

Dottorato di Ricerca in
Ingegneria Energetica, Nucleare e del Controllo Ambientale
Università di Bologna, Modena, Parma, Trieste

Tesi di dottorato

TERMOFLUIDODINAMICA
DI UN GETTO DI LITIO

Relatore:

Ch. ^{mo} Prof. Ing. **Ruben Scardovelli**

Correlatori:

Dott. **Roberto Borsari**

Ing. **Pietro Agostini**

Dottorando:

Ing. **Francesco Saverio Nitti**

Anni Accademici 2006/07-2007/08-2008/09

...essendo per natura il numero degli uomini poco atti ad intendere perfettamente e le Scritture Sacre e l'altre scienze maggiore assai del numero degl'intelligenti, quelli, scorrendo superficialmente le Scritture, si arrogherebbono autorità di poter decretare sopra tutte le questioni della natura, in vigore di qualche parola mal intesa da loro ed in altro proposito prodotta dagli scrittori Sacri; né potrebbe il piccol numero degl'intendenti reprimer il furioso torrente di quelli, i quali troverebbero tanti più seguaci, quanto il potersi far reputar sapienti senza studio e senza fatica è più soave che il consumarsi senza riposo intorno alle discipline laboriosissime.

Galileo Galilei

Il presente lavoro è stato possibile grazie alla collaborazione dei colleghi dell'ENEA. In particolare desidero ringraziare il Dott. R. Borsari per il cospicuo aiuto nell'elaborazione dei codici di calcolo in linguaggio Fortran; l'Ing. P. Agostini per le idee e le informazioni sulle problematiche della back-plate e dell'impianto IFMIF; l'Ing. S. Cevolani per le proficue dissertazioni sulle problematiche dell'ebollizione ; la Dott.sa M. Frisoni per le utili spiegazioni sulla deposizione di potenza dovuta ad un fascio deuteronico; l'Ing. P. Meloni per i suggerimenti relativi all'accoppiamento tra codici di sistema e CFD. Si ringrazia inoltre l'Ing. D.Giusti e il Prof. R.Scardovelli.

Sommario

1. Introduzione	9
2. Curvatura a gradiente di pressione costante.....	13
2.1 Campo di moto irrotazionale.....	15
2.2 Campo di moto uniforme	17
3. Curvatura a gradiente di pressione variabile.....	20
4. La facility EVEDA.....	21
5. Andamento delle pressioni.....	26
6. Le diverse geometrie possibili	28
7. La geometria prescelta	38
8. Analisi fluidodinamica della geometria prescelta.....	43
9. Analisi termica	51
10. Analisi incidentale dell'impianto e valutazione delle situazioni di rischio per la BP.....	57
11. Condizioni di incipiente ebollizione per il Litio nell'impianto <i>IFMIF</i>	63
11.1 Incipient Boiling	63
11.2 Equazione di Laplace per l'equilibrio di una bolla.....	65
11.3 Condizioni di incipiente ebollizione per il Litio nell'impianto <i>IFMIF</i>	68
12. Conclusioni	72
13. Bibliografia	75
14. Appendice. Codici di calcolo	76
14.1 Codice BPgen	76
14.2 Codice RIGEL_RV	89
14.3 Codice RELAP5	89
14.4 Codice FLUENT.....	89

Indice delle figure

Figura 1 Disegno schematico dell'ugello e del getto di litio	9
Figura 2 Disturbi della superficie del getto in corrispondenza della brusca variazione di curvature della BP, analisi numerica e evidenza sperimentale, [2].....	12
Figura 3 Sistema di riferimento	14
Figura 4 Curva a gradiente di pressione costante	19
Figura 5 Back plate per la facility EVEDA	21
Figura 6 Vincoli geometrici per la back-plate Figura 7 Parametri geometrici di calcolo	22
Figura 8 Cambio di riferimento	27
Figura 9 Raggio di curvatura lungo la BP al variare dell'ordinata	30
Figura 10 Pressione lungo la BP al variare dell'ordinata.....	30
Figure 11 Tre diversi tipi di geometrie di back-plate.....	33
Figure 12 Pressione statica su una back-plate a raggio di curvature costante	35
Figura 13 Andamento delle isobariche per una back-plate a raggio di curvature costante. Dettaglio	35
Figure 14 Pressione statica su una back-plate a raggio di curvature decrescente.....	36
Figura 15 Andamento delle isobariche per una back-plate a raggio di curvature decrescente. Dettaglio.....	36
Figure 16 Pressione statica su una back-plate a raggio di curvature crescente.....	37
Figura 17 Andamento delle isobariche per una back-plate a raggio di curvature crescente. Dettaglio	37
Figura 18 Geometria backplate, codice "BPgen"	41
Figura 19 Raggio di curvatura lungo la BP al variare dell'ordinata, codice "BPgen"	41
Figura 20 Pressione lungo la BP al variare dell'ordinata, per Acqua a temperatura ambiente, codice "BPgen"	42
Figura 21 Pressione lungo la BP al variare dell'ordinata, per Litio a 250°, codice "BPgen"	42
Figura 22 Facility sperimentale con BP a raggio di curvatura costante, [4]	44
Figura 23 Velocità normalizzata nella sezione di uscita dell'ugello.	45
Figura 24 Velocità normalizzata nella sezione posta a 6 mm dall' uscita dell'ugello.....	45
Figura 25 Curve isobariche lungo una BP con tratto rettilineo e curvilineo a raggio di curvatura costante, [Pa].....	48
Figura 26 Curve isobariche lungo una BP con tratto curvilineo a raggio di curvatura variabile, [Pa].	48

Figura 27 Distribuzione di pressione lungo BP rettilinea+curvilinea e BP curvilinea a raggio variabile.....	49
Figura 28 Gradiente di pressione lungo BP rettilinea+curvilinea e BP curvilinea	49
Figura 29 Distribuzione di pressione lungo alcune linee di corrente per BP rettilinea+curvilinea ...	50
Figura 30 Distribuzione di pressione lungo alcune linee di corrente per BP a raggio di curvatura variabile.....	50
Figura 31 Distribuzione della densità di potenza in direzione normale al getto, tra pelo libero $z=0$ e BP $z=2.5$	52
Figura 32 T vs T_{sat} in direzione perpendicolare al getto, a diverse velocità. Per $z = z(T_{max})$ e $y = y(T_{max})$	53
Figura 33 BM minimo in funzione della velocità	53
Figura 34 Disegno assonometrico del “frame” e della “back-plate”	54
Figura 35 Analisi termo meccanica delle tensioni relativi ad una porzione di ugello, frame e back-plate.....	54
Figura 36 Disegno costruttivo del “frame”	55
Figura 37 Disegno costruttivo della “back-plate”	56
Figura 38 Schema della nodalizzazione RELAP dell’impianto IFMIF	59
Figura 39 Temperatura nel getto nel caso di area rottura pari 1% area di efflusso principale	60
Figura 40 Temperatura nel getto nel caso di area rottura pari 10% area di efflusso principale	60
Figura 41 Temperatura nel getto nel caso di area rottura pari 50% area di efflusso principale	61
Figura 42 T_{CFD} , T_{Relap} , T_{sat} in direzione perpendicolare al getto, area rottura pari 1% area di efflusso principale.....	61
Figura 43 T_{CFD} , T_{Relap} , T_{sat} in direzione perpendicolare al getto, area rottura pari 10% area di efflusso principale.....	62
Figura 44 T_{CFD} , T_{Relap} , T_{sat} in direzione perpendicolare al getto, area rottura pari 50% area di efflusso principale.Per $z = z(T_{max})$ e $y = y(T_{max})$	62
Figura 45 Curve di saturazione e di IB in presenza di un aumento del surriscaldamento	67
Figura 46 Curve di saturazione e di IB in presenza di una diminuzione del surriscaldamento	68
Figura 47 Saturated and Incipient boiling curve for bubbles of different radius and $P_G=10^{-3}$	70
Figura 48 Esperimento sul getto di litio e calcolo della distribuzione di temperatura,[10]	71
Figura 49 Schema di flusso semplificato	76

Indice delle tabelle

Tabella 1 Variazione dei raggi polari al variare di K	18
Tabella 2 Valori minimi delle grandezze geometriche che danno curve regolari	38
Tabella 3 Parametri geometrici per il calcolo e costanti dell'equazione della BP senza punti di flesso	39
Tabella 4 Coordinate cartesiane della BP e valori puntuali della pressione	40

LISTA DEI SIMBOLI

Simbolo	Definizione	Unità di misura
F	forza di massa	N
g	accelerazione di gravità	m/s ²
P	pressione	N/m ²
Q	portata volumetrica	m ³ /s
r	raggio polare	m
r _c	raggio di curvatura	m
T	temperatura	°C
t	tempo	s
v	velocità	m/s
δ	spessore ugello	m
ρ	densità	kg/m ³
μ	viscosità	Pa*s

PEDICI

b	back-plate
r	componente radiale
s	superficie libera
z	componente assiale
θ	componente tangenziale

1. Introduzione

All'interno del progetto di ricerca ITER relativo allo studio, progettazione e realizzazione di un impianto nucleare a fusione, si inquadra un impianto sperimentale, IFMIF (International Fusion Material Facility), avente il precipuo scopo di studiare il danneggiamento dei materiali, da utilizzare nel reattore, dovuto a bombardamento neutronico ad elevata energia.

I neutroni ad alta energia che investono il target, oggetto di studio, sono prodotti dallo stripping di un fascio deuteronico ad opera di un getto di litio che scorre lungo una parete (Back-Plate) che copre il target.

Il getto di litio fuoriuscendo ad elevata velocità, 20 m/sec, da un ugello posto nel piano verticale, si immette in una camera a vuoto spinto (10^{-3} Pa) e scorrendo lungo un canale verticale porge la superficie libera all'azione del fascio deuteronico che genera nel getto un'elevata potenza termica, circa 10 Mw, su una superficie attiva di 100 cm^2 , Fig. 1.

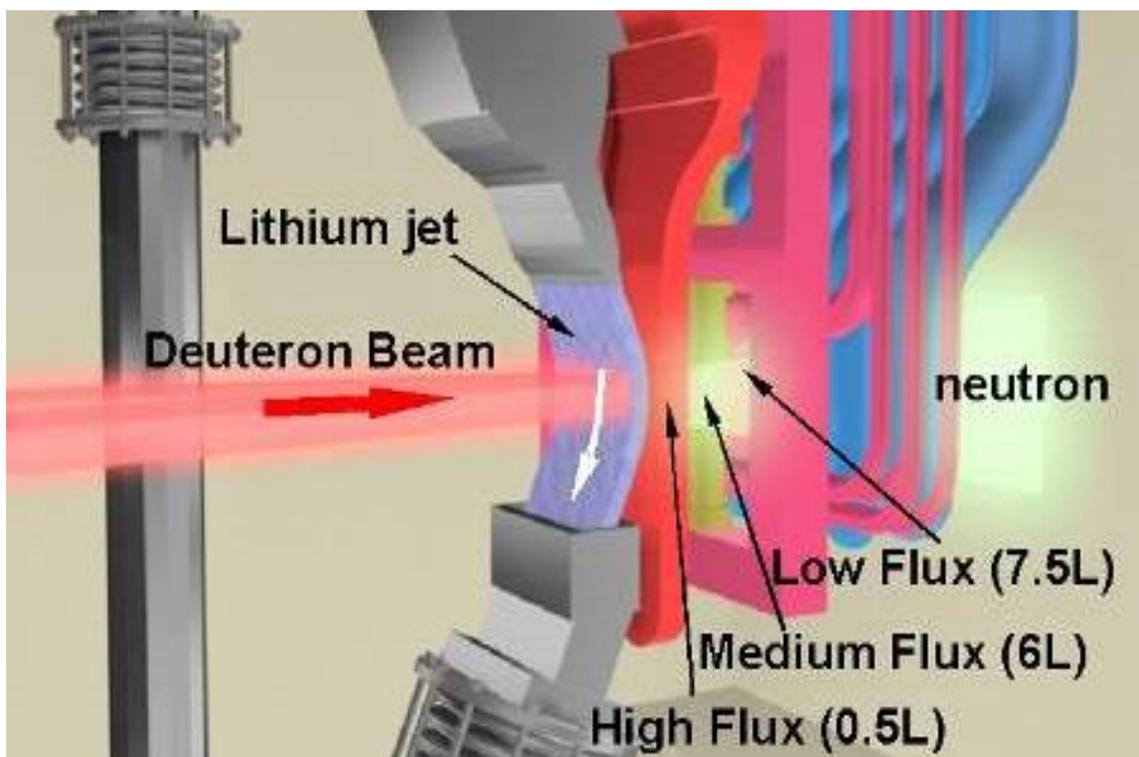


Figura 1 Disegno schematico dell'ugello e del getto di litio

Date le condizioni operative il getto di litio deve soddisfare due principali caratteristiche:

- Capacità di rimuovere l'elevata potenza termica generata

Le dimensioni geometriche in gioco comportano la necessità di assumere sostenute velocità di efflusso del getto affinché si possa garantire la rimozione dell'elevata densità di potenza termica generata. A causa di tale entità di potenza si registrano elevate temperature nel getto in corrispondenza ed a valle del footprint, area di impatto del fascio di deutoni; inoltre, considerando che la superficie libera del getto è esposta ad una camera a vuoto spinto, ne risulta che potrebbero concretizzarsi situazioni in cui il fluido si trovi in condizione di saturazione, con evidenti problemi di elevate evaporazioni superficiali o ebollizioni dello stesso. La necessità di risolvere questa problematica ha portato a concepire la superficie di scorrimento del fluido curvilinea, in maniera tale da generare nello stesso un gradiente di pressione dovuto alle forze centrifughe. La superficie viene pertanto realizzata con un raggio di curvatura che viene scelto con l'obiettivo principale di garantire la generazione di un gradiente di pressione centrifugo, in maniera da innalzare la temperatura di ebollizione del fluido ed ottenere un adeguato margine rispetto alla temperatura di saturazione (Boiling Margin).

- Stabilità fluidodinamica

Obiettivo principe del getto di litio è quello di realizzare lo stripping dei deutoni a produrre neutroni ad elevata energia che vanno ad impattare sul target collocato posteriormente alla sua superficie di scorrimento. Analizzando le problematiche relative alla neutronica insieme a quelle prettamente termofluidodinamiche (smaltimento della potenza termica) si evidenzia la necessità di avere un getto che sia il più stabile possibile, sia in termini del campo di moto interno che di disturbi superficiali che possano comportare variazioni di spessore dello stesso.

Il campo di moto interno deve conservarsi uniforme nel tempo in maniera da garantire un'opportuna rimozione della potenza termica, soprattutto all'interno del footprint e a ridosso della backplate dove si posiziona il picco di Bragg, indice della massima densità di potenza specifica depositata.

La superficie del getto deve essere il più possibile stabile ed uniforme, vale a dire che le inevitabili disuniformità superficiali, onde o increspature, devono avere ampiezze contenute entro certi limiti in maniera da garantire che lo spessore del getto non vari in modo sostanziale.

Questa restrizione deriva da due esigenze distinte; se lo spessore del getto aumenta rispetto al valore di progetto il fascio neutronico generato risulta attenuato, se invece lo spessore diminuisce si rischia che il picco di Bragg si avvicini troppo alla backplate con evidenti problemi di possibili surriscaldamenti locali, soprattutto considerando che essendo in prossimità della parete, e pertanto dello strato limite, si manifesta un'attenuazione dei fenomeni di diffusività turbolenti capaci di smaltire le potenze termiche specifiche.

Da considerazioni progettuali si stima accettabile una variazione dello spessore del getto di +/- 1 mm su un valore di progetto di 25 mm.

La progettazione dell'impianto IFMIF prevede la realizzazione di una facility in scala (EVEDA) che permetta di studiare le problematiche di natura fluidodinamica del getto senza alcuna deposizione di potenza. Nella realizzazione della stessa è stata assunta sia la posizione dell'ugello in termini di quota, rispetto all'asse del fascio, e angolo di inclinazione rispetto alla verticale, che la superficie di scorrimento, costituita da un tratto rettilineo all'uscita dell'ugello al quale si raccorda un arco a raggio di curvatura costante. Quest'ultimo scelto in maniera da soddisfare pienamente l'obiettivo principale di realizzazione di un boiling margin di una certa consistenza.

Gli studi di natura teorica e sperimentale si sono pertanto focalizzati principalmente su tale geometria. Tale soluzione se da un canto ha soddisfatto la condizione di garantire il boiling margin dall'altro ha evidenziato una serie di problematiche fluidodinamiche legata alla stabilità del getto.

Le principali problematiche di natura fluidodinamica evidenziate risultano:

- distacco del fluido dalla parete[1]

il getto di litio fuoriesce da un ugello avente un angolo d'attacco $\alpha=22,5^\circ$ rispetto alla verticale e la sua traiettoria mediana giace su un piano verticale. L'azione della accelerazione di gravità tende pertanto a far assumere al getto una traiettoria parabolica che lo porterebbe a distaccarsi da una parete rettilinea che corre lungo la direzione dell'asse dell'ugello.

- brusca comparsa delle forze centrifughe [1], [2]

si è osservato sperimentalmente che quando il getto passa da un tratto rettilineo ad uno curvilineo della superficie di scorrimento la brusca comparsa delle forze centrifughe determina instabilità superficiali, fig.2, che risultano fortemente attenuate se la parete curva è raccordata direttamente all'ugello.

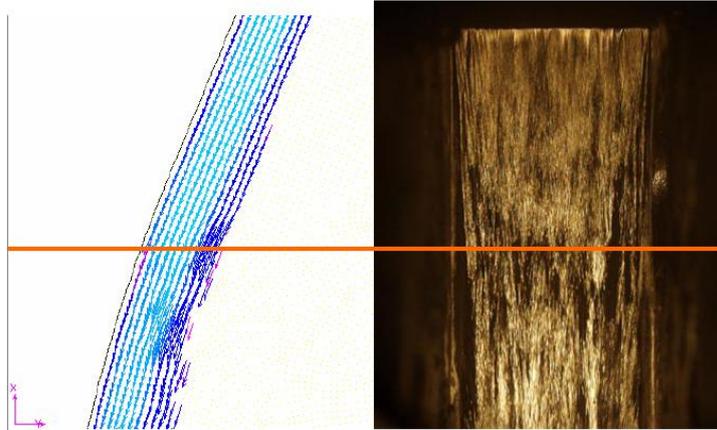


Figura 2 Disturbi della superficie del getto in corrispondenza della brusca variazione di curvature della BP, analisi numerica e evidenza sperimentale, [2].

- hydraulic jump [1], [2]

la brusca comparsa delle forze centrifughe determina un inspessimento localizzato del getto che risulta tanto più significativo quanto maggiore è tale forza.

Alla luce di tali osservazioni si è cercato di determinare un criterio per calcolare una geometria della backplate che, rispettando alcuni vincoli di natura geometrica legati a scelte costruttive del lay-out d'impianto della facility EVEDA, potesse determinare una superficie di scorrimento in cui la pressione dovuta alle forze centrifughe possa variare lungo la stessa, crescendo o diminuendo, in maniera da attenuare le problematiche fluidodinamiche su viste.

Considerando le equazioni del moto scritte in un riferimento polare, ed assumendo ipotesi semplificative sul campo di moto, si sono determinate geometrie di backplate a raggio di curvatura variabile imponendo che il gradiente di pressione radiale, al variare dell'anomalia, lungo la direzione del moto, si mantenesse costante o variasse secondo una funzione dell'anomalia, ad esempio di tipo polinomiale di diverso ordine.

2. Curvatura a gradiente di pressione costante

Uno dei requisiti fluidodinamici che deve soddisfare il getto è quello di aderenza del fluido alla parete. Partendo da tale esigenza si è cercato un criterio di calcolo per definire la forma che debba assumere la back-plate (BP) in maniera da soddisfarlo. Lo studio è stato realizzato considerando solo problematiche di natura fluidodinamica senza porre vincoli geometrici a forme e dimensioni della back-plate. Tali vincoli saranno tenuti in conto in seguito.

Il getto di litio fuoriesce da un ugello avente un angolo d'attacco α rispetto alla verticale e la sua traiettoria mediana giace su un piano verticale, fig.1. L'azione della accelerazione di gravità tenderebbe a far assumere al getto una traiettoria parabolica che lo porterebbe a distaccarsi da una parete rettilinea che corre lungo la direzione dell'asse dell'ugello. Da semplici considerazioni è stato calcolato che con una $v=20$ m/s ad una distanza di 90 mm dall'ugello si ha un distacco dalla parete di circa 0.2 mm, [1]. Si cerca pertanto di determinare la accelerazione centrifuga che deve essere impressa al fluido in ogni punto della sua traiettoria in maniera da bilanciare l'effetto della gravità e determinare in tal modo la curvatura della back-plate.

Si consideri un generico getto tridimensionale le cui linee di corrente siano curvilinee. Le equazioni fluidodinamiche che ne descrivono il moto (equazioni di continuità e di Navier-Stokes) possono essere scritte in un riferimento polare (r, θ, z), [3],(1) :

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(rv_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0$$

$$\rho \left[\frac{\partial v_r}{\partial t} + v_r \frac{\partial v_r}{\partial r} + \frac{v_\theta}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \theta} + v_z \frac{\partial v_r}{\partial z} - \frac{v_\theta^2}{r} \right] = F_r - \frac{\partial p}{\partial r} + \mu \left[\frac{\partial^2 v_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 v_r}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 v_r}{\partial z^2} - \frac{v_r}{r^2} - \frac{2}{r^2} \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} \right]$$

$$\rho \left[\frac{\partial v_\theta}{\partial t} + v_r \frac{\partial v_\theta}{\partial r} + \frac{v_\theta}{r} \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} + v_z \frac{\partial v_\theta}{\partial z} + \frac{v_r v_\theta}{r} \right] = F_\theta - \frac{1}{r} \frac{\partial p}{\partial \theta} + \mu \left[\frac{\partial^2 v_\theta}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_\theta}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 v_\theta}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 v_\theta}{\partial z^2} - \frac{v_\theta}{r^2} + \frac{2}{r^2} \frac{\partial v_r}{\partial \theta} \right]$$

$$\rho \left[\frac{\partial v_z}{\partial t} + v_r \frac{\partial v_z}{\partial r} + \frac{v_\theta}{r} \frac{\partial v_z}{\partial \theta} + v_z \frac{\partial v_z}{\partial z} \right] = F_z - \frac{\partial p}{\partial z} + \mu \left[\frac{\partial^2 v_z}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_z}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 v_z}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 v_z}{\partial z^2} \right]$$

Se in particolare il getto presenta una simmetria longitudinale e trasversale, il sistema di equazioni può essere semplificato analizzando il getto in un piano longitudinale. Assimilandolo pertanto ad una porzione di un vortice libero piano. Quindi se si assume che il campo di moto sia:

- Bidimensionale nel piano verticale (r, θ)
- Stazionario
- La componente radiale della velocità sia nulla, vale a dire si impone che la velocità del fluido sia sempre normale ad una direzione radiale.

considerando i riferimenti a fronte, le equazioni del moto diventano,(2):

$$\frac{1}{r} \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} = 0$$

$$-\rho \frac{v_\theta^2}{r} = -\rho g \cos \theta - \frac{\partial p}{\partial r}$$

$$\rho g \sin \theta - \frac{1}{r} \frac{\partial p}{\partial \theta} + \mu \left[\frac{\partial^2 v_\theta}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_\theta}{\partial r} - \frac{v_\theta}{r^2} \right] = 0$$

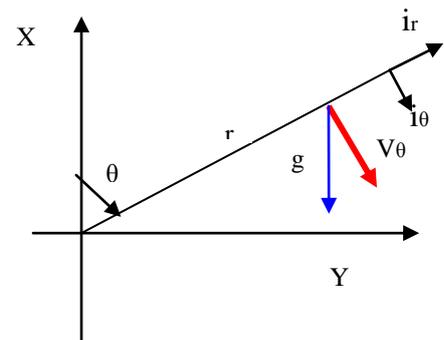


Figura 3 Sistema di riferimento

e la velocità tangenziale risulta in generale funzione solo del raggio.

Vista la tipologia del getto possiamo fare due ipotesi sul campo di velocità che ci permettano, utilizzando le (2), di determinare le coordinate polari di una BP che garantisca l'aderenza del fluido alla parete:

- Campo di moto irrotazionale
- Campo di moto uniforme ($v = \text{cost}$)

2.1 Campo di moto irrotazionale

Se si suppone il campo di moto irrotazionale nel riferimento considerato e nelle ipotesi fatte si ottiene:

$$\text{rot}V = 0 \Rightarrow \frac{1}{r} \frac{\partial r v_g}{\partial r} = 0 \quad (3)$$

che risulta dà:

$$v_g = \frac{a}{r} \quad (4)$$

Tale andamento di velocità, analogo a quello di un vortice libero piano, è stato confermato da misure sperimentali sul getto, [4].

La costante a può essere valutata assumendo che sul pelo libero, al raggio r_s la velocità sia pari a v_s :

$$v = \frac{v_s r_s}{r} \quad (5)$$

la portata in una generica sezione del getto risulta:

$$Q = \int_{r_s}^{r_b} v(r) dr = \int_{r_s}^{r_b} \frac{v_s r_s}{r} dr = v_s r_s \ln \frac{r_b}{r_s} \quad (6)$$

dove in generale si assume che r_b ed r_s siano funzioni di teta. Per l'equazione di continuità essa sarà uguale a quella nella sezione di uscita dell'ugello dove si assume una velocità media costante:

$$v_s r_s \ln \frac{r_b}{r_s} = v_0 \delta \quad (7)$$

considerando la (7) la (5) diventa:

$$v = \frac{v_0 \delta}{r \ln \frac{r_b}{r_s}} \quad (8)$$

considerando la (8) la seconda equazione delle (2) diventa:

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \rho \frac{1}{r} \left(\frac{v_0 \delta}{r \ln \frac{r_b}{r_s}} \right)^2 - \rho g \cos \vartheta \quad (9)$$

Il gradiente di pressione in direzione radiale assume valori diversi nei diversi punti del campo di moto, ed a parità di raggio varia con l'angolo θ , aumentando al crescere di esso per la riduzione dell'effetto della forza di massa. Se si impone che il gradiente di pressione in direzione radiale per $r=r_b$ assuma un valore costante e proporzionale alla forza di gravità, per unità di volume:

$$\frac{\partial p}{\partial r}(r_b) = K \rho g \quad (10)$$

l'espressione (9) permette di determinare i raggi polari del luogo dei punti che danno un gradiente di pressione costante al variare dell'anomalia θ :

$$r_b^3 \ln^2 \frac{r_b}{r_s} = \frac{(v_0 \delta)^2}{g(k + \cos \vartheta)} \quad (11)$$

Risulta però necessario conoscere in maniera puntuale il raggio polare della superficie libera.

Per agevolare il calcolo, si può fare l'ipotesi che lo spessore del getto si mantenga costante lungo la parete, vale a dire che la superficie libera segue l'andamento della parete, pertanto risulta $r_s=r_b-\delta$

Pertanto la (11) diventa:

$$r_b^3 \ln^2 \frac{r_b}{r_b - \delta} = \frac{(v_0 \delta)^2}{g(k + \cos \vartheta)} \quad (12)$$

L'espressione (12) è una funzione implicita del raggio della BP e risulta pertanto di difficile manipolazione. Alcune considerazioni ci permettono di semplificare il calcolo. Nell'ipotesi di un campo di velocità inversamente proporzionale al raggio e considerando che la variazione di raggio della BP tra l'uscita dell'ugello e l'asse del beam risulterà piccola, visto che piccolo risulta il contributo delle forze di massa legato al coseno dell'angolo teta, (12), il calcolo della curva, luogo dei punti in cui il gradiente di pressione radiale assume un certo valore, viene compiuto supponendo che il campo di velocità sia uniforme. Si verificherà in seguito l'effettiva discordanza dal considerare un campo di moto irrotazionale.

2.2 Campo di moto uniforme

La velocità tangenziale risulta costante, $v_\theta = \text{cost}$. Riscriviamo la seconda equazione delle (2):

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \rho \frac{v_\theta^2}{r} - \rho g \cos \vartheta \quad (13)$$

Il gradiente di pressione in direzione radiale assume valori diversi nei diversi punti del campo di moto, ed a parità di raggio varia con l'angolo θ , aumentando al crescere di esso. Se si impone che il gradiente di pressione in direzione radiale assuma un valore costante e proporzionale alla forza di gravità, per unità di volume:

$$\frac{\partial p}{\partial r} = K \rho g \quad (14)$$

l'espressione (14) permette di determinare, dalla (13), i raggi polari del luogo dei punti che danno un gradiente di pressione costante al variare dell'anomalia θ :

$$r = \frac{v_g^2}{g(K + \cos \theta)} \quad (15)$$

Dalla (15) si evidenzia come il raggio polare necessario a dare un gradiente di pressione costante aumenti muovendosi dall'uscita dell'ugello ($\alpha=22,5^\circ$ rispetto alla verticale, che corrisponde nel riferimento scelto ad un $\theta = 67.5^\circ$) all'asse del beam, in concomitanza della riduzione dell'effetto della gravità in direzione radiale.

Il raggio polare per $\theta = 0^\circ$ corrisponde a quello necessario ad ottenere il gradiente di pressione $K\rho g$ richiesto più quello necessario a vincere la forza peso.

Il raggio polare per $\theta = 90^\circ$ corrisponde a quello necessario ad ottenere il gradiente di pressione $K\rho g$ richiesto. Per anomalie maggiori il raggio polare cresce rapidamente, essendo la componente della accelerazione di gravità in direzione radiale nello stesso verso dell'accelerazione centrifuga.

In tabella 1 si possono vedere i range di variazione dei raggi polari dall'uscita dell'ugello all'asse del beam. Si evince che maggiore è il gradiente di pressione (K) richiesto, minore è la variazione del raggio polare, conseguentemente al fatto che risulta minore, in senso relativo, l'effetto della componente della forza peso sulla forza centrifuga.

	$\theta=67,5^\circ$	$\theta=90^\circ$	$\theta=120^\circ$	Δr per $\Delta\theta=120^\circ-67.5^\circ$
K=0	106.55 m	∞		
K=20	2.00 m	2.039 m	2.091 m	9.1 cm
K=40	1.00 m	1.019 m	1.032 m	3.2 cm
K=80	0.507 m	0.5096 m	0.513 m	0.6 cm
K=160	0.254 m	0.2548 m	0.256 m	0.2 cm

Tabella 1 Variazione dei raggi polari al variare di K

Possiamo esprimere la relazione (15) in un riferimento cartesiano ortogonale utilizzando le relazioni di trasformazione da coordinate cilindriche a cartesiane:

$$\begin{aligned} x &= r \cos \vartheta \\ y &= r \sin \vartheta \end{aligned} \quad (16)$$

Si ottiene l'equazione cartesiana:

$$\sqrt{x^2 + y^2} - \frac{v_\vartheta^2 - gx}{kg} = 0 \quad (17)$$

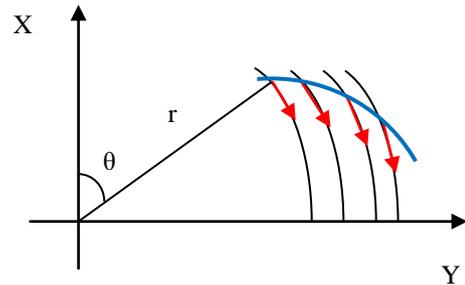


Figura 4 Curva a gradiente di pressione costante

Tale curva rappresenta pertanto il luogo dei punti nel piano in cui il vettore velocità risulta perpendicolare alla direzione della coordinata polare r e il gradiente di pressione, lungo la stessa coordinata, risulta costante al variare dell'anomalia θ , fig.4.

Osservazioni

- Se si vuole garantire il bilanciamento della sola forza peso, con $v=20$ m/s, è sufficiente, all'uscita dell'ugello, un raggio polare inferiore ai 100m. Questo mi garantisce l'aderenza alla parete.
- Al crescere del gradiente di pressione radiale richiesto il valore del raggio polare necessario a garantirlo diventa sempre più piccolo, assicurando pertanto l'aderenza del fluido.
- Gli andamenti delle grandezze trovate sono stati determinati avendo imposto un gradiente di pressione radiale costante, nulla vieta la possibilità di esprimere il gradiente di pressione come una funzione dell'anomalia θ , in maniera che possa variare lungo la traiettoria del fluido per far fronte a diverse esigenze di natura fluidodinamica e termica.

In questa determinazione si è ipotizzato un campo di moto le cui linee di corrente siano circolari intorno all'origine del riferimento e si è determinata una curva nel piano luogo dei punti in cui il vettore velocità risulta perpendicolare alla direzione della coordinata polare r e il gradiente di pressione, lungo la stessa coordinata, varia secondo una certa legge.

Se ora si ipotizza che la backplate assuma la forma della geometria trovata si avrà che il fluido scorrerà in maniera tangente alla curva e non lungo le direzioni circolari ipotizzate per la determinazione della stessa. Osservando che la curva ha in ogni punto un raggio di curvatura variabile si ha che il fluido sarà soggetto ad una forza centrifuga proporzionale a tale raggio. I ragionamenti fatti risultano comunque validi, in quanto possono essere esattamente ripetuti in un riferimento locale lungo la curva in cui ci sia coincidenza tra raggio di curvatura e raggio polare. Pertanto, come già visto, l'aderenza alla parete risulterà sempre garantita quando i raggi di curvatura, per $v=20$ m/s, assumono valori inferiori ai 100m.

3. Curvatura a gradiente di pressione variabile

In generale si può assumere che il gradiente di pressione radiale sia proporzionale alla forza di gravità, per unità di volume, secondo una funzione parametrica $f=f(\theta, A, B, C, \dots, N)$.

Pertanto il gradiente di pressione radiale potrà variare secondo una legge del tipo:

$$\frac{\partial p}{\partial r} = f(\theta, A, B, C, \dots, N) \rho g \quad (18)$$

risulterà pertanto possibile determinare diverse geometrie che soddisfino il requisito di aderenza del fluido alla parete e garantiscano anche il soddisfacimento di eventuali vincoli geometrici legati alla realizzazione della backplate. A tal proposito si osservi che:

- Le geometrie di back-plate che si possono realizzare, a raggio di curvatura costante o variabile, sono infinite al variare della posizione dell'ugello rispetto all'asse del beam, in termini di quota e angolo d'attacco rispetto alla direzione ortogonale al beam
- Se si assegna tale posizione (quota e angolo), e si vuole utilizzare una geometria che sia simmetrica rispetto all'asse del beam, il raggio di curvatura in tale punto risulta fissato

geometricamente, e da tale punto in poi può conservarsi costante o evolvere secondo una certa legge.

- Se fissata la posizione dell'ugello si vuole utilizzare una geometria che sia simmetrica rispetto all'asse del beam e a raggio di curvatura costante ma più piccolo, rispetto a quello geometrico all'uscita dell'ugello, si necessita di un tratto di raccordo, rettilineo o curvilineo, tra ugello e curva a raggio costante.
- Se non si pongono vincoli alla posizione dell'ugello la scelta della geometria sarà dettata da considerazioni termofluidodinamiche
- La scelta di imporre un gradiente di pressione costante o variabile (crescente o decrescente) in maniera graduale dall'ugello al beam dovrà essere motivata da considerazioni legate alle instabilità nel getto o dal fatto che si necessitano diversi gradienti di pressioni, che ci garantiscono l'allontanamento dalle condizioni di saturazione, nelle diverse sezioni lungo il getto a causa della diversa distribuzione di temperatura.

4. La facility EVEDA

Allo stato attuale la facility EVEDA è stata concepita per accogliere una back-plate costituita da due tratti rettilinei raccordati da un arco di circonferenza, fig. 5.

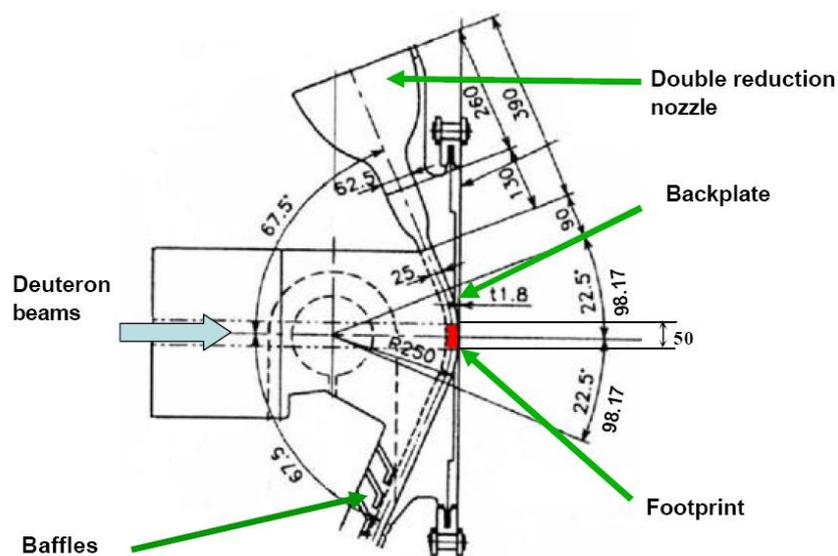


Figura 5 Back plate per la facility EVEDA

Questo ha portato all'introduzione di vincoli geometrici legati al posizionamento della BP nel layout d'impianto, di cui risulta necessario tener conto nel momento in cui si cerca una forma di BP diversa da quella esistente.

La backplate deve soddisfare quattro requisiti, fig.6:

1. Distanza tra asse del beam ed uscita ugello uguale ad un valore prefissato **l**
2. Distanza assiale tra piano di contatto con la contro-flangia e piano esterno della back plate uguale ad un valore prefissato **h**
3. Tangenza alla direzione di uscita dell'ugello
4. Tangenza verticale sull'asse del beam

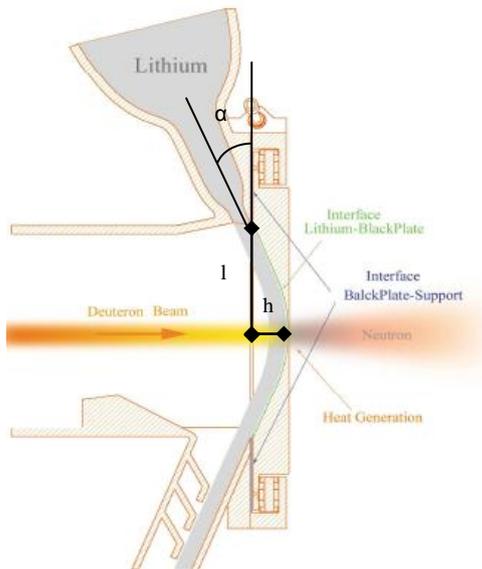


Figura 6 Vincoli geometrici per la back-plate

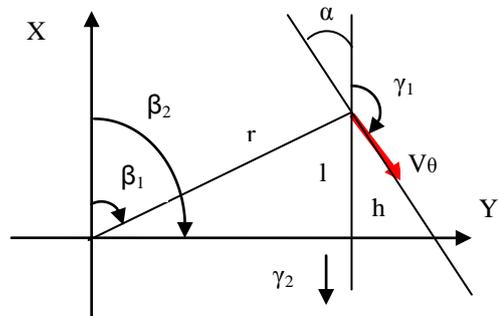


Figura 7 Parametri geometrici di calcolo

Pertanto il calcolo della BP con il metodo su descritto ha dovuto tener conto delle suddette limitazioni.

Se si impone che il gradiente di pressione in direzione radiale vari secondo una legge polinomiale di terzo grado con l'angolo teta:

$$\frac{\partial p}{\partial r} = (A\vartheta^3 + B\vartheta^2 + C\vartheta + D)\rho g \quad (19)$$

Si ottiene nel riferimento considerato, Fig. 7:

– equazione della back-plate

$$r_{bp}(\vartheta) = \frac{v_g^2}{g(A\vartheta^3 + B\vartheta^2 + C\vartheta + D + \cos \vartheta)} \quad (20)$$

– espressioni dei vincoli

$$r(\beta_1) \cos(\beta_1) = l \quad (21)$$

$$r(\beta_2) \sin(\beta_2) - r(\beta_1) \sin(\beta_1) = h \quad (22)$$

$$\frac{r'(\beta_1) \sin(\beta_1) + r(\beta_1) \cos(\beta_1)}{r'(\beta_1) \cos(\beta_1) - r(\beta_1) \sin(\beta_1)} = \operatorname{tg}(\gamma_1) \quad (23)$$

$$\frac{r'(\beta_2) \sin(\beta_2) + r(\beta_2) \cos(\beta_2)}{r'(\beta_2) \cos(\beta_2) - r(\beta_2) \sin(\beta_2)} = \operatorname{tg}(\gamma_2) \quad (24)$$

dove:

β_1 individua il punto di uscita dell'ugello

β_2 individua il punto in corrispondenza dell'asse del beam.

r' derivata prima dell'equazione della backplate

γ_1 anomalia della retta lungo la direzione dell'ugello con l'asse delle x

γ_2 anomalia della retta normale all'asse del beam con l'asse delle x

i primi membri delle (23) e (24) esprimono la tangenza ad una curva polare,[5]

derivando la (20) e imponendo i vincoli (21),(22), (23),(24) si ottiene il sistema:

$$A\beta_1^3 + B\beta_1^2 + C\beta_1 + D = K_1 \quad (25)$$

$$A\beta_2^3 + B\beta_2^2 + C\beta_2 + D = K_2 \quad (26)$$

$$3A\beta_1^2 + 2B\beta_1 + C = K_3 \quad (27)$$

$$3A\beta_2^2 + 2B\beta_2 + C = K_4 \quad (28)$$

dove :

$$K_1 = \left(\frac{v_g^2}{gl} - 1 \right) \cos \beta_1 \quad (29)$$

$$K_2 = \frac{v_g^2 \text{sen} \beta_2}{g(h + l \text{tg} \beta_1)} - \cos \beta_2 \quad (30)$$

$$K_3 = \frac{(1 + \text{tg}(\gamma_1) \text{tg}(\beta_1))(K_1 + \cos \beta_1)}{(\text{tg}(\beta_1) - \text{tg}(\gamma_1))} + \text{sen} \beta_1 \quad (31)$$

$$K_4 = \frac{(1 + \text{tg}(\gamma_2) \text{tg}(\beta_2))(K_2 + \cos \beta_2)}{(\text{tg}(\beta_2) - \text{tg}(\gamma_2))} + \text{sen} \beta_2 \quad (32)$$

Risolvendo il sistema delle (25) , (26), (27), (28) si ricavano i coefficienti A , B ,C, D:

$$A = \frac{2(\beta_1 - \beta_2)(K_1 - K_2) - (\beta_1 - \beta_2)^2(K_3 + K_4)}{4\beta_1^3\beta_2 + 4\beta_1\beta_2^3 - 6\beta_1^2\beta_2^2 - \beta_1^4 - \beta_2^4} \quad (33)$$

$$B = \frac{K_3 - K_4 - 3A(\beta_1^2 - \beta_2^2)}{2(\beta_1 - \beta_2)} \quad (34)$$

$$C = K_4 - 3A\beta_2^2 - 2B\beta_2 \quad (35)$$

$$D = K_2 - A\beta_2^3 - B\beta_2^2 - C\beta_2 \quad (36)$$

Risulta pertanto determinata l'equazione polare (20) di una curva bidimensionale che soddisfa i vincoli imposti.

Espressa in coordinate cartesiane assume l'espressione:

$$\sqrt{x^2 + y^2} \left[A \arctg^3 \frac{y}{x} + B \arctg^2 \frac{y}{x} + C \arctg \frac{y}{x} + D \right] + x - \frac{v_g^2}{g} = 0 \quad (37)$$

L'espressione (20) della BP è stata ricavata supponendo una velocità costante lungo tutto il getto, assumendo un gradiente di pressione radiale variabile con teta ed imponendo il soddisfacimento di vincoli geometrici. Applicando le stesse condizioni ma supponendo un campo di moto irrotazionale, considerando pertanto l'andamento di velocità dato dalla (8), si giunge ad una espressione di BP simile alla (12):

$$r_b^3 \ln^2 \frac{r_b}{r_b - \delta} = \frac{(v_0 \delta)^2}{g(A \vartheta^3 + B \vartheta^2 + C \vartheta + D + \cos \vartheta)} \quad (38)$$

Le costanti si ricavano applicando i vincoli suddetti. Un confronto tra i raggi calcolati nei due casi di moto uniforme e irrotazionale mostra una variazione infinitesima, a conferma di quanto osservato nel paragrafo 2.

5. Andamento delle pressioni

Nelle ipotesi fatte si è determinata una curva nel piano luogo dei punti in cui il vettore velocità risulta perpendicolare alla direzione della coordinata polare r e il gradiente di pressione, lungo la stessa coordinata, varia secondo una certa legge. Se si assume che la BP abbia la forma di tale curva essa soddisferà i vincoli geometrici imposti dal lay-out EVEDA. Si osservi però che tale curva è individuata nel piano polare dalle coordinate (r, θ) ma presenterà in ogni punto un raggio di curvatura in generale diverso dal raggio polare. Pertanto il fluido che scorre lungo la sua superficie sarà soggetto a forze centrifughe che dipenderanno dal raggio di curvatura puntuale della curva.

Il calcolo del raggio di curvatura lo si ottiene facilmente considerando l'espressione parametrica della curva

$$x = r(\vartheta) \cos \vartheta$$

$$y = r(\vartheta) \sin \vartheta \tag{39}$$

ed applicando la relazione seguente, [5]:

$$\frac{1}{r_c} = \frac{x' y'' - x'' y'}{(x'^2 + y'^2)^{3/2}} \tag{40}$$

Calcolando la (40) per la curva precedentemente ottenuta si ricava che il raggio di curvatura in ogni punto diminuisce muovendosi lungo la back-plate, portando pertanto ad un aumento delle pressioni centrifughe.

Noti i raggi di curvatura in ogni punto, possiamo cercare di stimare l'andamento delle pressioni centrifughe che si generano lungo la superficie.

Nel Capitolo 2 si sono ottenute, in un riferimento polare, delle equazioni del moto semplificate, con il vettore velocità normale al raggio polare. In tali condizioni con l'ulteriore ipotesi di flusso di Bernoulli, vale a dire irrotazionale, stazionario non viscoso e senza forze di massa, dalla terza equazione delle (2) si può vedere che la pressione è solo funzione del raggio, pertanto, dalla

seconda equazione, si può ricavare la sua espressione al variare del raggio nella generica sezione trasversale del getto, risulta:

$$P(r) = P(r_s) + \int_{r_s}^r \frac{\rho v^2(r)}{r} dr \quad (41)$$

considerando l'espressione della velocità (8), vista per un flusso irrotazionale, sostituendola nella (41) e integrando risulta, ponendo per semplicità $P(r_s) = 0$:

$$P(r) = \frac{1}{2} \rho v_0^2 \left(\frac{\delta}{\ln \frac{r_b}{r_s}} \right)^2 \left[\left(\frac{1}{r_s} \right)^2 - \left(\frac{1}{r} \right)^2 \right] \quad (42)$$

La (41) risulta rigorosamente valida nel riferimento considerato, dove per le ipotesi fatte il vettore velocità è normale al raggio polare. Nel momento in cui si considera una backplate della forma trovata al paragrafo 4, tale condizione non sussiste più essendo il vettore velocità del fluido, che scorre lungo la parete, non più ortogonale al raggio polare. In generale possiamo pensare la (41) valida in ogni sezione trasversale alla backplate se consideriamo di effettuare un cambio di riferimento. Sia ad esempio, nel riferimento $[O, r, \theta]$, $A(r_A, \theta_A)$ un punto della backplate e $C(r_{CA}, \theta_{CA})$ il centro di curvatura della BP nel suddetto punto, fig.8. Se effettuiamo un cambio di coordinate da $[O, X, Y]$ ad $[C, X', Y']$, con $[X', Y']$ traslati parallelamente a $[X, Y]$, il punto A nel nuovo riferimento polare $[C, r', \theta']$ avrà il raggio di curvatura coincidente con il raggio polare, facendo pertanto valere la perpendicolarità tra velocità e raggio polare e quindi assicurando la validità della (41).

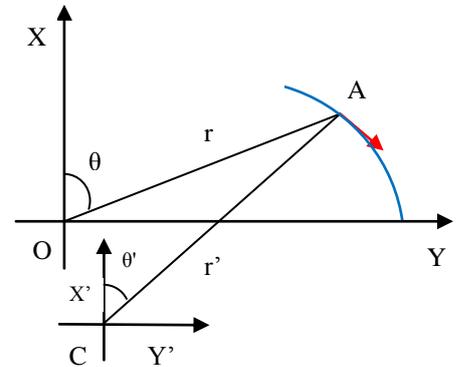


Figura 8 Cambio di riferimento

Estendendo tale ragionamento per ogni punto della backplate si può considerare la (41) valida in ogni punto ed utilizzare la (42), la quale, calcolata per $r = r'_b$, che varia da punto a punto, permette di determinare l'andamento della pressione lungo la backplate. Resta però da determinare in maniera puntuale il raggio di curvatura della superficie libera.

Sulla superficie libera la pressione risulta costante, pertanto nell'ipotesi di flusso di Bernoulli risulterà costante anche la velocità e pari al valore di uscita dell'ugello. Pertanto dalla (8) calcolata

per $r = r'_s$ si può trovare la relazione che permette di calcolare r'_s al variare di r'_b .

$$r'_s \ln \frac{r'_b}{r'_s} = \delta \quad (43)$$

In maniera alternativa, per agevolare il calcolo, si può fare l'ipotesi che lo spessore del getto si mantenga costante lungo la parete, vale a dire che la superficie libera segue l'andamento della parete, pertanto risulta $r'_s = r'_b - \delta$

$$P(r_b) = P(r'_b) = \frac{1}{2} \rho v_0^2 \left(\frac{\delta}{\ln \frac{r'_b}{r'_b - \delta}} \right)^2 \left[\left(\frac{1}{r'_b - \delta} \right)^2 - \left(\frac{1}{r'_b} \right)^2 \right] \quad (44)$$

il tenere in conto le azioni delle forze viscosse e delle forze di massa non modificherà in maniera sostanziale l'andamento delle pressioni, se si è in presenza di notevoli forze di inerzia .

6. Le diverse geometrie possibili

Considerando la geometria di backplate definita per la facility EVEDA, costituita da un tratto rettilineo di 90mm e un arco di circonferenza di raggio 250 mm, fig. 5, si possono individuare i vincoli geometrici imposti ed utilizzando il procedimento visto al Capitolo 4 è possibile determinare la curva che li soddisfi

Assegnate le grandezze

l (m)	h (m)	α	β_1	β_2	γ_1	γ_2
0,17882	0,05347	22,5°	$\frac{\pi}{2} - \alpha$	$\frac{\pi}{2}$	$\pi - \alpha$	0

si ottiene un'equazione caratterizzata dalle seguenti costanti

A	B	C	D
106,1601	-437,6375	590,0598	-174,4499

Se si effettua lo stesso calcolo per l'equazione (38) si ottengono per le costanti i seguenti valori:

A	B	C	D
97.2735	-400.9949	540.7243	-156.3756

La variazione di velocità al variare di teta, calcolata con l'espressione (8) per $r=r_b$, tra uscita ugello ed asse del beam è di circa 0.08 %. Risulta pertanto accettabile aver assunto in prima approssimazione una distribuzione di velocità costante per il calcolo della geometria della BP.

Una attenta analisi dei raggi di curvatura per tale geometria mostra che la curva presenta una variazione di concavità in prossimità dell'ugello, come si può vedere dalla fig.9 dove si nota un valore dell'angolo teta per il quale il raggio di curvatura assume valore infinito. Tale circostanza è evidenziata anche dall'andamento della pressione in prossimità della parete, dovuta all'azione delle forze centrifughe e calcolata con la relazione (44), la quale inizialmente decresce dall'uscita dell'ugello fino al punto di flesso, dove si annulla, per poi aumentare fino all'asse del beam per l'aumento di concavità, come si evidenzia nella fig. 10, calcolata considerando come fluido acqua ad una $v=20\text{m/s}$.

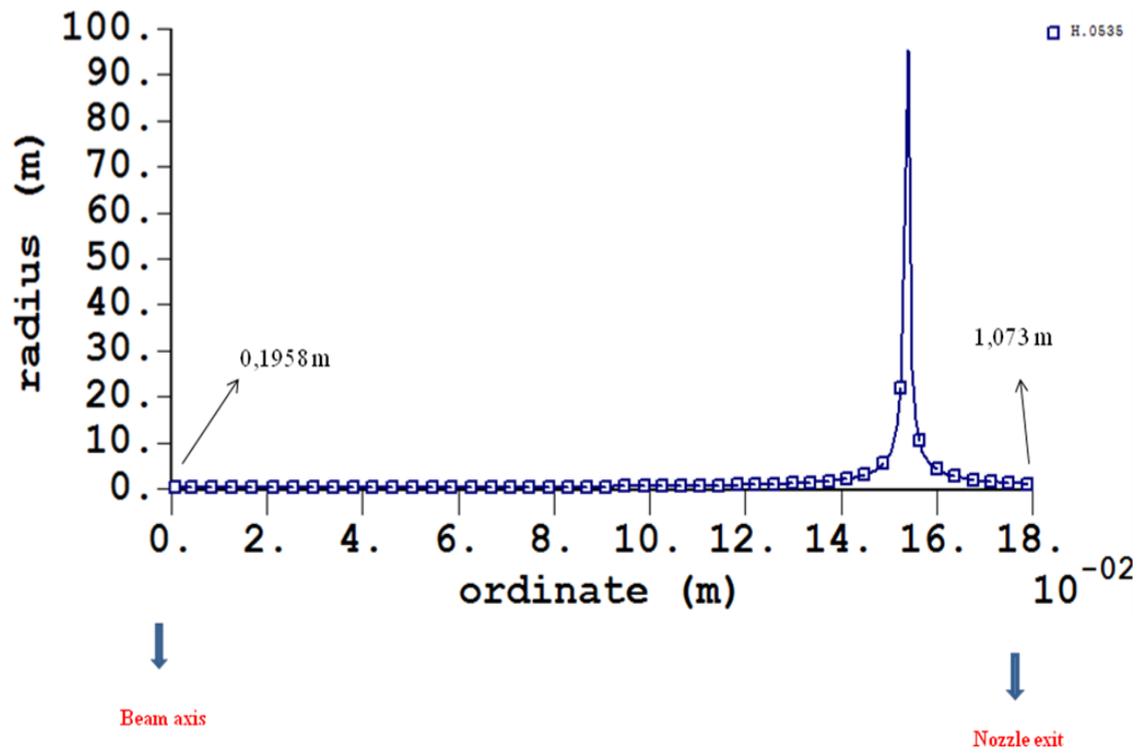


Figura 9 Raggio di curvatura lungo la BP al variare dell'ordinata

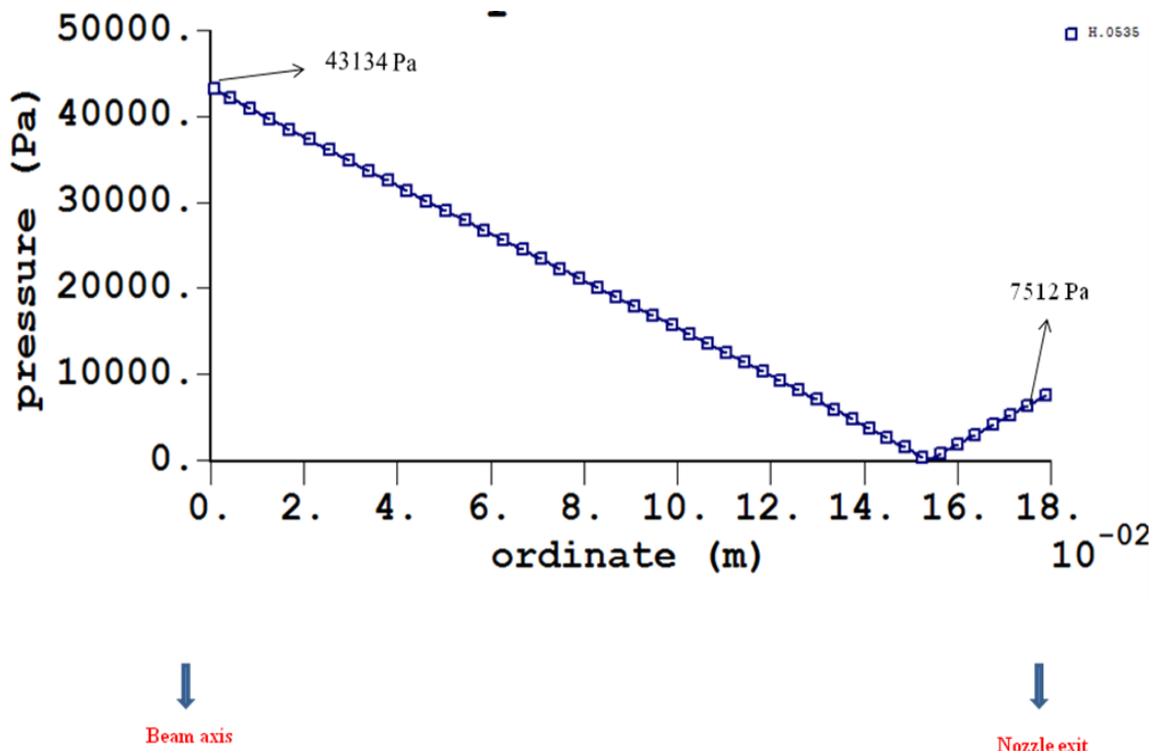


Figura 10 Pressione lungo la BP al variare dell'ordinata

Si vede dunque che è stato possibile determinare una curva la quale, avendo un raggio di curvatura che varia gradualmente, determina un gradiente di pressione variabile in maniera lineare dall'uscita dell'ugello all'asse del beam, soddisfacendo i vincoli geometrici imposti dal target assembly (l'insieme costituito da BP e Target) e garantendo l'aderenza del fluido alla parete; ma si è evidenziata una problematica che di fatto rende irrealizzabile tale soluzione. Nell'ottica della metodologia di calcolo utilizzata non è stato pertanto possibile costruire una geometria regolare che non presenti punti di flesso e che soddisfi i vincoli imposti. La soluzione a tale problematica va ricercata nella possibilità di modificare le condizioni di vincolo geometriche.

I parametri geometrici in gioco sono α , l ed h . Conservando le caratteristiche fluidodinamiche del fluido quali densità e velocità in ingresso le curve determinabili variando tutti e tre i parametri geometrici risultano \propto^3 .

La curva che si vuole determinare deve costituire la giacitura sul piano verticale della superficie di scorrimento di una BP e deve pertanto soddisfare requisiti quali la mancanza sia di punti estremali (monotonicità) che di flesso e deve soddisfare vincoli geometrici di dimensione e posizionamento all'interno del lay-out d'impianto. Con tali condizioni il numero di curve realizzabili si riduce notevolmente.

A tal proposito è stato sviluppato un programma di calcolo, in linguaggio FORTRAN, che utilizzando la procedura vista nel paragrafo 4 permette di determinare tutta una serie di curve regolari facendo variare i parametri geometrici, singolarmente o in maniera combinata, all'interno di intervalli consoni al lay-out di impianto. Per ciascuna curva il codice è in grado di determinare anche l'andamento delle pressioni che si sviluppano lungo la stessa.

La descrizione dettagliata del programma "BPgen" si trova in appendice.

A questo punto la scelta della geometria è legata alla distribuzione lineare di pressione, più o meno accentuata, che si vuole realizzare ed alla possibilità di cambiare i vincoli.

A titolo di esempio è stato fatto il calcolo di alcune geometrie conservando fissi i vincoli α ed l e variando h . Si è visto che è possibile ottenere geometrie con raggi di curvatura decrescenti o crescenti muovendosi dall'ugello verso il beam ai quali corrispondono andamenti di pressione lineari rispettivamente crescenti e decrescenti.

Si riportano di seguito i parametri di calcolo di tre diverse geometrie, evidenziate in fig 11.

- Back plate a raggio di curvatura decrescente

l (m)	h (m)	α	β_1	β_2	γ_1	γ_2
0,17811	0,0512	22,5°	$\frac{\pi}{2} - \alpha$	$\frac{\pi}{2}$	$\pi - \alpha$	0

⇒

A	B	C	D
94,9667	-390,2471	526,2533	-145,9121

- Back plate a raggio di curvatura crescente

l (m)	h (m)	α	β_1	β_2	γ_1	γ_2
0,17811	0,025	22,5°	$\frac{\pi}{2} - \alpha$	$\frac{\pi}{2}$	$\pi - \alpha$	0

⇒

A	B	C	D
-66,4751	274,1954	-368,3480	249,3096

- Back plate a raggio di curvatura costante

l (m)	h (m)	α	β_1	β_2	γ_1	γ_2
0,17811	0,0354	22,5°	$\frac{\pi}{2} - \alpha$	$\frac{\pi}{2}$	$\pi - \alpha$	0

⇒

A	B	C	D
-0,33869	1,4929	-1,832	87,1016

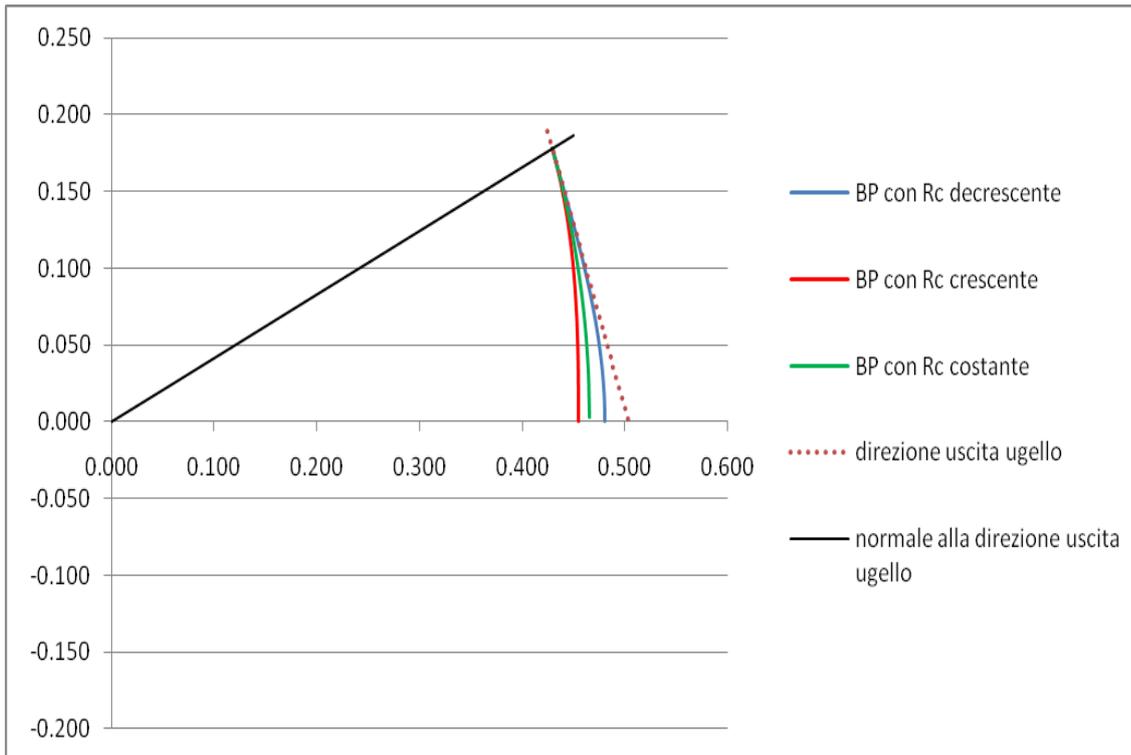


Figure 11 Tre diversi tipi di geometrie di back-plate

Nelle figure 12, 14, 16 si riportano, per le tre geometrie, gli andamenti delle pressioni lungo la backplate calcolati nelle ipotesi di flusso di Bernoulli e quelli ottenuti utilizzando un calcolo CFD senza restrizioni sulle forze viscosi e di massa. Nelle figure 13, 15, 17 si riporta l'andamento delle isobare nel getto.

I calcoli sono stati realizzati utilizzando il codice FLUENT nelle seguenti condizioni:

	ACQUA	ARIA
T [°C]	20	20
ρ [Kg/m ³]	998.2	1.1E ⁻⁰⁸
μ [Pa s]	1.003E ⁻⁰³	1.8161E ⁻⁰⁵
C _{ing} [m/s]	20	
δ [m] larghezza ugello	0.02	

Modelli e condizioni imposte per il calcolo:

- Calcolo in 2d doppia precisione, in condizioni stazionarie
- Griglia di calcolo strutturata (rettangolare), mesh size= 0.5 mm

- Condizioni al contorno:
 - Ingresso ugello: velocity inlet (si impone una velocità)
 - Uscita getto: pressure-outlet (si impone una pressione di 10^{-3} Pa)
 - Camera a vuoto: pressure-outlet (si impone una pressione di 10^{-3} Pa sul lato inferiore della camera)
- Equazione della quantità di moto: upwind al 2° ordine
- Modello di turbolenza RNG k- ϵ
- Modello bifase: VOF

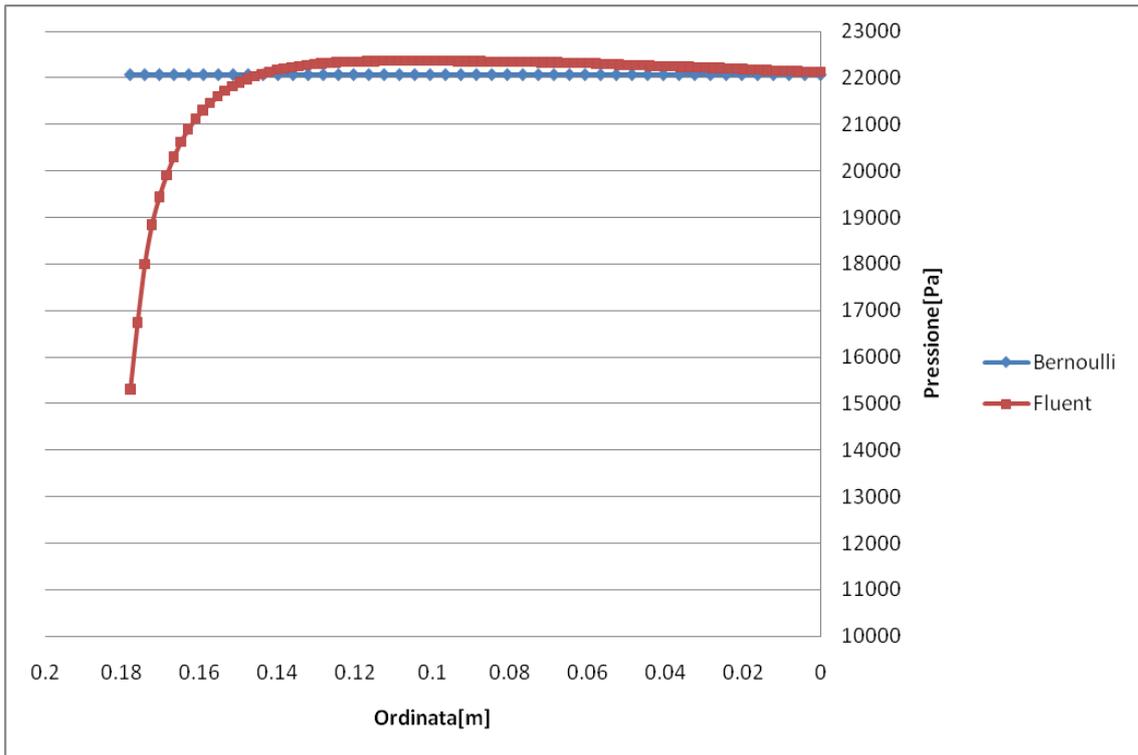


Figure 12 Pressione statica su una back-plate a raggio di curvature costante

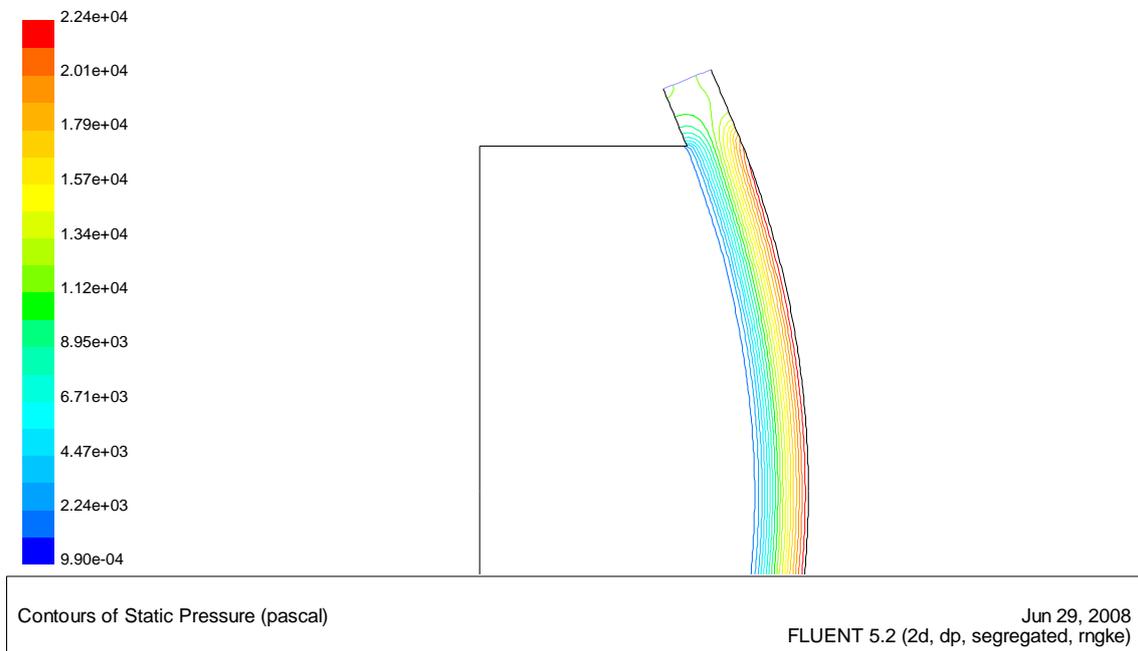


Figura 13 Andamento delle isobariche per una back-plate a raggio di curvature costante. Dettaglio

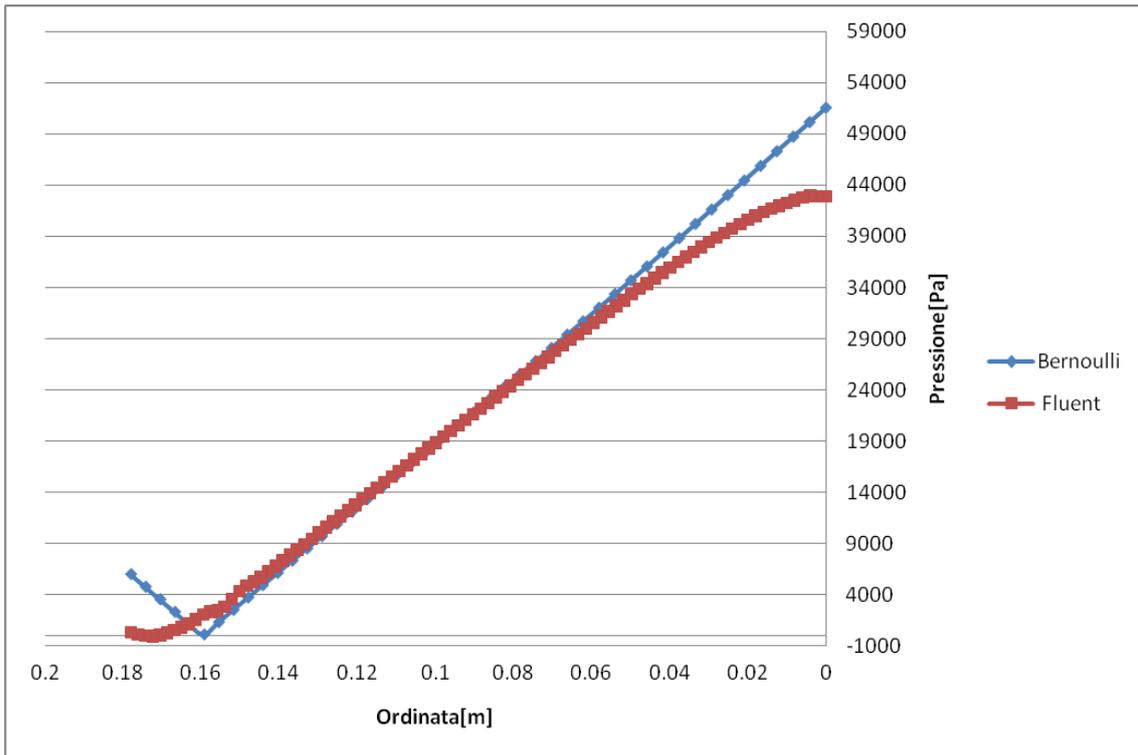


Figure 14 Pressione statica su una back-plate a raggio di curvatura decrescente

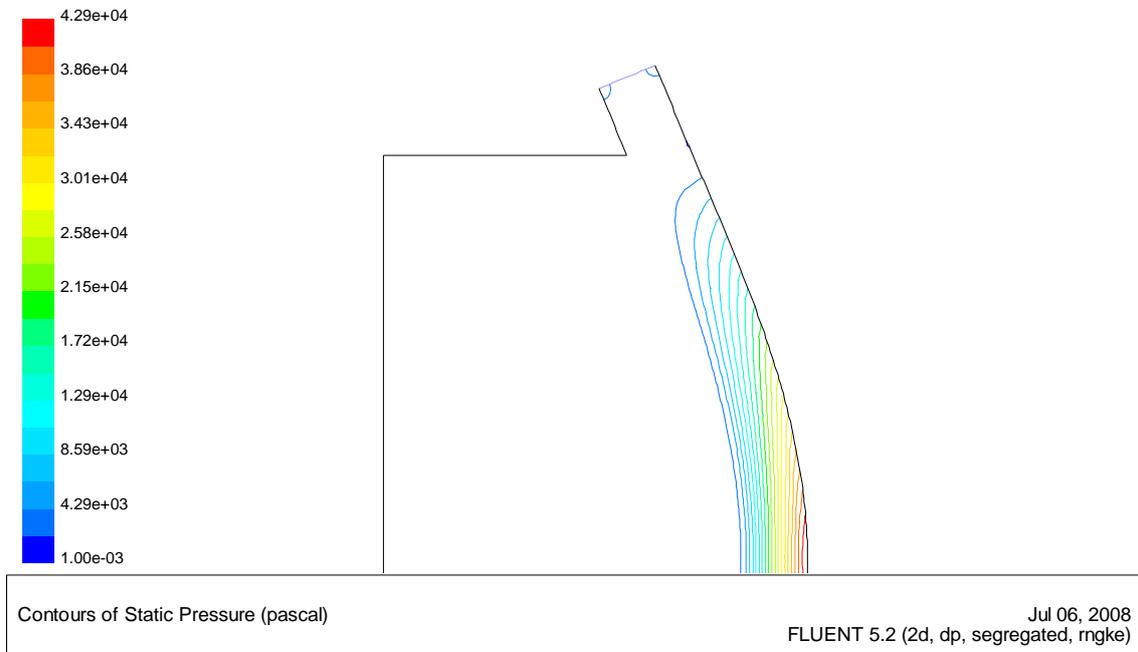


Figura 15 Andamento delle isobariche per una back-plate a raggio di curvatura decrescente. Dettaglio

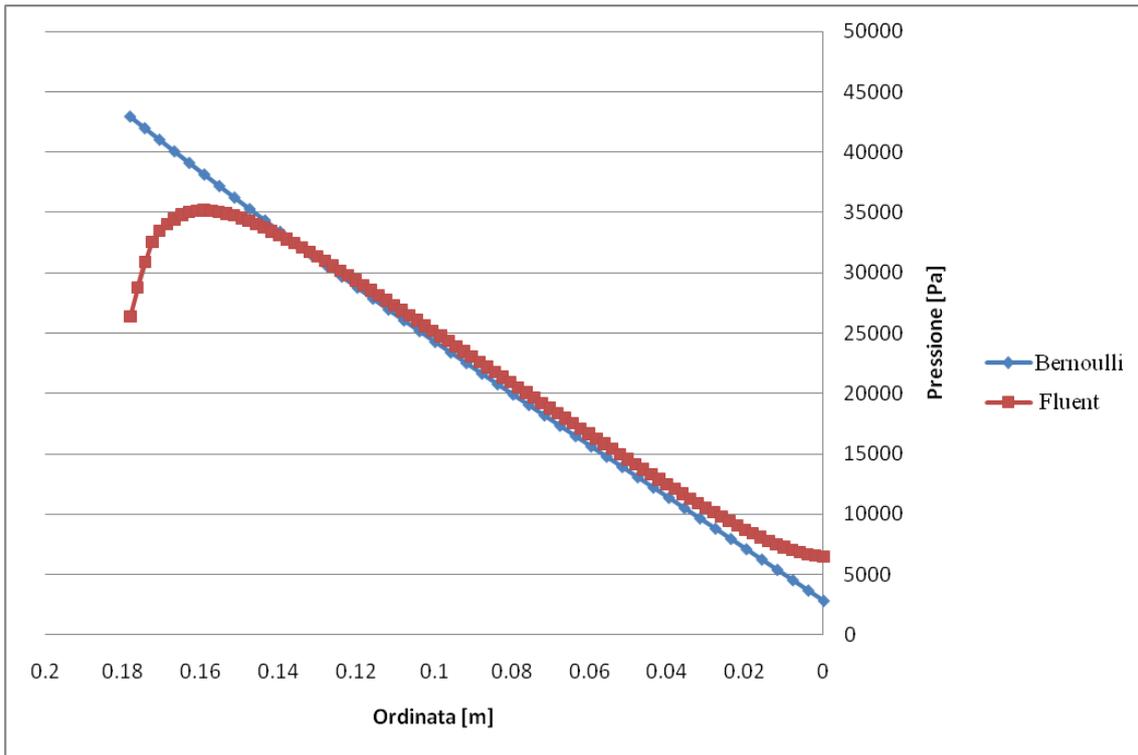


Figure 16 Pressione statica su una back-plate a raggio di curvature crescente

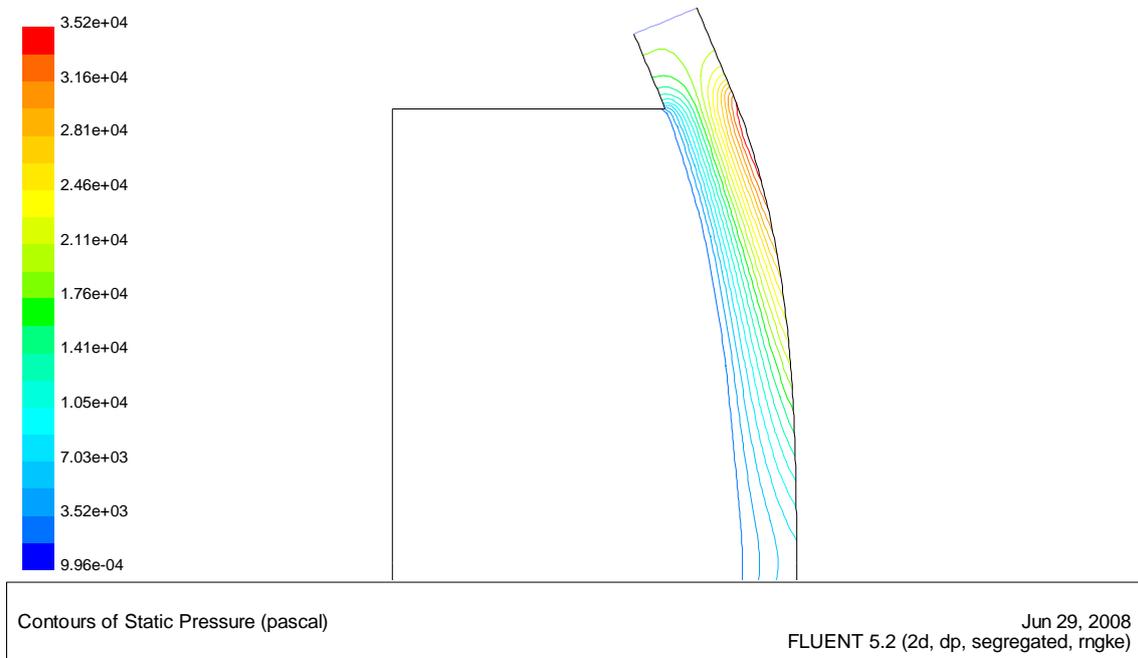


Figura 17 Andamento delle isobariche per una back-plate a raggio di curvature crescente. Dettaglio

7. La geometria prescelta

La possibilità di poter modificare i vincoli della posizione della back-plate permette di realizzare diverse geometrie con andamenti variabili delle pressioni centrifughe, che possono essere scelte in maniera da soddisfare requisiti di natura fluidodinamica o termica. La scelta dei parametri da variare e l'entità della variazione deve essere tale da ridurre al minimo l'impatto sul lay-out d'impianto già definito. Se si utilizza, come prima opzione, quest'ultimo requisito come criterio di scelta di una geometria di back-plate possiamo determinare, utilizzando il codice "BPgen", lo scostamento minimo che i parametri geometrici, variati singolarmente, devono assumere affinché si possa realizzare una curva a raggio variabile e regolare. Nella tabella 2 si riportano i valori minimi di α , l, h.

Risulta chiaro, in ogni modo, che la scelta di una delle possibili geometrie necessita una analisi approfondita sia numerica che sperimentale.

	Valori di riferimento relativi all'attuale geometria	Nuovi valori			
h	53,47 mm	47 mm	53,47 mm	53,47 mm	53,47 mm
l	178,82 mm	178,82 mm	205 mm	178,82 mm	167,5 mm*
α	22,5°	22,5°	22,5°	25,5°	22,5°

* lunghezza ottenuta muovendo l'ugello lungo la retta di inclinazione alfa

Tabella 2 Valori minimi delle grandezze geometriche che danno curve regolari

Problematiche di impianto hanno orientato sul parametro h la scelta della grandezza geometrica da modificare, per la realizzazione di una geometria di back-plate regolare ed a raggio variabile che dia una distribuzione di pressione lineare. Tale scelta permette di conservare congelato il lay-out di impianto relativo ai condotti di adduzione del litio all'ugello e di agire solo su un riposizionamento del target assembly.

Il codice "BPgen" ci fornisce le coordinate geometriche di tale curva, oltre ai raggi di curvatura e alle pressioni.

Nella Tab.3, relativamente alla prima curva utile ottenuta variando il parametro h, si riportano i parametri utilizzati per il calcolo e le costanti relative all'equazione geometrica della curva, (37).

Le coordinate cartesiane e il valore dell'angolo teta nei riferimenti considerati, oltre il raggio di curvatura e le pressioni, calcolate con l'ipotesi di flusso di Bernoulli, si riportano nella Tab.4

Nelle figure 18-19 si riporta la curva calcolata e i raggi di curvatura in ogni punto.

Nelle figure 20-21 si riporta l'andamento delle pressioni calcolati nell'ipotesi di Bernoulli rispettivamente nel caso di acqua a temperatura ambiente e litio a 250 °C.

l (m)	h (m)	α	β_1	β_2	γ_1	γ_2
0,17882	0,047	22,5°	$\frac{\pi}{2} - \alpha$	$\frac{\pi}{2}$	$\pi - \alpha$	0

⇒

A	B	C	D
68,6481	-282,9626	381,8060	-82,4462

Tabella 3 Parametri geometrici per il calcolo e costanti dell'equazione della BP senza punti di flesso

RO VEL ALFA Hmax OPT: 998.2 20.00 22.50 0.5347E-01 1

Parametro variabile (1): 0.4700E-01

X [m]	Y [m]	TETA [deg]	RCR [m]	PRS [Pa]
0.4317100	0.1788200	67.50002	6.579877	1215.491
0.4332691	0.1750520	68.00002	4.151273	1928.311
0.4348248	0.1712819	68.50002	3.029788	2644.462
0.4363758	0.1675088	69.00002	2.384484	3363.168
0.4379209	0.1637318	69.50002	1.965531	4083.739
0.4394590	0.1599499	70.00002	1.671819	4805.567
0.4409887	0.1561622	70.50002	1.454631	5528.130
0.4425089	0.1523679	71.00002	1.287601	6250.977
0.4440183	0.1485663	71.50002	1.155213	6973.733
0.4455156	0.1447566	72.00002	1.047746	7696.094
0.4469994	0.1409382	72.50002	0.9587947	8417.819
0.4484684	0.1371104	73.00002	0.8839718	9138.732
0.4499212	0.1332726	73.50002	0.8201689	9858.713
0.4513565	0.1294243	74.00002	0.7651235	10577.70
0.4527729	0.1255649	74.50002	0.7171499	11295.67
0.4541689	0.1216940	75.00002	0.6749661	12012.66
0.4555430	0.1178113	75.50002	0.6375802	12728.74
0.4568938	0.1139163	76.00002	0.6042131	13444.03
0.4582198	0.1100087	76.50002	0.5742442	14158.67
0.4595195	0.1060883	77.00002	0.5471732	14872.84
0.4607913	0.1021548	77.50002	0.5225926	15586.75
0.4620337	9.8208152E-02	78.00002	0.5001671	16300.63
0.4632450	9.4248123E-02	78.50002	0.4796185	17014.73
0.4644237	9.0274692E-02	79.00002	0.4607140	17729.30
0.4655682	8.6287834E-02	79.50002	0.4432574	18444.64
0.4666768	8.2287580E-02	80.00002	0.4270826	19161.01
0.4677479	7.8274019E-02	80.50002	0.4120476	19878.72
0.4687798	7.4247293E-02	81.00002	0.3980308	20598.05
0.4697708	7.0207588E-02	81.50002	0.3849274	21319.28
0.4707193	6.6155151E-02	82.00002	0.3726467	22042.68
0.4716235	6.2090285E-02	82.50002	0.3611096	22768.52
0.4724818	5.8013335E-02	83.00002	0.3502475	23497.03
0.4732924	5.3924721E-02	83.50002	0.3400001	24228.44
0.4740535	4.9824901E-02	84.00002	0.3303145	24962.94
0.4747635	4.5714397E-02	84.50002	0.3211440	25700.67
0.4754207	4.1593790E-02	85.00002	0.3124478	26441.77
0.4760233	3.7463713E-02	85.50002	0.3041893	27186.30
0.4765696	3.3324860E-02	86.00002	0.2963365	27934.28
0.4770578	2.9177975E-02	86.50002	0.2888607	28685.69
0.4774864	2.5023868E-02	87.00002	0.2817367	29440.43
0.4778535	2.0863403E-02	87.50002	0.2749417	30198.33
0.4781576	1.6697498E-02	88.00002	0.2684556	30959.16
0.4783969	1.2527131E-02	88.50002	0.2622606	31722.61
0.4785698	8.3533349E-03	89.00002	0.2563405	32488.28
0.4786747	4.1771992E-03	89.50002	0.2506812	33255.69
0.4787100	2.9311565E-17	90.00000	0.2452699	34024.23

TESTS curvatura e/o raggio: 1

Num. steps su TETA: 46

Num. Curve conservate: 1

Tabella 4 Coordinate cartesiane della BP e valori puntuali della pressione

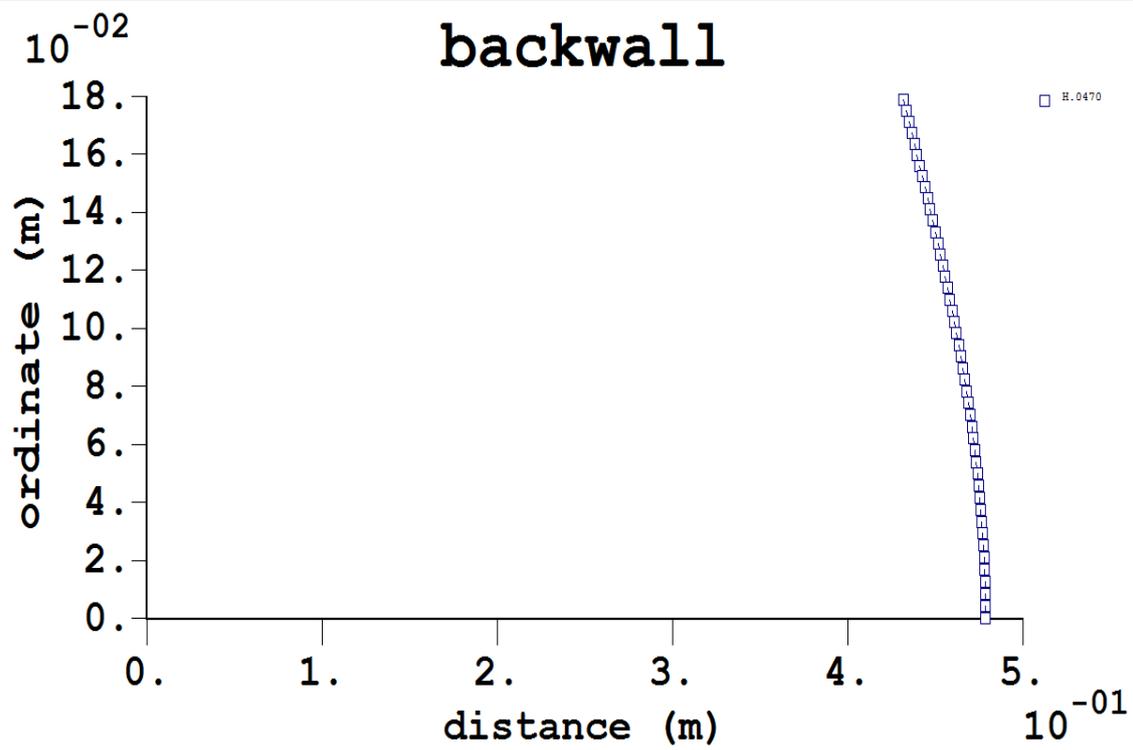


Figura 18 Geometria backplate, codice "BPgen"

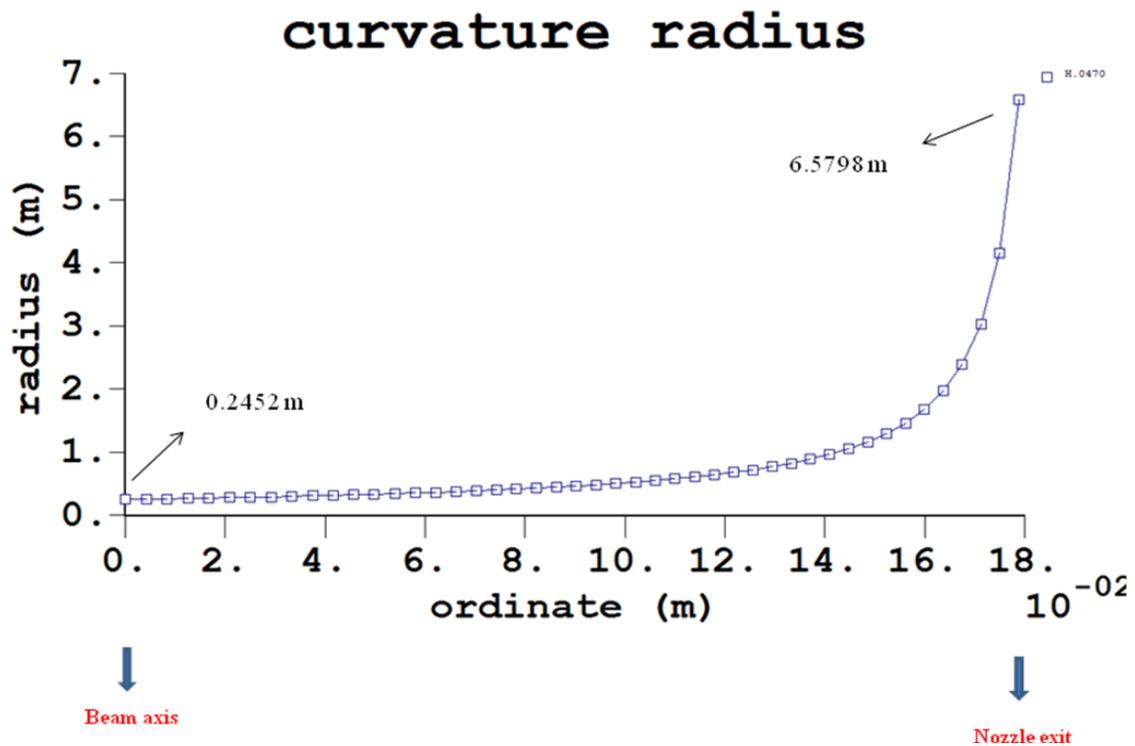


Figura 19 Raggio di curvatura lungo la BP al variare dell'ordinata, codice "BPgen"

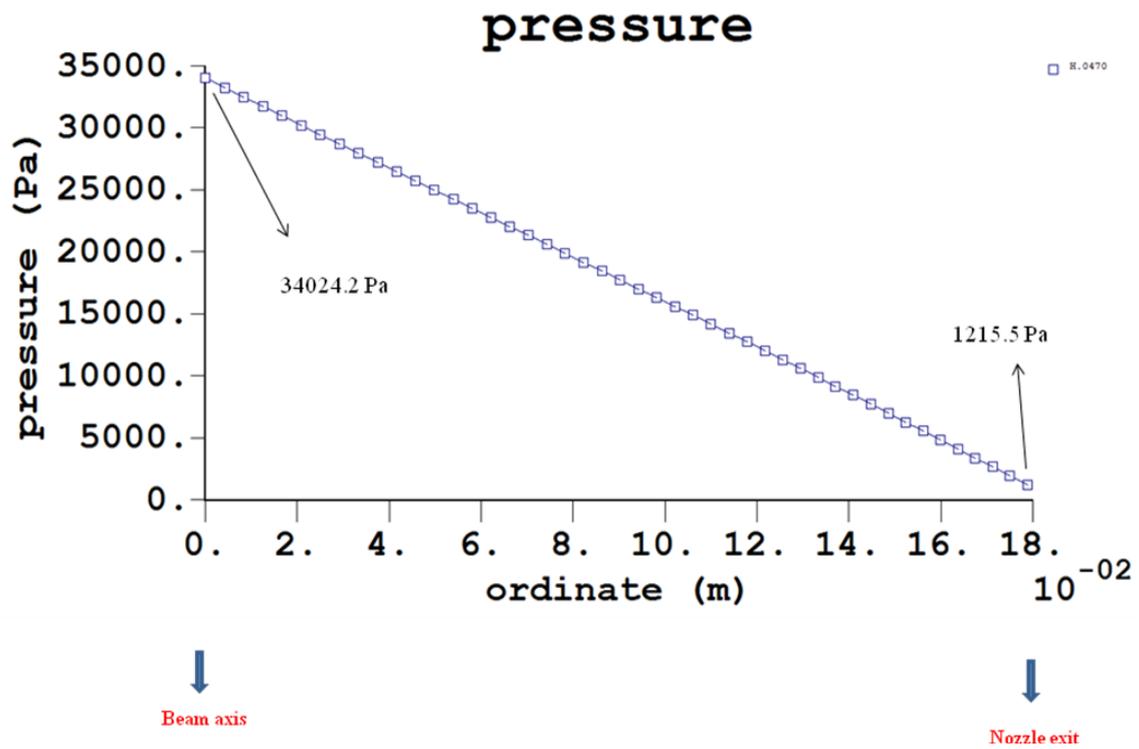


Figura 20 Pressione lungo la BP al variare dell'ordinata, per Acqua a temperatura ambiente, codice "BPgen"

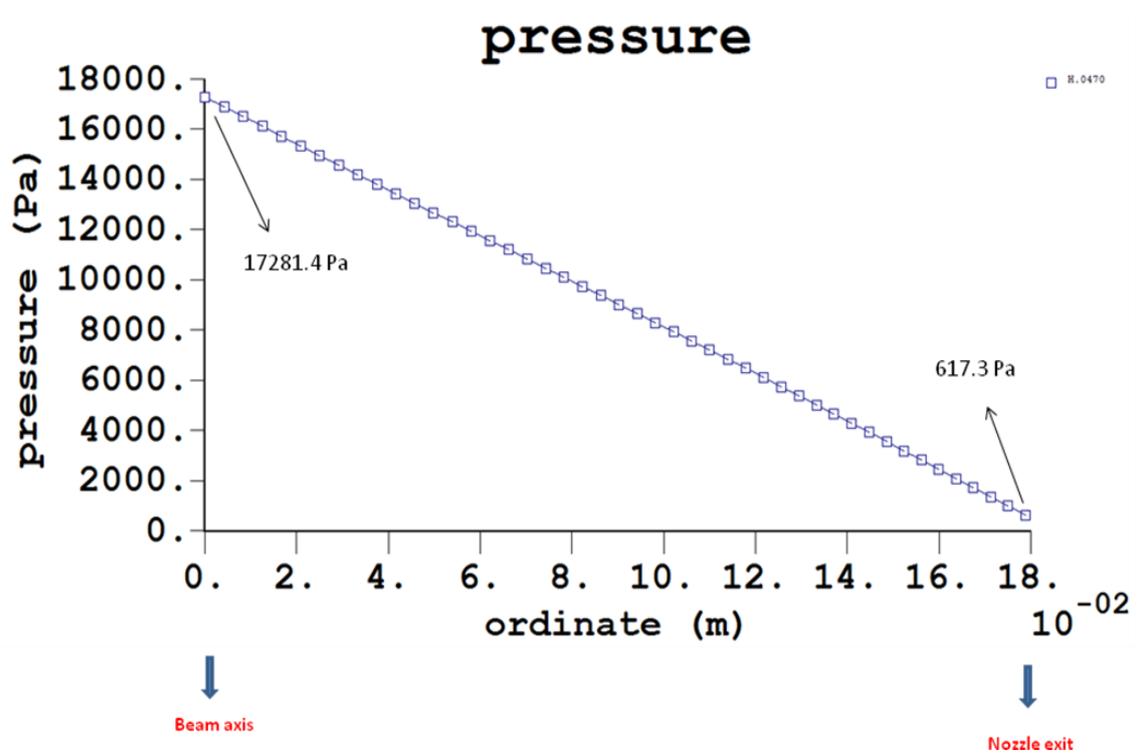


Figura 21 Pressione lungo la BP al variare dell'ordinata, per Litio a 250°, codice "BPgen"

8. Analisi fluidodinamica della geometria prescelta

Scelta la geometria di BP a raggio di curvatura variabile che risulta regolare e che soddisfa i vincoli geometrici imposti si passa ad una analisi numerica bidimensionale, attraverso il codice di calcolo FLUENT, ad individuare il campo di moto e l'andamento delle pressioni.

Come primo step si è valutata l'attendibilità del codice nel predire il campo di moto di questo tipo di flusso che presenta una superficie libera. Prove sperimentali su un getto d'acqua che scorre su una superficie a raggio di curvatura costante, fig.22, hanno fornito dati sul campo di moto, [4], pertanto è stata realizzata una simulazione del suddetto getto a determinare il campo di moto generato.

Modelli e condizioni imposte per il calcolo:

	ACQUA	ARIA
T [°C]	20	20
ρ [Kg/m ³]	998.2	1.225
μ [Pa s]	1.003E ⁻⁰³	1.7894E ⁻⁰⁵
C _{ing} [m/s]	9.6	
δ [m] larghezza ugello	0.024	

- Calcolo 2d in doppia precisione
- Mesh rettangolare, size= 0.5 mm
- Condizioni al contorno:
 - velocità costante all'ingresso del dominio (9.6 m/s);
 - pressione costante all'uscita del dominio e nella camera a vuoto (10⁵ Pa)
 - no slip condition sulla parete
- Equazione della quantità di moto: upwind at 2° order
- Modello di turbolenza: RNG k- ϵ
- Modello bifase: VOF

Nelle figure 23-24 si riporta il confronto tra dati sperimentali e calcolati dell'andamento delle velocità in due differenti sezioni del getto. Sulle ascisse si riporta una coordinata perpendicolare al getto in direzione trasversale e normalizzata sullo spessore locale del getto, la coordinata zero corrisponde al pelo libero e la coordinata uno alla BP. Sulle ordinate si riporta la velocità nei suddetti punti normalizzata sulla velocità media all'uscita dell'ugello.

Il codice è in grado di predire l'andamento della distribuzione di velocità, anche se l'accuratezza non risulta ottimale. L'andamento di velocità misurato risulta inversamente proporzionale al raggio analogamente a quello di un vortice libero piano. In particolare, nella metà del getto che si affaccia nella camera a vuoto il fluido tende ad accelerare aumentando la sua velocità rispetto al valore medio, a causa della bassa pressione e della mancanza della parete laterale; nella metà del getto a ridosso della BP il fluido tende a decelerare diminuendo la sua velocità rispetto al valore medio, a causa dell'azione significativa della pressione centrifuga. Il codice calcola un andamento analogo ma con una pendenza minore rispetto a quello sperimentale, sottostimando, pertanto, sia l'accelerazione del fluido nella regione a ridosso del pelo libero che l'effetto delle forze centrifughe nella porzione di fluido a ridosso della parete. La variazione massima evidenziata è di circa 1.3 % e mediamente risulta inferiore al 1%, pertanto accettabile.

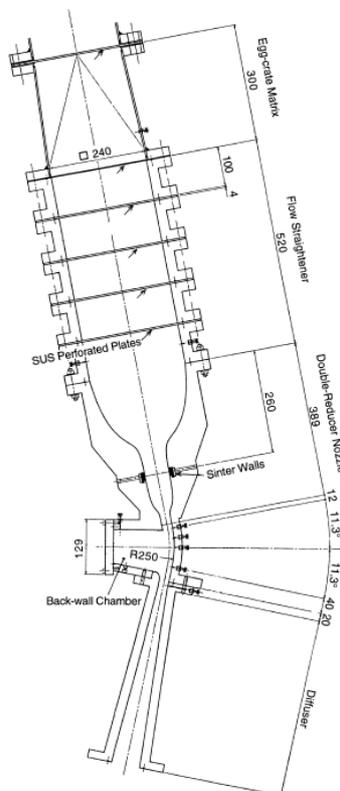


Figura 22 Facility sperimentale con BP a raggio di curvatura costante, [4]

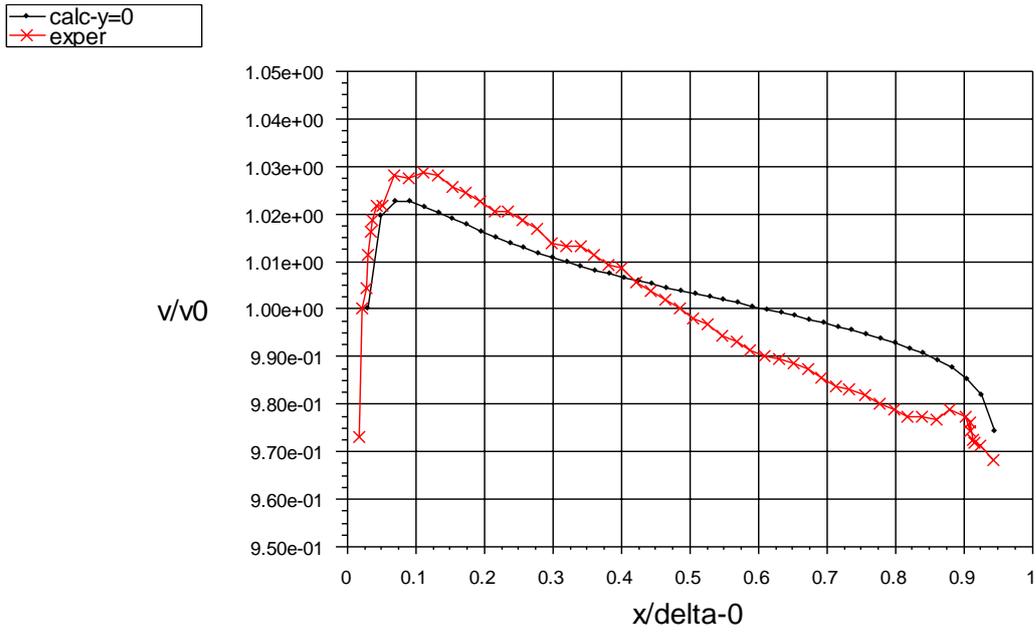


Figura 23 Velocità normalizzata nella sezione di uscita dell'ugello.

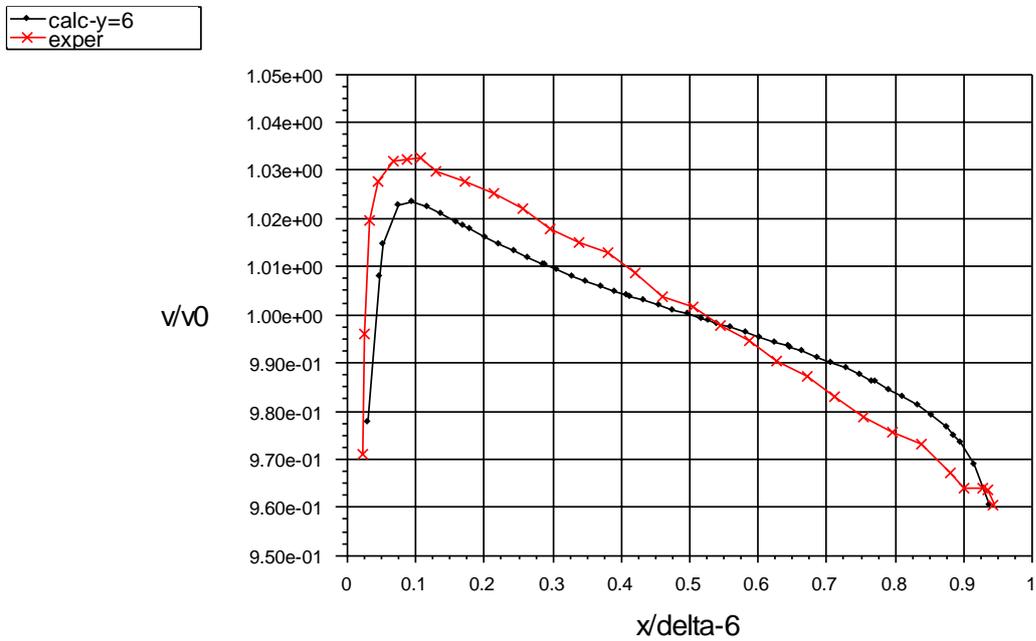


Figura 24 Velocità normalizzata nella sezione posta a 6 mm dall' uscita dell'ugello.

Valutata la capacità del codice nel predire il campo di moto, si è effettuata l'analisi di due differenti geometrie:

- BP costituita da due tratti rettilinei raccordati da uno curvilineo a raggio di curvatura costante (BPre);
- BP costituita da un unico tratto curvilineo a raggio di curvatura variabile (BPc).

I calcoli sono stati realizzati considerando come fluido litio ed aria nelle seguenti condizioni:

	LITIO	ARIA
T [°C]	350	20
ρ [Kg/m ³]	499.853	1.1E ⁻⁰⁸
μ [Pa s]	4.078E ⁻⁰⁴	1.8161E ⁻⁰⁵
C _{ing} [m/s]	20	
δ [m] larghezza ugello	0.02	

Le proprietà fisiche del litio si sono calcolate utilizzando le seguenti correlazioni, [6]:

$$\rho \left[\frac{kg}{m^3} \right] = 515 - 0.101(T [^{\circ}C] - 200) \quad (45)$$

$$\log_{10} \mu [Pa * s] = -1.5064 - 0.737 \log_{10} T [K] + \frac{109.9}{T [K]} \quad (46)$$

Condizioni di calcolo:

- Calcolo 2d in doppia precisione
- Mesh rettangolare, size= 0.5 mm
- Condizioni al contorno:
 - velocità costante all'ingresso del dominio (20 m/s);
 - pressione costante all'uscita del dominio e nella camera a vuoto (10⁻³ Pa)
 - no slip condition sulla parete
- Equazione della quantità di moto: upwind at 2° order
- Modello di turbolenza: RNG k- ϵ
- Modello bifase: VOF

Nelle fig. 25-26 si riporta l'andamento delle isobariche per entrambe le geometrie. Si evidenzia come i valori assoluti delle pressioni sono all'incirca analoghi, ma con differenti distribuzioni lungo il campo di moto. Nel primo caso la distribuzione di pressione risulta all'incirca uniforme lungo il tratto rettilineo fino in prossimità della sezione curva dove si manifestano le forze centrifughe determinando un brusco incremento della pressione. Nel secondo caso, invece, la pressione cresce gradualmente in direzione del flusso.

Nella fig.27 si riporta la distribuzione di pressione lungo la BP in entrambi i casi BPrc e BPc.

Nel caso della BPrc si nota come in corrispondenza della variazione di curvatura l'incremento di pressione non è brusco e concentrato in un punto, ma si presenta una zona di transizione estesa, di circa 6 cm, che raccorda le due regioni a pressione costante, quella relativa al tratto rettilineo e quella relativa al tratto curvilineo a raggio costante. Pertanto si nota come l'azione della forza centrifuga che s'innescia nel punto di variazione geometrica da un lato diffonde a monte influenzando il campo di pressione nel tratto rettilineo, dall'altro risulta mitigato data l'elevata inerzia del fluido.

Nel caso della BPc invece la distribuzione di pressione risulta essere lineare ed uniforme.

Osservando nella fig. 27 la pendenza della curva di pressione relativa alla BPrc, si nota come ad una gradualità dell'andamento di pressione corrisponderà un andamento del gradiente di pressione non uniforme. Nella fig. 28 si nota come tale gradiente cresca dall'ugello al punto di variazione di curvatura per poi diminuire fino al beam. Il gradiente è calcolato come differenza tra le pressioni in due elementi di fluido della mesh di calcolo adiacenti, il valore di picco risulta essere superiore a 400 Pa su una distanza di 0.5mm.

La BPc invece mostra un gradiente di pressione uniforme di circa 50 Pa.

Nelle figure 29, 30 si riporta come varia la distribuzione di pressione lungo alcune linee di corrente all'interno del getto nei casi di BPrc e BPc.

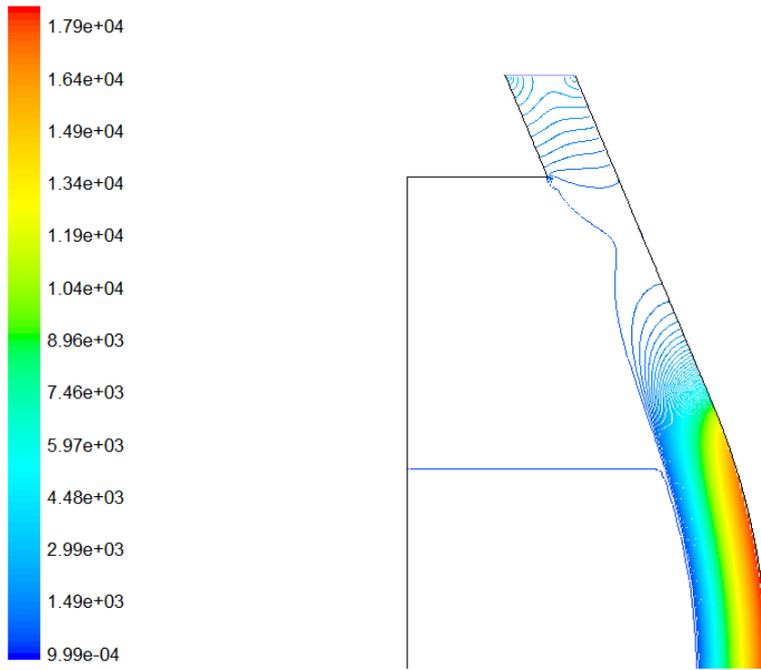


Figura 25 Curve isobariche lungo una BP con tratto rettilineo e curvilineo a raggio di curvatura costante, [Pa].

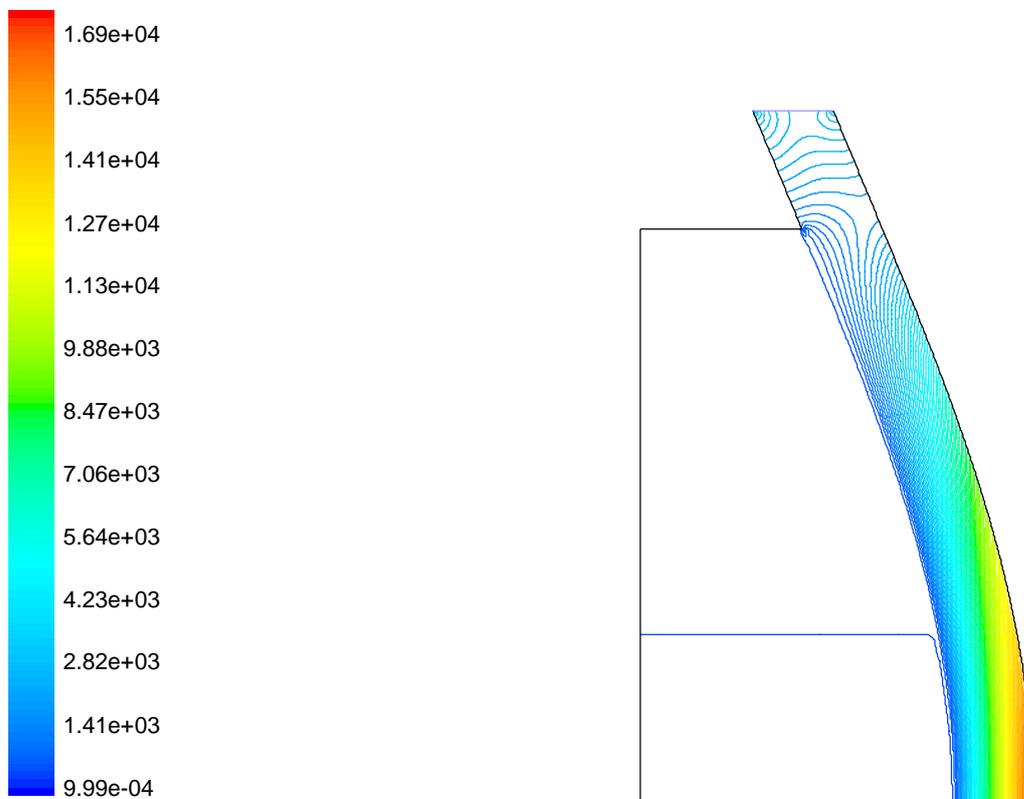


Figura 26 Curve isobariche lungo una BP con tratto curvilineo a raggio di curvatura variabile, [Pa].

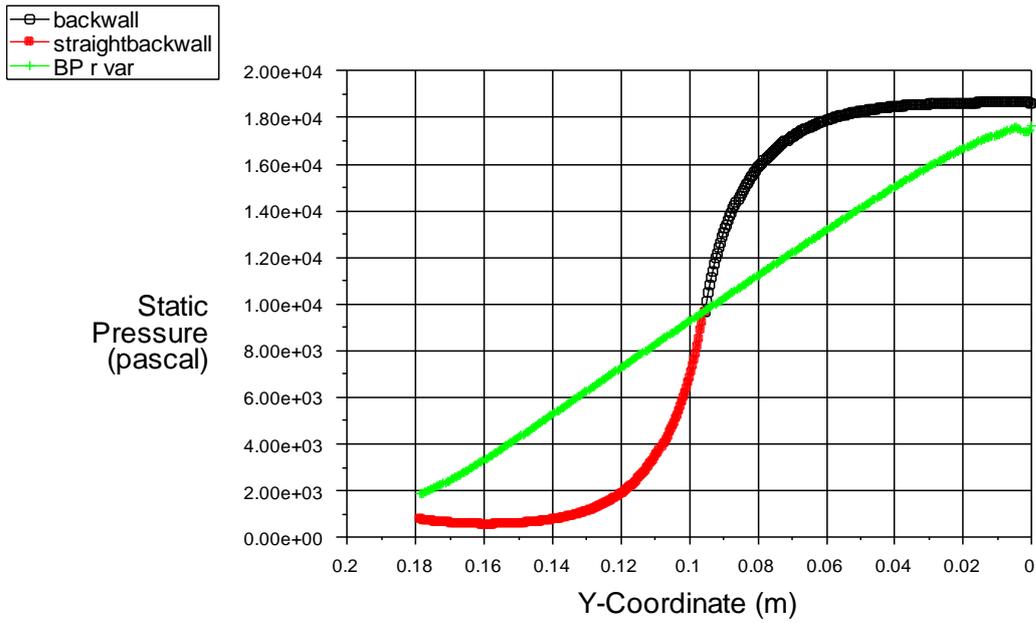


Figura 27 Distribuzione di pressione lungo BP rettilinea+curvilinea e BP curvilinea a raggio variabile

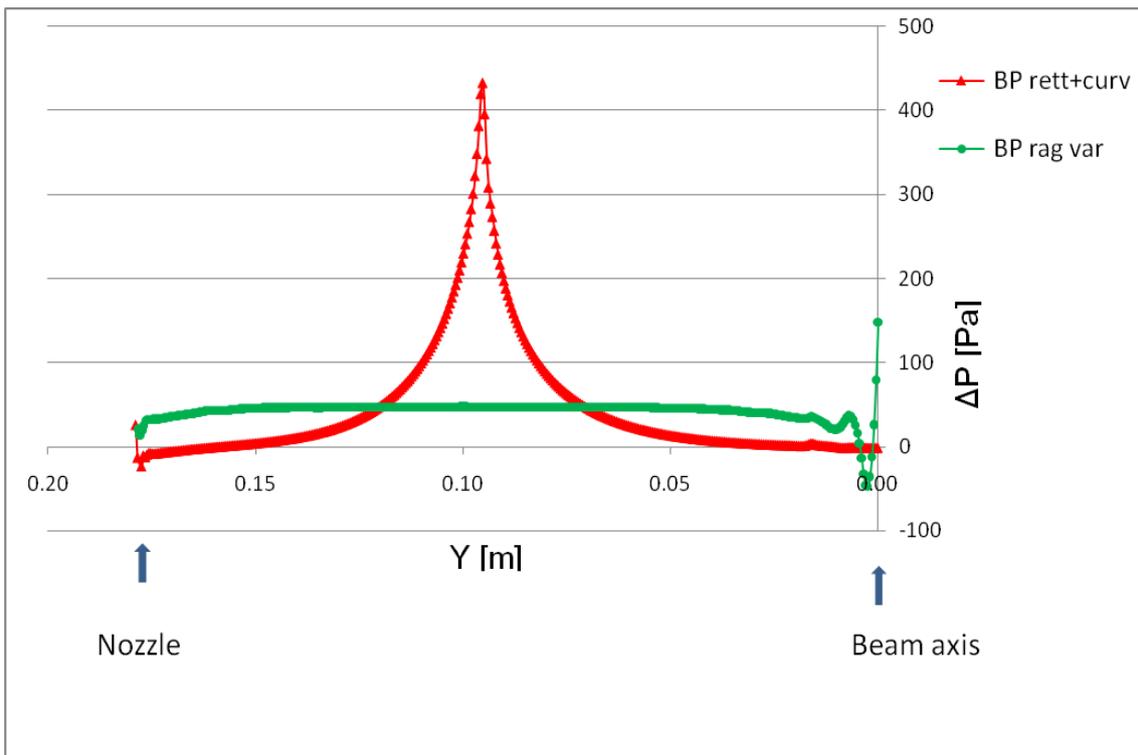


Figura 28 Gradiente di pressione lungo BP rettilinea+curvilinea e BP curvilinea

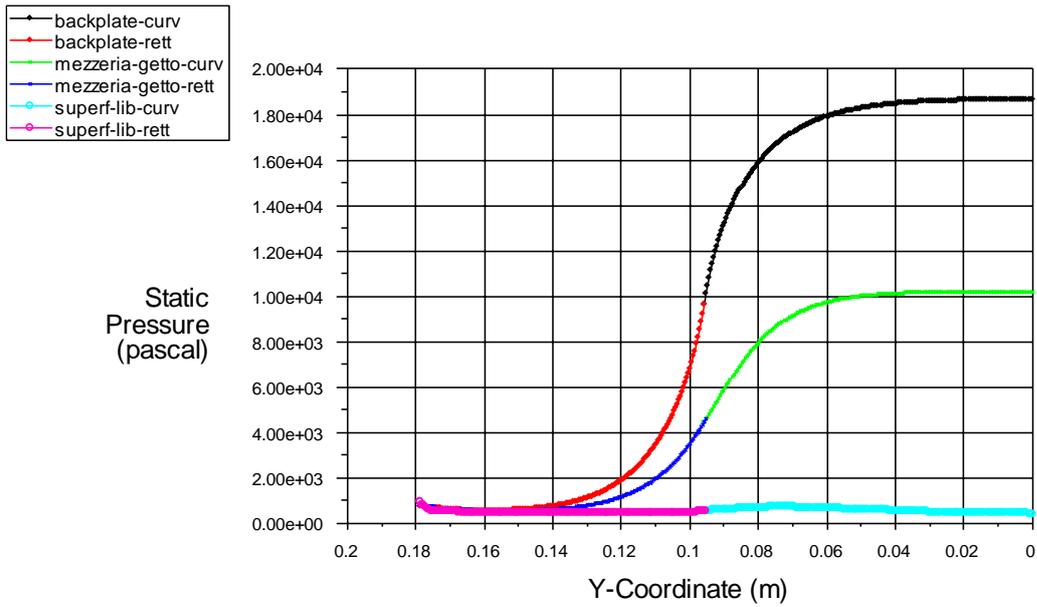


Figura 29 Distribuzione di pressione lungo alcune linee di corrente per BP rettilinea+curvilinea

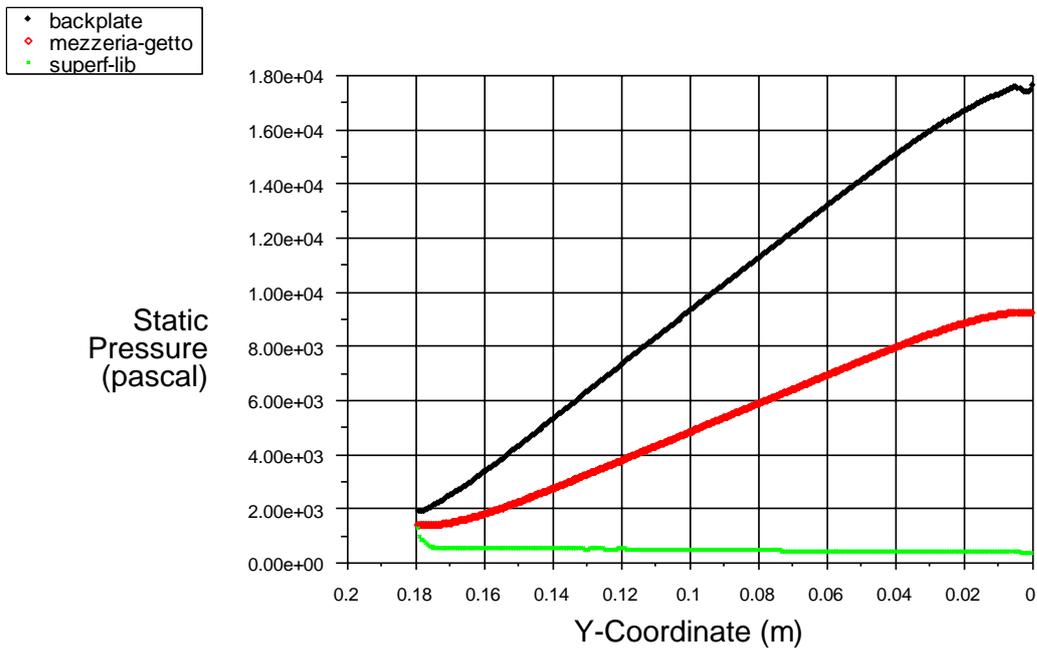


Figura 30 Distribuzione di pressione lungo alcune linee di corrente per BP a raggio di curvatura variabile

9. Analisi termica

Il sistema getto-backplate è investito da un doppio fascio di deutoni, con energia di 40 Mev @ 120 mA ed angolo relativo di 20°, che convergono su un area rettangolare (footprint) larga 20 cm, in direzione perpendicolare al getto, e alta 5 cm lungo la direzione di scorrimento del getto, fig. 1. L'azione del fascio deutonico determina una deposizione di potenza termica totale di 10 MW nel volume di litio individuato dal footprint e dalla backplate ma con una distribuzione spaziale che non risulta uniforme. In fig. 31 si riporta la distribuzione spaziale della densità di potenza depositata in direzione normale al getto, calcolata con l'ausilio di codici di calcolo neutronici, [7]. La deposizione di potenza considerata nei calcoli è quella corrispondente a un'energia del fascio deutonico di 40 +/- 0.5 Mev. L'analisi termica risulta fondamentale per poter determinare la distribuzione di temperatura nel getto, individuare le temperature massime e valutare la possibilità che si possano raggiungere localmente le condizioni di saturazione, determinando pertanto possibili ebollizioni od elevate evaporazioni del litio. La simulazione del getto è stata realizzata utilizzando un codice di calcolo, RIGEL, che era stato sviluppato presso l'ENEA per studiare la termoidraulica di un getto di litio che scorre su una parete a raggio di curvatura costante. Tale codice è stato modificato in maniera da introdurre una geometria della parete di scorrimento a raggio variabile, RIGEL_RV. La descrizione del codice è in appendice.

Con la geometria di back-plate prescelta si sono realizzate una serie di simulazioni a differenti portate e con potenza termica depositata costante. Il codice permette di individuare l'andamento delle temperature lungo le tre direzioni x,y,z rispettivamente normale al getto, parallela alla BP e lungo la direzione del getto. Individuata la sezione trasversale lungo z che presenta la temperatura massima e all'interno di tale sezione la quota y che presenta la temperatura massima, si può diagrammare la variazione di temperatura in direzione perpendicolare al getto. Nella fig. 32 si riporta come varia la temperatura in direzione perpendicolare al getto valutata per $z = z(T_{max})$ e $y = y(T_{max})$, al variare della velocità media del getto in uscita dall'ugello. Nello stesso grafico si riportata anche l'andamento della temperatura di saturazione lungo la stessa direzione, che risulta funzione della pressione locale in ogni punto secondo la correlazione, [6]:

$$T[{}^{\circ}C] = \frac{7975.6}{9.964 - \log_{10} P[Pa]} - 273.16 \quad (47)$$

Osservando la fig. 32 si evince come le massime temperature registrate nel getto risultano notevolmente inferiori a quelle di saturazione nello stesso punto, anche a velocità di uscita del getto dall'ugello ridotta di un quarto rispetto a quella nominale. Il problema della possibile ebollizione del getto non si presenta pertanto in corrispondenza della temperatura massima ma, come si evince dal grafico, in prossimità della superficie libera dove si nota che la temperatura attuale risulta superiore a quelle di saturazione. Pertanto in tutto il campo di moto vanno ricercati i punti in cui la differenza tra temperatura di saturazione e temperatura attuale, il cosiddetto Boiling Margin (BM), risulta minima. Nella fig. 34 si riportano i valori minimi del BM calcolati nel getto alle diverse velocità di uscita dall'ugello. Si evince come il BM diventi negativo a velocità inferiori ai 10 m/s, a differenza di quello che risulterebbe osservando la sola temperatura massima.

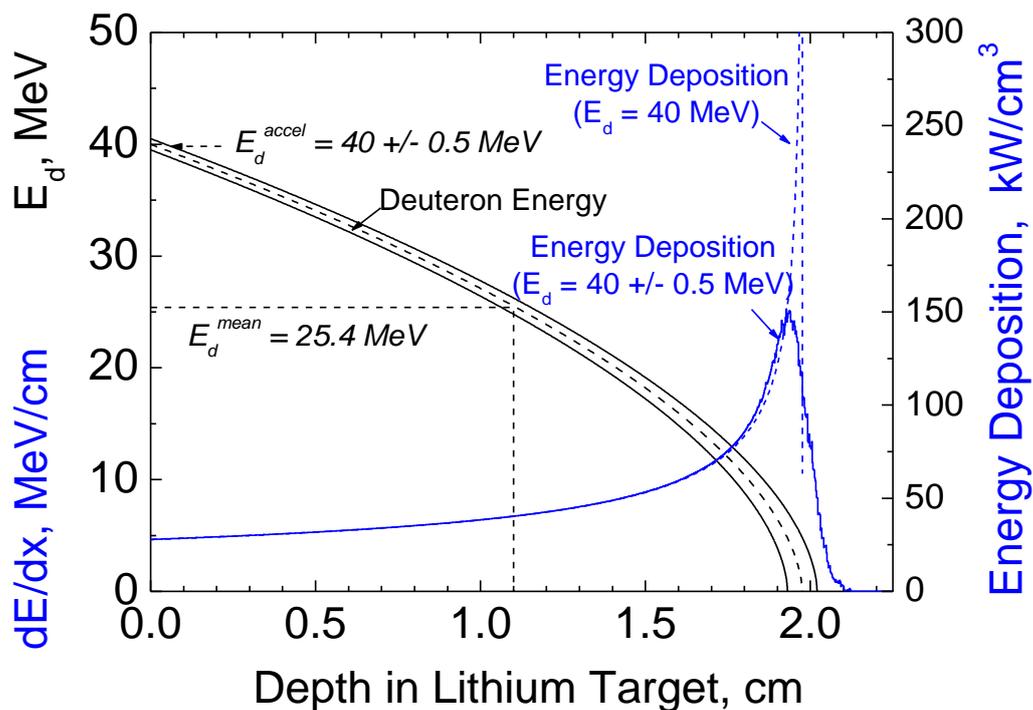


Figura 31 Distribuzione della densità di potenza in direzione normale al getto, tra pelo libero $z=0$ e BP $z=2.5$

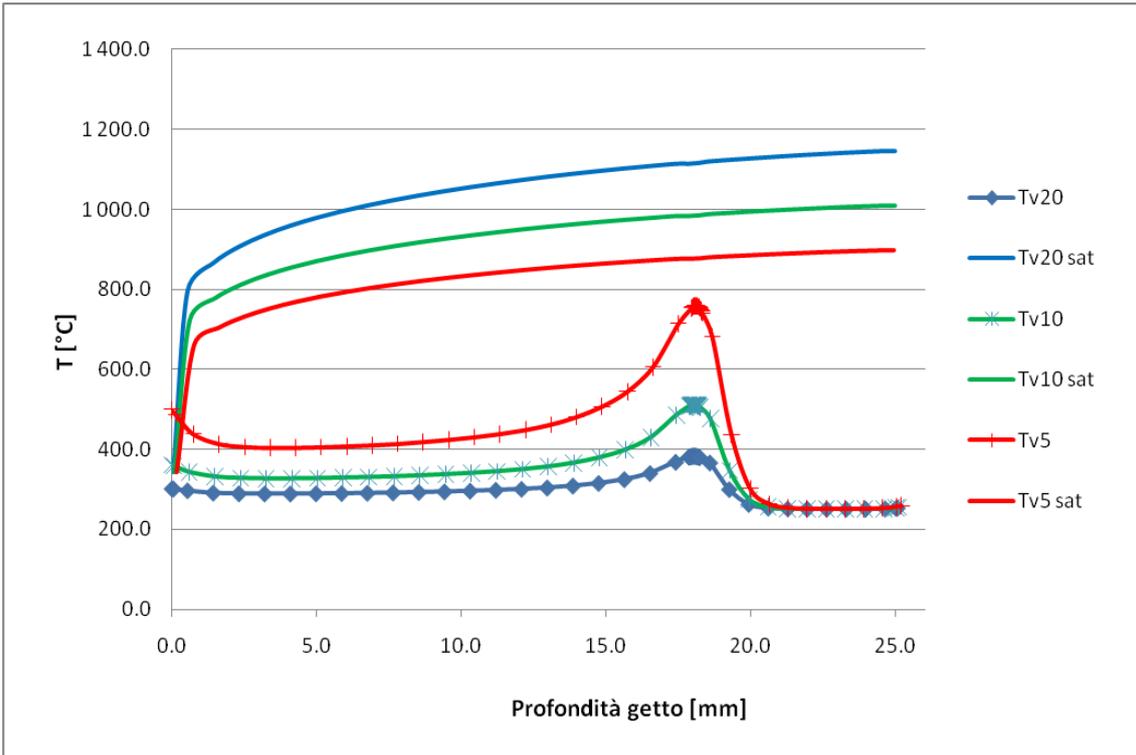


Figura 32 T vs T_{sat} in direzione perpendicolare al getto, a diverse velocità. Per $z = z(T_{max})$ e $y = y(T_{max})$

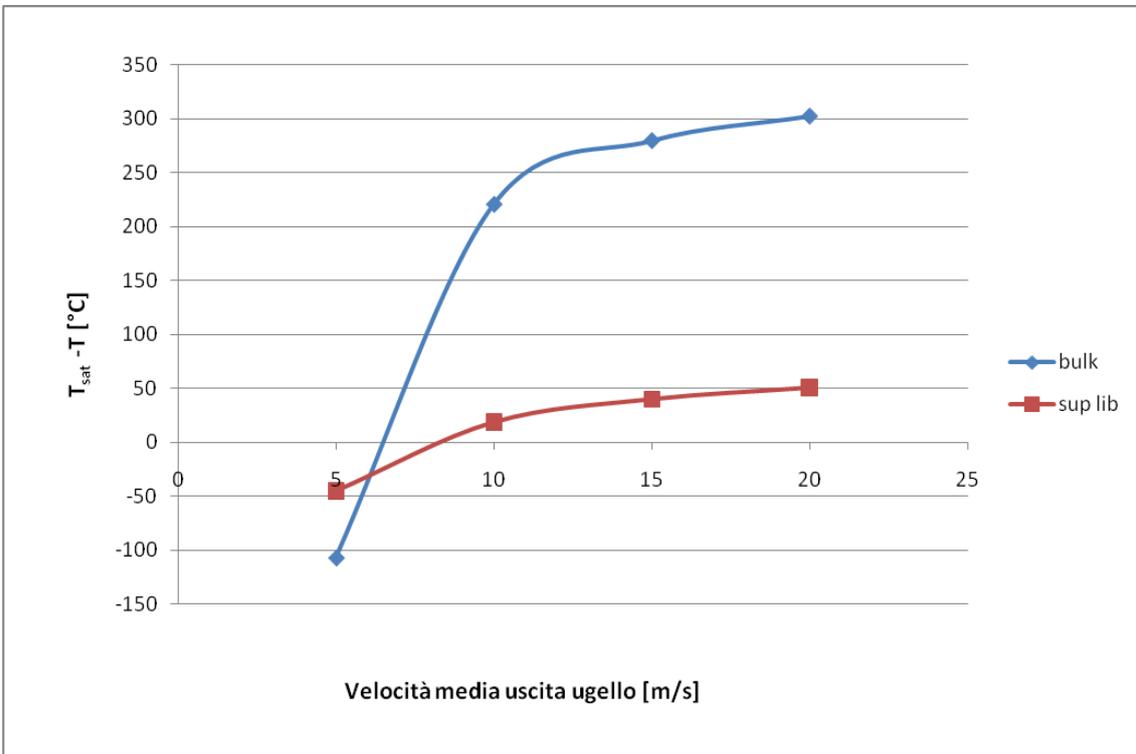


Figura 33 BM minimo in funzione della velocità

La geometria di BP prescelta è stata approvata dal gruppo di progetto di IFMIF e sarà testata nell'impianto sperimentale EVEDA in Giappone. Si sono pertanto realizzati i disegni d'insieme, fig. 34 e costruttivi, Fig. 36-37, oltre una serie di analisi termomeccaniche, fig. 35. L'intero profilo sarà realizzato costruttivamente in due parti: una parte fissa detta "frame" ed una parte removibile, con operazioni di remote handling, detta "back-plate", che costituisce la parte centrale del profilo in corrispondenza del footprint e del target oggetto di studio.

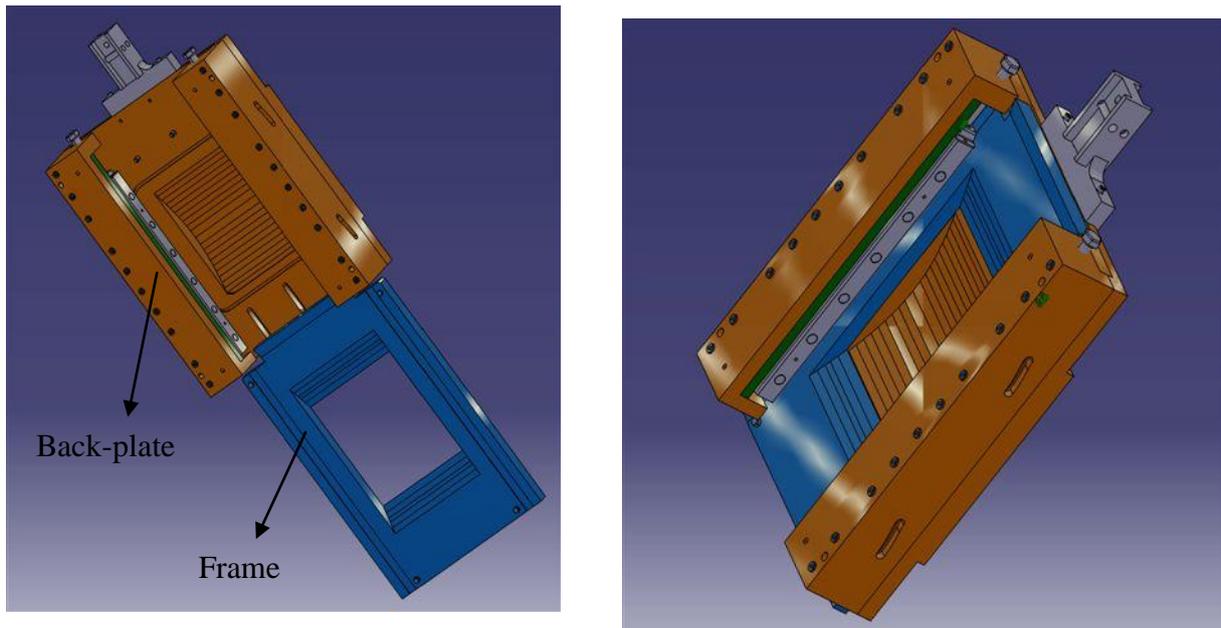


Figura 34 Disegno assonometrico del "frame" e della "back-plate"

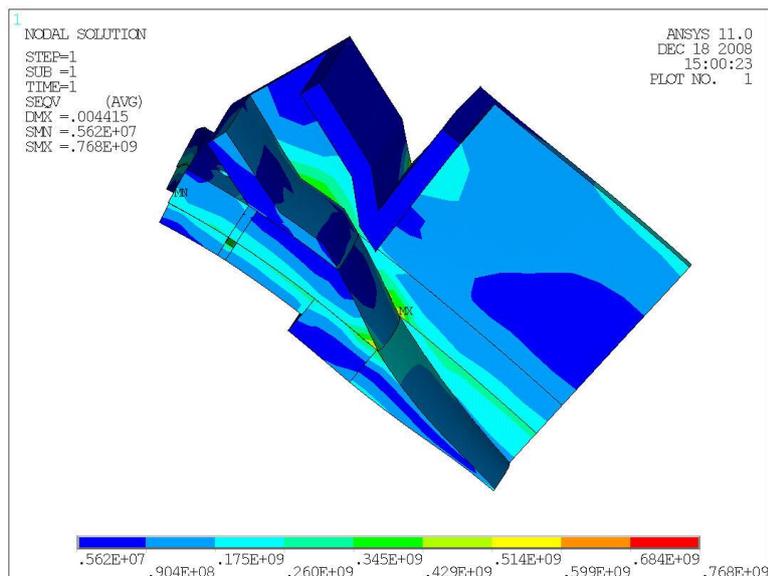


Figura 35 Analisi termo meccanica delle tensioni relativi ad una porzione di ugello, frame e back-plate

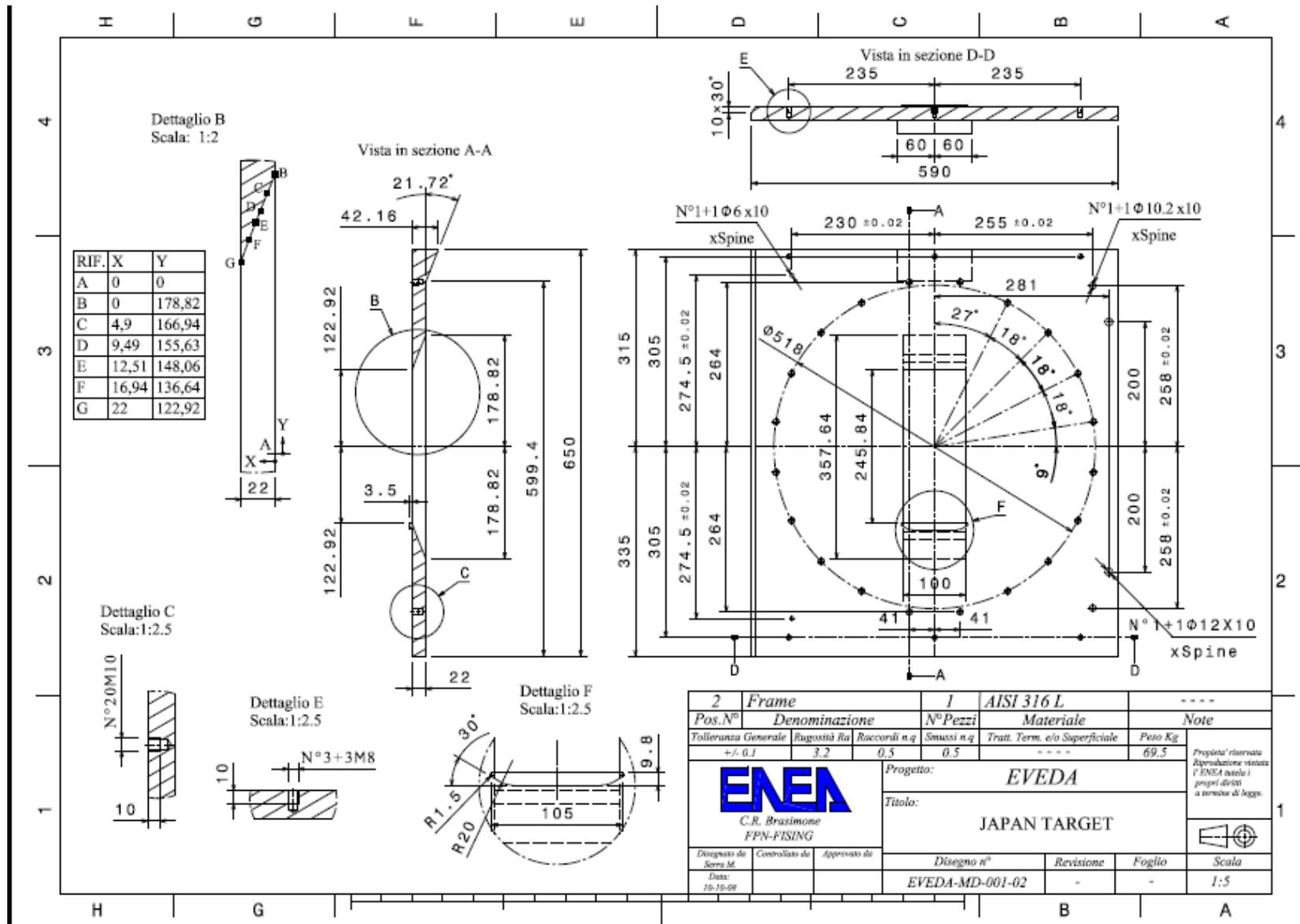


Figura 36 Disegno costruttivo del “frame”

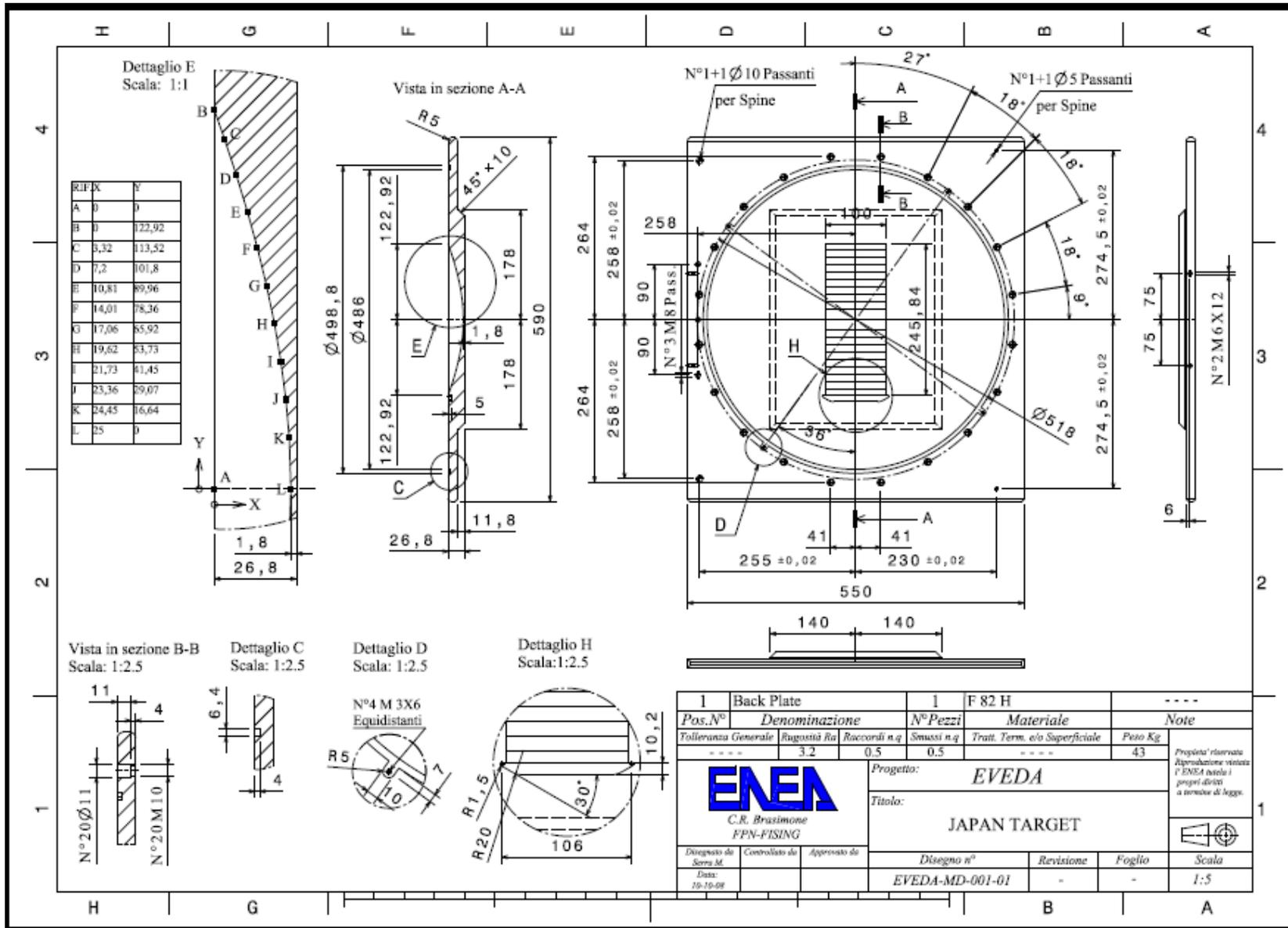


Figura 37 Disegno costruttivo della “back-plate”

10. Analisi incidentale dell'impianto e valutazione delle situazioni di rischio per la BP

Un'analisi parametrica effettuata con il codice CFD sul getto di litio, soggetto ad una deposizione di potenza costante, permette di valutare come variano i Boiling Margin al variare della velocità media di uscita dall'ugello, e pertanto della portata. La conoscenza puntuale dell'andamento di temperatura nel getto permette di analizzare in maniera critica la valutazione delle condizioni operative per il sistema getto-backplate che possano risultare pericolose dal punto di vista termico, determinate da un'analisi incidentale dell'intero impianto IFMIF votata ad individuare tali condizioni e le corrispondenti tempistiche.

Utilizzando il codice di sistema monodimensionale RELAP5, largamente usato ed accreditato nell'ambito nucleare, modificato con opportune correlazioni termo-fisiche per l'utilizzo con litio, è stata effettuata un'analisi dell'intero impianto IFMIF fig. 38, sia in condizioni stazionarie di regime che in condizioni transitorie creando una serie di LOCA (Loss of Coolant Assessment), vale a dire ipotizzando delle rotture accidentali della tubazione di mandata della pompa in maniera da valutare l'impatto sul getto ed analizzare, in particolare, le tempistiche correlate al raggiungimento di condizioni che possano risultare critiche per la BP,[8].

Dopo aver realizzato un calcolo in stazionario è stata effettuata un'analisi incidentale ipotizzando una serie di rotture della tubazione sulla mandata della pompa, aventi un'area corrispondente al 1%, 10% e al 50% dell'aria di flusso principale. Tra i diversi parametri termo fisici valutati dal calcolo si focalizza l'attenzione sui valori di temperatura valutati nel getto. Le fig. 39, 40, 41, mostrano come varia la temperatura nel getto in funzione del tempo per le tre diverse condizioni incidentali. Si evince come dall'innescio della rottura la temperatura nel getto sale secondo una rampa tanto più ripida quanto maggiore è l'area di rottura, fino al raggiungimento di condizioni stazionarie. Tali situazioni di temperatura possono risultare critiche nei termini di raggiungimento della temperatura di saturazione. Individuano pertanto le tempistiche necessarie al raggiungimento delle condizioni critiche termiche per la BP, nel caso di rotture accidentali della tubazione d'impianto alle quali corrisponde una riduzione della portata, con una potenza termica depositata costante.

Si osservi che essendo tale calcolo di tipo monodimensionale, per definizione il valore di temperatura, valutato in ogni sezione trasversale del getto, risulta unico e costante. Come si è visto in realtà la deposizione di potenza in direzione trasversale è tutt'altro che uniforme, risulta pertanto opportuno valutare l'effettiva distribuzione di temperatura con un calcolo CFD tridimensionale. Utilizzando i valori delle velocità medie calcolate da RELAP all'uscita dell'ugello nelle tre

condizioni incidentali, si è effettuato un calcolo CFD per valutare l'effettiva distribuzione di temperatura nel getto.

L'analisi CFD ha permesso di evidenziare come l'andamento di temperatura vari in maniera preponderante in direzione trasversale al getto, e i Boiling Margin minimi risultano in corrispondenza della superficie minima dove si registrano temperature superiori a quelle medie ma di gran lunga inferiori alle massime. Nelle fig. 42, 43, 44 si riportano gli andamenti di temperatura calcolati da RELAP e dal codice CFD, oltre l'andamento della temperatura di saturazione, funzione della pressione, in direzione perpendicolare al getto. Risulta evidente come il codice RELAP stima un valore di temperatura costante che corrisponde al valore medio della distribuzione di temperatura nel getto valutato dal codice CFD. L'assumere come temperatura nel getto quella valutata dal codice di sistema porterebbe a concludere che le condizioni termiche che si realizzano non risultano critiche nei termini di raggiungimento delle condizioni di saturazione. L'analisi del CFD invece evidenzia come la distribuzione di temperatura è più complessa e si possono raggiungere condizioni critiche locali anche se la temperatura media risulta inferiore a quella di saturazione. La differenza risulta evidentemente dovuta alla monodimensionalità del calcolo RELAP che modella il getto come un tubo di flusso a sezione cilindrica, portando pertanto all'appiattimento delle condizioni idrodinamiche che invece si verificano, con conseguenti valutazioni erronee sulle tempistiche di raggiungimento delle condizioni critiche.

Nel valutare le condizioni critiche del getto si è tenuto conto solo delle condizioni termiche, non si sono analizzate le problematiche di stabilità idrodinamica del getto che si possono verificare durante i transitori.

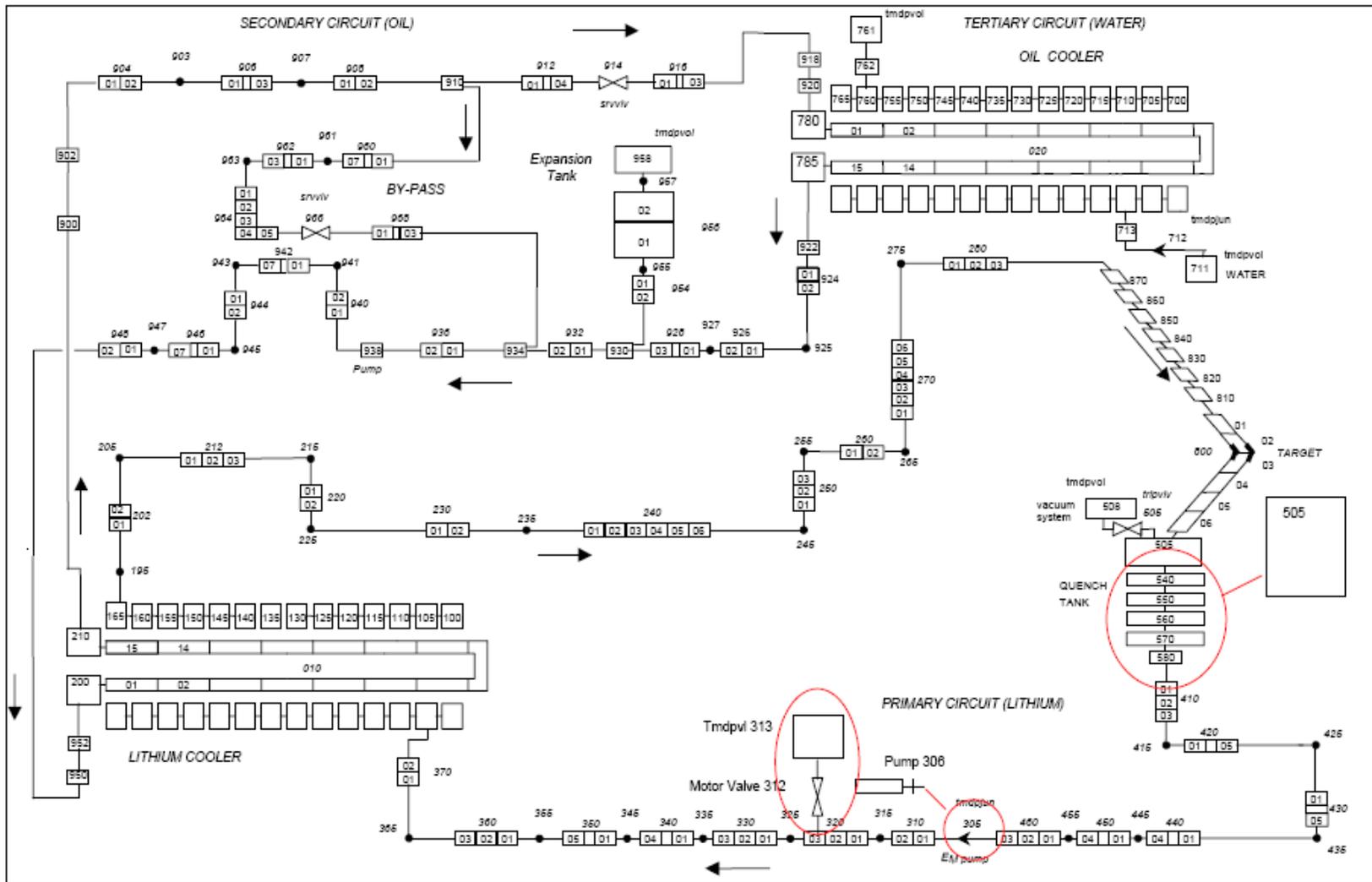


Figura 38 Schema della nodalizzazione RELAP dell'impianto IFMIF

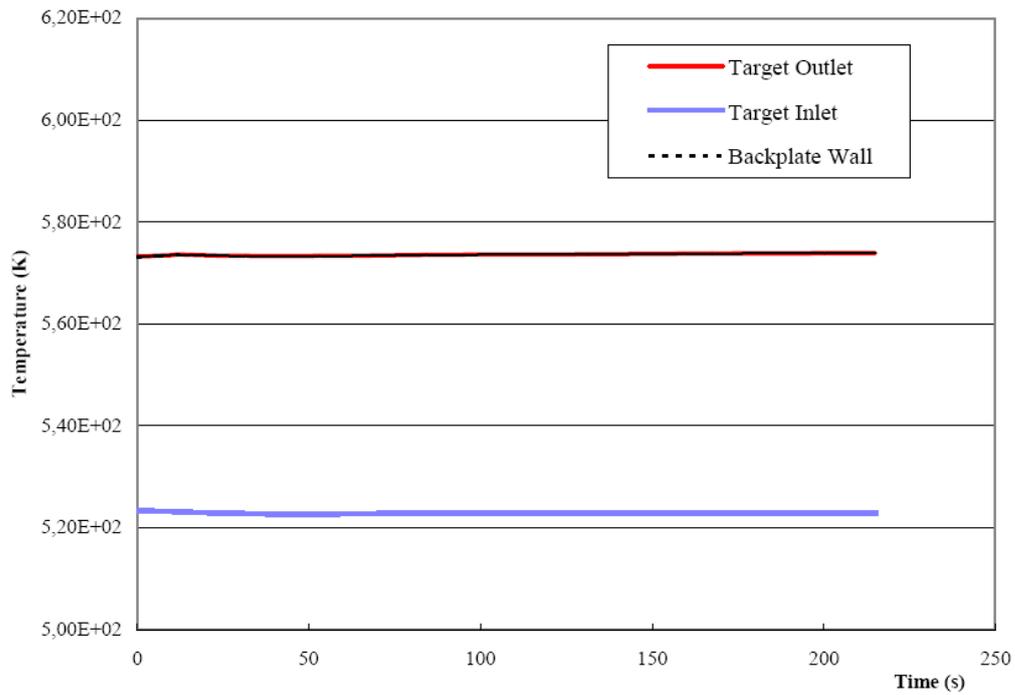


Figura 39 Temperatura nel getto nel caso di area rottura pari 1% area di efflusso principale

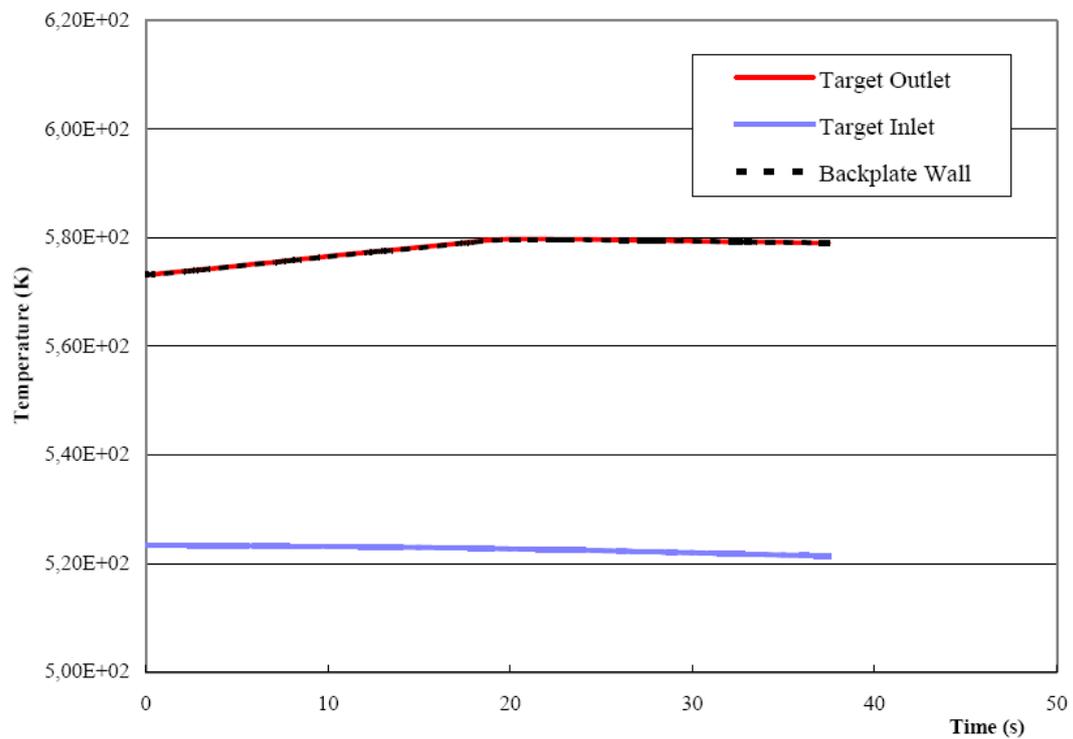


Figura 40 Temperatura nel getto nel caso di area rottura pari 10% area di efflusso principale

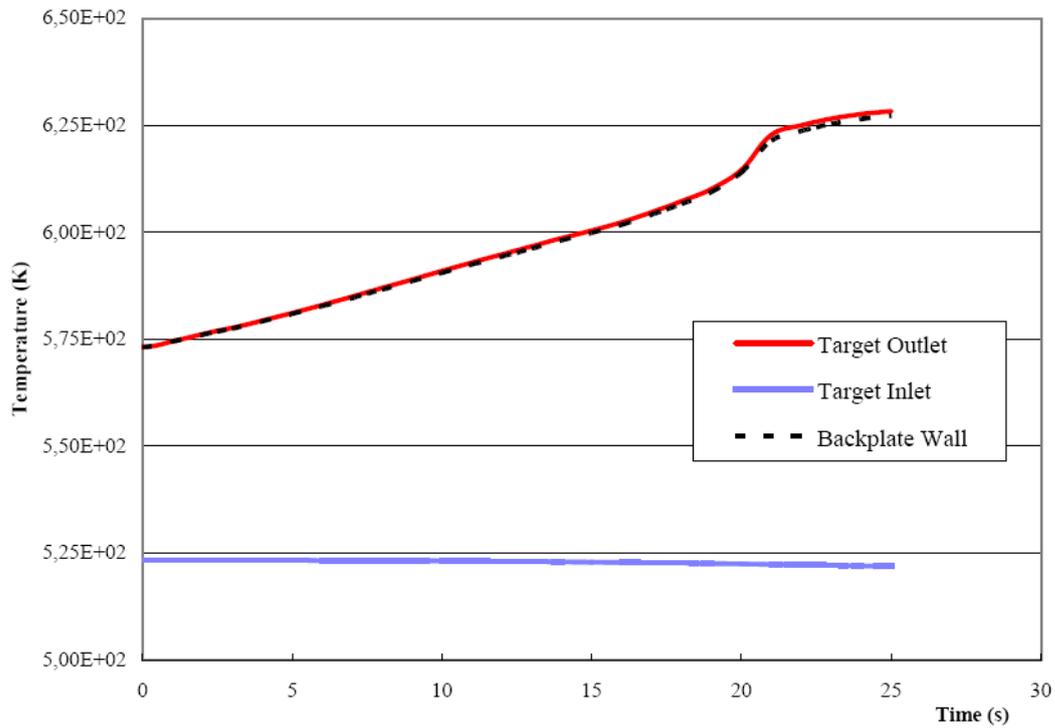


Figura 41 Temperatura nel getto nel caso di area rottura pari 50% area di efflusso principale

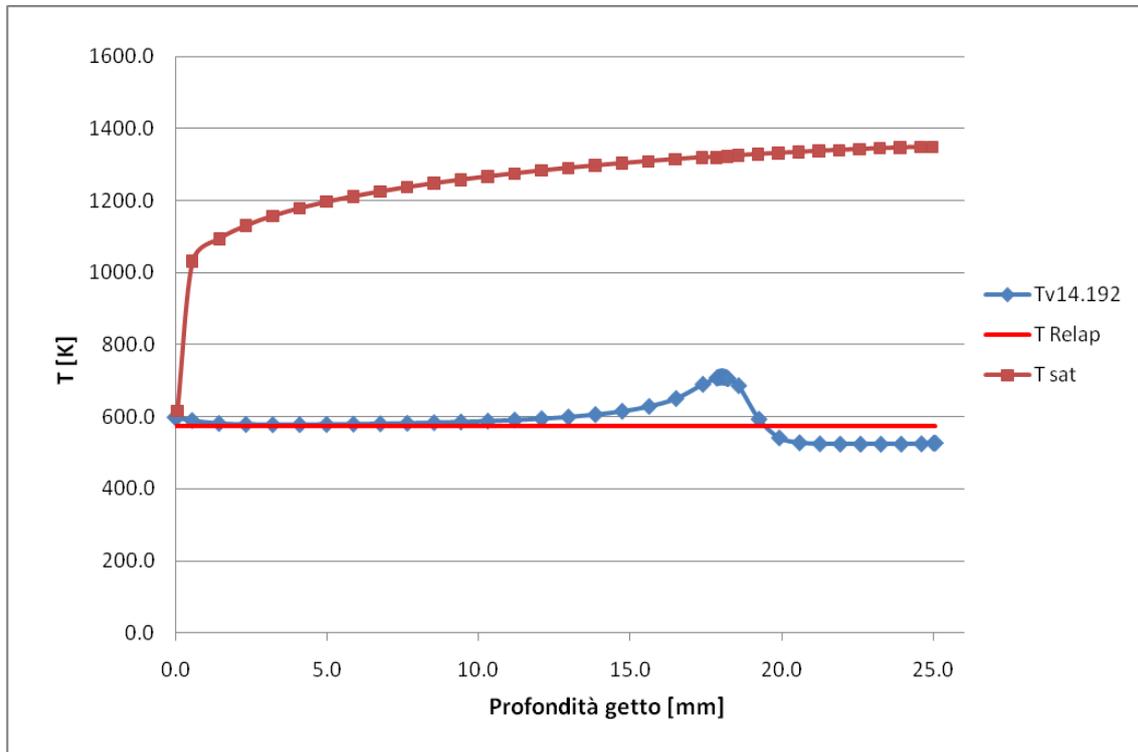


Figura 42 T_{CFD} , T_{Relap} , T_{sat} in direzione perpendicolare al getto, area rottura pari 1% area di efflusso principale.
Per $z = z(T_{max})$ e $y = y(T_{max})$

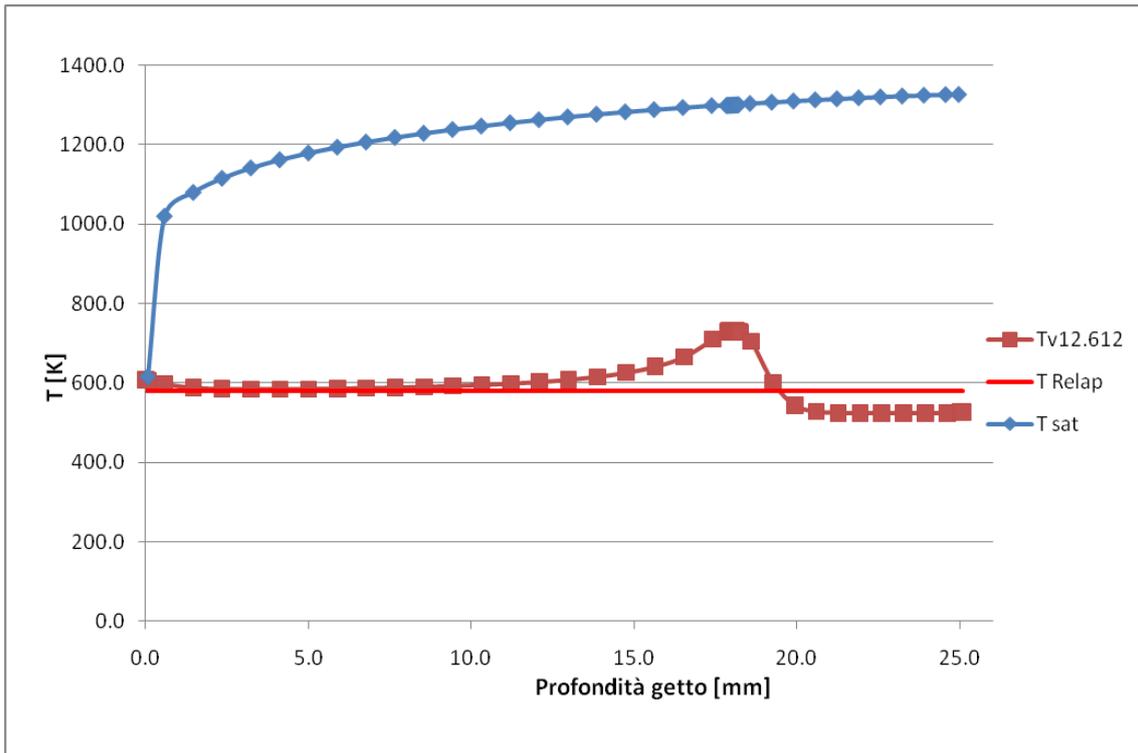


Figura 43 T_{CFD} , T_{Relap} , T_{sat} in direzione perpendicolare al getto, area rottura pari 10% area di efflusso principale.
Per $z = z(T_{max})$ e $y = y(T_{max})$

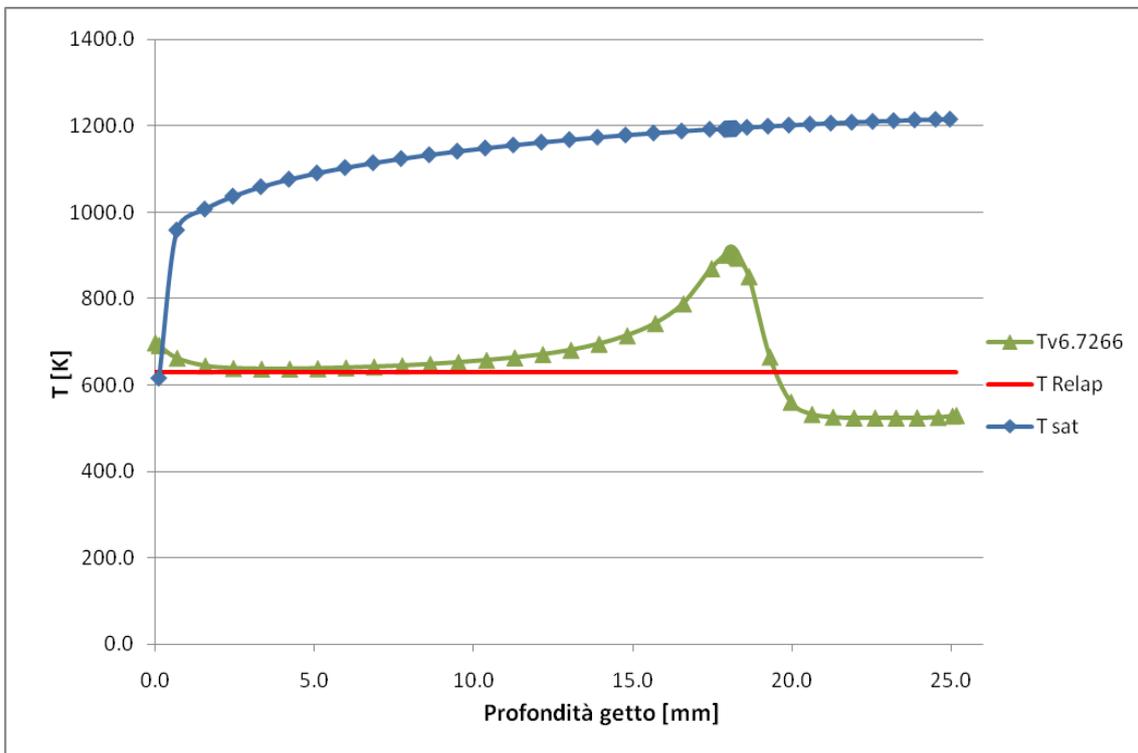


Figura 44 T_{CFD} , T_{Relap} , T_{sat} in direzione perpendicolare al getto, area rottura pari 50% area di efflusso principale.
Per $z = z(T_{max})$ e $y = y(T_{max})$

11. Condizioni di incipiente ebollizione per il Litio nell'impianto IFMIF

L'analisi termica effettuata ha permesso di verificare che possono manifestarsi nel getto condizioni nelle quali si può superare la temperatura di saturazione, il che porterebbe a possibile ebollizione con nucleazione locale di bolle di vapore. Risulta però opportuno chiedersi se la condizione di raggiungimento della temperatura di saturazione è necessaria e sufficiente per l'innescarsi del fenomeno di ebollizione nucleata. Analizziamo tale fenomeno di incipiente nucleazione, Incipient-Boiling, per i metalli liquidi.

11.1 Incipient Boiling

L' Incipient-Boiling (IB) si manifesta in un liquido quando le condizioni termodinamiche del sistema permettono la generazione e la crescita nel fluido di bolle di vapore o di gas inerte. Si possono identificare due tipi di questo fenomeno: Nucleazione Omogenea e Nucleazione Eterogenea.

La nucleazione omogenea si verifica in un liquido puro quando un numero sufficiente di molecole ad elevata energia si coalizzano a formare un nucleo di vapore.

La nucleazione eterogenea si manifesta in presenza di due o tre fasi. Nella nucleazione eterogenea a due fasi la seconda fase è una miscela di gas e vapore in forma di minuscole bolle intrappolate nel fluido; nella nucleazione eterogenea a tre fasi le altre due fasi sono costituite da un solido e da un gas o miscela di gas e vapore, intrappolato in cavità della superficie solida.

La fase solida può essere costituita da particelle sospese nel fluido o da una parete di contenimento o da una superficie riscaldata. In pratica, tuttavia, la nucleazione si verifica quasi esclusivamente sulla superficie di una parete riscaldata, ed è generalmente accettato che il vapore (o la miscela di gas e vapore) è presente all'interno di cavità della superficie solida. Inoltre è largamente accettato che queste sacche di gas e vapore si formano nella fase di riempimento del sistema.

Calcoli teorici, confermati da evidenze sperimentali, mostrano come a parità di surriscaldamenti del fluido che possano innescare fenomeni di IB, la probabilità che si verifichi una nucleazione omogenea è trascurabilmente piccola comparata a quella di una nucleazione eterogenea.

Una più stringente evidenza, sia teorica che sperimentale, indica che nei metalli liquidi, così come nei liquidi ordinari, l'ebollizione nucleata avviene nelle cavità piene di gas di una superficie solida solo se il liquido bagna le pareti.

Nel caso dei liquidi ordinari il termine IB su pareti surriscaldate normalmente implica un'ebollizione nucleata, vale a dire una generazione discreta di bolle di vapore, e l'ebollizione nucleata implica che la superficie è bagnata dal liquido. Se si è in presenza di un fluido che non

bagna la superficie non avviene una ebollizione nucleata, ma un passaggio diretto ad un film di vapore lungo la parete. Nel caso dei metalli liquidi, a causa dell'elevata capacità di bagnare le pareti e del grande valore di surriscaldamento necessario all'IB, in genere si producono singole bolle di notevoli dimensioni invece di un gran numero di piccole bolle.

Affinché un liquido bolli su una superficie riscaldata la temperatura della superficie, t_w , deve essere più alta della temperatura di saturazione del liquido, t_{sat} . Questa differenza di temperatura, $t_w - t_{sat}$, nota come surriscaldamento della parete, è normalmente più alta all'IB che durante l'ebollizione stabile. Mentre il surriscaldamento della parete in condizioni di ebollizione stabile per i metalli liquidi è generalmente più bassa di quella dei liquidi ordinari, il surriscaldamento in condizioni di IB è spesso molto più grande.

Ci sono quattro ragioni per cui i metalli liquidi presentano un surriscaldamento all'IB molto più grande di quello per i liquidi ordinari:

- 1) I metalli liquidi bagnano molto bene le pareti
- 2) I metalli alcalini sono molto reattivi chimicamente e agiscono a ridurre gli ossidi superficiali di molti metalli e leghe
- 3) La solubilità dei gas inerti nei metalli liquidi aumenta con la temperatura
- 4) Le pressioni di ebollizione dei metalli liquidi sono generalmente basse rispetto alla loro temperatura critica, il che significa che l'ebollizione avviene nella porzione della curva della pressione di vapore in cui la pendenza dP/dT è bassa.

Si è detto che nella pratica la generazione di bolle nell'ebollizione nucleata avviene in minuscole cavità di una superficie riscaldata, e queste cavità contengono vapore o miscele di vapore e gas inerte. Nell'ebollizione nucleata stabile, per una data pressione ed un data flusso di calore, le dimensioni medie, la forma e la densità di distribuzione sono le variabili che determinano l'ammontare del surriscaldamento della parete necessario. Invece l'IB risulta essere un fenomeno più complesso, e il surriscaldamento necessario dipende da un numero maggiore di variabili.

Si è verificato che per i metalli liquidi l'ammontare del surriscaldamento necessario per un IB dipende dai seguenti parametri indipendenti:

1. Pressione (influenza la temperatura, la quale, in generale influenza le proprietà fisiche di liquido e vapore).
2. Pressione parziale del gas inerte nelle cavità.
3. Flusso di calore
4. Portata, o numero di Reynolds

5. Storia dell'andamento di pressione-temperatura del sistema
6. Procedura usata per caricare il metallo liquido nel sistema (influenza l'ammontare di gas inerte intrappolato nelle cavità della superficie)
7. Metodo di riscaldamento (diretto o indiretto)
8. Concentrazione di gas inerte nel liquido
9. Concentrazione dell'ossigeno nel liquido
10. Topografia, microstruttura, e scabrezza della superficie riscaldante
11. Estensione della circolazione naturale (nelle piscine bollenti), che è affetta dalla geometria del sistema.
12. Tasso di incremento della temperature quando ci si appropria all'IB
13. Elevata radiazione di energia nucleare
14. Vita operative del sistema (invecchiamento)
15. Maniera di controllare le variabili indipendenti quando si appropria all'ebollizione

11.2 Equazione di Laplace per l'equilibrio di una bolla

Come visto le condizioni necessarie e le variabili in gioco, nel determinare l'ammontare di surriscaldamento necessario affinché si inneschi un'ebollizione nucleata, sono molteplici. Prescindendo da tali condizioni, che determinano la formazione di una bolla, vediamo in che maniera una bolla possa esistere in equilibrio o possa crescere od implodere.

Si consideri una bolla sferica di vapore in un liquido in condizioni di equilibrio termodinamico e meccanico. Se si trascura l'effetto della curvatura sia sulla pressione di vapore che sulla tensione superficiale, si può scrivere l'equazione di bilancio delle forze che tengono in equilibrio la bolla, vale a dire quelle dovute alla pressione del liquido in prossimità della bolla, quelle dovute alla pressione del vapore o gas all'interno della bolla e quelle dovute alla tensione superficiale sulla superficie di separazione delle due fasi, [9]:

$$\pi r^2 (P_V - P_L) = 2\pi r \sigma \quad (48)$$

normalmente scritta come :

$$P_V - P_L = \frac{2\sigma}{r} \quad (49)$$

dove:

r= raggio della bolla

P_V= pressione del vapore nella bolla

P_L = pressione del liquido sulla parete della bolla

σ = tensione superficiale del liquido all'interfaccia liquido-vapore

In presenza di un gas inerte l'equazione di equilibrio diventa:

$$P_V - P_L = \frac{2\sigma}{r} - P_G \quad (50)$$

dove P_G = pressione del gas inerte nella bolla

Questa equazione fornisce la soglia di sovrappressione, tra vapore e liquido, che è direttamente correlata al surriscaldamento locale, oltre la quale inizia la crescita di una bolla di un dato raggio.

Infatti dalla (49) si osserva che un leggero aumento di P_V , dovuto a un concomitante aumento di temperatura, o un piccolo aumento di r , dovuto a un concomitante aumento di calore fornito, renderà la bolla instabile determinandone la sua crescita, innescando così l'IB.

Analizziamo in dettaglio il fenomeno tramite la (50).

Poiché quando una bolla è in equilibrio risulta che $P_V > P_L$, il liquido, in prossimità della bolla, deve essere surriscaldato. Il surriscaldamento è pari a $T_L - T_{sat}$ dove T_{sat} è la temperatura di saturazione corrispondente alla pressione P_L .

Fissato un sistema di riferimento cartesiano avente le temperature sull'asse delle ascisse e la pressione sull'asse delle ordinate, possiamo tracciare, per un dato liquido, al variare della temperatura, la curva delle pressioni di saturazione e la curva di IB per una bolla di un dato raggio, vale a dire si riporta il valore di P_L funzione di P_V , esplicitato dalla (50), Fig.45:

$$P_{sat} = P(T_{sat}) \quad (51)$$

$$P_L = P_V + P_G - \frac{2\sigma}{r} \quad (52)$$

Supponiamo di avere una bolla di raggio r_1 in equilibrio, con una pressione del gas inerte nulla.

Se P_L è la pressione del liquido dalla curva di saturazione posso determinare la temperatura di saturazione T_{sat} , punto A, e dalla curva di IB posso determinare la temperatura di surriscaldamento T_L , punto B. Nota quest'ultima dalla curva di saturazione possiamo leggere la pressione del vapore

che determina la condizione di equilibrio della bolla, punto C. Il segmento AB indica il surriscaldamento limite che garantisce l'equilibrio della bolla.

L'equilibrio della bolla può modificarsi se cambiano le condizioni termodinamiche in prossimità della stessa.

Supponiamo di avere una bolla di raggio r_1 in un fluido alla pressione P_L , in condizioni di equilibrio termodinamico il liquido in prossimità della bolla ed il vapore all'interno sono surriscaldati. La temperatura di surriscaldamento è T_B e la sovrappressione di vapore è P_C .

Se si verifica un surriscaldamento locale e la temperatura diventa $T_{B'}$ la pressione del vapore diventa $P_{C'}$ e la bolla si espande, ma ad un raggio maggiore la curva di IB diventa quella tratteggiata e la pressione del vapore che, alla pressione P_L , mi garantirebbe l'equilibrio è P_D , punto D, pertanto risulterà $P_{C'} > P_D$ e la bolla continuerà ad espandersi.

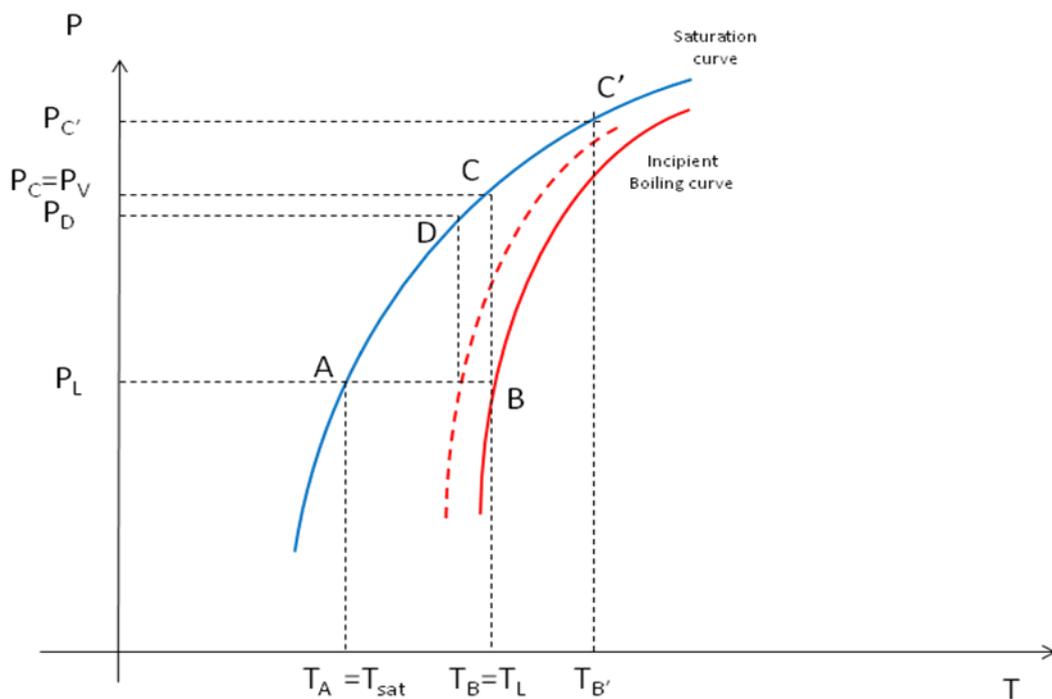


Figura 45 Curve di saturazione e di IB in presenza di un aumento del surriscaldamento

Alla stessa maniera, Fig. 46, se il surriscaldamento locale si riduce, e la temperatura diventa $T_{B''}$ la pressione del vapore diventa $P_{C''}$ e il raggio della bolla si riduce. La curva di IB diventa quella tratteggiata e la pressione del vapore che mi garantirebbe l'equilibrio è P_D , pertanto risulterà $P_{C''} < P_D$ e la bolla tenderà ad implodere.

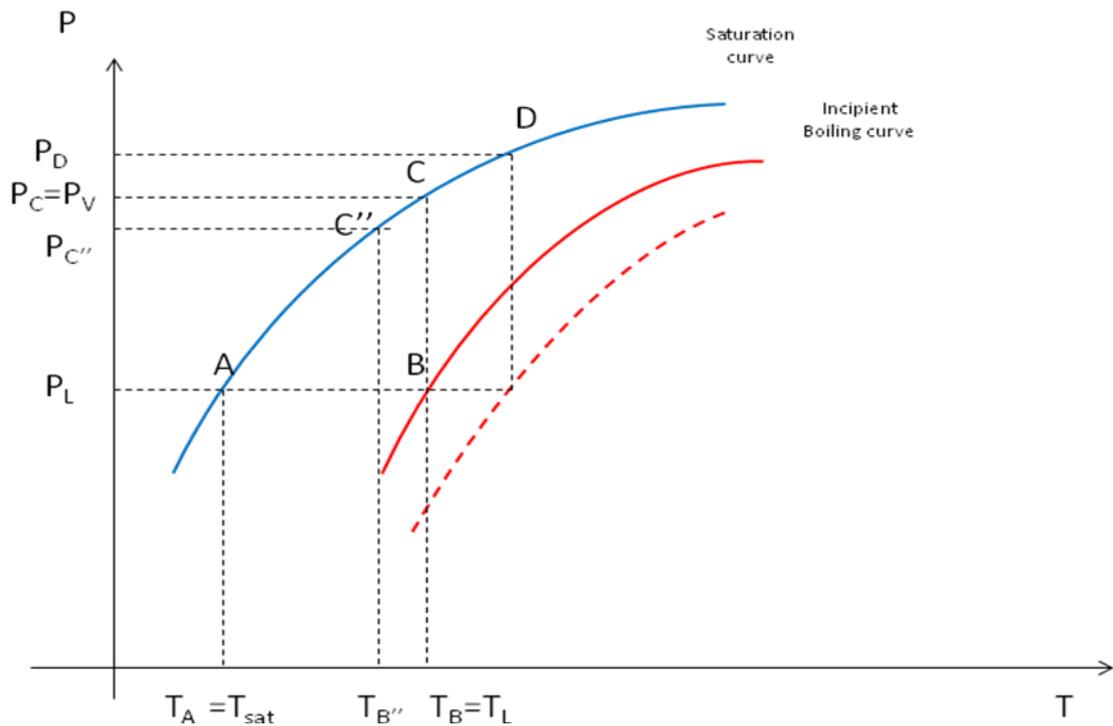


Figura 46 Curve di saturazione e di IB in presenza di una diminuzione del surriscaldamento

11.3 Condizioni di incipiente ebollizione per il Litio nell'impianto IFMIF

Nel sistema IFMIF il litio fluisce su una parete curva all'interno di una camera piena di gas inerte (Argon) alla pressione di 10^{-3} Pa. Il flusso di litio e la parete sono soggetti ad una deposizione di potenza termica con differente intensità e distribuzione.

Nella fase di riempimento del sistema è possibile che micro bolle di gas rimangono intrappolate nel fluido. Inoltre essendo il litio un fluido che bagna bene le pareti è possibile che si formino delle sacche di gas inerte nelle cavità della parete. In entrambi i casi inoltre potrà essere presente del vapore, in funzione della temperatura locale.

Pertanto nel getto di litio possono essere presenti bolle o sacche di gas e vapore che potrebbero trovarsi in condizioni di Incipient Boiling.

L'equazione (50) può essere utilizzata per analizzare le condizioni di IB per un sistema al litio in funzione della pressione del gas inerte, della pressione del litio e del raggio della bolla.

I parametri termodinamici del litio utilizzati nel calcolo sono dati dalle correlazioni seguenti [6]:

- Pressione di vapore

$$\text{Log}_{10}P[\text{Pa}] = 9.9624 - \frac{7975.6}{T[\text{K}]} \quad (53)$$

- Tensione superficiale

$$\sigma[\text{N/m}] = 0.4783 - 1.627 * 10^{-4} T[\text{K}] \quad (54)$$

Nella fig. 47 si sono riportate la curva di saturazione del litio e le curve di IB per bolle di raggio diverso e pressione del gas inerte $P_G = 10^{-3}$ [Pa].

Osservando il diagramma si nota come le curve di IB si interrompono ad un certo valore della pressione del liquido. Questo significa, alla luce delle osservazioni fatte al paragrafo precedente, che al disotto di determinate pressione del liquido non c'è un valore di surriscaldamento alla quale la bolla possa risultare in equilibrio. In altre parole in quelle condizioni è necessario un surriscaldamento infinitamente grande affinché si abbia una pressione di vapore nella bolla che determina le condizioni limite di equilibrio, pertanto la bolla, di qualsiasi raggio, imploderà.

Possiamo vederlo da un altro punto di vista. Dall'equazione (52) di equilibrio della bolla si evince che se la tensione superficiale del liquido è molto grande e la pressione di vapore e del gas inerte sono piccole, la pressione del liquido risulta negativa, vale a dire che affinché, in tali condizioni, la bolla possa essere in equilibrio la pressione del liquido deve agire in direzione opposta a quella dovuta alla tensione superficiale. Il che non è fisicamente possibile.

In tali condizioni non è possibile avere un'ebollizione nucleata. Il liquido, tenuto a pressione costante, manifesterà un brusco cambiamento di fase solo al raggiungimento della temperatura critica.

Nell'impianto IFMIF il getto di litio che scorre su una parete curva, con velocità media all'uscita dall'ugello di 20 m/s, è soggetto ad una pressione che varia tra 10^{-3} [Pa] sulla superficie libera a 10^4 [Pa] sulla parete curva, e ad una temperatura che varia tra 500 [K] all'uscita dell'ugello a 700 [K] a valle del footprint.

Riportando tali valori sul grafico di fig. 47, si può individuare, linea tratteggiata in nero, il campo operativo del getto, in termini di range di pressioni e range di temperatura raggiunti.

Si evince come alla pressione minima anche se fossero presenti bolle di raggio 10^{-2} m, su uno spessore del getto di $2.5 * 10^{-2}$ m, esse non sarebbero in condizioni di equilibrio termodinamico.

Alla pressione massima bolle di determinate dimensioni possono essere presenti nel fluido e dar vita ad un IB, ma la temperatura minima di surriscaldamento necessaria deve essere superiore a 1300 K, pari al doppio della temperatura massima raggiunta nel getto. Si conclude che nelle condizioni operative di progetto non è possibile avere ebollizione nucleata anche a pressioni del fluido basse.

La possibilità di effettuare un'analisi CFD del getto permette di valutare come variano i range di pressione e di temperatura nel getto al variare della velocità media all'uscita dell'ugello, a parità di potenza termica depositata.

Nella fig. 47 si vedono come cambiano le aree operative al variare della velocità media di ingresso. A parità di potenza applicata le temperature massime nel getto dipendono dalla velocità in ingresso dello stesso e sono praticamente indipendenti dalla distribuzione di pressione centrifuga. Al diminuire della velocità il campo operativo si restringe nel range di pressioni e si allunga nel range di temperature. Si osserva che l'area limite operativa, che ci permette di operare in condizioni di sicurezza, è quella relativa ad una $v=10$ m/s per qualsiasi valore del range di pressione. Infatti per velocità più basse, in presenza di bolle di un certo raggio, ci si può trovare in condizioni di surriscaldamento che possono determinare situazioni di incipient boiling.

Alla velocità di 2 m/s la temperatura massima nel getto supera la temperatura critica determinando una condizione limite che porta all'ebollizione immediata del litio.

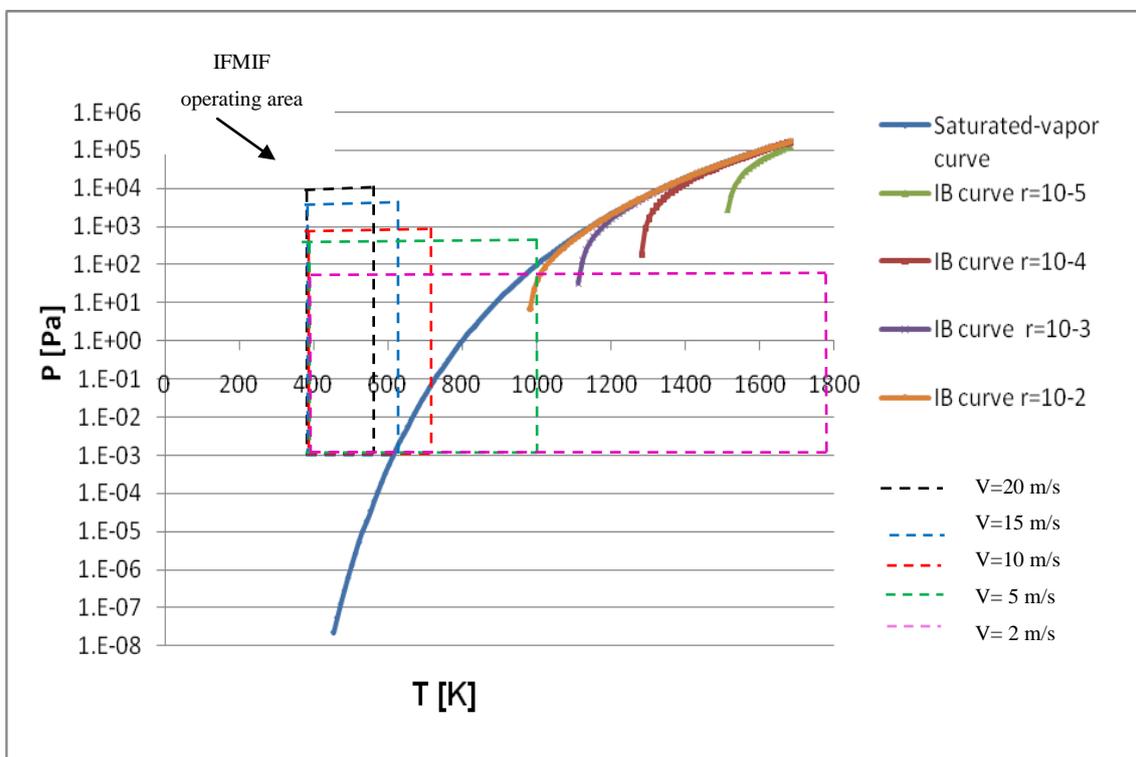


Figura 47 Saturated and Incipient boiling curve for bubbles of different radius and $P_G=10^{-3}$

Tali valutazioni trovano riscontro in un esperimento, realizzato da ARGON National Laboratory, su un getto libero di litio in una camera con una pressione di 0.1 [Pa] e soggetto ad una deposizione di potenza termica tramite un fascio di elettroni di energia pari a 1MeV @ 20 mA (20 kW), fig. 48. L'esperimento non ha mostrato fenomeni di ebollizione o di disturbo del flusso nonostante sia stato calcolato, tramite un codice di calcolo, che la temperatura massima raggiunta nel getto è di circa 893 [K], pertanto superiore alla temperatura di saturazione $T_{sat}=727.5$ [K], [10].

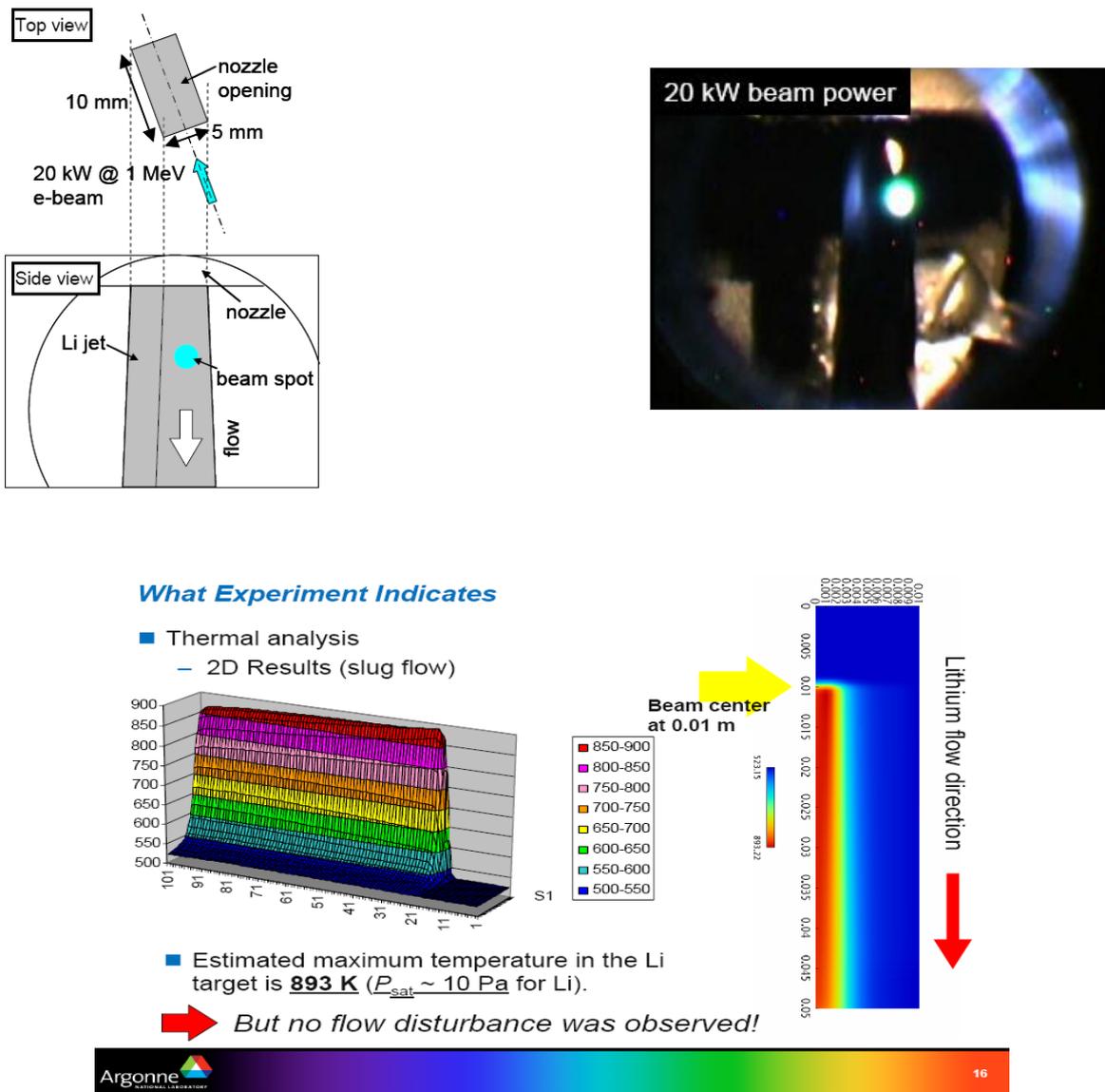


Figura 48 Esperimento sul getto di litio e calcolo della distribuzione di temperatura,[10]

12. Conclusioni

In questo lavoro si è calcolato il profilo curvilineo della superficie di scorrimento di un getto di litio, in maniera che la pressione lungo il getto, dovuta alle forze centrifughe, variasse in modo lineare. La curva che rappresenta il profilo presenta un raggio di curvatura variabile e decrescente in direzione del moto, assicurando una pressione centrifuga che cresce con un gradiente costante. L'equazione della curva è stata ottenuta partendo dalle equazioni del moto definite in un riferimento polare, semplificate con opportune assunzioni, ed imponendo il soddisfacimento di vincoli di natura geometrica legati al lay-out d'impianto. Tale soluzione geometrica dovrebbe garantire l'annullamento di disturbi superficiali nel getto che si sono evidenziati sperimentalmente nella precedente soluzione costruttiva della superficie di scorrimento, costituita da un tratto rettilineo ed uno curvilineo, che aveva evidenziato un disturbo superficiale del getto nel punto di variazione geometrica della superficie stessa, a causa della brusca comparsa delle forze centrifughe.

Il calcolo delle possibili geometrie, al variare di determinati parametri geometrici, è stato effettuato sviluppando un codice di calcolo, "BPgen", in linguaggio Fortran. Scelto il tipo di profilo, tra le varie possibili soluzioni, si è fatta un'analisi bidimensionale "a freddo" con il codice Fluent a determinare il campo di moto e la distribuzione di pressioni, che ha confermato l'andamento lineare di quest'ultime. Successivamente si è effettuata un'analisi tridimensionale, considerando una deposizione di potenza termica, utilizzando un codice sviluppato in ENEA su getti di litio che scorrono su superfici a raggio di curvatura costante, RIGEL, che è stato modificato per calcoli per superfici a raggio di curvatura variabile, RIGEL_RV. Si è determinata pertanto la distribuzione delle temperature nel getto effettuando anche un calcolo di tipo parametrico con variazione della portata.

Il calcolo parametrico ha dato la possibilità di valutare come varia il Boiling Margin, vale a dire la differenza puntuale tra temperatura di saturazione e temperatura attuale, in maniera da valutare quali sono le condizioni in cui il getto possa trovarsi in situazioni critiche dal punto di vista di possibili ebollizioni locali.

La conoscenza puntuale dell'andamento di temperatura nel getto ha permesso inoltre di analizzare in maniera critica la valutazione delle condizioni operative per il sistema getto-backplate, che possano risultare pericolose dal punto di vista termico, determinate da un'analisi incidentale dell'intero impianto IFMIF, votata ad individuare tali condizioni e le corrispondenti tempistiche.

Utilizzando il codice di sistema monodimensionale RELAP5, largamente usato ed accreditato nell'ambito nucleare, modificato con opportune correlazioni termo-fisiche per l'utilizzo con litio, è

stata effettuata un'analisi dell'intero impianto IFMIF, sia in condizioni stazionarie di regime che in condizioni transitorie creando una serie di LOCA (Loss of Coolant Assessment), vale a dire ipotizzando delle rotture accidentali della tubazione di mandata della pompa in maniera da valutare l'impatto sul getto ed analizzare, in particolare, le tempistiche correlate al raggiungimento di condizioni che possano risultare critiche per la BP.

Ne è risultato che il codice RELAP stima un valore di temperatura costante che corrisponde al valore medio della distribuzione di temperatura nel getto valutato dal codice CFD. L'assumere come temperatura nel getto quella valutata dal codice di sistema, potrebbe portare a concludere che le condizioni termiche che si realizzano possano non risultare critiche nei termini di raggiungimento delle condizioni di saturazione. L'analisi del CFD invece ha evidenziato come la distribuzione di temperatura è più complessa e si possono raggiungere condizioni critiche locali anche se la temperatura media risulta inferiore a quella di saturazione. La differenza è dovuta alla monodimensionalità del calcolo RELAP che modella il getto come un tubo di flusso a sezione cilindrica, portando pertanto all'appiattimento delle condizioni idrodinamiche che invece si verificano, con conseguenti valutazioni erranee sulle tempistiche di raggiungimento delle condizioni critiche.

L'analisi termica effettuata ha permesso di verificare che possono manifestarsi nel getto condizioni nelle quali si può superare la temperatura di saturazione, il che porterebbe a possibile ebollizione con nucleazione locale di bolle di vapore. D'altro canto, però, un'analisi dei fenomeni di incipiente nucleazione, Incipient-Boiling, per i metalli liquidi, ha evidenziato che la condizione di raggiungimento della temperatura di saturazione non è necessaria e sufficiente per l'innescarsi del fenomeno di ebollizione nucleata.

Nel getto di litio che scorre sulla parete curva, a $v=20$ m/s, la pressione varia tra 10^{-3} [Pa] sulla superficie libera a 10^4 [Pa] sulla parete curva, e la temperatura varia tra 500 [K] all'uscita dell'ugello a 700 [K] a valle del footprint. Indicando tale area operativa in un diagramma P-T, in cui si riportano le curve di equilibrio per bolle di diverse dimensioni e la curva di saturazione, si può osservare che una bolla di qualsiasi dimensione, intrappolata nel fluido o generata sulla parete solida, anche se raggiungesse aree con temperature superiori a quella di saturazione locale, sarebbe soggetta a un surriscaldamento che non risulterebbe sufficiente a determinarne la crescita.

Variando le velocità medie all'uscita dell'ugello varieranno, nel getto, le aree operative. Al diminuire della velocità il campo operativo si restringe nel range di pressioni e si allarga nel range di temperature. Si è osservato che l'area limite operativa, che ci permette di operare in condizioni di sicurezza, è quella relativa ad una $v=10$ m/s per qualsiasi valore del range di pressione. Infatti per

velocità più basse, in presenza di bolle di un certo raggio, ci si può trovare in condizioni di surriscaldamento che possono determinare situazioni di Incipient Boiling.

Alla velocità di 2 m/s la temperatura massima nel getto supera la temperatura critica determinando una condizione limite che porta all'ebollizione immediata del litio.

Se il getto di litio, in condizioni di progetto a 20 m/s, fosse rettilineo, la pressione nel getto sarebbe circa pari a quella della camera, e dal grafico dell'IB si evince che una bolla di qualsiasi dimensione, intrappolata nel fluido o generata sulla parete solida, anche se raggiungesse aree con temperature superiori a quella di saturazione locale, sarebbe soggetta a un surriscaldamento che non risulterebbe sufficiente a determinarne la crescita.

Paradossalmente una maggiore pressione nel fluido, ad una data temperatura e una data pressione del gas inerte, favorisce l'esistenza di bolle in equilibrio e pertanto possibili situazioni di IB. Infatti a basse pressioni la tensione di vapore è bassa e data l'elevata tensione superficiale del litio il surriscaldamento necessario a creare una bolla che sia in equilibrio e che possa crescere è grande, e si riduce tanto più quanto più cresce la pressione del liquido. Alla pressione sul pelo libero di 10^{-3} [Pa] con un raggio di curvatura di 250 mm la velocità limite è di 5 m/s, con raggio di curvatura infinito la velocità limite è 2 m/s.

Tali valutazioni hanno trovato riscontro in un esperimento, realizzato da ARGON National Laboratory, su un getto di litio libero in una camera con una pressione di 0.1 [Pa] e soggetto ad una deposizione di potenza termica tramite un fascio di elettroni di energia pari a 1MeV @ 20 mA (20 kW). L'esperimento non ha mostrato fenomeni di ebollizione o di disturbo del flusso nonostante sia stato calcolato, tramite un codice di calcolo, che la temperatura massima raggiunta nel getto è di circa 893 [K], pertanto superiore alla temperatura di saturazione $T_{\text{sat}}=727.5$ [K].

13. Bibliografia

- [1] State Scientific Center of the Russian Federation – Final Report on “The Thermal-Hydraulic and Technological Investigations for Validation of the Project of Lithium Circulation Loop and Neutron Lithium Target for IFMIF” – Obninsk 2006
- [2] Loginov et al., “ Experimental Investigation of the IFMIF Target Mock-up”
- [3] Schlichting - “Boundary Layer Theory” McGraw-Hill 1969
- [4] H. Nakamura et al., “ Experimental and analytical studies on high-speed plane jet along concave wall simulating IFMIF Li target flow”, Journal of Nuclear Materials 258-263 (1998) 440-445
- [5] NIST
- [6] S. Cevolani, “Review of the Liquid Lithium Physical and Thermal Properties”
-ENEA Technical Paper – CT.FBC.00008- 1996
- [7] S.P. Simakov, Mac DeLicious Workshop, 13-14 / 03 / 2008 , FZK Karlsruhe Germany
- [8] P. Meloni, “IFMIF LOCA Analyses with RELAP5 Code”
- ENEA Technical Paper – FIS-P815-018- 2007
- [9] O.E. Dwyer, “Boiling Liquid Metal Heat Transfer” -American Nuclear Society - 1976
- [10] Y.Momozaki and alt., “ Thermal Design Analysis for Liquid Metal Windowless Targets” - ARGONNE National Laboratory, The third High-Power Targetry Workshop by Paul Scherrer Institut, Bad Zurzach-Switzerland- 2007
- [11] S. Cevolani, “ RIGEL, a Computer Code for the Thermalhydraulic Analysis of Liquid Lithium Jets” -ENEA Technical Paper – CT.FBC.00003- 1996

14. Appendice. Codici di calcolo

14.1 Codice BPgen

Il codice BPgen è stato sviluppato, in linguaggio Fortran, per poter generare in maniera automatica i profili di back-plate a raggio variabile utilizzando il criterio visto al paragrafo 4. Assegnando le caratteristiche del fluido quali velocità e densità media all'uscita dell'ugello è possibile scegliere i tre parametri geometrici che individuano la posizione della BP sia in maniera univoca, individuando pertanto un solo profilo di curva, oppure variando uno dei parametri e conservando fissi gli altri due, ottenendo in tal modo una famiglia di curve. Per ogni curva calcolata il codice determina le coordinate geometriche, i raggi di curvatura puntuali e le distribuzioni di pressioni nell'ipotesi di fluido di Bernouilli. In fig. 49 si riporta uno schema di flusso semplificato. Nella fig. 50 si riporta la schermata utilizzata per l'inserimento dei dati di input. Segue il listato del programma.

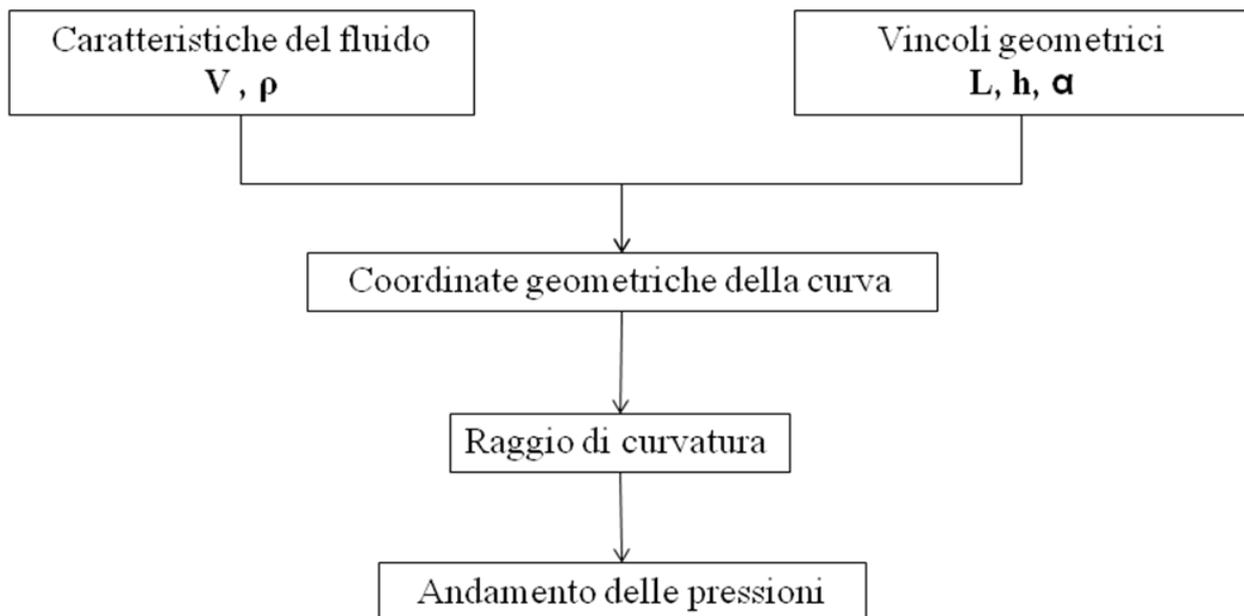


Figura 49 Schema di flusso semplificato

```

# Il codice permette di calcolare le curve di back-plate variando singolarmente uno dei parametri geometrici
# che individuano la posizione dell'ugello e della back-plate.[ATTENZIONE: non modificare il numero di righe]:
#
# • ALFA: angolo di inclinazione dell'ugello rispetto alla verticale
# • L: altezza ugello rispetto all'asse del beam
# • H: distanza del punto della back-plate sull'asse del beam rispetto all'ugello, misurata lungo l'asse del beam
#
# In riferimento al lay-out d'impianto assunto per la facility EVEDA tali parametri assumono i valori:
#
# • ALFA* = 22.5°
# • L* = 0.17882 m
# • H* = 0.05347 m
#
# Da considerazioni fisico-geometriche si assume che i parametri possono variare nei seguenti intervalli:
#
# • 1° < ALFA < 89°
# • 0.025 < L < 0.25
# • 0 < H < H*
#
#
# INPUT DEI DATI
#
# Densità [kg/m3]
507
# Velocità Uscita Ugello [m/s]
20.0
#Inclinazione Ugello Rispetto Alla Verticale: ALFA [deg]
22.5
# Sviluppo Back-plate Lungo l'asse del Beam: H [m]
0.08
# Altezza Ugello Rispetto all'asse del Beam: L [m]
0.20654
# Ampiezza Ugello: DELTA [m]
0.025
# Scelta del Parametro da Variare: 1=H ; 2=L ; 3=ALFA ; 4=L (lungo la retta incl. ALFA)
1
# Scelta Grafico da Plottare: 1=Backwall ; 2=Pressione ; 3=Curvatura ; 4=Raggi di Curvatura
3
# Incremento del parametro variabile
# Gli incrementi vanno scelti tenendo conto degli Intervalli di variazione dei parametri: 0<H<Hmax ; 0.025<L<0.25 ; 1°<ALFA<89°
0.001
# Simboli di marcaggio delle curve: 1=SI ; 0=NO
1
# Grandezza simboli di marcaggio: 1 = Grandezza Standard
1.0

```

Spessore delle curve: 0 = solo simboli di marcaggio ; 1 = spessore standard ; 2 = spessore doppio

1

Realizzazione del Test per la Presenza di Flessi: 1=SI ; 0=NO

1

Scelta di valori fissi per il parametro da variare: 0=NO ; un numero $k > 0$ =SI

0

Valori fissi del parametro da variare(in numero pari a k)

0.055

```

!! BpGen
!
!           IFMIF International Fusion Materials Irradiation Facility
!
!! DRAWIT.F90
!
!           subroutine drawit(hWnd, hdc, npx, npy, iter)
! hWnd: Handle to the window
! hdc: Handle to the display context
! npx: X dimension of Client Area
! npy: Y dimension of Client Area
!
!           use dfwina
!           use BKWALLGlobals
!           implicit none
!           integer hWnd, hdc, npx, npy, iter, M01, M02
!           parameter (M01= 600, M02= 200)
!           real*8 ro, vel, alfa, acca, elle, delta, GI, aux
!           real*8 pi, betal, beta2, gamm1, gamm2
!           real*8 h_, k1, k2, k3, k4, A_, B_, C_, D_ , l_, alf_
!           real*8 cf(4,5), X_(4)
!           real*8 teta, ft0, ft1, ft2, rp0, rp1, rp2, xx, yy, crv, rcr, prs, dteta
!           real hh(M02), x1(M01,M02), y1(M01,M02), p1(M01,M02), x2(2), cr1(M01,M02)
!           real rc1(M01,M02), rcmax, dxy2, epsi, xdati(M02)
!           real ymin, ymax, xmin, xmax, pmin, pmax, cmin, cmax, rmin, rmax
!           real wlx, w2x, wly, w2y, ax(M01), ay(M01), deltax, dxy, fxy, posx, posy
!           integer i, j, ksys, mrk, colors(16), hPen, iopt, icol, nstep, hFont1
!           integer ok, line, nlabel, imrk, iret, iflex, irag, curva(M02), lgx, lgy
!           integer nxdati, hFont2, OPZI /1/, nm(M01)
!           logical flag
!           character*64 assex, assey, titolo /"Back Wall Generator"/
!           character*8 buff
!           character*1 chr1
!
!           if(iter .eq. 0) then
!               I= npx / 8. ; J= npy / 16.
!               call font(hdc, hfont1, 0, I, 0, 1, 1, 1, 0)
!               call font(hdc, hfont2, 0, J, 0, 1, 1, 1, 0)
!               iret= selectobject(hdc, hfont1)
!               iret= SetTextColor(hdc, 255)
!               I= npx/20. ; J= npy/16.
!               iret= TextOut(hdc, I, J, 'I.F.M.I.F.', 10)
!               iret= selectobject(hdc, hfont2)
!               iret= SetTextColor(hdc, 255*256*256)
!               J= J + npy/8.
!               iret= TextOut(hdc, I, J, titolo, len_trim(titolo))
!               iret= DeleteObject(hfont1)

```

```

    irect= DeleteObject(hfont2)
    return
end if
!
call clear(hdc, npx, npy)
!
dteta= 0.5 ! 0.1 ! step su TETA in gradi
!
ro= 998.2 ! densita' in kg/m3 (caso H2O)
vel= 20. ! velocita' in m/s del fluido in uscita
alfa= 22.5 ! angolo in gradi fra direzione uscita ugello e verticale
acca= 0.0512 ! distanza ...
elle= 0.17811 ! altezza uscita ugello
delta= 0.02 ! spessore ugello
GI = 9.81 ! accelerazione di gravita' in m/s**2!
iopt= 2 ; nstep= 11 ; fxy= 1.0
!
inquire(file= 'param.par', exist= flag)
if(flag) then
    open(1, file= 'param.par')
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) ro
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) vel
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) alfa
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) acca
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) elle
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) delta
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) OPZI
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) iopt
    read(1, *, end= 12)
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) nstep
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) imrk
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) fxy
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) line
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) iflex
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) irag, rcmax
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) nxdati
    read(1, *, end= 12) ; read(1, *, end= 12) (xdati(i), i= 1, nxdati)
12    close(1)
end if
if(fSIZE .eq. 0) write(3, '(a,4G13.4,i4)')
& 'RO VEL ALFA Hmax OPT:', ro, vel, alfa, acca, iopt
!
    call font(hdc, hfont1, 0, 14, 0, 0, 0, 4, 0)
!
call colori(colors)
!
```

```

aux= -1.
pi= dacos(aux)
epsi= epsilon(epsi)
!
! Il valore 0.43171 e' l'ascissa del punto di uscita dell'ugello calcolata
! nelle condizioni di riferimento: l= 0.17882 H= 0.05347
beta1= pi/2. - datan( elle/0.43171 )
beta2= pi/2.
gamml= pi - alfa*pi/180.
gamm2= 0.
!
posy = 7.5+ 0.2
flag= .true.
if(nxdati .gt. 0) nstep= nxdati
!
if(nstep .gt. M02) then
  write(3,*) 'Dim. M02 insuff.'
  if(iterdlg .eq. 0) then
    iterdlg= 1
    assex= 'Dim. M02 insufficiente'C
    iret= messagebox(NULL, assex, ' 'C, MB_ICONINFORMATION)
  end if
  return
end if
!
do j= 1, nstep
!
  curva(j)= 1
!
  h_ = acca/float(nstep) * j
  if(nxdati .gt. 0) h_ = xdati(j)
  hh(j)= h_
  l_ = elle
!
  if(OPZI .eq. 2) then
    l_ = 0.025 + (0.25 - 0.025)/nstep * j
    if(nxdati .gt. 0) l_ = xdati(j)
    beta1= pi/2. - datan( l_ /0.43171 )
    h_ = acca
    hh(j)= l_
  end if
!
  if(OPZI .eq. 3) then
    alf_ = 1.0 + (89. - 1.0)/nstep * j
    if(nxdati .gt. 0) alf_ = xdati(j)
    gamml= pi - alf_*pi/180.

```

```

    beta1= pi/2. - datan( l_ /0.43171 )
    h_ = acca
    hh(j)= alf_
end if
!
if(OPZI .eq. 4) then          ! lungo la retta inclinata ALFA
    l_ = 0.025 + (0.25 - 0.025)/nstep * j
    if(nxdati .gt. 0) l_ = xdati(j)
    alf_ = alfa
    beta1= datan(0.17882/l_ * (dtan(pi/2.-alf_) - dtan(pi-alf_))      &
        + dtan(pi-alf_))
    h_ = 0.48518 ! acca
    hh(j)= l_
end if
!
k1= (vel*vel/(GI* l_ ) -1.) * dcos(beta1)
k2= (vel*vel*dsin(beta2))/(GI*(h_ + l_ *dtan(beta1))) -dcos(beta2)
!
if(OPZI .eq. 4) then
    k2= (vel*vel*dsin(beta2))/(GI*h_) -dcos(beta2)
end if
!
k3= (1+ dtan(gamm1)*dtan(beta1)) * (k1+ dcos(beta1)) /                &
&    (dtan(beta1) - dtan(gamm1)) + dsin(beta1)
k4= (1+ dtan(gamm2)*dtan(beta2)) * (k2+ dcos(beta2)) /                &
&    (dtan(beta2) - dtan(gamm2)) + dsin(beta2)
!
A_ = (2.*(beta1-beta2)*(k1-k2) - (beta1-beta2)**2*(k3+k4)) /            &
&    (4.*beta1**3*beta2 + 4.*beta1*beta2**3                            &
&    - 6.*beta1**2*beta2**2 - beta1**4 - beta2**4)
B_ = (k3 -k4 -3.*A_*(beta1**2-beta2**2)) / (2.*(beta1-beta2))
C_ = k4 - 3.*A_*beta2**2 - 2.*B_*beta2
D_ = k2 - A_*beta2**3 - B_*beta2**2 - C_*beta2
!
if(fSIZE .eq. 0) then
    write(3,*) ' H_:', hh(j)
    if(nstep.lt.4) write(3,*) ' X [m]          Y [m]          ' // &
        ' TETA [deg]      RCR [m]          PRS [Pa]'
end if
!
! Soluzione del sistema con Gauss-Siedel
cf(1,1)= beta1**3 ; cf(1,2)= beta1**2 ; cf(1,3)= beta1 ; cf(1,4)= 1.
cf(1,5)= k1
cf(2,1)= beta2**3 ; cf(2,2)= beta2**2 ; cf(2,3)= beta2 ; cf(2,4)= 1.
cf(2,5)= k2
cf(3,1)= 3*beta1**2 ; cf(3,2)= 2*beta1 ; cf(3,3)= 1. ; cf(3,4)= 0.

```

```

cf(3,5)= k3
cf(4,1)= 3*beta2**2 ; cf(4,2)= 2*beta2 ; cf(4,3)= 1. ; cf(4,4)= 0.
cf(4,5)= k4
!
call syslin(cf, 4, 4, X_, ksys)
!
teta= betal ; flag= .true.
nm(j)= 0
10 continue
nm(j)= nm(j) +1
if(nm(j) .gt. M01) then
  write(3,*) 'Dim. M01 insuff.', j, nm(j), teta/pi*180. , l_
  if(iterdlg .eq. 0) then
    iterdlg= 1
    assex= 'Dim. M01 insufficiente'C
    irect= messagebox(NULL, assex, ' 'C, MB_ICONINFORMATION)
  end if
  return
end if
ft0= A_*teta**3 + B_*teta**2 + C_*teta + D_ ! funzione di teta
ft1= 3.*A_*teta**2 + 2.*B_*teta + C_      ! derivata prima
ft2= 6.*A_*teta + 2.*B_                  ! derivata seconda
!
rp0= vel*vel/(GI*(ft0 + dcos(teta)))      ! funzione raggio polare
                                           ! derivata prima
rp1= - vel*vel*(ft1 - dsin(teta)) / (GI*(ft0 + dcos(teta))**2)
                                           ! derivata seconda
rp2= -vel*vel/GI * (((ft2-dcos(teta))*(ft0+dcos(teta))
&      -2.*(ft1-dsin(teta))) / (ft0 + dcos(teta))**3)
!
xx= rp0 * dcos(teta) ; x1(nm(j), j)= sngl(xx)
yy= rp0 * dsin(teta) ; y1(nm(j), j)= sngl(yy)
!
                                           ! curvatura
if(rp1*rp1 + rp0*rp0 .gt. epsi) &
crv= (2.*rp1*rp1 - rp0*rp2 + rp0*rp0) / dsqrt((rp1*rp1 + rp0*rp0)**3)
if(iflex.gt.0 .and. crv.lt.0.) curva(j)= 0
!   if(iflex.gt.0 .and. crv .lt. -epsi) then
!     curva(j)= 0
!     write(3,*) 'J I CRV:', j, i, sngl(crv)
!   end if
if(dabs(crv) .gt. 0) rcr= 1.D0 / dabs(crv) ! raggio di curvatura
if(irag.gt.0 .and. rcr.gt.rcmax) curva(j)= 0
                                           ! pressione
if(rcr-delta .gt. epsi) &
& prs= 0.5*ro*vel*vel*(delta/dlog(rcr/(rcr-delta)))**2 *
&      ((1./(rcr-delta))**2 - (1./rcr)**2)

```

```

!
      if(nstep.lt.4 .and. fSIZE.eq.0) write(3,*)
& sngl(yy), sngl(xx), sngl(teta*180./pi), sngl(rcr), sngl(prs)
!
      p1(nm(j), j)= prs
      cr1(nm(j), j)= crv
      rc1(nm(j), j)= rcr
!
!   if(h_ .gt. 0.0354) curva(j)= 0
!   if(h_ .lt. 0.0352) curva(j)= 0
!
      teta= teta + dteta * pi/180.
      if(teta .le. beta2 ) goto 10
      if(flag .and. teta.gt.beta2) then
        flag= .false. ; teta= beta2 ; goto 10
      end if
!
      if(fSIZE .eq. 0) then
        write(3,*) ' TESTS curvatura e/o raggio:', curva(j)
      end if
!
      if(fSIZE .eq. 0) write(3, *) 'Num. steps su TETA:', nm(j)
    end do ! DO J
!
      nlabel= 0
      do i= 1, nstep
          if(curva(i) .eq. 0) cycle
          nlabel= nlabel +1
          if(nlabel .eq. 1) then
              xmin= x1(1,i) ; xmax= xmin
              ymin= y1(1,i) ; ymax= ymin
              cmin= cr1(1,i) ; cmax= cmin
              rmin= rc1(1,i) ; rmax= rmin
              pmin= 0. ; pmax= pmin
          end if
          do j= 1, nm(i)
              if(x1(j,i) .lt. xmin) xmin= x1(j,i)
              if(x1(j,i) .gt. xmax) xmax= x1(j,i)
              if(y1(j,i) .lt. ymin) ymin= y1(j,i)
              if(y1(j,i) .gt. ymax) ymax= y1(j,i)
              if(p1(j,i) .lt. pmin) pmin= p1(j,i)
              if(p1(j,i) .gt. pmax) pmax= p1(j,i)
              if(cr1(j,i) .lt. cmin) cmin= cr1(j,i)
              if(cr1(j,i) .gt. cmax) cmax= cr1(j,i)
              if(rc1(j,i) .lt. rmin) rmin= rc1(j,i)
              if(rc1(j,i) .gt. rmax) rmax= rc1(j,i)

```

```

        end do
    end do
    if(fSIZE .eq. 0) write(3,*) 'Num. Curve conservate:', nlabel
    fSIZE= 0
    if(nlabel .eq. 0) goto 99
    ymin= 0. ; xmin= 0.
    lgx= 0 ; lgy= 0
!
    wlx= 2.002 ; w2x= 10. ; wly= 2.0 ; w2y= 7.5 ! sull'area 11. x 8.5
    if(iopt .eq. 1) then
        assex= 'Q('//char(197)//'?-?1)' ; titolo= 'backwall'
        assey= 'ordinate (m)' ; assex= 'distance (m)' !'R(Q)'
        call frame(hdc, npx, npy, lgx, lgy, &
& wlx, w2x, wly, w2y, ymin,ymax,xmin,xmax,assex,assey,titolo, -1)
    end if
    if(iopt .eq. 2) then
        titolo= 'pressure'; assex= 'ordinate (m)' ; assey= 'pressure (Pa)'
        call frame(hdc, npx, npy, lgx, lgy, &
& wlx, w2x, wly, w2y, xmin,xmax,pmin,pmax,assex,assey,titolo, -1)
    end if
    if(iopt .eq. 3) then
        titolo= 'curvature'; assex= 'ordinate (m)' ; assey= '1/radius (1/m)'
        call frame(hdc, npx, npy, lgx, lgy, &
& wlx, w2x, wly, w2y, xmin,xmax,cmin,cmax,assex,assey,titolo, -1)
    end if
    if(iopt .eq. 4) then
        titolo= 'curvature radius'; assex= 'ordinate (m)' ; assey= 'radius (m)'
        call frame(hdc, npx, npy, lgx, lgy, &
& wlx, w2x, wly, w2y, xmin,xmax,rmin,rmax,assex,assey,titolo, -1)
    end if
!
    dxy= 0.1 *(w2x-wlx)/16. * fxy
    nlabel= 0
    do i= 1, nstep
        if(curva(i) .eq. 0) cycle
        nlabel= nlabel +1
        do j= 1, nm(i)
            ax(j)= x1(j, i)
            ay(j)= y1(j, i)
            if(iopt .eq. 2) ay(j)= p1(j, i)
            if(iopt .eq. 3) ay(j)= cr1(j, i)
            if(iopt .eq. 4) ay(j)= rc1(j, i)
        end do
    end do
    mrk= mod(nlabel, 11) ; if(mrk .eq. 0) mrk= 11
    icol= mod(nlabel, 15) ; if(icol .eq. 0) icol= 15
        hPen= CreatePen(PS_SOLID, line, colors(icol+1))

```

```

        ksys= SelectObject(hdc, hPen)
ok= mrk ; if(imrk .le. 0) ok= 0
if(iopt .eq. 1) then
    call draw(hdc, npx, npy, nm(i), ay, ax, lgx, lgy &
&, wlx, w2x, wly, w2y, ymin,ymax,xmin,xmax, ok, 45, dxy, line)
end if
if(iopt .eq. 2) then
    call draw(hdc, npx, npy, nm(i), ax, ay, 0, 0 &
&, wlx, w2x, wly, w2y, xmin,xmax,pmin,pmax, ok, 45, dxy, line)
end if
if(iopt .eq. 3) then
    call draw(hdc, npx, npy, nm(i), ax, ay, lgx, lgy &
&, wlx, w2x, wly, w2y, xmin,xmax,cmin,cmax, ok, 45, dxy, line)
end if
if(iopt .eq. 4) then
    call draw(hdc, npx, npy, nm(i), ax, ay, lgx, lgy &
&, wlx, w2x, wly, w2y, xmin,xmax,rmin,rmax, ok, 45, dxy, line)
end if
!
! legenda
    posy= posy -0.2
    x2(1)= w2x + 0.2 ; x2(2)= posy -dxy ; dxy2= dxy
    if(imrk .le. 0) then
        ok= 30 ; dxy2= dxy * 1.6
        hPen= CreatePen(PS_SOLID, 3 , colors(icol+1))
        ksys= SelectObject(hdc, hPen)
    end if
    call draw(hdc,npx,npy,1, x2(1), x2(2), lgx, lgy, &
& wlx,w2x,wly,w2y, wlx,w2x,wly,w2y, ok , 0, dxy2, 0)
    chr1= 'H' ; if(OPZI.eq.2 .or. OPZI.eq.4) chr1= 'L'
    write(buff, '(a,f5.4)') chr1, hh(i)
    chr1= char(224)
    if(OPZI .eq. 3) write(buff, '(a,f5.1)') chr1, hh(i)
    iret= selectobject(hdc, hfont1)
    call writing(hdc, npx, npy, w2x+0.35, posy+0.08, buff)
!
    iret= DeleteObject( hPen)
end do
    iret= DeleteObject( hfont1)
99 continue
!
end

!! COLORI.F90
!
subroutine colori(colors)

```

```

!
integer colors(16)
!
colors( 1)= 255*(1+256+256*256) ! BRIGHTWHITE
colors( 2)= 127*( 256*256) ! BLUE
colors( 3)= 127*( 256 ) ! GREEN
colors( 4)= 127*( 256+256*256) ! CYAN
colors( 5)= 127*(1 ) ! RED
colors( 6)= 127*(1 +256*256) ! MAGENTA
colors( 7)= 127*(1+256 ) ! BROWN
colors( 8)= 200*(1+256+256*256) ! WHITE
colors( 9)= 127*(1+256+256*256) ! GRAY
colors(10)= 255*( 256*256) ! LIGHTBLUE
colors(11)= 255*( 256 ) ! LIGHTGREEN
colors(12)= 255*( 256+256*256) ! LIGHTCYAN
colors(13)= 255*(1 ) ! LIGHTRED
colors(14)= 255*(1 +256*256) ! LIGHTMAGENTA
colors(15)= 255*(1+256 ) ! YELLOW
colors(16)= 0
!
end

!! BMP24.F90
!
subroutine bmp24(hdc, nx, ny, unit, filename)
! Costruisce il file immagine BMP della Client Area
! Il file BMP ha 24 bits per pixel (3 integer*1 per ogni pixel, uno
! per ogni colore fondamentale) e un header di 54 byte.
! Taglia del file in byte: size= int((nx*3 +3)/4)*4 * ny + 54
!
! hdc: Handle to the display context
! nx : X dimension of Client Area
! ny : Y dimension of Client Area
use dfwina
character*(*) filename
character*2 ch2
integer size, hdc, color, i, j, r,g,b,gb,nx,ny,unit, maxx,nxx
parameter (maxx= 1280) ! Num. max di pixels in orizzontale
integer*1 rr(maxx), gg(maxx), bb(maxx)
integer*2 mhead,npixx,npixy,bitpix,i1,i2,i3,i4,i5,i6,i7,i8
real timer, tempo, colmax
data i1,i2,i3,i4,i5,i6,i7,i8 /0,0,0,0,0,0,0,0/
!
open(unit, file= filename, form='binary')
nxx= nx -1 ! per evitare la colonna i=0 sul portatile HP
if(nxx .gt. maxx) nxx= maxx

```

```

ch2= 'BM'
npixx= nxx
npixy= ny
bitpix= 24
mhead= 54
size= int((nxx*3 +3)/4)*4 * ny + 54
i4= 40
i8= 1
write(unit) ch2,size,i1,i2,mhead,i3,i4,i5,npixx,i6,npixy,i7,i8,bitpix
write(unit) i1, i2, size-mhead, i5, i6, i5, i6, i1,i2,i3,i5
           colmax= 0.
do j= ny, 1, -1
  do i= 1, nxx
    color= GetPixel(hdc, i, j-1)
           if(color .gt. colmax) colmax= color
    r= color/(256*256)
!     r= ISHFT(color, -16)
    rr(i)= r
    gb= color -r*256*256
    g= gb/256
!     g= ISHFT(gb, -8)
    gg(i)= g
    bb(i)= gb -g*256
!     call integertorgb(color, r, g, b)
  end do
  write(unit) (rr(i), gg(i), bb(i), i= 1, nx)
end do
!
close(unit)
!
end

```

14.2 Codice RIGEL_RV

Il codice RIGEL_RV è uno sviluppo del codice RIGEL per lo studio di getti di litio che scorrono su superfici curvilinee a raggio costante, che permette di studiare getti su superfici a raggio di curvatura variabile. Il codice permette di effettuare un calcolo tridimensionale definendo come dati di input le coordinate della superficie di scorrimento e lo spessore del getto, ed avendo assegnato la potenza termica depositata ed il profilo di velocità in uscita dall'ugello. La descrizione dettagliata del codice RIGEL è riportata in [11].

14.3 Codice RELAP5

Il codice RELAP5 è stato sviluppato per analisi LOCA di LWR. La termoidraulica è basata su un sistema a 6 equazioni-2 fluidi che esprimono il bilancio di massa, quantità di moto ed energia per acqua e vapore. La versione originale è stata adattata per realizzare simulazioni con il Litio con l'introduzione delle proprietà termo fisiche ed opportune correlazioni per il trasferimento di calore per il litio.

14.4 Codice FLUENT

Il codice Fluent è un codice commerciale atto a modellizzare flussi viscosi, anche reagenti chimicamente, sia in domini bidimensionali che tridimensionali, permettendo anche l'uso di modelli di turbolenza e modelli per fluidi bifase.