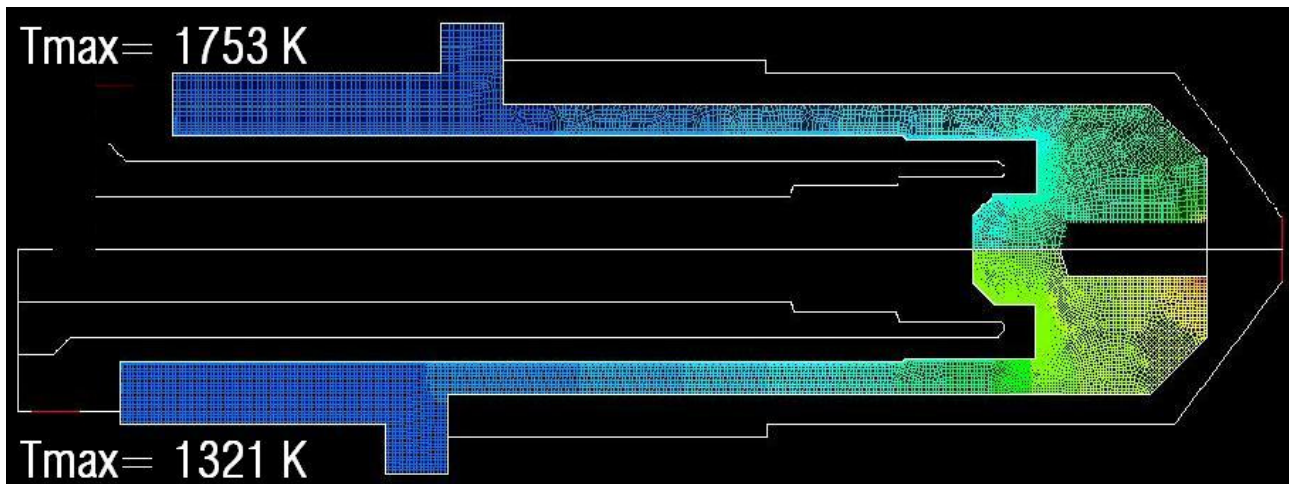


Figura 12.8: temperatura del catodo nella configurazione standard(in alto) e nella configurazione con catodo e cannucchia di refrigerazione più lunghi di 1,6 mm(in basso)

In queste immagini si vede il campo di temperatura del catodo, con una lunghezza maggiore del catodo e della cannucchia di refrigerazione si ha una temperatura massima del catodo inferiore rispetto a quella che si ha per la torcia con dimensioni originali. Le temperature si sono abbassate grazie ad una maggiore asportazione termica da parte del gas refrigerante.

Questa parametrizzazione ha inoltre evidenziato come la zona del catodo a temperatura maggiore, oltre ovviamente alla punta vicino alla pastiglia di afnio, è quella dove cannucchia di refrigerazione e catodo hanno la minore distanza assiale. In questo punto l'aria subisce un cambiamento di direzione, questa geometria si può portare alla formazione di alcuni vortici turbolenti che vanno a limitare la capacità di asportazione del calore.

Per valutare l'entità di questi vortici sono stati indagati i vettori di velocità del gas in quella zona.

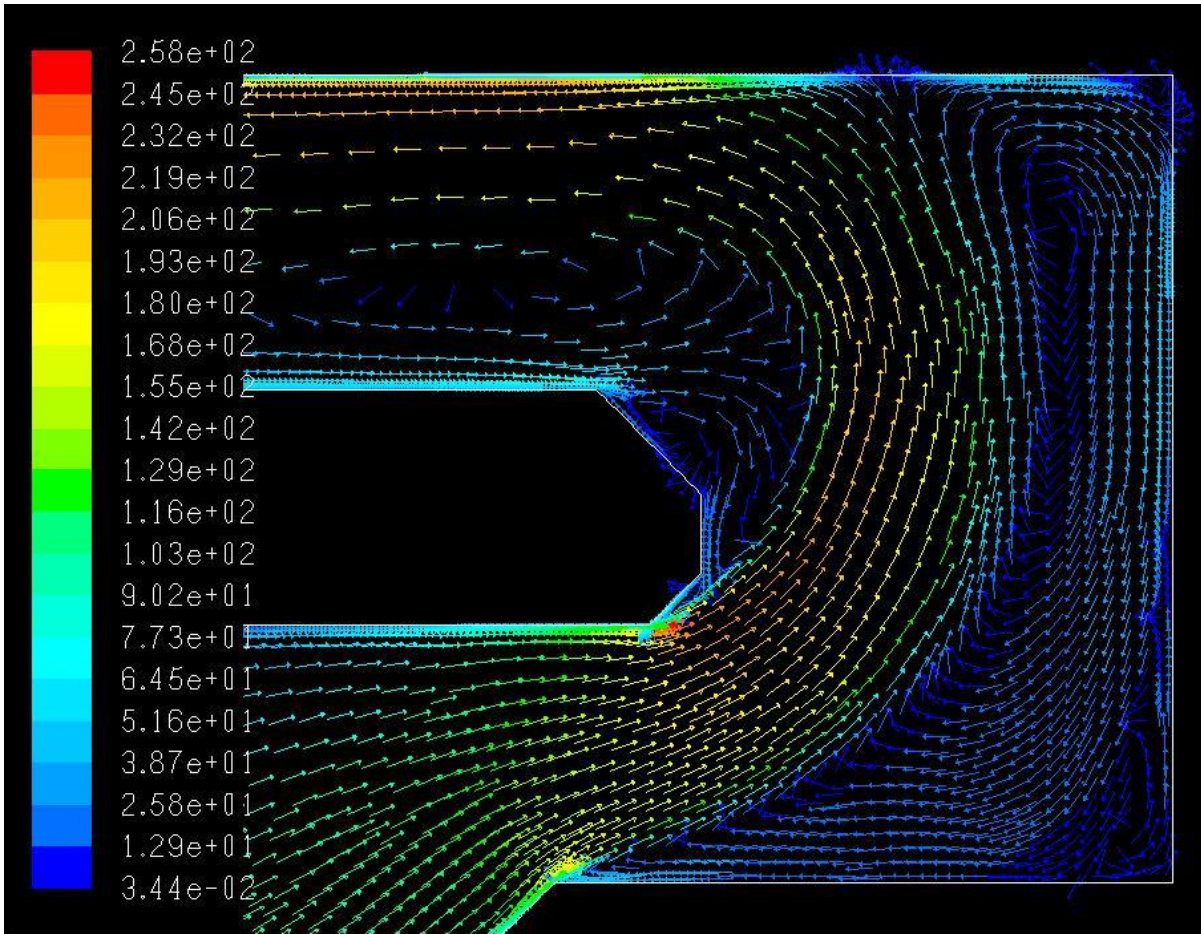


Figura 12.9: vettori di velocità [m/s] dell'aria refrigerante nella zona in cui il flusso cambia direzione, configurazione standard

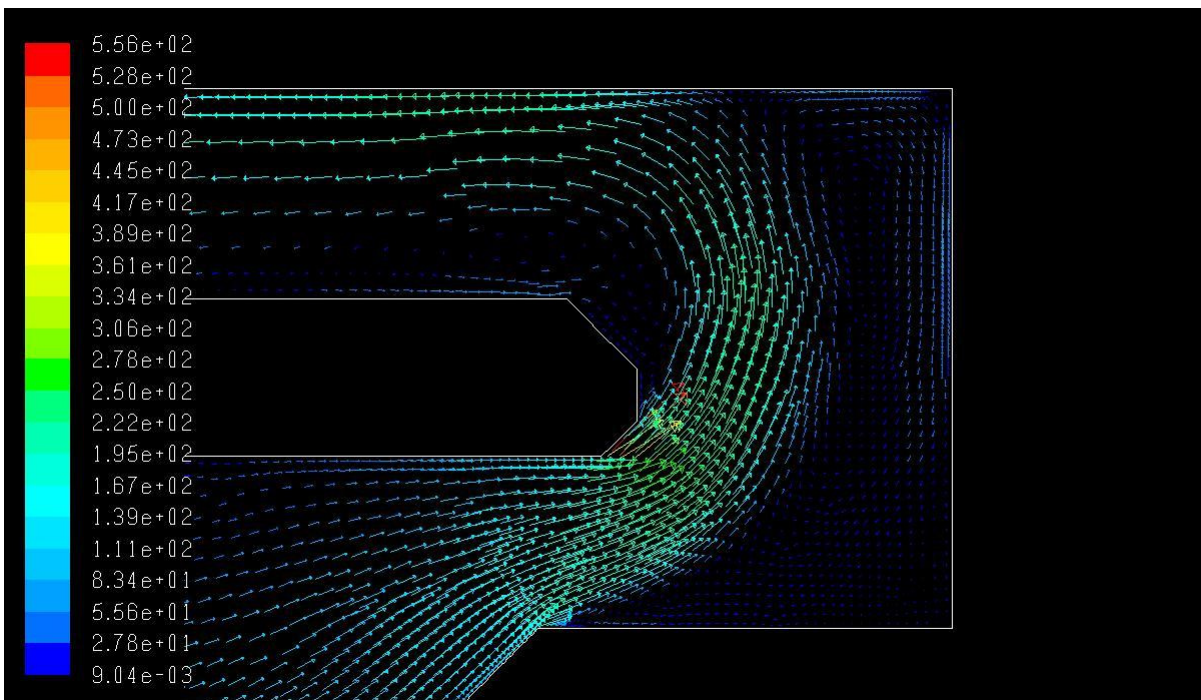


Figura 12.10: vettori di velocità [m/s] dell'aria refrigerante nella zona in cui il flusso cambia direzione, configurazione con cannucchia di refrigerazione e catodo più lunghi di 0,2 mm

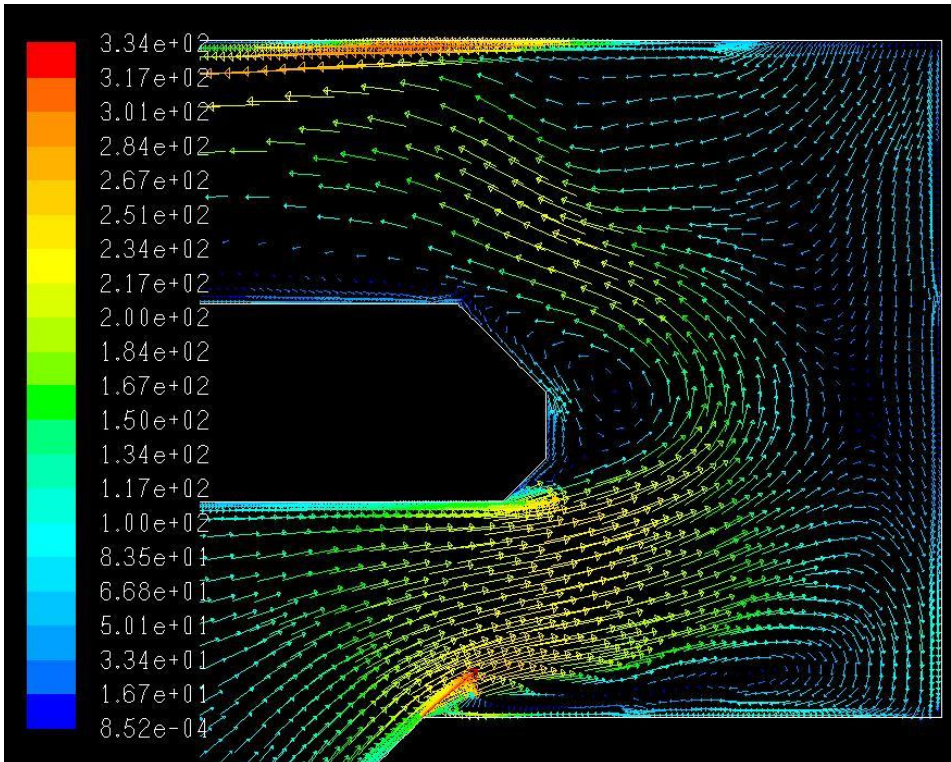


Figura 12.11: vettori di velocità [m/s] dell'aria refrigerante nella zona in cui il flusso cambia direzione, configurazione con cannucchia di refrigerazione e catodo più lunghi di 0,4 mm

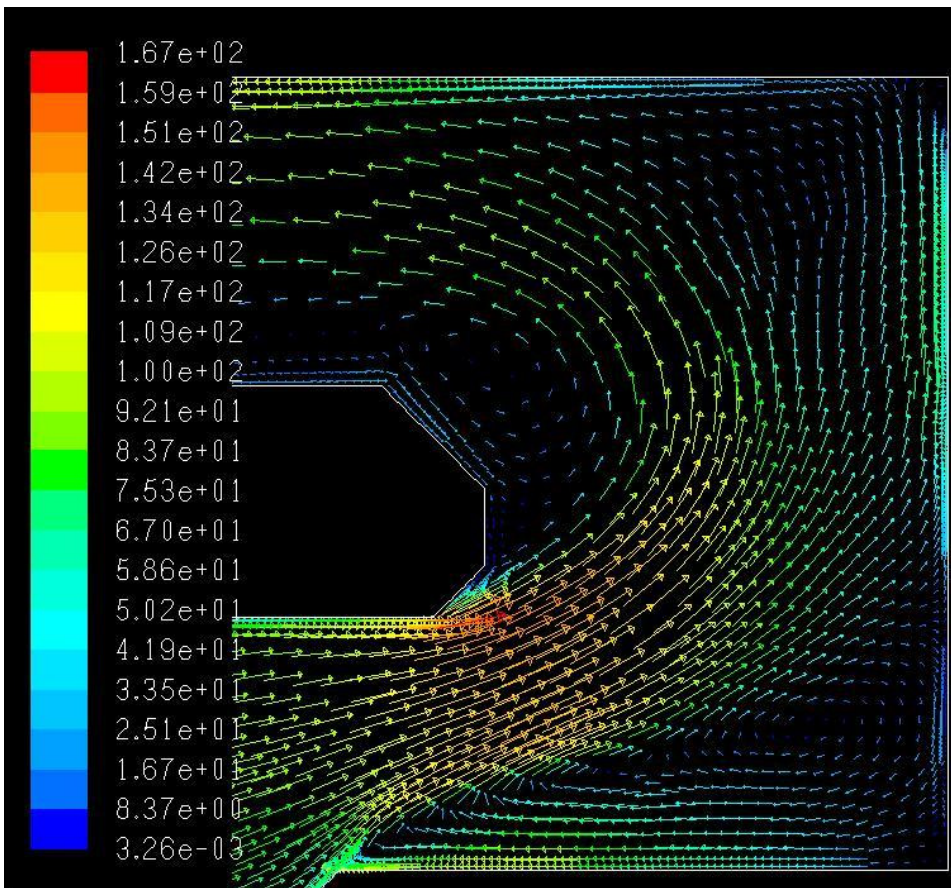


Figura 12.12: vettori di velocità [m/s] dell'aria refrigerante nella zona in cui il flusso cambia direzione, configurazione con cannucchia di refrigerazione e catodo più lunghi di 1,6 mm

Come si vede dalle immagini dei vettori di velocità, nel punto in cui l'aria subisce il cambiamento di direzione si ha la formazione di alcuni vortici turbolenti in senso orario. Questi vortici limitano l'arrivo di aria fresca dalla zona di ingresso della cannucchia di refrigerazione e creano un ricircolo di fluido caldo sulle pareti del catodo; portando così ad una diminuzione della potenza termica scambiata. Si sono valutate delle geometrie alternative in modo da cercare di ridurre la formazione dei vortici turbolenti.

PARAGRAFO 12.4

STUDIO della TORCIA CON DIVERSA POSIZIONE RELATIVA TRA CATODO e CANNUCCIA di REFRIGERAZIONE

Le dimensioni dei componenti sono state mantenute uguali a quelle originali; è stata cambiata la posizione relativa della cannucchia di refrigerazione e del catodo. La cannucchia di refrigerazione è stata prima avvicinata al catodo di 0,4 mm e poi allontanata dallo stesso di 0,8 mm.

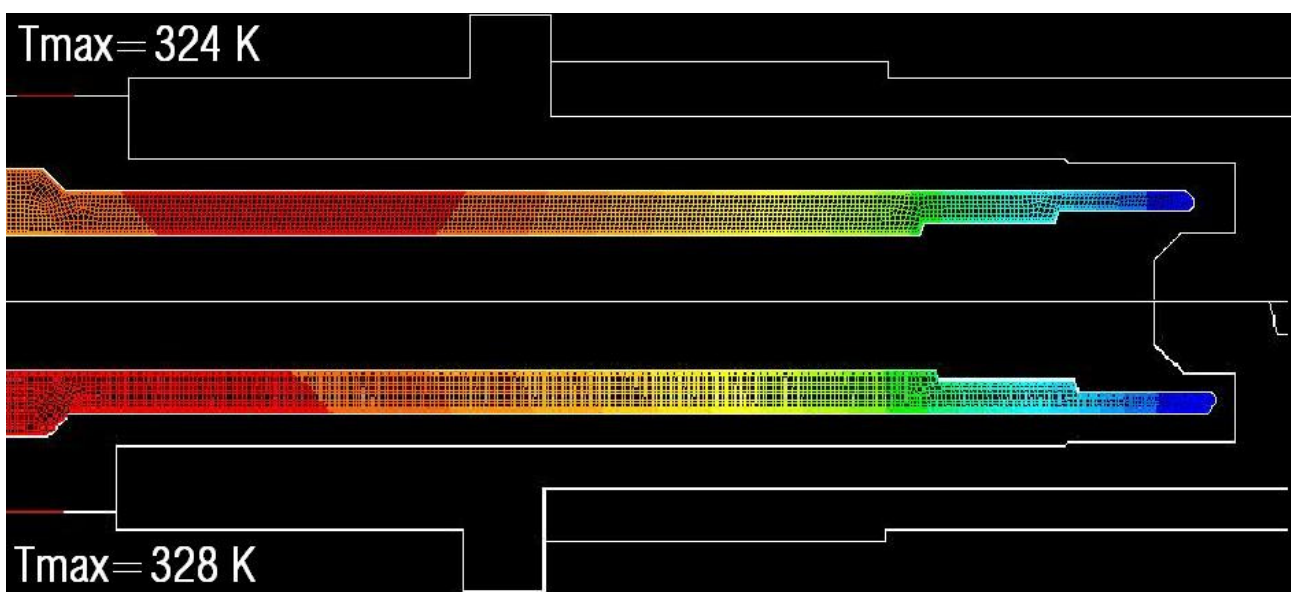


Figura 12.13: temperatura della cannucchia di refrigerazione nella posizione standard (in alto) e avvicinata al catodo di 0,4 mm (in basso)

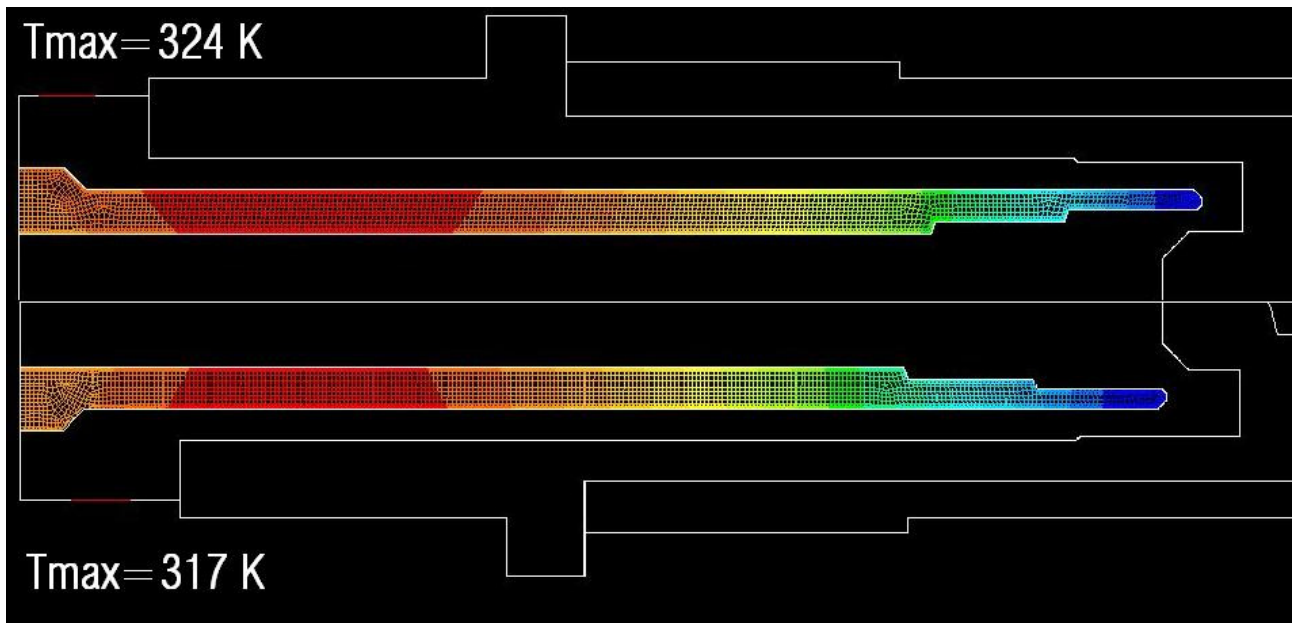


Figura 12.14: temperatura della cannucchia di refrigerazione nella posizione standard (in alto) e allontanata dal catodo di 0,8 mm (in basso)

Le simulazioni hanno mostrato un maggior riscaldamento della cannucchia di refrigerazione quando è nella posizione più vicina al catodo rispetto alla posizione standard, accade esattamente l'opposto se la si allontana.

Come già detto, il campo di maggiore interesse è quello che riguarda la temperatura del catodo.

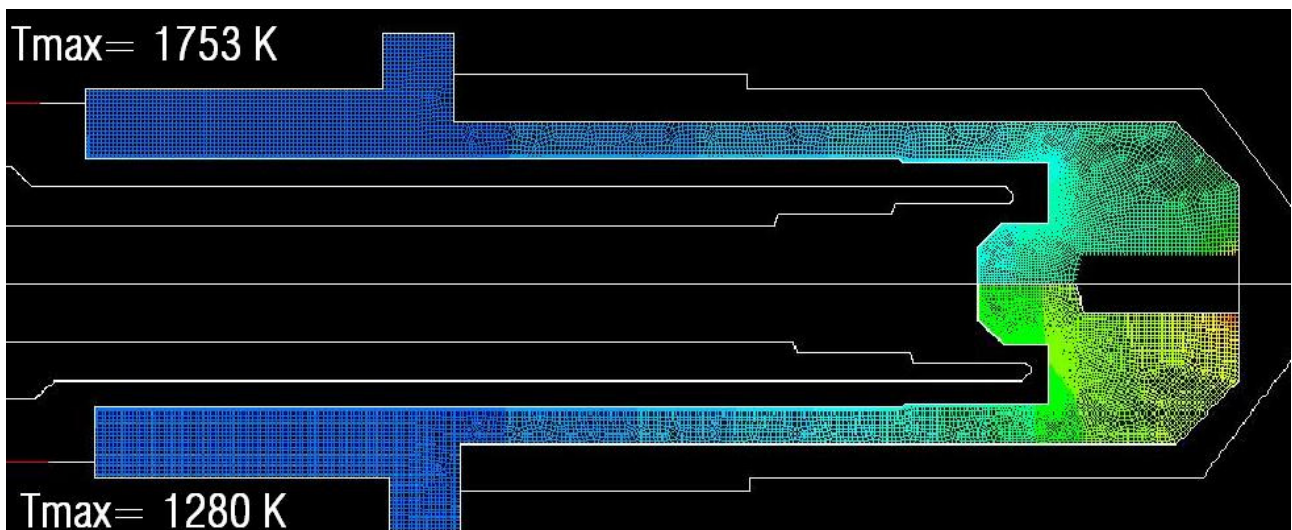


Figura 12.15: temperatura del catodo nella posizione standard (in alto) e avvicinata al catodo di 0,4 mm (in basso)

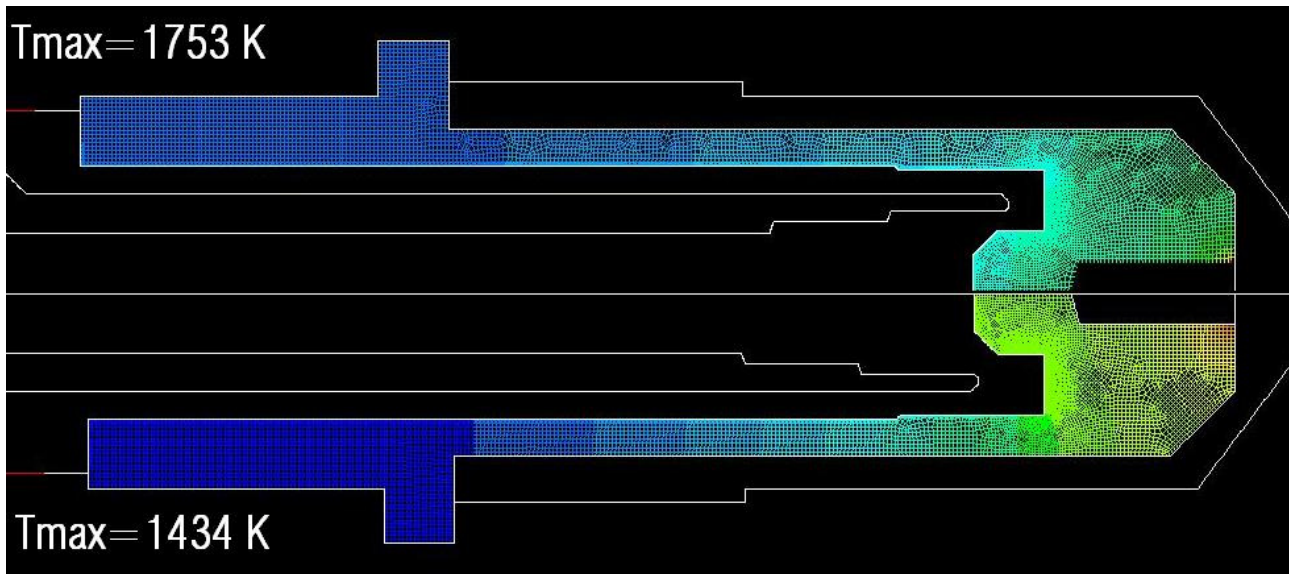


Figura 12.16: temperatura del catodo nella posizione standard (in alto) e allontanata dal catodo di 0,8 mm (in basso)

Le figure 12.15 e 12.16 mostrano in entrambi i casi una riduzione della temperatura del catodo, portando ad una maggior durata dei componenti usurabili.

Le simulazioni numeriche hanno ben evidenziato come un aumento della superficie di scambio termico, ottenuto aumentandola lunghezza della cannucchia di refrigerazione e dell'elettrodo, porti dei benefici per la loro refrigerazione. Si nota che aumentando la lunghezza del catodo, elemento discriminante per la scelta di una torcia, la sua temperatura diminuisce facendo presupporre un aumento della sua durata. Questa ipotesi è stata confermata anche dalle prove sperimentali; le prove di durata svolte in laboratorio hanno mostrato che l'utilizzo dei componenti più lunghi permette di ottenere un numero maggiore di sfondamenti. La posizione relativa non è stata cambiata, le simulazioni non hanno portato ad un risultato univoco e la difficoltà progettuale nel modificare questa misura hanno fatto accantonare l'idea. Con la modifica della lunghezza dei due componenti il numero di sfondamenti che si è riuscito ad ottenere è soddisfacente; si è preferito non modificare le posizioni relative lasciando questa strada a sviluppi futuri.

CAPITOLO 13

DIAGNOSTICA TRIDIMENSIONALE della TORCIA CEBORA CP 91 MANUALE

PARAGRAFO 13.1

DEFINIZIONE della GEOMETRIA e delle CONDIZIONI OPERATIVE

Un'altra analisi sulle torce manuali è stata svolta per la torcia CP 91. Le simulazioni finora fatte utilizzavano modelli prevalentemente bidimensionali; ciò soprattutto per la simulazione delle torce automatiche, il cui comportamento, con buona approssimazione, è ben descritto nell'ambito di una ipotesi di assilassimmetria che permette di contenere i tempi di simulazione rispetto ad approcci tridimensionali più realistici. La geometria delle torce manuali è infatti molto più semplice rispetto a quella delle torce automatiche; nella simulazione di quest'ultima tipologia di sorgenti di plasma, l'uso di modelli tridimensionali permette l'analisi del comportamento termo fluidodinamico- elettromagnetico del plasma con il necessario maggior livello di realismo.

In questo senso l'analisi della torcia CP 91 è stata fatta attraverso l'utilizzo della geometria tridimensionale della stessa. Il modello tridimensionale è stato realizzato in modo da includere i dettagli delle sezioni di ingresso del gas. Come già detto precedentemente nelle torce manuali si utilizza un unico gas che funge sia da gas primario che da gas secondario; in questa situazione l'aria entra in un solo canale per poi essere separata in gas primario e gas secondario. L'utilizzo di un modello tridimensionale e la valutazione dei canali di ingresso del plasma permette una miglior comprensione delle caratteristiche del flusso nella regione a monte della camera di plasma e quindi una miglior progettazione dei componenti che formano la torcia. Le condizioni al contorno prevedono un anodo fittizio a

valle dell'ugello, questo è stato fatto perché interessa solo il comportamento fluidodinamico del gas all'interno della torcia, la situazione rappresenta quello che può essere un arco pilota.

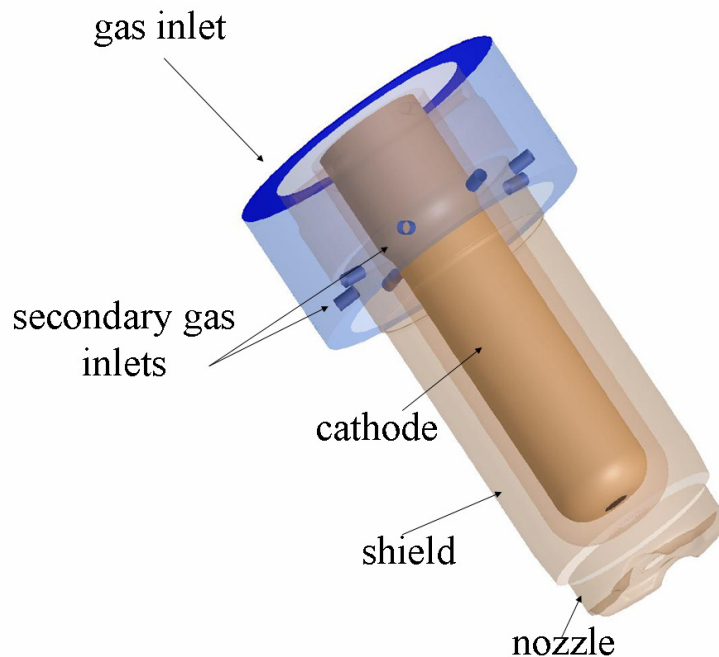


Figura 13.1: illustrazione della geometria utilizzata per le simulazioni tridimensionali

Le condizioni operative sono le seguenti:

- gas di alimentazione aria, pressione 500000
- corrente pari a 90 A
- foro dell'ugello di diametro pari a 1,3 mm.

La figura 13.1 mostra la geometria modellata per la simulazione tridimensionale, si possono vedere il *gas inlet* da dove entra l'aria, poi parte diventa gas primario con una determinata velocità di *swirl* e parte diventa gas di secondario atto a proteggere e refrigerare la torcia stessa. Questa geometria permette una simulazione molto più realistica che non un modello bidimensionale; in questo caso vengono presi in considerazione anche i piccoli fori del diffusore di plasma con la loro reale inclinazione in modo da poter predire

in maniera accurata il comportamento fluidodinamico del gas. La modellazione di piccoli fori comporta alcuni problemi dal punto di vista della *mesh* perché all'interno di essi deve essere presente un numero abbastanza elevato di celle in modo da poter descrivere in maniera accurata il comportamento del gas. Nelle altre sezioni della torcia però, non può essere utilizzata la stessa dimensione delle celle altrimenti il modello presenterebbe un numero troppo elevato di elementi; si avrebbe una grande difficoltà nella convergenza delle soluzioni e un costo computazionale elevato. Il problema va ponderato e risolto utilizzando al meglio tutte le funzioni di *Gambit*. I percorsi dei filetti fluidi all'interno della torcia possono essere visualizzati in modo da valutare la presenza di eventuali vortici o riflussi che potrebbero andare a compromettere il buon funzionamento della torcia.

PARAGRAFO 13.2

ANALISI dei RISULTATI

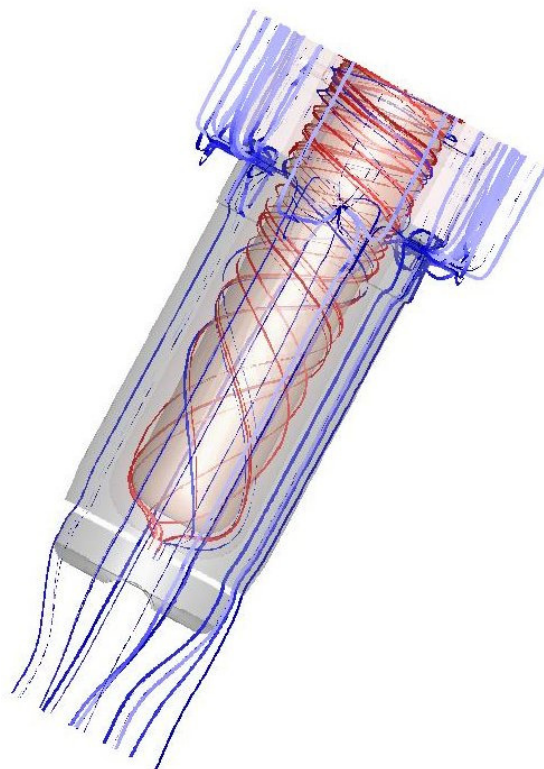


Figura 13.2: traiettorie dei filetti fluidi all'interno della torcia, il gas primario è evidenziato in rosso, il gas secondario invece è in blu

La figura 13.2 evidenzia il percorso che il fluido compie all'interno della torcia. Le linee rosse evidenziano il percorso del gas di plasma con una forte componente di *swirl*. La componente di *swirl* nel gas di plasma ne aumenta la coerenza permettendo così una maggior densità di potenza raggiungendo in tempi rapidi la completa fusione del materiale da tagliare. Un'elevata densità di potenza ed un'elevata quantità di moto dell'arco di plasma portano ad avere una riduzione della formazione di bave e di fumo, migliorando così sia la qualità di taglio che il comfort dell'operatore umano.

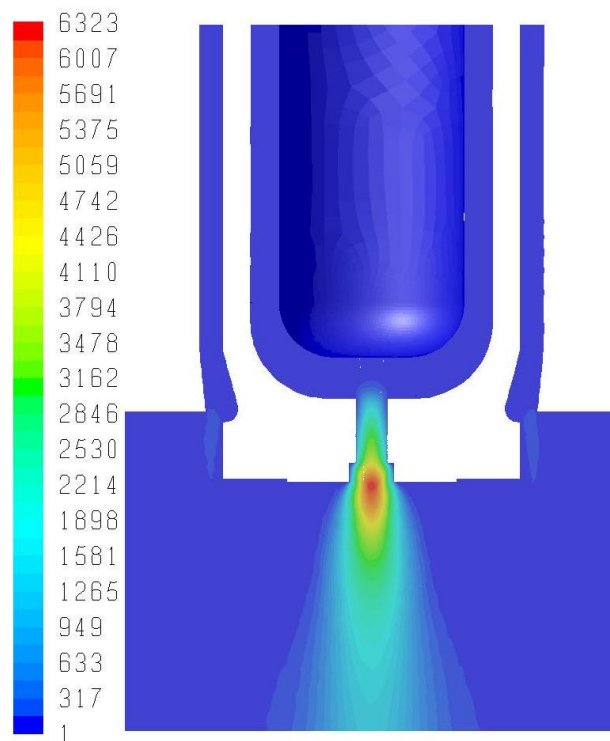


Figura 13.3: campo di velocità in [m/s]

Le simulazioni svolte rappresentano la situazione di arco pilota, situazione in cui la parte di materiale da tagliare non è presente, è la situazione che si ha quando l'arco viene fatto innescare in aria senza far avvenire il trasferimento sul pezzo. Questa situazione è stata imposta per poter ridurre i tempi di iterazione e non andare a complicare ulteriormente il modello; l'approssimazione fatta non va

ad influenzare però l'andamento fluidodinamico del gas all'interno della torcia che è l'argomento di interesse di questi calcoli.

Nella figura 13.3 si vede il campo di velocità su un piano passante per l'asse della torcia, si nota come il valore massimo viene raggiunto nell'uscita dell'ugello, più precisamente nella zona del *long-life*, risultato che ben concorda con tutte le altre simulazioni bidimensionali svolte.

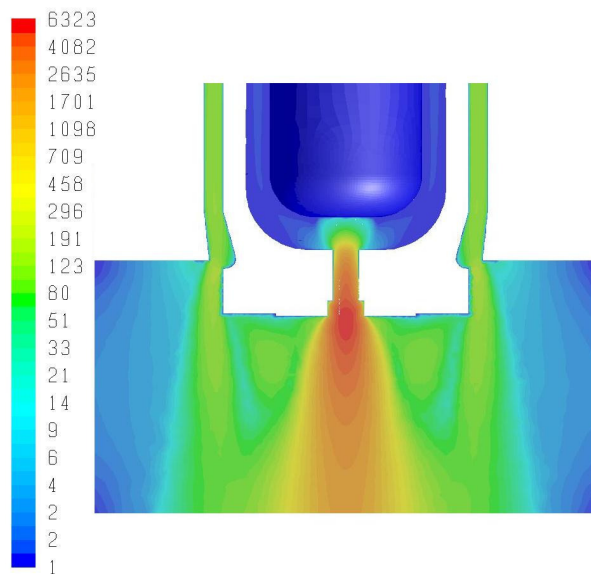


Figura 13.4: campo di velocità in scala logaritmica [m/s]

La velocità è stata visualizzata anche in scala logaritmica in modo da evidenziare quale fosse l'effetto del gas secondario sul getto di plasma a valle dell'ugello. La funzione del gas di secondario è di costringere il getto di plasma anche a valle dell'uscita dell'ugello. Vi è una zona anulare con forte componente turbolenta in cui la velocità del gas secondario raggiunge i 300 m/s, questa turbolenza crea un ricircolo che porta aria dall'esterno dell'ugello verso la colonna di plasma andando così a costringere il getto di plasma. Questa costrizione ha notevoli effetti benefici per quello che riguarda la stabilità dell'arco e le sue caratteristiche termofluidodinamiche. La presenza di questo vortice turbolento porta ad una maggiore coerenza dell'arco plasma e ad una miglior uniformità delle sue caratteristiche.

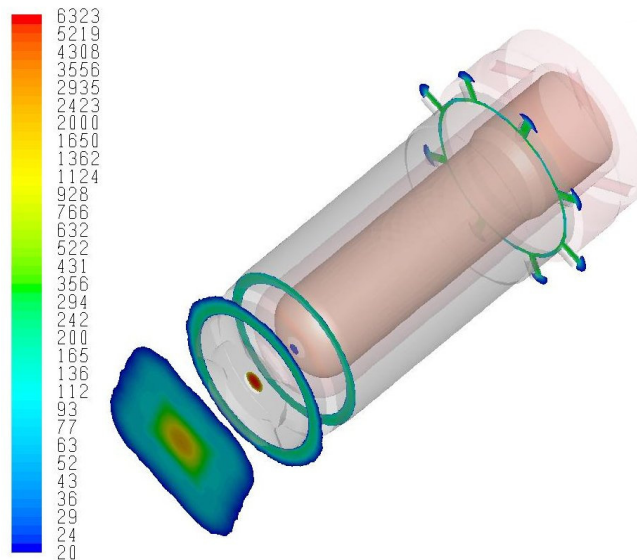


Figura 13.5: sezioni perpendicolari all'asse della torcia del campo di velocità in scala logaritmica [m/s]

Nella figura 13.5 si vede, sempre in scala logaritmica, l'andamento della velocità su piani paralleli tra di loro e perpendicolari all'asse del catodo, in questo modo viene valutato come la velocità varia lungo la direzione dell'asse della torcia.

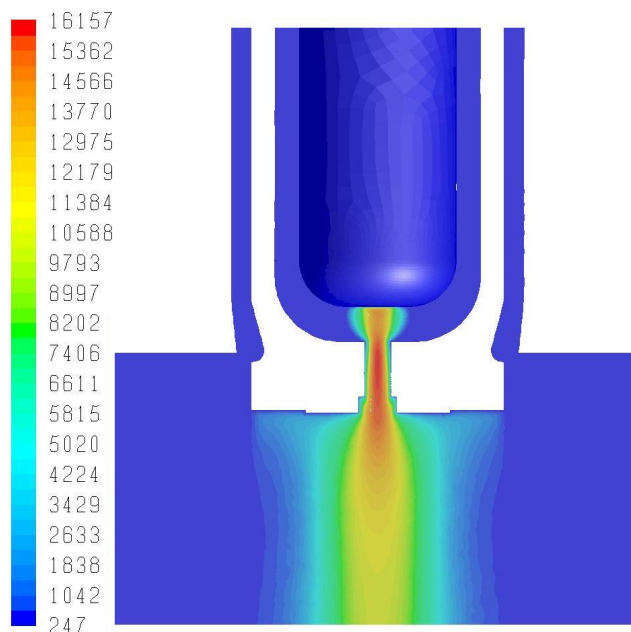


Figura 13.6: campo di temperatura [K]

La figura 13.6 mostra l'effetto di costrizione del gas di secondario, già notato nel campo di velocità, anche sul campo di temperatura. All'uscita dell'ugello si vede come il campo di temperatura non si espande liberamente in aria ma rimane coerente e perciò si ha un getto di plasma uniforme. Anche la parte più fredda del getto, quella più esterna rispetto all'asse, rimane compatta garantendo al getto di plasma delle caratteristiche migliori.

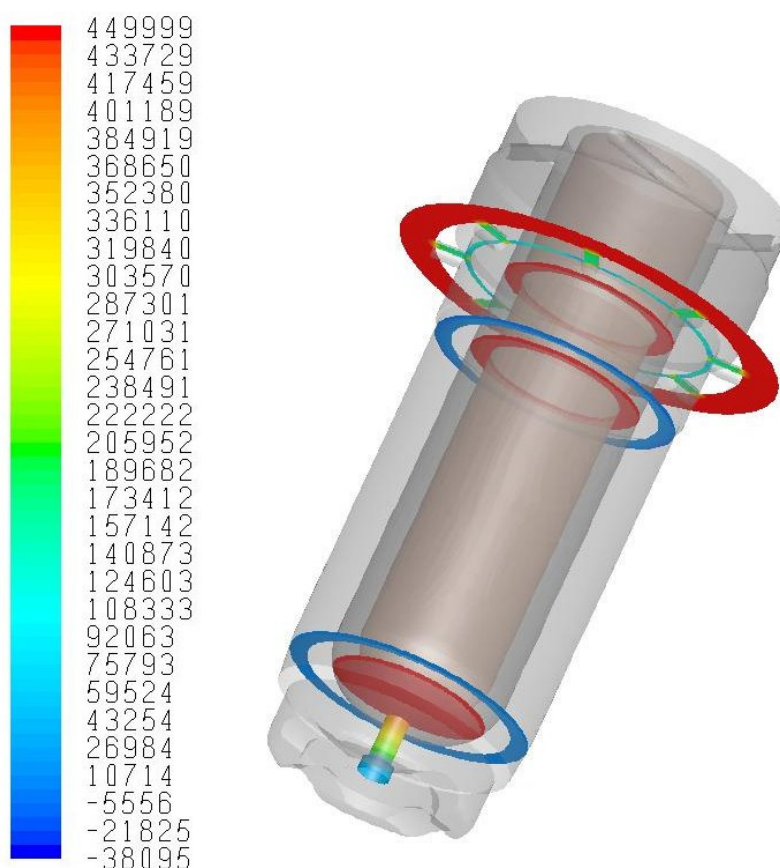


Figura 13.7: campo di pressione [Pa]

La figura 13.7 mostra l'andamento della pressione all'interno della torcia; come detto in precedenza nella descrizione del modello, la sezione di ingresso del gas è unica, attraverso i fori del diffusore si divide in gas di plasma e gas di secondario. La pressione del gas primario si va a ridurre tra la punta del catodo e l'uscita dell'ugello, mentre quella del gas secondario viene ridotta a valle dei fori del diffusore di secondario.

Le simulazioni tridimensionali hanno mostrato gli andamenti dei campi delle grandezze di maggior interesse in maniera più realistica e precisa, considerando anche la modellazione dei piccoli canali dove il fluido viene fatto passare. Si noti come grazie a queste simulazioni si riesce ad avere una nozione più completa e realistica del comportamento fluidodinamico dei gas all'interno della torcia, si riescono a vedere il percorso dei filamenti fluidi all'interno dei componenti e permette di confrontare in maniera più realistica le geometrie da studiare. Utilizzando un modello tridimensionale il costo computazionale aumenta, portando anche ad un aumento del tempo impiegato per portare a convergenza la simulazione. Inoltre le geometrie delle torce manuali sono molto più semplici rispetto a quelle delle torce automatiche quindi in questo ultimo caso i tempi si allungherebbero di molto. Le immagini mostrano come la differenza tra simulazioni bidimensionali e tridimensionali non sia così rilevante e quindi l'approssimazione del modello bidimensionale può essere tollerata.

CAPITOLO 14

ANALISI TRIDIMENSIONALE del DIFFUSORE CEBORA

3 x 1,1

PARAGRAFO 14.1

DIAGNOSTICA del DIFFUSORE

Un'altra simulazione tridimensionale è stata fatta per poter valutare il funzionamento di un diffusore di plasma con tre fori di diametro 1.1 mm in modo da valutare le cadute di pressioni che si hanno nel passaggio del fluido attraverso i tre fori.

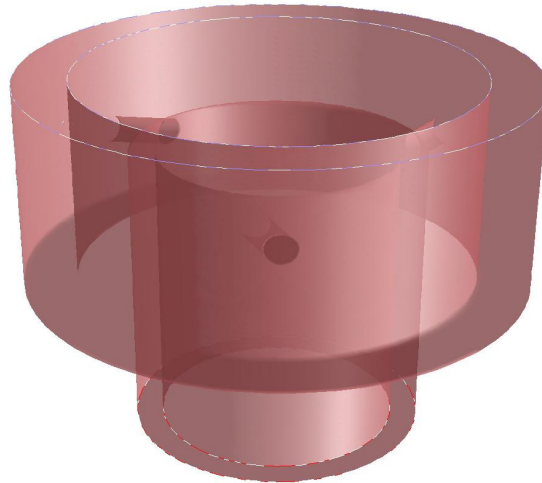


Figura 14.1: illustrazione della geometria utilizzata per la simulazione del diffusore

La figura 14.1 mostra la geometria utilizzata nelle simulazioni, nella parte superiore si ha il *pressure inlet*, mentre in quella inferiore il *pressure outlet* e poi si vedono i tre fori di passaggio del gas che gli conferiscono una componente di *swirl*.

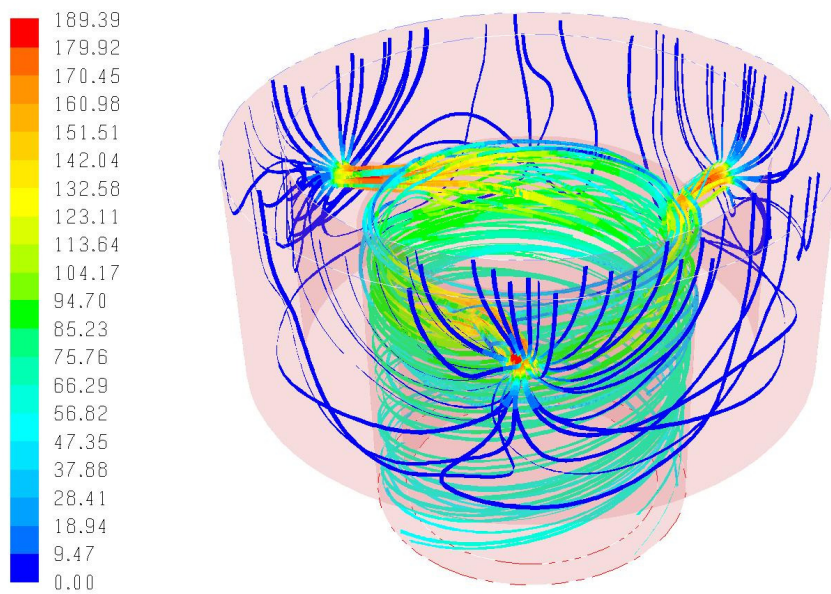


Figura 14.2: traiettorie dei filetti fluidi all'interno del diffusore, sono colorati in funzione del modulo di velocità [m/s]

Per evidenziare la componente di *swirl* sono stati tracciati i percorsi che compiono le particelle di fluido dal *pressure inlet* al *pressure outlet* colorati in funzione del modulo della velocità. Si vede come prima di attraversare i fori del diffusore le particelle hanno un percorso rettilineo, ma non uniforme, all'interno dei fori da 1.1 mm subiscono un'accelerazione e raggiungono la loro velocità massima per poi fuoriuscire con una spiccata velocità di rotazione in senso orario attorno all'asse del componente e con una traiettoria più uniforme.



Figura 14.3: campo di pressione [Pa]

L'immagine mostra il campo di pressione su due diversi piani, uno parallelo al piano di *pressur inlet* e passante per l'asse dei fori e l'altro passante per l'asse del diffusore e perpendicolare al precedente. La zona di ingresso e antecedente i fori del diffusore è alla pressione di 4 bar, poi subisce una caduta di pressione dovuta alla strizione dei fori ed arriva ad una pressione pari a circa 2.5 bar.



Figura 14.4: campo di temperatura [K]

Sugli stessi piani è stato visualizzato il campo di temperatura. All'ingresso il fluido ha una temperatura di 300°K e poi subisce un raffreddamento

nell'attraversamento dei fori del diffusore, questo a causa della conservazione dell'energia, aumentando la velocità la temperatura cala.

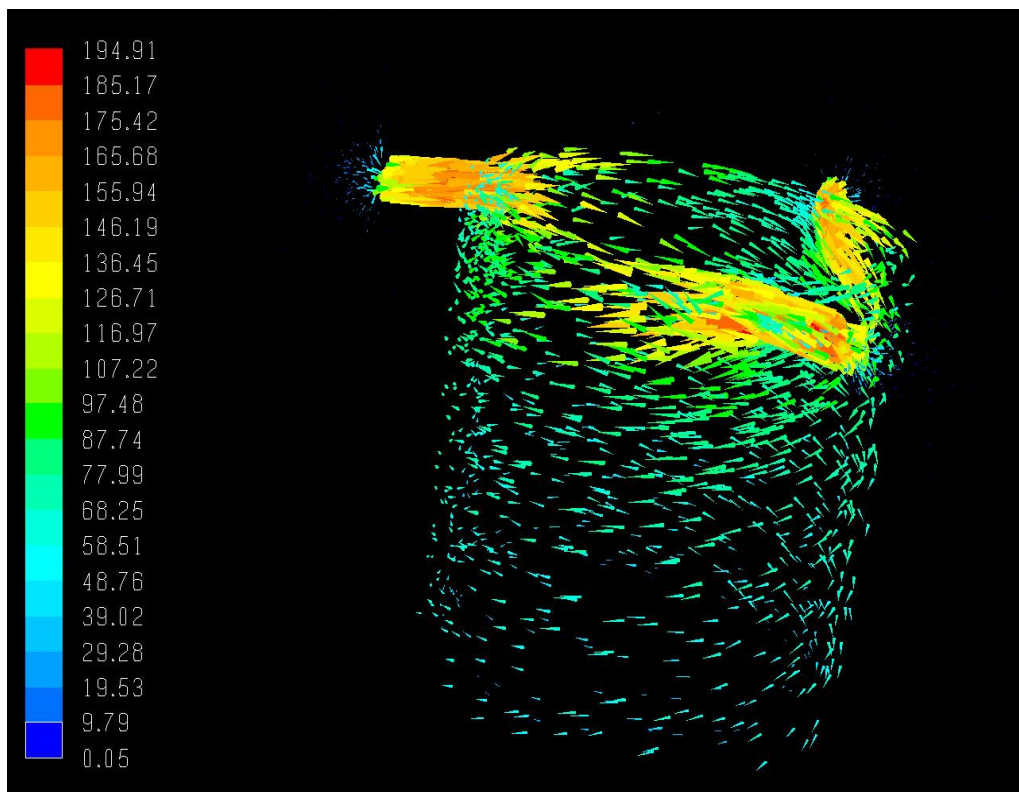


Figura 14.5: vettori di velocità [m/s]

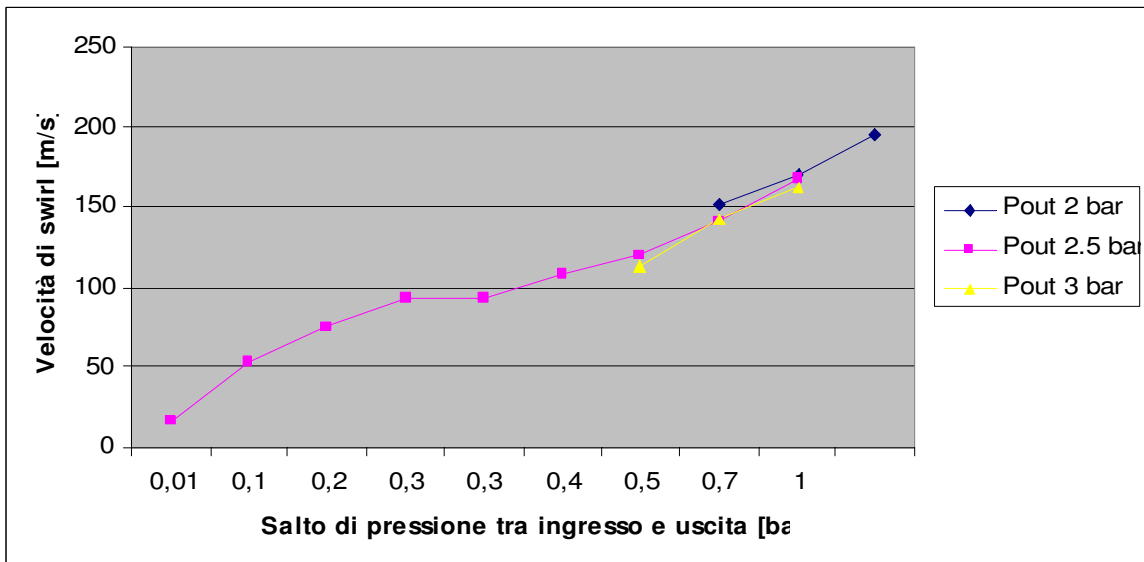
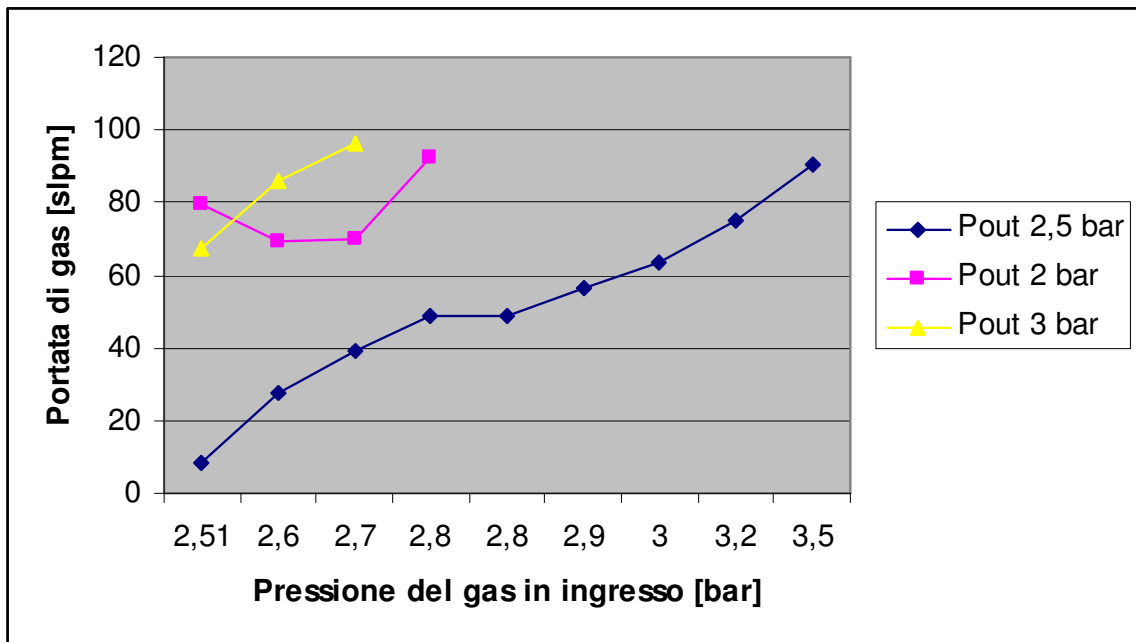
In figura 14.5 sono stati rappresentati i vettori di velocità del gas per evidenziare ancora meglio la funzione del diffusore di gas primario. Si vede come il gas grazie alla presenza di tre fori spostati rispetto alla direzione radiale del diffusore conferiscono al fluido una componente di *swirl* che permette di ruotare attorno all'asse in modo da mantenere il getto di plasma coerente.

PARAGRAFO 14.2

PARAMETRIZZAZIONE delle PRESSIONI OPERATIVE

Su questo modello sono state fatte delle parametrizzazioni sulle pressioni di ingresso e di uscita per poter valutare velocità di *swirl*, portata in massa del diffusore e poterle poi correlare alle prove sperimentali.

	Pressione in ingresso [bar]	Pressione in uscita [bar]	Salto di pressione [bar]	Portata [slpm]	Velocità [m/s]	Velocità di <i>swirl</i> [m/s]
Ugello3x11_Pin251	2,51	2,5	0,01	8,55	20,91	16,95
Ugello3x11_Pin27	2,6	2,5	0,1	27,91	68,35	53,38
Ugello3x11_Pin26	2,7	2,5	0,2	39,18	96,55	75,36
Ugello3x11_Pin28	2,8	2,5	0,3	48,79	116,52	93,24
Ugello3x11_Pin29	2,8	2,5	0,3	48,83	116,3	93,23
Ugello3x11_Pin30	2,9	2,5	0,4	56,52	132,9	107,6
Ugello3x11_Pin32	3	2,5	0,5	63,33	147	120,12
Ugello3x11_Pin35	3,2	2,5	0,7	75,27	170,98	141,24
Ugello3x11_Pin32Pout30	3,5	2,5	1	90,56	198,9	167,5
Ugello3x11_Pin25Pout20	2,9	2	0,9	79,66	202,9	170,66
Ugello3x11_Pin270	2,7	2	0,7	69,55	182,4	151,56
Ugello3x11_Pin29Pout20	2,7	2	0,7	69,87	182,5	151,42
Ugello3x11_Pin32Pout21	3,2	2	1,2	92,71	231,66	195,3
Ugello3x11_Pin35Pout30	3,5	3	0,5	67,59	138,68	112,92
Ugello3x11_Pin38Pout30	3,8	3	0,8	85,95	171,08	141,79
Ugello3x11_Pin38Pout30	4	3	1	96,34	189,39	161,85



I grafici riassumono le tabelle di parametrizzazione delle pressioni. Prendendo in considerazione il grafico relativo all'andamento della portata si vede come aumentando la pressione in ingresso e mantenendo la pressione in uscita pari a 2,5 bar si ha, ovviamente, un aumento di portata all'interno del diffusore di plasma. Modificando la pressione in uscita, portandola quindi a 2 e 3 bar, la curva è traslata a destra o a sinistra lungo l'asse x, questo significa che con lo stesso salto di pressione tra ingresso ed uscita si ha circa la stessa portata di gas. In questo intervallo di pressione la portata di massa non dipende dai valori di pressione a monte e a valle del diffusore, ma dipende solo dalla loro differenza. Il

secondo grafico, quello sulla velocità di *swirl*, mostra come aumentando il salto di pressione tra ingresso ed uscita anche la velocità di *swirl* aumenta. Inoltre si nota come i valori di *swirl* siano confrontabili a parità di salto di pressione, ma diversa pressione in uscita. Se ne deduce che la velocità di *swirl* è influenzata solo dal salto di pressione tra ingresso e uscita in questi *range* di pressioni e non dipende dai valori a monte e a valle.

CAPITOLO 15

DIAGNOSTICA SCHLIEREN

PARAGRAFO 15.1

UN PO' di STORIA

Nel diciassettesimo secolo si iniziò a parlare di tecnica *schlieren* e di tecnica *shadowgraph*. Il padre dell'ottica dei media non omogenei può essere considerato il grande enigmatico Robert Hooke (1635-1703). Destinato a rimanere per sempre all'ombra di Newton, Hooke fu tuttavia un grande genio della sperimentazione. Osservò sia il mondo microscopico sia il mondo dei cieli, scoprendo e nominando l'atomo, fondò la teoria elastica, e fornì le basi per la fisica, la chimica, la meteorologia, la geologia e la biologia. Hooke diede il suo contributo alla tecnica *schlieren* durante gli anni in cui studiò la microscopia, la telescopica, la tecnologia per gli specchi e facendo dei test sui mezzi ottici. Il primo metodo di Hooke per la tecnica *schlieren* fu la diretta osservazione di una variazione termica dell'aria che causava un disturbo contro un confine di luce-buio “ dovresti trovare come un tremolio e un'ondulazione dell'oggetto remoto che dovrebbe vedersi anche a occhio nudo” . Questa semplice visualizzazione degli effetti *schlieren*, nella quale la pupilla dell'occhio elimina i raggi rifratti, non è stata formalmente riconosciuta come tecnica *schlieren* per tre secoli, tuttavia deve essere stata osservata dai nostri curiosi antenati per molti secoli prima l'utilizzo di Hooke. Essendo questa la prima struttura realizzata, Hooke pensò di migliorarla rimpiazzando il *light-dark boundary* con l'immagine della fiamma di una candela proiettata attraverso uno specchio concavo o una lente direttamente sulla pupilla dell'occhio. Una seconda fiamma di candela, posizionata vicino alla lente, rifrange fortemente alcuni raggi di luce portandoli

all'esterno della pupilla, in tal modo il flusso convettivo della candela, che è trasparente, viene rivelato dall'occhio dell'osservatore attraverso una variazione di luminosità del fascio di luce. In questo modo l'invisibile diventa visibile.

Nel diciottesimo secolo Marat, noto più per il suo contributo alla rivoluzione francese che per i suoi lavori scientifici, mostra in una sua pubblicazione un'immagine inconfutabile di *shadowgraph*. La fiamma di una candela è fiancheggiata dal flusso di calore di alcuni oggetti metallici riscaldati. L'aria calda, meno densa rispetto a quella a temperatura ambiente, rifrange la luce in modo da formare una striatura luminosa attorno ad una zona interna più scura. Il flusso del calore è stato disegnato in maniera molto affascinante e si può il passaggio da flusso laminare a flusso turbolento. Questa cosa è stata rivisitata soltanto un secolo dopo dagli studi effettuati da Reynolds.

Coincidenza o no, fu nella Parigi del 1859 che un altro progresso venne fatto grazie agli studi di J.B. Leon Foucault (1819-1868) che portò un'innovazione allo studio dell'ottica attraverso i mezzi non omogenei. La sua tecnica fu la prima ad utilizzare un *cut-off* esterno e differente dalla pupilla dell'occhio umano, in questo modo la discriminazione tra raggi regolari e raggi irregolari diventava indipendente dall'osservatore, questo *cut-off* è oggi riconosciuto come lo strumento che fa la differenza tra la tecnica *schlieren* e tutti gli altri approcci collegati ad essa; gli esperimenti sul *knife-edge* di Foucault marcano l'inizio del campo di applicazione oggi riconosciuto. Nello stesso periodo di Foucault, August Toepler (1836-1912) inventò di nuovo la tecnica *schlieren*, questa scoperta avvenne tra 1859 e il 1864. Egli aveva un talento nel dare nomi alle cose, e quindi nominò la sua nuova tecnica come caratterizzante delle non omogeneità ottiche nel vetro, che era conosciuta in Germania con il nome di *schlieren*. Quando l'attenzione di Toepler fu richiamata dal lavoro di Foucault ammise la somiglianza dei due processi ma rivendicò il diritto di originalità, notò che il lavoro di Foucault si riferiva esclusivamente alla prova di alcuni specchi e non al possibile utilizzo nel campo di ricerca scientifica. I primi

sforzi di Toepler per visualizzare il suono attraverso la tecnica *schlieren* fallirono, ma presto scoprì la possibilità di ottenere un disturbo acustico piuttosto marcato utilizzando una scintilla elettrica. Lui chiamò queste onde in vari modi, tra cui anche onde sonore, ma esse erano in verità delle onde d'urto che viaggiavano a velocità superiore rispetto a quella del suono. Toepler vide e illustrò il moto, la riflessione e la rifrazione di queste onde d'urto per la prima volta, questo fenomeno divenne poi un campo di studio che è l'elemento chiave della fisica e dell'ingegneria moderna. Utilizzando un interruttore come fonte luminosa per la tecnica *schlieren*, Toepler osservò il moto di queste onde d'urto con flash dell'ordine di un microsecondo. Toepler fu il primo in assoluto ad utilizzare *l'high speed imaging*, il suo lavoro ispirò Mach e il moderno pioniere dell'elettronica stroboscopica Edgerton. Tutti i lavori di Toepler che utilizzavano la tecnica *schlieren* erano qualitativi cioè si prendeva in considerazione solo l'aspetto visivo e non la teoria numerica. Così, due secoli dopo che Hooke la introdusse, Toepler gli successe nel dare un nome alla tecnica *schlieren*, ma in questo periodo l'atmosfera della fisica sperimentale era molto più ricettiva, e le applicazioni per questa tecnica si moltiplicarono. Fu velocemente riconosciuta come uno strumento molto valido e fu presa in considerazione da diversi scienziati come Ernst Abbe, Robert W. Wood e soprattutto da Ernst Mach. Il nome di Mach ha un grande effetto perché per molto tempo dopo la sua morte nell'immaginario collettivo fa venire alla mente i voli ad elevata velocità e alla rottura della mistica barriera del suono. In realtà il suo nome risulta appropriato per tutto quello che va dalle automobili ai computer ai *razor-blade* e a tutto quello che è associato alle alte velocità. Il motto di Mach era "*Sehen heisst verstehen*" (vedere è capire) e può essere usato come mantra della moderna visualizzazione del flusso, ma lo fece sbagliare sull'atomo non facendogli accettare il concetto. La sua filosofia richiedeva la diretta osservazione della natura in modo da mantenere onestà e realismo nella teoria scientifica. Dalle sue conoscenze in fisiologia, Mach intraprese l'acustica. I primi esperimenti con il *shoot tracing* delle onde sonore

dalle scintille erano indirette, e furono rimpiazzate dall'osservazione diretta dello saliere. Tuttavia dove il circuito di ritardo di Toepler fallì, quello di Mach ci riuscì, anche perché in questo tempo i piatti fotografici erano diventati maggiormente sensibili e permettevano la tecnica *schlieren* illuminata dal flash. La sinergia di questi due sviluppi permisero una maggiore accuratezza nella misurazione delle onde sonore, provando che queste onde generate dalle scintille elettriche non erano semplicemente delle onde sonore, ma erano supersoniche. Già da alcuni decenni si sapeva che la velocità del suono era di 340 m/s, la teoria di Ryemann mostrò, nel 1860, che le onde non lineari di forza finita potevano viaggiare ad una velocità superiore a quella del suono. Le osservazioni fatte da Mach utilizzando la tecnica *schlieren* mostrarono la veridicità di queste affermazioni nel 1877, anche in questo caso la tecnica *schlieren* giocò un ruolo fondamentale. Mach aveva un collega di nome Salcher che svolse la maggior parte degli esperimenti, inoltre suggerì di confrontare i loro risultati osservando un flusso supersonico su un proiettile fisso. L'esperimento venne condotto facendo passare l'aria esausta di un siluro attraverso un ugello convergente e fotografando il tutto con la tecnica *schlieren*. Questa fu la prima fotografia di un flusso supersonico mai fatta, così gli studi di Mach e Salcher sulla fluidodinamica e sull'aerodinamica supersonica dipesero fortemente dalla tecnica *schlieren*.

Alla fine del diciannovesimo secolo uno studioso amatoriale di microscopia, Julius Rheinberg (1871-1943) studiò un sistema per affrontare alcuni oggetti macchiati otticamente in un microscopio. Rheinberg vide che l'utilizzo del contrasto di colore poteva portare a dei miglioramenti nella microscopia, e mise dei filtri colorati all'interno del diaframma del microscopio in modo da dare un codice colorato alla luce che veniva rifratta dall'oggetto in osservazione.

All'inizio del ventesimo secolo la tecnica *schlieren* era ben conosciuta e veniva utilizzata nei migliori laboratori di ricerca grazie anche alle pubblicazioni di Toepler e Mach. Il lavoro realizzato da questi due autori venne preso in consegna dal professor Cranz e dal suo studente Hubert Schardin (1902-1965),

che diedero un contributo importante alla fotografia ad alta velocità: le macchine a flash multipli conosciute adesso con il nome di *Cranz-Schardin camera*. Utilizzando le tecniche *shadowgraph* e *schlieren*, non avendo parti in movimento e realizzando fino a 24 immagini separate per singolo scatto, questa fotocamera permetteva di realizzare fotografie ad alta velocità di fenomeni fisici fino a un milione di *frame per second*. Schardin era già apprezzato per il suo lavoro e divenne il patriarca del ventesimo secolo per quello che riguardava *high speed imaging* e l'ottica attraverso mezzi non omogenei. Schardin era affascinato dalla fisica dell'alta velocità e dalla tecnica *schlieren* a colori, nel suo appartamento e nella sua cantina aveva un impianto ottico sul quale i suoi studenti imparavano a improvvisare la tecnica *schlieren*.

Nel 1963 Holder e North pubblicarono una piccola monografia intitolata “metodo *schlieren*” dove davano uno sguardo allo stato dell'arte della tecnica *schlieren* e della *shadowgraph* in un modo scolastico. Parlavano del montaggio pratico dell'impianto, delle lampade ad alta velocità e della fotografia di un immagine *schlieren*. Con questo libro si chiude la breve storia delle persone che hanno portato al livello in cui siamo nei giorni nostri la tecnica fotografica *schlieren*.

CONCETTI GENERALI

La luce si propaga in maniera uniforme solo attraverso un mezzo omogeneo. Ma l'atmosfera non è uniforme, anzi è piena di disturbi e non omogeneità causate dalla turbolenza, dalla convezione termica, dai fenomeni meteorologici e molto altro, come indicato in [34]. Questi disturbi cambiano la densità atmosferica su piccola scala e con essa anche l'indice di rifrazione.

La tecnica *schlieren* si basa sulle alterazioni di traiettoria subite da raggi luminosi che attraversano un fluido trasparente in cui è presente un gradiente di densità. Un fascio di luce che si propaga attraverso un mezzo non omogeneo, infatti, subisce dei fenomeni di rallentamento e deviazione di cui tiene conto l'indice di rifrazione n del mezzo:

$$n = c_0 / c \quad (15.1)$$

dove c_0 e c sono la velocità del raggio luminoso nel vuoto e nel mezzo, rispettivamente. Se il mezzo attraversato è un gas si ha una relazione lineare tra indice di rifrazione e densità secondo la legge di Gladstone-Dale

$$n - 1 = k \times \rho \quad (15.2)$$

dove k è una costante che dipende dal mezzo. La rifrangenza $(n - 1)$, che dipende da composizione, temperatura e densità del mezzo e dalla lunghezza d'onda del fascio illuminante, aumenta notevolmente quando un gas è ionizzato: per questo un plasma rifrange la luce anche quando la sua densità è relativamente bassa.

Si consideri l'asse z di una terna cartesiana destra come direzione "normale", lungo la quale è diretto un fascio luminoso elementare. E' possibile dimostrare che le disomogeneità ottiche del mezzo attraversato deviano i raggi in proporzione al gradiente dell'indice di rifrazione nel piano xy perpendicolare alla direzione normale. Il fascio subisce una rotazione lungo le direzioni x e y date da

$$\varepsilon_x = \frac{1}{n} \int \frac{\partial n}{\partial x} \partial z \quad \varepsilon_y = \frac{1}{n} \int \frac{\partial n}{\partial y} \partial z \quad (15.3)$$

Nei casi in cui il gradiente lungo il tragitto del singolo raggio possa ritenersi costante lungo z si ottiene (per una zona di fluido perturbato di estensione L lungo x e y)

$$\varepsilon_x = \frac{L}{n_0} \frac{\partial n}{\partial x} \quad \varepsilon_y = \frac{L}{n_0} \frac{\partial n}{\partial y} \quad (15.4)$$

dove n_0 è l'indice di rifrazione del mezzo circostante.

Da queste equazioni si ricava che i raggi vengono sempre deviati verso la regione in cui n è più alto ovvero, nel caso dei gas, nella direzione di un gradiente di densità positivo.

PARAGRAFO 15.3

SORGENTE di LUCE PUNTIFORME

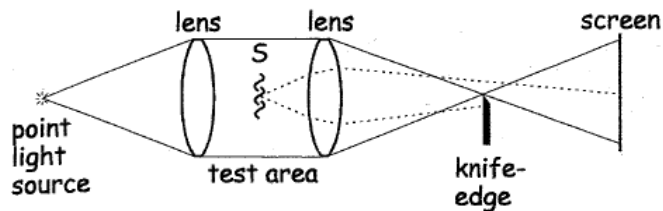


Figura 15.1: schema di un semplice sistema *schlieren* con una sorgente di luce puntiforme [34]

Trascurando momentaneamente la presenza dell'oggetto da analizzare (*S*) e del coltello (*knife-edge*), si consideri lo schema in figura 14.1: la prima lente collima il fascio proveniente dalla sorgente puntiforme, in modo che l'area di prova (*test area*) venga attraversata da raggi paralleli, la seconda lente ha la funzione di rifocalizzare l'immagine che viene poi visualizzata sullo schermo (*screen*). In questo modo il sistema funzionerebbe come un normale proiettore: gli oggetti trasparenti presenti nell'area di prova non verrebbero visualizzati sullo schermo.

E' necessario quindi avvicinare un coltello (costituito da una lama con il bordo ben definito) al punto focale della seconda lente, posizionandolo subito prima del punto in corrispondenza del quale l'immagine della sorgente verrebbe bloccata e lo schermo oscurato. Se ora si aggiunge l'oggetto *schlieren* all'area di prova, questo devierà i raggi di luce dal loro percorso originario. La seconda lente focalizza il raggio proveniente da ogni punto di *S* su un corrispondente punto dello schermo: in figura sono stati rappresentati due dei raggi deviati. Il raggio deflesso verso l'alto illumina un punto dello schermo, mentre quello diretto verso il basso colpisce il coltello: il suo corrispondente punto sullo schermo risulterà più scuro.

Generalizzando questo esempio, si può considerare che l'oggetto all'interno dell'area di test defletti numerosi raggi in varie direzioni: tutte le componenti del fascio deviate verso il basso verranno fermate dal coltello, creando così delle zone più scure sullo schermo. L'orientazione del coltello gioca un ruolo fondamentale: esso influisce solo su quei raggi che vengono rifratti perpendicolarmente al piano del coltello; se si considera il coltello posizionato orizzontalmente, esso permette di indagare solo i gradienti verticali dell'oggetto ($\partial n / \partial y$): la rifrazione dovuta alla componente ($\partial n / \partial x$) muove i raggi lungo il coltello, ma non attraverso di esso, per cui non si hanno variazioni di luminosità sullo schermo.

PARAGRAFO 15.4

CASO REALISTICO, SORGENTE di LUCE ESTESA

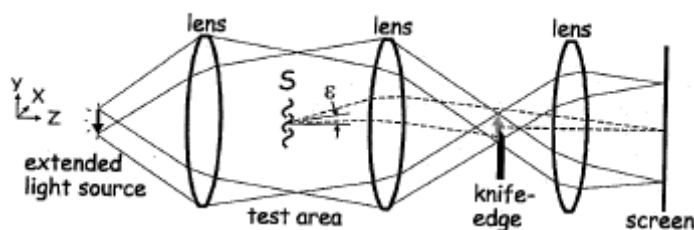


Figura 15.2: schema di un sistema *schlieren* con una sorgente di luce estesa [34]

Nel caso più realistico di una sorgente di luce estesa, si aggiunge una terza lente dopo il coltello, usata per focalizzare un'immagine invertita dell'area di prova sullo schermo. In questo sistema il piano della sorgente di luce e quello del coltello costituiscono una coppia di piani coniugati, così come il piano dell'area di prova e quello dello schermo: pertanto un'immagine della sorgente viene focalizzata sul piano del coltello, mentre un'immagine dell'oggetto S appare sullo

schermo. In questo caso si ha che ogni punto dell'area di test è illuminato da innumerevoli raggi provenienti da ogni punto della sorgente: sul piano del coltello si genera un'immagine della sorgente composta dalla sovrapposizione di numerose deboli immagini "elementari" dell'intera sorgente provenienti da tutti i punti dell'area di prova. Se si inserisse una sagoma opaca con un piccolo foro nel piano xy , ad esempio, sarebbe ancora possibile vedere un'immagine dell'intera sorgente di luce sul piano del coltello, solo molto attenuata in intensità. Se non fosse presente nessun oggetto S , facendo avanzare il coltello per bloccare una porzione maggiore dell'immagine composta della sorgente, si bloccherebbe ogni immagine elementare allo stesso modo: ogni punto dell'area di test sarebbe ugualmente privata di luce e lo schermo si oscurerebbe uniformemente.

La presenza dell'oggetto S fa sì che il fascio di raggi proveniente dalla sorgente subisca l'angolo di rifrazione ε : il fascio forma così un'immagine sul coltello spostata rispetto all'immagine formata dai raggi imperturbati, come schematizzato in Figura 15.3. Nonostante questo spostamento nel piano del *knife-edge*, il fascio di raggi luminosi generati nella'area di test S viene riportato, grazie alla presenza della seconda lente, nella stessa posizione relativa del piano coniugato sullo schermo, *screen*. In questo modo si ha la possibilità di separare i raggi deviati dalla non omogeneità, dai raggi non deviati che procedono indisturbati, che peraltro sono quelli che generano la luminosità dello sfondo. Una volta separata la luce rifratta è segnata da un differente *cut-off* dal *knife-edge* e porta quindi ad una diversa luminosità rispetto alla luce dello sfondo. L'immagine *schlieren* è formata da diversi punti con diversa luminosità che dipende dalla forma e dalla variazione di densità del mezzo in esame. Chiaramente se si avesse uno spostamento nel verso negativo di y , anziché in quello positivo, si otterrebbe una diminuzione di luminosità dell'immagine rispetto allo sfondo. La presenza di una luce estesa permette di avere una scala continua di grigi che è molto migliore rispetto al semplice bianco e nero che si avrebbe con una luce puntiforme. Affinchè un'immagine deviata per la diffrazione nell'area di prova alteri la

luminosità della corrispondente area dello schermo devono verificarsi due condizioni: la componente dello spostamento deve essere perpendicolare al coltello; lo spostamento non deve essere tale da muovere l'immagine interamente al di sopra o al di sotto del margine del coltello (se quest'ultimo caso si verifica, significa che è stato superato il *range* di misurazione del sistema, dal momento che rifrazioni più forti non producono corrispondenti cambiamenti di luminosità dell'immagine).

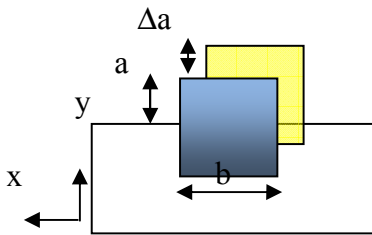


Figura 15.3: in questo schema viene rappresentata un'immagine rettangolare (in azzurro) tagliata per metà: l'altezza "a" indica la parte che non viene oscurata. A causa della rifrazione un'immagine elementare tenue viene spostata verso l'alto e a destra (in giallo): la sua parte non oscurata ($a+\Delta a$) rende più luminosa il punto corrispondente sullo schermo.

PARAGRAFO 15.5

CONFIGURAZIONE degli SPECCHI a Z

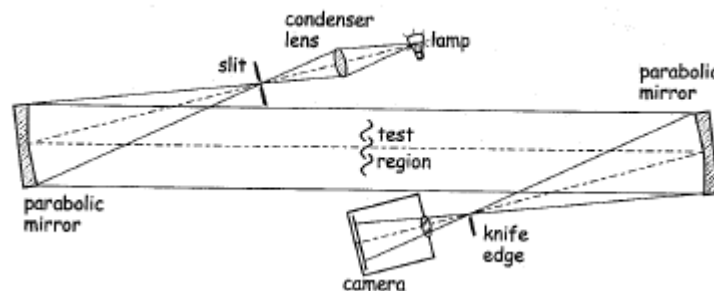


Figura 15.4: configurazione "Z" del sistema *schlieren*. La combinazione del fascio di illuminazione, del fascio convergente dalla parte opposta e del fascio parallelo tra i due specchi ricorda la forma della lettera "z", da cui il nome [34]

Nelle prove sperimentali descritte nel capitolo successivo si è utilizzato un sistema *schlieren* con questo tipo di configurazione, ma al quale abbiamo apportato alcune modifiche. Sono stati inseriti due specchi parabolici di dimensione inferiore rispetto a quelli grandi per poter modificare un attimo il layout del circuito e tenere una posizione più riparata sia la telecamera ad alta velocità sia la fonte luminosa. Come si vede in figura 15.4 per collimare il fascio (di luce non coerente) e per focalizzarlo successivamente non si usano delle lenti ma degli specchi parabolici inclinati in direzioni opposte: il vantaggio nell'utilizzo degli specchi, a parità di costo, sta principalmente nel maggior campo visivo a disposizione. E' necessario che vi sia una distanza minima pari a circa $2f$ (dove f è la distanza focale) tra i due specchi, per dare spazio all'area di prova.

Le aberrazioni ottiche che possono verificarsi con gli specchi sono note come coma e astigmatismo: entrambe portano ad una riproduzione dell'immagine della sorgente nel piano di taglio non completamente fedele. Il coma si verifica quando la direzione della luce riflessa da uno specchio dipende dalla posizione del punto di riflessione. E' una conseguenza dell'inclinazione degli specchi fuori dal loro asse ottico e fa sì che una sorgente puntiforme venga riprodotta come una linea. Poiché il coma viene generato da entrambi gli specchi, è possibile cancellarne nell'effetto complessivo utilizzando la configurazione a "Z" in modo da inclinare gli specchi (che devono essere uguali) di uno stesso angolo, in direzioni opposte rispetto all'asse ottico centrale. A differenza del coma il fenomeno dell'astigmatismo non può essere eliminato utilizzando questa sistemazione, ma i suoi effetti possono essere limitati posizionando e orientando il coltello in modo corretto.

Nello schema di figura 15.4 sono presenti anche una lente-condensatore e una fenditura (*slit*) che permettono di ottenere una sorgente di luce regolare, solitamente rettangolare, approssimativamente uniforme. Rifacendosi al principio esemplificato nella figura 15.3, si ha che la sensibilità (come spiegato nel

paragrafo successivo) è strettamente correlata alla parte di sorgente a che non viene oscurata dal coltello; tuttavia, se il confine della sorgente è indefinito, piccoli valori di a , che si avvicinano al limite di sensibilità dello strumento, non possono essere ottenuti. La larghezza della slitta deve essere minore di quella dell'immagine della sorgente focalizzata sul suo piano, in modo tale da definirne i confini in modo netto. Ad esempio, in figura 15.5 si vede lo schizzo di un'immagine di una lampada a filamento di tungsteno sovrapposta ad una slitta di grandezza adeguata: anche tagliando l'immagine del filamento per produrre confini netti, la combinazione del condensatore e della slitta può non rendere l'illuminazione perfettamente uniforme sull'intera area della slitta.

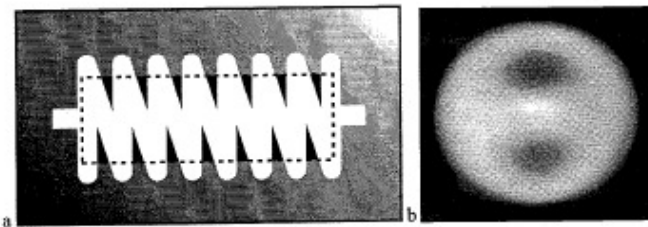


Figura 15.5: a) immagine di una lampada a filamento sovrapposta ad una slitta orizzontale, b) illuminazione non uniforme [34]

PARAGRAFO 15.6

SENSIBILITA'

Si consideri la configurazione a "Z" descritta nel paragrafo precedente, assumendo un orientamento orizzontale del coltello e della *slit*. La rifrazione di un raggio di luce lungo un angolo ε avente componente lungo y pari a ε_y , provoca nel punto corrispondente sull'immagine finale una differenza di illuminazione ΔE pari a:

$$\Delta E = \frac{Eb\varepsilon_y}{m^2 f_1} \quad (15.5)$$

Dove B è la brillantezza emessa dalla sorgente di luce [candela/m²], b è la larghezza dell'immagine della sorgente tagliata (come in figura 15.3), a è la parte dell'immagine non oscurata, m è il fattore di ingrandimento che tiene conto della grandezza dell'immagine rispetto a quella dell'area di prova. Rapportando il valore ΔE al livello di illuminazione di background si ricava per il contrasto:

$$C = \frac{\Delta E}{E} = \frac{f_2 \varepsilon \gamma}{a} \quad (15.6)$$

L'immagine risultante da questo contrasto rappresenta l'output dello strumento *schlieren*, mentre l'input è costituito dalle deflessioni ε dei raggi che risultano dai gradienti di rifrattività presenti nell'area di prova. Si può pertanto esprimere la sensibilità come la variazione del contrasto nell'immagine rispetto all'angolo di rifrazione:

$$S = \frac{dC}{d\varepsilon} = \frac{f_2}{a} \quad (15.7)$$

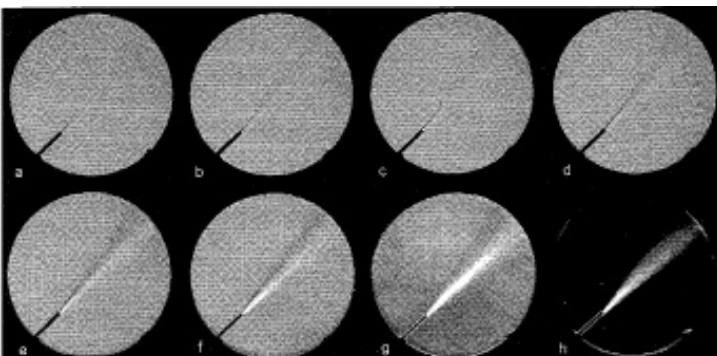


Figura 15.6: serie di immagini di un getto di gas che si meschia con l'aria. Il grado del taglio dell'immagine da parte del coltello è a- 0%, b-20%, c-40%, d-60%, e-80%, f-90%, g-95%, h-100% [34]

La sensibilità risulta pertanto proporzionale alla lunghezza focale del secondo specchio parabolico; è bene sottolineare come sia la parte dell'immagine

della sorgente non oscurata, a , ad influenzare la sensibilità e non l'altezza complessiva h . L'equazione (15.7) descrive correttamente il cambiamento di luminosità a meno che l'immagine non venga spostata completamente al di sotto o al di sopra del coltello, condizione che, come già detto, eccede il *range* di misurazione del sistema. A seconda del fenomeno che si vuole analizzare, caratterizzato da un certo gradiente di densità e dunque un certo angolo di diffrazione ε , è necessario calibrare il sistema attraverso la percentuale dell'immagine tagliata dal coltello per ottenere la sensibilità desiderata (come si vede in figura 15.6).

Nelle figure 15.7 e 15.8 si vedono due esempi di fenomeni in cui, a causa della presenza di deboli gradienti di densità, sia necessaria una elevata sensibilità, in modo che anche un minimo slittamento dell'immagine Δa produca un contrasto significativo nell'immagine finale.

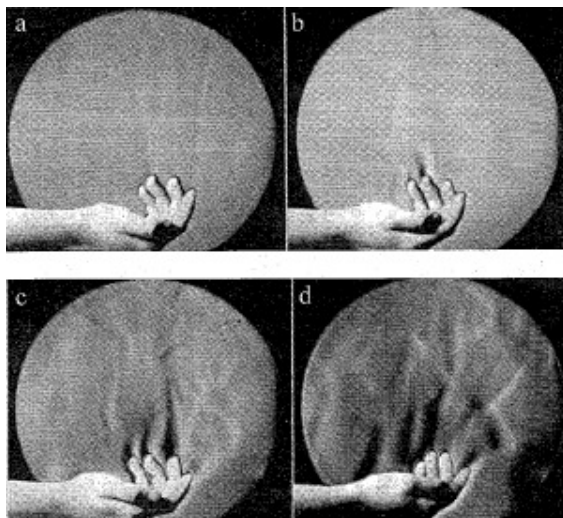


Figura 15.7: convezione termica da una mano [34]

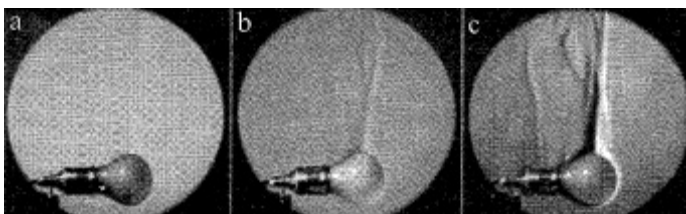


Figura 15.8: convezione termica da una lampadina a incandescenza [34]

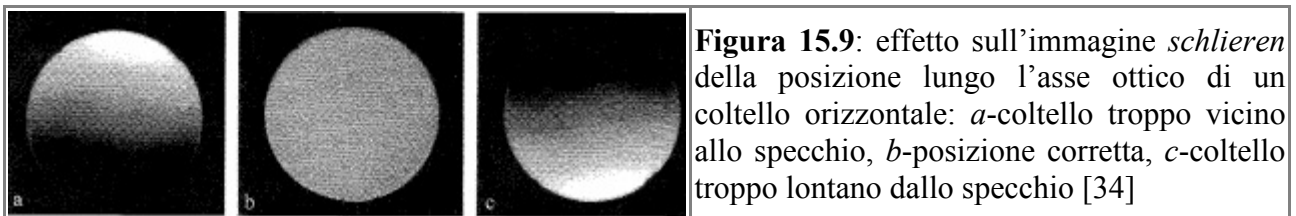
PARAGRAFO 15.7

APPARATO SPERIMENTALE

La scelta dell'apparato tecnico per realizzare le riprese *schlieren* del getto di plasma è stata obbligata da alcuni fattori non prescindibili quali la forte luminosità del plasma stesso e l'elevata variazione di densità. Per ottenere un'elevata luminosità, confrontabile con quella del fenomeno da osservare, si è scelto infatti di utilizzare come sorgente luminosa una lampada ad arco allo Xenon da 450 W e di regolare la *slit* in modo da poter avere la massima luminosità mantenendo comunque uniforme il fascio di luce. Un coltello posizionato in modo da tagliare il 50% dell'immagine garantisce sia per i gradienti di densità positivi sia per quelli negativi lo stesso intervallo di misurazione in cui l'effetto della diffrazione è apprezzabile. Sono stati utilizzati due specchi parabolici con diametro pari a 150 mm in modo tale da poter avere un campo visivo abbastanza ampio per poter valutare il taglio plasma in diverse condizioni. Oltre a questi due specchi maggiori, ne sono stati utilizzati altri due per poter mettere in una posizione riparata la telecamera ad alta velocità e la fonte luminosa.

Per settare l'impianto *schlieren* viene utilizzato un foglio bianco atto a verificare che la *slit* sia posizionata nel punto focale della lente condensatore interna alla lampada in modo tale che il fascio di luce sia il più uniforme possibile e non abbia raggi che tendono ad essere deviati prima di attraversare la sezione in studio. Si prosegue controllando che il fascio sia effettivamente focalizzato correttamente per poter ridurre le aberrazioni ottiche ed avere la massima luminosità possibile. Dopo la prima rifrazione sul primo specchietto parabolico si controlla che il fascio che arriva al primo grande specchio abbia il diametro uguale a quest'ultimo. Questa verifica viene fatta perché se il fascio luminoso fosse di diametro maggiore rispetto allo specchio parabolico perderemmo potenza luminosa andando a ridurre la possibilità di studiare il fenomeno, se invece fosse

più piccolo perderemo parte del campo visibile. Poi si controlla la giusta collimazione del fascio verificando che sia il più rettilineo possibile e che quando arriva al secondo grande specchio parabolico abbia mantenuto le dimensioni che si avevano nel primo specchio. Si cerca di dare agli specchi parabolici la stessa inclinazione rispetto all'asse ottico centrale in modo da ridurre le possibili aberrazioni. Il coltello va posizionato in prossimità del punto focale del secondo specchio: si può posizionare un foglio bianco dietro il coltello per verificare che si trovi nella posizione giusta, cui corrisponde un oscuramento uniforme dello schermo.



L'ultimo passo nella sistemazione dei componenti consiste nella regolazione della percentuale del taglio effettuato dal coltello, per ottenere la sensibilità desiderata in accordo con quanto detto precedentemente.

In molte prove la forte luminosità del plasma ha reso necessario l'uso di filtri neutri posizionati tra il coltello e l'obiettivo della telecamera.

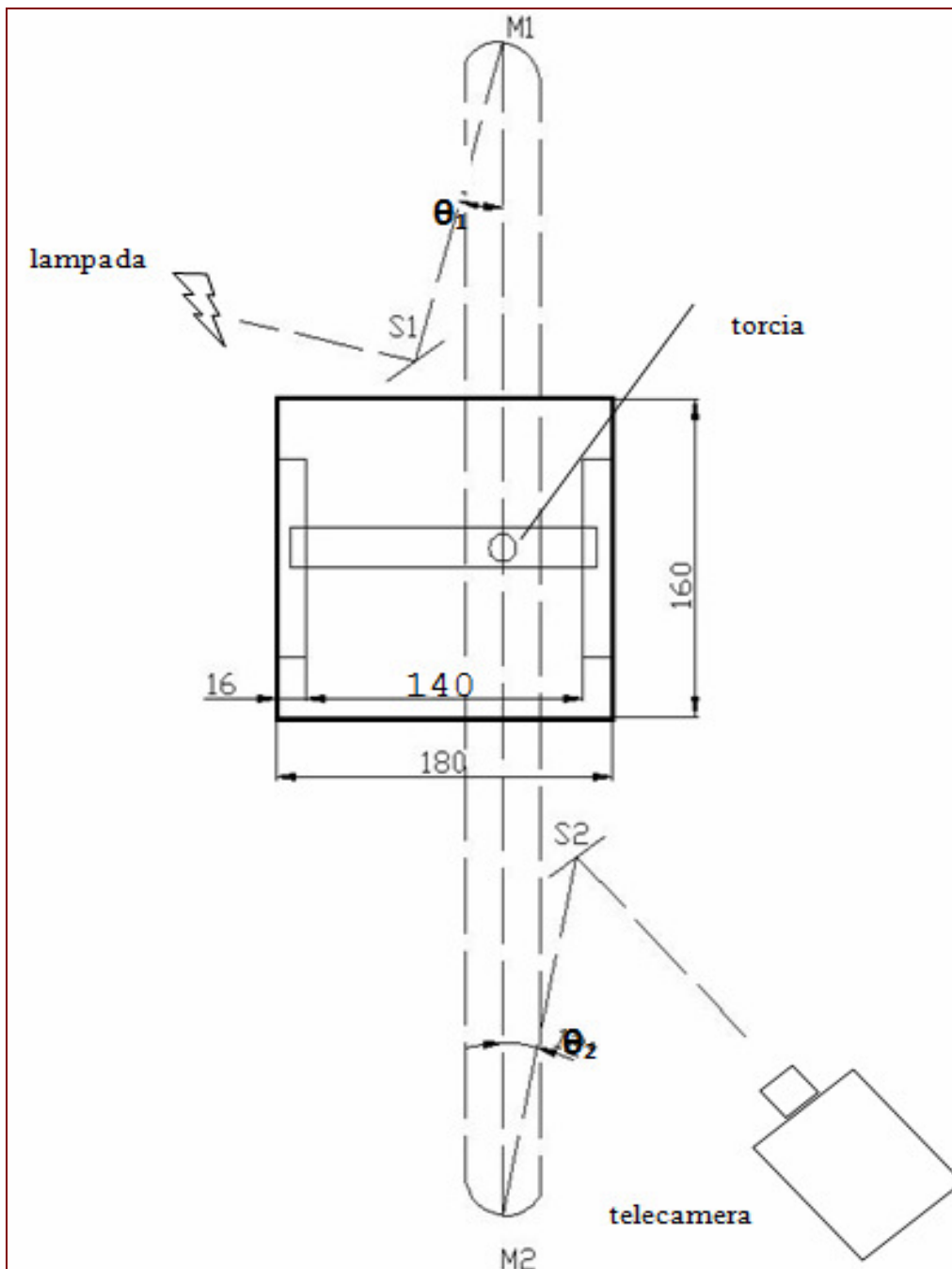


Figura 15.10: schema del *setup* sperimentale (coltello e *slit* non sono rappresentati)



Figura 15.11: Specchietto *S2* in linea con il coltello e la

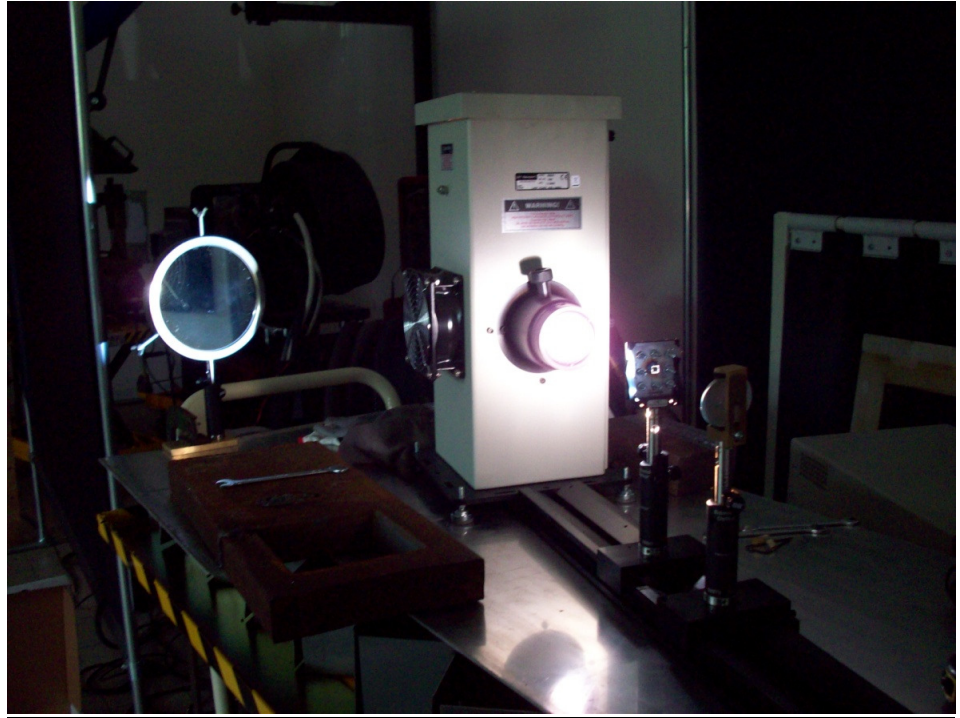


Figura 15.12: specchio parabolico *M1*, lampada, *slit*, specchietto *SI* telecamera

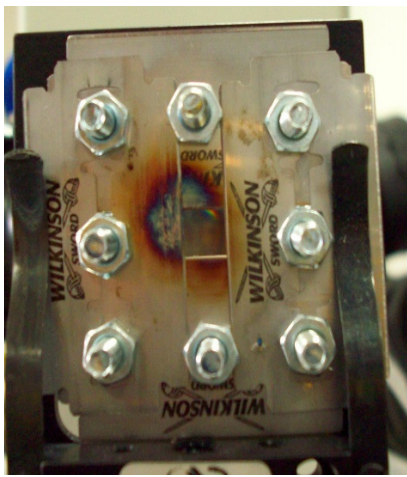


Figura 15.13: *slit* utilizzata. Si può notare come il forte calore rilasciato dalla lampada nel punto focale abbia modificato la colorazione delle lamette.

Per l'acquisizione delle immagini ad alta velocità è stata utilizzata una telecamera *NAC Memrecam K3R HS* con obiettivo di lunghezza focale 180 mm. La telecamera era collegata ad un oscilloscopio digitale (*Tektronix DPO4034*), in modo da sincronizzare il tempo di inizio acquisizione dei dati. La sincronizzazione dei due strumenti permette di correlare le immagini acquisite con la telecamera con le forme d'onda di tensione e corrente corrispondenti.



Figura 15.14: telecamera ad alta velocità

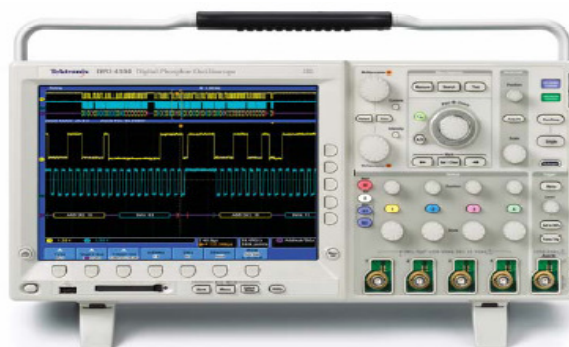


Figura 15.15: oscilloscopio

A seconda delle prove sono stati settati i seguenti parametri della telecamera:

- la frequenza alla quale vengono acquisite le immagini, ovvero il numero di frame registrati dalla telecamera per secondo [fps]. Aumentando questo valore è possibile apprezzare fenomeni caratterizzati da intervalli di tempo sempre più brevi, tuttavia si riduce il campo visivo dello strumento.
- la regolazione dello *shutter* da “open” a 1/200k, Questo parametro indica il tempo di esposizione e permette di adattare la telecamera all’illuminazione della scena ripresa.

Nelle condizioni operative per visualizzare l’effetto *schlieren* ad una chiusura del diaframma non corrisponde una diminuzione di luminosità bensì una riduzione del campo visivo. Per tale motivo durante le prove il diaframma della telecamera è stato mantenuto aperto.

Una volta acquisito il video è possibile visualizzarlo alla velocità desiderata e selezionarne dei fotogrammi grazie al programma Fx link.

PARAGRAFO 15.8

IMPIANTO di TAGLIO

L'impianto di taglio Cebora è un sistema formato da più unità di lavoro:

- un generatore di corrente (Plasma Prof 164 HQC) in grado di erogare una corrente massima di 120 A al 100% del fattore di utilizzo.
- la torcia multigas CP250G.
- la *gas console* per la gestione dei gas
- il pantografo (le cui misure sono riportate nello schema di figura 15.10)

Il generatore di corrente fornisce l'energia necessaria per attivare e sostenere l'arco di plasma durante tutto il taglio. L'accensione dell'arco pilota avviene tramite il sistema ad Alta Tensione HV16 di tipo automatico che genera il fenomeno di *break down* e provoca la scarica elettrica (vedere il Capitolo 1, Il Taglio al Plasma).



Figura 15.16: generatore, torcia e Gas Console

La *Gas Console* è il dispositivo destinato al controllo ed alla gestione dei flussi di gas in ingresso al sistema di alimentazione ed in uscita alla torcia. Dopo la selezione tramite display di parametri operativi quali il tipo di materiale, la combinazione dei gas, lo spessore del materiale, la corrente e la velocità di taglio è possibile effettuare il settaggio delle pressioni di lavoro di *pre-flow* e *cut-flow* del gas di plasma e di secondario.

Il pantografo comprende il piano di lavoro, costituito da una griglia metallica su cui viene posizionato il pezzo, e un carrello che permette la movimentazione, gestita tramite computer, della torcia sia in altezza che lungo gli assi x e y. In tal modo è possibile inserire i parametri desiderati per quanto riguarda velocità di taglio, altezza di sfondamento e di lavoro, percorso di taglio. Le scorie prodotte nel taglio cadono in una vasca posta sotto il banco. La macchina è dotata di un sistema di aspirazione.

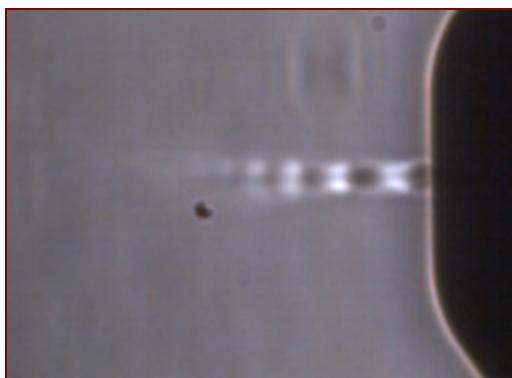
PARAGRAFO 15.9

PROVE a FREDDO

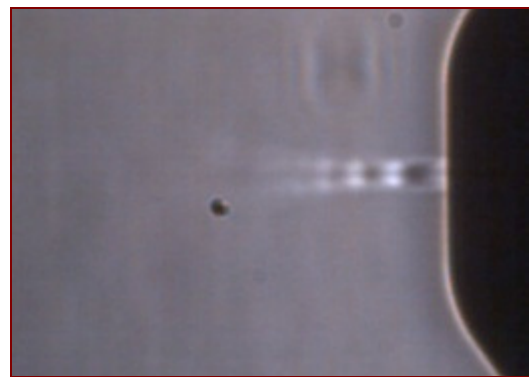
Durante le prove “a freddo” vengono fatti fluire i gas con le portate di *pre-flow* e *cut-flow* di plasma e secondario attraverso la torcia senza generazione dell’arco plasma, variando la pressione di alimentazione. Poiché in queste prove non si aveva generazione dell’arco plasma, è stato necessario settare la strumentazione in modo da ottenere un’elevata sensibilità: *slit* più “chiusa” e coltello posizionato in modo da tagliare la maggior parte dell’immagine

Configurazione Testina: MS O₂/air 80A (vd. Tabella 3.1)

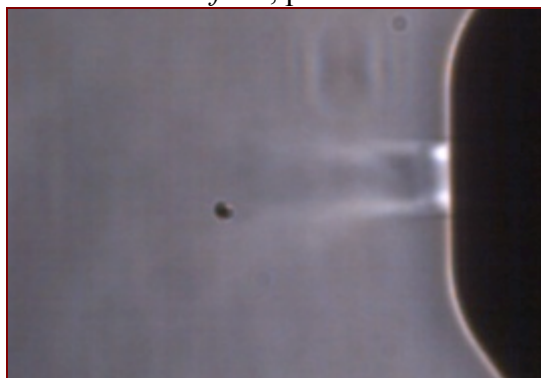
Impostazioni gas console: Set O₂/ O₂ 45A (vd. Tabella 3.2)



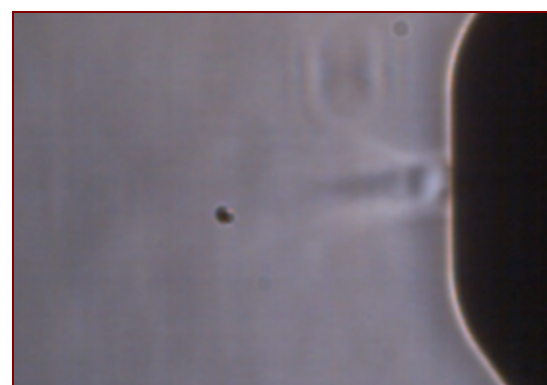
Plasma *cut-flow*, pressione: 7 bar



Plasma *pre-flow*, pressione: 5 bar



Secondario *cut-flow*, pressione: 7 bar



Secondario *pre-flow*, pressione: 5 bar

Immagini acquisite a 5000 fps, *shutter* aperto, filtro 0.3. Coltello orizzontale¹

¹ Nelle acquisizioni in cui la telecamera era posizionata su un lato (riconoscibili dal fatto che la torcia viene visualizzata sul lato destro dell’immagine invece che in alto) l’orientamento orizzontale del coltello permette di apprezzare i gradienti lungo l’asse del getto di plasma.

Queste prime prove sono servite a prendere confidenza con la strumentazione e forniscono informazioni di tipo qualitativo. E' possibile vedere i nodi di Mach all'uscita dall'ugello.

PARAGRAFO 15.10

PROVE CON ARCO PILOTA

Durante le prove con arco pilota si interrompe il processo prima che avvenga il trasferimento sul pezzo e quindi il taglio. Le pressioni sono quelle di *pre-flow* .

Configurazione Testina: MS O₂/air 80A

Impostazioni gas console: Set O₂/ air 80A

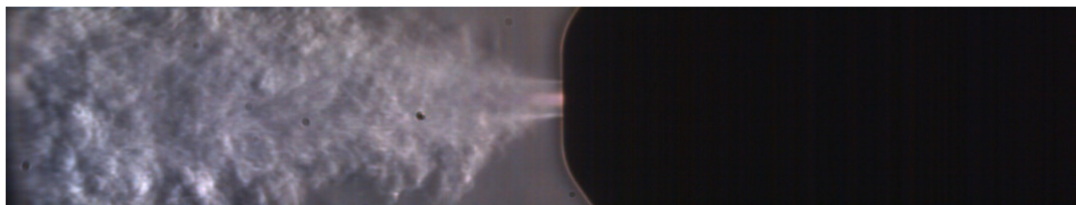


Immagine acquisita a 5000 fps, *shutter* aperto, filtro 0.3. Coltello orizzontale

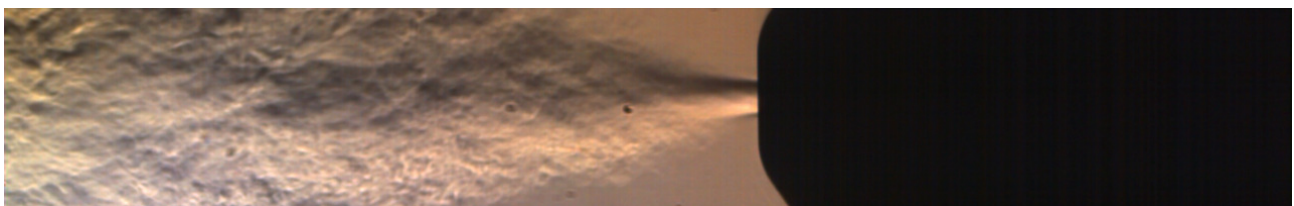


Immagine acquisita a 5000 fps, tempo di *shutter* 1/10000s, filtro 1. Coltello verticale

Queste due immagini mettono in risalto la differenza che c'è tra utilizzare il coltello in posizione orizzontale o in posizione verticale, si nota come la visualizzazione della turbolenza sia diversa e da entrambe si possono dedurre informazioni sulla formazione di turbolenza nel getto plasma, ma le informazioni

che veramente interessano sono quelle che derivano dalla ripresa di prove di taglio su materiale.

PARAGRAFO 15.11

PROVE di TAGLIO SU *Mild Steel*

Per effettuare la riprese durante le prove di taglio entrano in gioco alcune considerazioni che per le altre condizioni non servivano. Come prima cosa la torcia è in movimento e quindi per la ripresa bisogna usare alcuni accorgimenti, visto che il campo visivo è piuttosto limitato. Per evitare che la torcia esca dal piano su cui è stata ottimizzata la messa a fuoco, si è scelto di muovere la torcia lungo la direzione x del pantografo, per le immagini realizzate è come se la torcia entrasse nel foglio. Inoltre in questo caso bisogna stare molto attenti alla protezione dei componenti per evitare che vengano danneggiati dagli schizzi di metallo fuso che ci sono durante la fase di taglio. Si è tagliato un pezzo di acciaio dolce di spessore 2 mm.

Configurazione Testina: MS O₂/ O₂ 40A (vd. Tabella 3.2)

Impostazioni gas console:

plasma *cut-flow*: 5,4 bar

plasma *pre-flow*: 3,3 bar

secondario *pre-flow*: 2,8 bar

secondario *cut-flow*: 1,1 bar



Immagine acquisita a 4000 fps, tempo di *shutter* 1/200000s. Coltello verticale. Il pezzo tagliato era privo di seghettature.

Impostazioni gas console:

plasma *cut-flow*: 5,4 bar

plasma *pre-flow*: 3,2 bar

secondario *pre-flow*: 5,7 bar

secondario *cut-flow*: 5,3 bar



Immagine acquisita a 4000 fps, tempo di *shutter* 1/200000s. Coltello verticale. Il pezzo tagliato presentava seghettature.

Impostazioni gas console:

plasma *cut-flow*: 5,4 bar

plasma *pre-flow*: 3,2 bar

secondario *pre-flow*: 3,0 bar

secondario *cut-flow*: 1,2 bar



Immagine acquisita a 4000 fps, tempo di *shutter* 1/200000s. Coltello verticale. Il pezzo tagliato era privo di seghettature.

Le immagini evidenziano sia la formazione di bave sia la turbolenza che caratterizza il getto di plasma, sono immagini prese da un filmato più ampio e che può dare informazioni sia qualitative che quantitative. Le informazioni qualitative sono quelle che si possono apprendere dal confronto di diversi filmati cercando di valutare come è cambiata la turbolenza in funzione delle diverse condizioni operative e della qualità di taglio ottenuta. Le informazioni quantitative invece discendono da un'analisi un po' più complessa come può essere la deviazione standard ed il valore medio. Le immagini del filmato vengono considerate come matrici formate dai singoli pixel, ad ogni pixel si assegna un valore proporzionale al suo colore, si avrà così una matrice composta dai valori di pixel per ogni fotogramma del filmato. In questo modo si può ottenere il valor medio di ciascun

pixel sulla durata del filmato e di conseguenza anche la sua varianza. Si ottengono così due immagini dalle quali si hanno informazioni quantitative sul filmato *schlieren*. La diagnostica del taglio così effettuata porta ad avere delle considerazioni sulla formazione di bave oppure su una cattiva qualità di taglio. L'osservazione dei fenomeni turbolenti porta alla considerazione di aspetti fluidodinamici che prima non venivano considerati e che portano alla creazione di linee generali per l'indagine del getto di plasma. Visualizzando la turbolenza che si ha durante la fase di taglio e correlandola con il valor medio e la varianza dei pixel si possono dedurre i problemi che causano la formazione di bave oppure valutare come questi dati influenzano la qualità di taglio. Con questa diagnostica la soluzione dei problemi risulta facilitata perché da un filmato si possono capire le soluzioni da adottare per migliorare e ottimizzare le geometrie utilizzate.

CAPITOLO 16

RISULTATI FINALI e SVILUPPI FUTURI

Il lavoro della tesi ha mostrato come l'insieme delle tecniche diagnostiche presentate porti ad una conoscenza molto approfondita dei fenomeni che intervengono durante il taglio plasma e nel funzionamento di una torcia da taglio. Le simulazioni agli elementi finiti servono allo sviluppo e all'ingegnerizzazione dei componenti che formano sia le torce plasma ad alta definizione che le torce plasma manuali. L'utilizzo di questo elemento di diagnosi permette al gruppo di ricerca di ridurre notevolmente i tempi ed i costi relativi allo sviluppo di nuove tecnologie oppure al miglioramento di quelle già esistenti. Si nota come dai risultati numerici ottenuti sia stato possibile individuare in maniera concreta le strade da seguire per poter migliorare gli aspetti richiesti dai tecnici Cebora. In questo modo il numero dei prototipi da verificare e sperimentare sono stati ridotti con conseguente risparmio di tempo e di denaro. Grazie alla presenza di risultati numerici le prove sperimentali erano focalizzate a verificare il comportamento descritto dalle simulazioni. La sinergia tra prove sperimentali e risultati numerici hanno permesso di validare in maniera coerente il modello utilizzato per le simulazioni. La simulazione numerica ha permesso di verificare e dare informazioni su tutte le geometrie che si pensava potessero avere dei buoni risultati, permettendo, in tempi molto brevi, di provarle tutte. I risultati ottenuti dalle simulazioni hanno permesso di ridurre i prototipi da realizzare e da provare perché hanno permesso di conoscere prima della realizzazione fisica il comportamento che un determinato componente avrebbe avuto. Si è potuto così scegliere solo tra le geometrie che fornivano i risultati numerici migliori. I lavori svolti in questo periodo di dottorato hanno portato molti miglioramenti per quello che riguarda lo sviluppo industriale di alcune torce Cebora. Lo studio simulativo della torcia a basso amperaggio, 40 A, ha portato allo sviluppo di una nuova

geometria che evita la formazione di bave ed un taglio seghettato per i piccoli spessori. L'attività simulativa ha mostrato come per ottenere un taglio di buona qualità sia necessario abbassare la portata di gas secondario, aumentare la portata di gas primario ed utilizzare una geometria dell'ugello con *long-life* conico. Grazie allo studio della geometria e alle prove sperimentali si è riuscito ad ottenere in tempi rapidi una soluzione al problema. Le simulazioni sono state anche utilizzate come diagnostica e verifica dei risultati ottenuti dalle prove sperimentali. Un esempio lo è lo studio dell'erosione della pastiglia di afnio, l'analisi sperimentale ha portato a comprendere e determinare quali sono le cause di una rapida usura ad inizio vita del componente, portando ad una validazione della teoria studiata in diversi articoli. Grazie alla diagnostica effettuata è stato possibile capire come i vortici turbolenti che si hanno davanti alla punta dell'elettrodo durante le fasi di taglio portano ad una rapida usura dell'elettrodo all'inizio della sua vita. Per poter migliorare e portare delle soluzioni industriali per il taglio e lo sfondamento di grossi spessori le simulazioni svolte hanno dato un grosso contributo, hanno permesso di valutare a priori, senza realizzare prototipi, quale fosse la miglior geometria da adottare. Lo studio così sviluppato, unito all'utilizzo della telecamera ad alta velocità, ha permesso di avere delle informazioni quantitative sui parametri da impostare. Le simulazioni numeriche hanno permesso di calcolare la portata minima di gas terziario necessaria ad evitare che le particelle di metallo fuso, di ritorno dal *kerf*, andassero ad impattare, e di conseguenza a rovinare, i componenti usurabili della torcia. Le simulazioni hanno dato anche ottimi risultati per l'ottimizzazione delle torce da taglio manuali una tecnologia consolidata all'interno di Cebora, ma grazie all'utilizzo di questo tipo di diagnostica molte situazioni sono state migliorate e sviluppate. Lo studio di una torcia funzionante a 160 A ha portato allo sviluppo di un sistema di refrigerazione dei componenti più efficiente rispetto a quello esistente con un aumento della vita degli stessi e quindi con un grande impatto sul mercato. Per migliorare la diagnostica sono stati sviluppati dei modelli tridimensionali in modo

da rendere le soluzioni ancora più realistiche e meno approssimate. Le torce manuali hanno una geometria molto più semplice rispetto alle torce ad alta definizione e questo rende accettabile l'utilizzo di un modello tridimensionale. Il modello tridimensionale della torcia CP 91 ha permesso di conoscere in maniera molto dettagliata la fluidodinamica all'interno di questo tipo di torcia, inoltre lo studio del diffusore di primario ha permesso di correlare in maniera molto accurata i risultati alle prove sperimentali in modo da validare il modello numerico e di poterlo usare per predire il comportamento del fluido senza dover realizzare il componente. La diagnostica effettuata attraverso questo tipo di simulazioni può essere migliorata migliorando il modello matematico utilizzato per la simulazione. Nel lavoro sono presenti ancora diverse approssimazioni, la parte di materiale che si fonde non viene presa in considerazione nel calcolo. Lo sviluppo futuro è lo studio dei modelli necessari a sviluppare un modello completo, che prenda in considerazione anche l'attacco plasma sul materiale da tagliare e lo studio del comportamento del metallo fuso.

Il modello del circuito pneumatico ha portato a conoscenza l'andamento del flusso del gas all'interno del sistema, permettendo di andare a ridurre l'usura del catodo dovuta alla fine della fase di taglio. La presenza di gas con una componente di *swirl* quando l'arco plasma si spegne porta ad una rapida usura del catodo. Studiando l'impianto pneumatico della torcia è stato possibile inserire una valvola di sfiato che permettesse di far uscire il gas presente all'interno della torcia attraverso questa e non dal foro dell'ugello permettendo così di non aver gas all'interno della camera di plasma nella fase di spegnimento dell'arco. La diagnostica ha permesso di valutare in maniera dettagliata le varie fasi del sistema permettendo di ottimizzare i vari segnali di controllo e le geometrie utilizzate per poter evitare la presenza di gas all'interno della camera di plasma.

La tecnica di diagnostica *schlieren* insieme alla telecamera ad alta velocità ha permesso di visualizzare la turbolenza del getto di plasma durante la fase di taglio. Queste immagini hanno permesso di validare i risultati numerici ed hanno

fornito un metodo qualitativo per poter capire quali sono le cause della formazione di bave o di un taglio di scarsa qualità. Il metodo può essere migliorato andando a valutare il valor medio e la varianza di ogni *pixel* per la durata del filmato, in questo modo si possono ottenere delle informazioni quantitative per dare una spiegazione ai vari fenomeni che intervengono. Grazie a questa elaborazione delle immagini si possono valutare molte cose del filmato, come la presenza di frequenze caratteristiche e correlarle ai risultati sperimentali ottenuti. Queste tecniche di diagnostica possono essere migliorate ed hanno portato il nostro gruppo alla conoscenza sempre più approfondita delle caratteristiche del plasma, conoscenza dimostrata negli articoli da [35] a [41]. L'utilizzo di tecnologie sempre più avanzate, come una telecamera che permetta una velocità di acquisizione sempre maggiore, porta alla valutazione sempre più raffinata dei fenomeni che intervengono in un processo di taglio plasma consentendo così di ridurre i tempi di sperimentazione. La possibilità di conoscere il comportamento di un componente prima che esso venga realizzato e sperimentato è un notevole vantaggio. Riduce sicuramente i tempi di sviluppo e di ricerca portando così alla soluzione rapida e precisa dei problemi che si possono riscontrare nel campo industriale;

BIBLIOGRAFIA

- [1] FLUENT © 6.3 *User's Guide*, Fluent Inc., Lebanon, NH (2006)
- [2] International Standard ISO 9013, *Thermal cutting- Classification of thermal cuts- Geometrical product specification and quality tolerances* (2002)
- [3] **M.I. Boulos, P. Fauchais, E. Pfender**, *Thermal Plasmas: Fundamentals and Applications*, 1, Plenum Press (1994)
- [4] **V. Colombo, E. Ghedini, A. Mentrelli, S. Dallavalle, M. Vancini**, *3D Fluidynamic and Plasma Characterization of DC Transferred Arc Plasma Torches for Metal Cutting*. 17th International Symposium on Plasma Chemistry (Toronto, Canada, agosto 2005)
- [5] **V. Colombo, E. Ghedini**, *Advanced modelling of thermal plasmas for industrial Applications*, International Round table on Thermal Plasma Fundamentals and Applications (Sharm el Sheikh, Egitto, gennaio 2007)
- [6] **V. Colombo, E. Ghedini, G. Masini, D. Russo, S. Dallavalle, M. Vancini**, *2-D And 3-D Fluidynamic And Plasma Characterization Of Dc Transferred Arc Plasma Torches For Metal Cutting*, Journal of High Temperature Material Processes, **10**, 379-392 (2006)
- [7] **P. Freton**, *Etude d'un arc de découpe par plasma d'oxygène. Modélisation-expérience*. Tesi di dottorato L'Université P.Sabatier (Tolosa, Francia, 2002)
- [8] **P. Freton, J. J. Gonzalez, F. Camy Peyret, A. Gleizes**, *Complementary experimental and theoretical approaches to the determination of the plasma characteristics in a cutting plasma torch*, Journal of Physics D:Applied Physics, **36**, 1269-1283 (2003)
- [9] **P. Freton, J. J. Gonzalez, F. Camy Peyret, A. Gleizes, G. Caillibotte, M. Delzenne**, *Numerical and experimental study of a plasma cutting torch*, Journal of Physics D: Applied Physics, **35**, 115-131 (2002)
- [10] **X. Zhou**, *Temperature Measurement and Metallurgical Study of Cathodes in DC Arcs*, IEE Transactions on components, packaging, and manufacturing technology- Part A, **19**, 3 (1996)
- [11] **J. J. González, C. P. Sanjurjo, A. R. Yunta, M. A. G. Calderòn**, *A Theoretical Study of a Cutting Air Plasma Torch*, IEE Transactions on plasma science, **27**, 1 (1999)

- [12] **E. Casado, V. Colomer, R. Sicilia, E. M. Serrano**, *An Experimental Study of the dependence on the Current Intensity of Thoriated Tungsten Cathodes in Plasma Arcs*, IEE Transaction on plasma science, **27**, 1 (1999)
- [13] **P. Teulet, L. Girard, M. Razafinimanana, A. Gleizes, P. Bertrand, F. Camy-Peyret, E. Baillot, F. Richard**, *Experimental study of an oxygen plasma cutting torch: I. Spectroscopic analysis of the plasma jet*, Journal of Physics D: Applied Physics, **39**, 1543-1556 (2006)
- [14] **P. Teulet, L. Girard, M. Razafinimanana, A. Gleizes, P. Bertrand, F. Camy-Peyret, E. Baillot, F. Richard**, *Experimental study of an oxygen plasma cutting torch: II. Arc-material interaction, energy transfer and anode attachment*, Journal of Physics D Applied Physics, **39**, 1557-1573 (2006)
- [15] **V. A. Nemchinsky**, *Dross formation and heat transfer during plasma arc cutting*, Journal of Physics D: Applied Physics, **30**, 2566-2572 (1997)
- [16] **V. A. Nemchinsky**, *Plasma flow in a nozzle during plasma arc cutting*, Journal of Physics D: Applied Physics, **31**, 3102-3107 (1998)
- [17] **V. A. Nemchinsky**, *Piercing of a metal slab by a plasma jet during plasma arc cutting*, Journal of Physics D: Applied Physics, **32**, 1364-1369 (1999)
- [18] **V. A. Nemchinsky**, *Cyclic erosion of a cathode in high-pressure arcs*, Journal of Physics D: Applied Physics, **36**, 1573-1576 (2003)
- [19] **V. A. Nemchinsky, M. S. Showalter**, *Cathode erosion in high-current high-pressure arc*, Journal of Physics D: Applied Physics, **36**, 704-712 (2003)
- [20] **S. Ramakrishnan, V. Shrinet, F. B. Polivka, T. N. Kearny, P. Koltun**, *Influence of gas composition on plasma arc cutting of mild steel*, Journal of Physics D: Applied Physics, **35**, 115-131 (2002)
- [21] **S. Ramakrishnan, M. Gershezon, F. Polivka, T. N. Kearny, M. W. Rogozinski**, *Plasma Generation for the Plasma Cutting Process*, IEE Transactions on plasma science, **25**, 5, (1997)
- [22] **S Ramakrishnan, M. W. Rogozinski**, *Proprieties of electric arc plasma for metal cutting*, Journal of Physics D: Applied Physics, **30**, 636-644 (1997)
- [24] **J. Lindsay**, *Recent Torch Improvements For High Performance Plasma Cutting*, Conference on Plasma Processing Science (Holderness, New Hampshire, agosto 2004)
- [25] **Hypertherm**, *Techniques for Precision Plasma Cut Holes*, www.retroplasma.com

- [26] **J. Peters, F. Yin, C. F. M. Borges, J. Heberlein, C. Hackett**, *Erosion mechanisms of hafnium cathodes at high current*, Journal of Physics D: Journal of Physics D: Applied Physics, **38**, 1781-1794 (2005)
- [27] Komatsu cutting technologies, *Razor fine cutting technology*, www.komatsu.com
- [28] Centricut plasma training articles, *Troubleshooting PAC systems*, www.centricut.com
- [29] **B. L. Bemis, G. S. Settles**, *Visualization of liquid metal, arc, and jet interactions in plasma cutting of steel sheet*, 8th International Symposium on Flow Visualization, (Sorrento, Italia, settembre 1998)
- [30] American Machinist's, *Cutting technology: Plasma Cutting*, Perton Media Inc. (2002)
- [31] **A. B. Murphy**, *Thermal plasma in gas mixture*, Journal of Physics D: Applied Physics, **34**, R151-R173 (2001)
- [32] **S. M. Aithal, V. V. Subramaniam, J. Pagan, R. W. Richardson**, *Numerical model of a transferred arc*, Journal of Applied Physics, **84**, 7 (1998)
- [33] **A. B. Murphy**, *Transport Coefficients of Air, Argon-Air, Nitrogen-Air, and Oxygen-Air Plasmas*, Plasma Chemistry and Plasma Processing, **15**, 2 (1995)
- [34] **G. S. Settles**, *Schlieren and Shadowgraph Techniques, Visualizing Phenomena in Transparent Media*, Springer (2001)
- [35] **V. Colombo, A. Concetti, S. Dallavalle, R. Fazzioli, E. Ghedini, M. Vancini**, *Optimization of Plasma Arc cutting of Mild Steel Thin Plates*, Journal of High Temperature Material Processes, **13**, 3-4, 227-244 (2009)
- [36] **V. Colombo, A. Concetti, S. Dallavalle, R. Fazzioli, E. Ghedini, M. Vancini**, *High Speed Imaging in Plasma Arc Cutting: a Review and New Developments*, Plasma Sources Science and Technology, **18**, 1-24 (2009)
- [37] **V. Colombo, E. Ghedini, A. B. Murphy, M. I. Boulos, P. Fauchais, A. Gleizes, J. Mostaghimi, P. Proulx, D. C. Schram**, *Advanced Thermal Plasma Modelling*, High Temperature Materials Processes, review paper, 12, 255-336 (2008)
- [38] **V. Colombo, P. Sanibondi, E. Ghedini**, *Thermodynamic and Transport Properties Of H35 and F5 Plasma Cutting Mixture in Non-Equilibrium*, Journal of Physics D: Applied Physics, **42**, 1-12 (2009)

- [39] **V. Colombo, E. Ghedini P. Sanibondi**, *Thermodynamic and Transport properties Of Argon, Oxygen and Nitrogen Atmospheric Pressure Thermal Plasmas in Non-Equilibrium*, Progress in Nuclear Energy, **50**, 921-933 (2008)
- [40] **V. Colombo, A. Concetti, E. Ghedini, S. Dallavalle, M. Vancini**, *High Speed Imaging Of Pilot Arcing and Piercing in PAC*, IEE Transactions on plasma science,**36**, 4,1042-1043 5th Triennial Special Issue on Images in Plasma Science
- [41] **V. Colombo, A. Concetti, E. Ghedini, S. Dallavalle, M. Vancini**, *Understanding Plasma Fluid Dynamics Inside Plasma Torches Through Advanced Modeling*, IEE Transactions on plasma science,**36**, 389-402 (2008)

BREVETTI CITATI

- [1] Richard W. Couch Jr, Nicholas A. Sanders, Lifeng Luo, John Sobr, Patrick Backande, *Nozzle and Method Of Operation for a plasma arc torch*, Hypertherm, Inc, Patent US 5,317,126 (1992)
- [2] John Lindsay, *Plasma Arc Torch Tip Providing a Substantially Columnar Shield Flow* Hypertherm, Inc, Patent WO 0028794 (1998)
- [3] Makoto Inoue, Kunio Horiai, Toshiya Shintani, Yamaguchi Hiratsuka, *Method of Machining Plate Materials With a Plasma Cutter and Plasma Torch*, Kabushiki Kaisha Komatsu Seisakusho, Patent US 5,202,544 (1993)
- [4] Shun-Ichi Sakuragi, *Transferred Plasma Arc Torch*, Kabushiki Kaisha Komatsu Seisakusho, Patent US 5,214,263 (1993)