The seal of the University of Padua is a circular emblem. It features a central shield with two figures, likely saints, standing under a gothic arch. The shield is surrounded by a ring of stars. The outer border of the seal contains the Latin text 'UNIVERSITAS STUDII PADUANI' and the year 'MCCXXII' at the bottom.

Laboratorio di
Propulsione Aerospaziale
A.A. 2020

The logo for Hype MPS is a stylized, abstract representation of a rocket plume or a micro-propulsion system. It consists of a dense, swirling mass of lines in shades of purple and blue, with a small, bright yellow and green core in the center.

Hype MPS
Hydrogen Peroxyde Micro Propulsion System

Alberto Scomparin
**Design Propulsione, Design Missione,
Visual Post-Processing CFD**

Combustibile

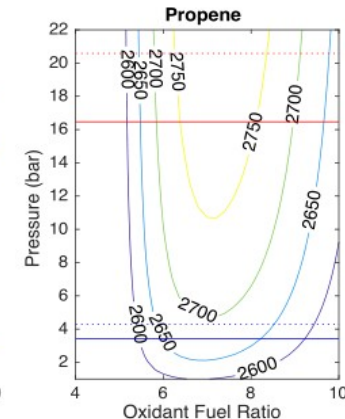
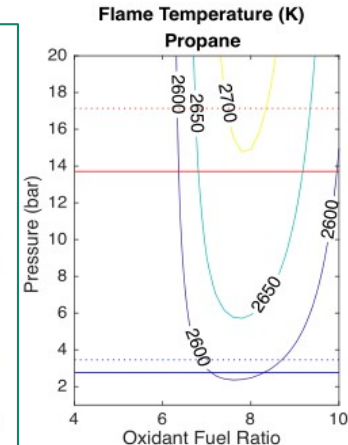
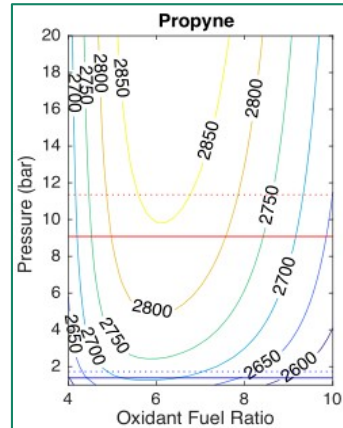
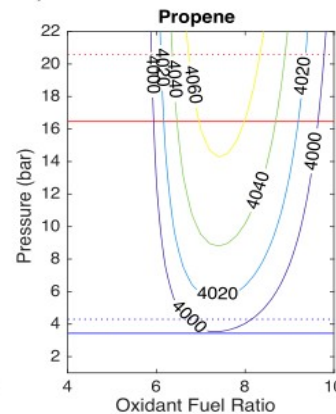
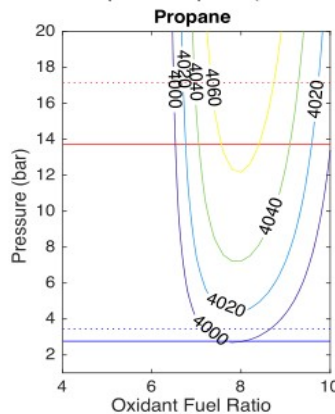
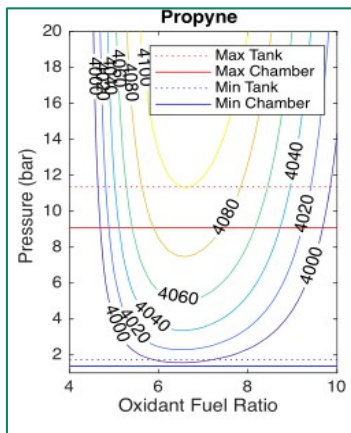
	Pressione di vapore @ 50 °C (-10 °C) [bar]	Densità liquido @ 50 °C [kg/m ³]	Massa molare [kg/kmol]	Calore latente vap. @ 25 °C [J/kg]
Propino [12]	11,35 (1,85)	569,35	40,06	553 731
Propano [10]	17,14 (3,45)	448,91	44,09	425 590
Propilene [11]	20,6 (4,29)	455,79	42,08	438 960
Butano [9]	4,96 (0,69)	542,34	58,12	385 710
Ammoniaca [8]	20,3 (2,91)	562,86	17,03	1 369 500

Tabella 1: Confronto tra parametri fisici dei combustibili rimanenti

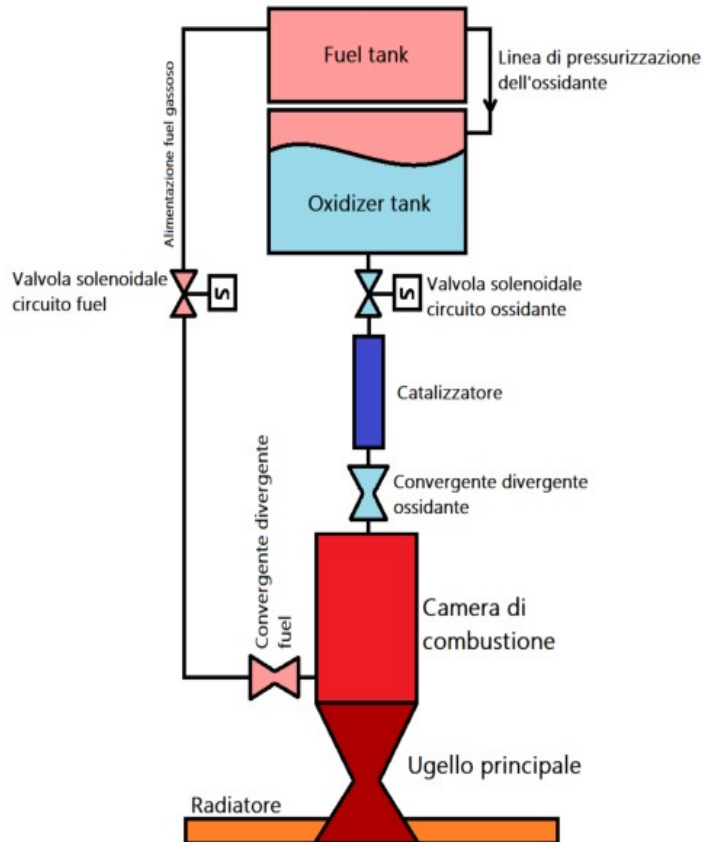
Dal confronto tra i combustibili la scelta è ricaduta sul propino, che garantisce il massimo impulso specifico volumetrico nel range di pressioni più contenute.

Parametri cpropep: $\varepsilon = 110$, equilibrium

Volumetric Specific Impulse ($10^3 \text{ N}\cdot\text{s}/\text{m}^3$)



Iniezione



La **pressurizzazione** è effettuata dal vapore del combustibile che autopressurizza serbatoio di combustibile e serbatoio di ossidante.

Il **controllo di apertura** è gestito da due valvole solenoidali per le linee di combustibile e ossidante liquido.

La **portata di ossidante liquido** dopo la valvola entra nel catalitico e si decompone.

La **portata di ossidante decomposto** è gassosa e soffocata con un convergente divergente prima di entrare in camera.

La **portata di combustibile** gassosa è iniettata e soffocata con un convergente divergente prima di entrare in camera.

Il serbatoio di combustibile e ossidante sono in comunicazione da una valvola di sicurezza di apertura one-time.

Vantaggi

Portata soffocata gassosa
ha dipendenza dalle sole
condizioni a monte

Svantaggi

Estrarre gas dal serbatoio
di combustibile varia
drasticamente il regime

Ugello

Per un design cautelativo si è preferito considerare l'ugello non sporgente dal volume.
In applicazioni spaziali (vuoto) è norma impiegare coefficienti di espansione alti.
Un coefficiente di espansione di 110 è stato individuato come compromesso tra prestazione ed area rimanente per la superficie del radiatore.



C_F

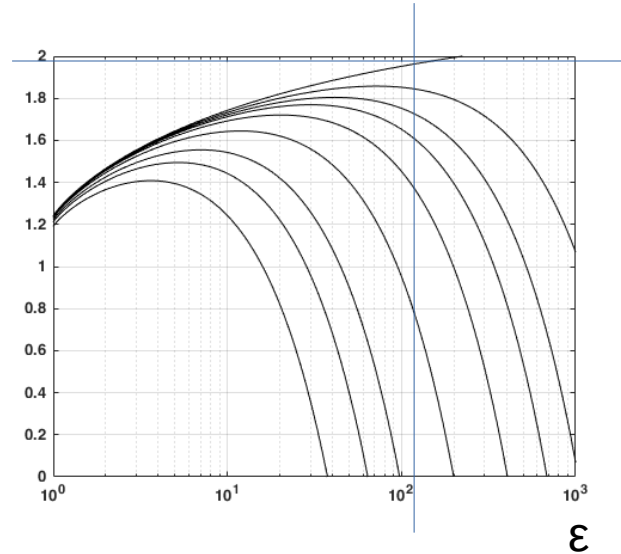
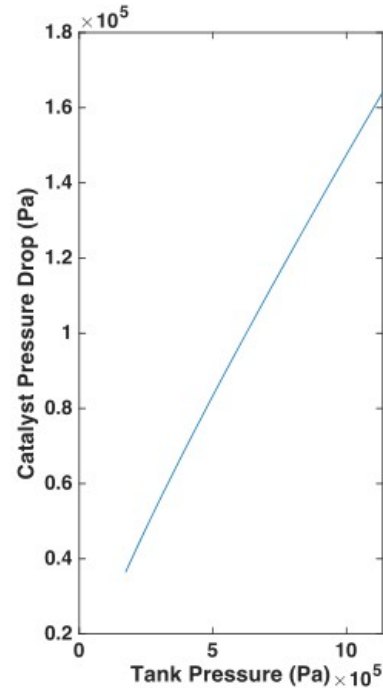
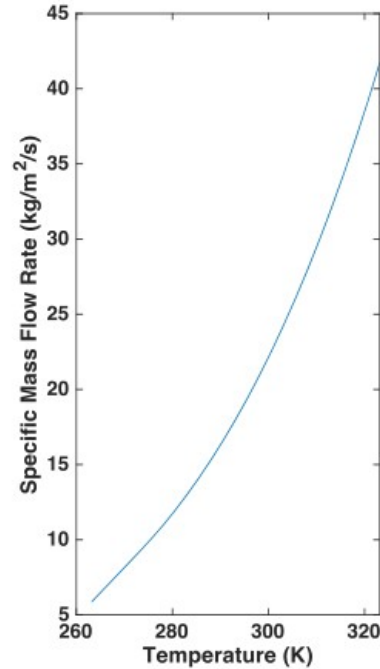
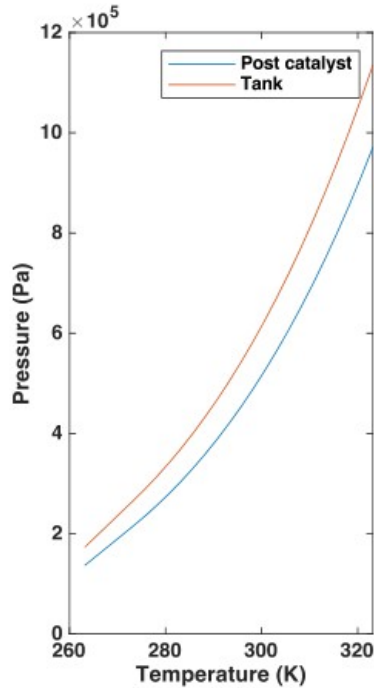


Grafico
ricostruito per
validazione della
formula del c_F
seguendo
Shapiro Vol. 1 p.
102 Fig. 4.19

Catalitico



Il dimensionamento del catalitico è da considerarsi del tutto preliminare e basato sulle equazioni di Tallmadge come presentato da Koopmans et al.

Parametri utilizzati:

Dp: 2mm

Diametro condotto: 5.3mm

Lunghezza condotto: 25mm

Viscosità liquido: $1.2 \cdot 10^{-3}$ Pa s

Viscosità gas: $4.1 \cdot 10^{-5}$ Pa s

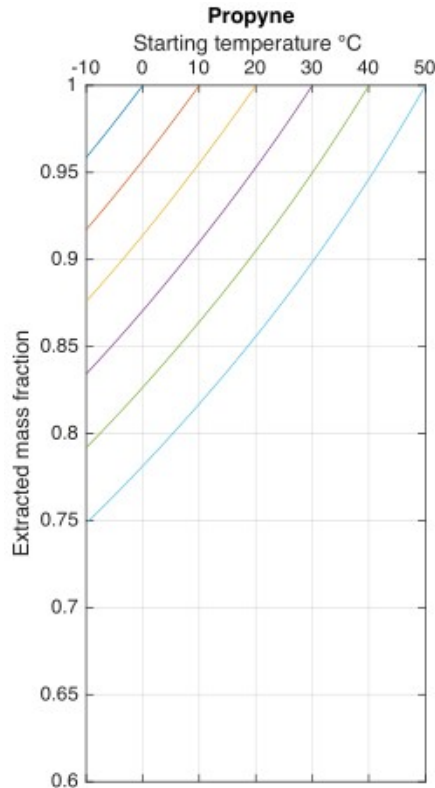
Parametro C: 0.079 N/m

Temperatura decomp.: 1020 K

R-J Koopmans et al. "Dependence of Pellet Shape and Size on Pressure Drop in H₂ O₂ Thrusters".

In: Journal of Propulsion and Power 30.3 (2014), pp. 775–789.

Fluidica – Fenomeno e design



Estrazione di vapore comporta il raffreddamento repentino del serbatoio.

Estrazione → Caduta di temperatura

→ Caduta di pressione

→ Abbassamento delle portate

→ Riduzione della spinta erogata

Questo fa sì che le prestazioni del sistema propulsivo siano fortemente variabili nel corso di una manovra.

Strategia di design (schematico)

[Tmin,Tmax] – [Pmin,Pmax] → Tavg, Pavg → Gf,avg

Δp catalitico, T0Cat → Gox,avg

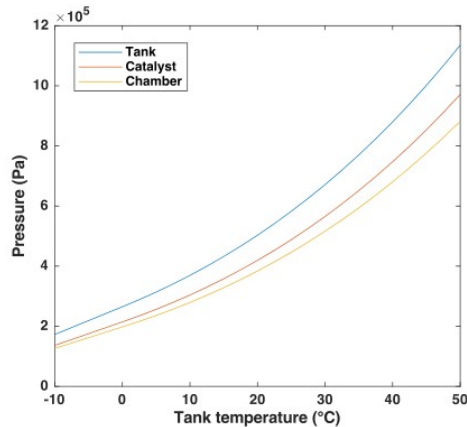
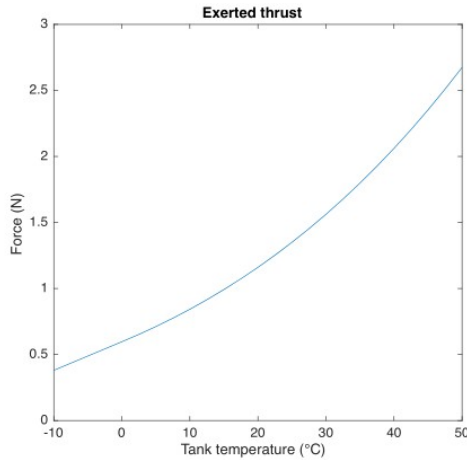
Pcc(voluta), S(requisito) → At → mdot,avg

O/F → mdot,ox – mdot,f → Area orifizi

∀T, ∀P → Intervallo portate e spinte

$$G = \frac{\dot{m}}{A^*} = \sqrt{\frac{k \cdot M_{mol}}{\bar{R}}} \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{k+1}{k-1}} \cdot \frac{p_0}{\sqrt{T_0}}$$

Fluidica - Comportamento



Obiettivo: valutazione intervallo

$\forall T, \forall P \rightarrow$ Intervallo portate e spinte

Pressione di camera

cpropep $p_{cc,i} \quad \varepsilon \quad O/F \longrightarrow c_i^*$

matlab

$$\Delta p = \frac{\dot{m} \cdot c_i^*}{A_t} - p_{cc,i}$$

matlab

$$p_{cc,i+1} = p_{cc,i} + \Delta p$$

La somma delle portate di combustibile e ossidante dipende solo dalle condizioni a monte

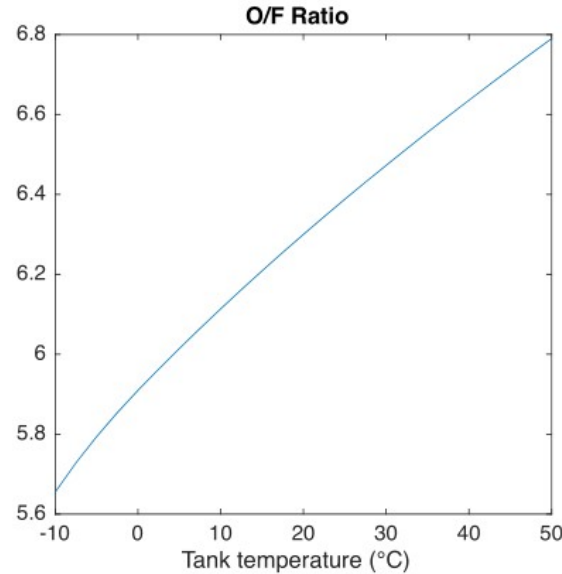
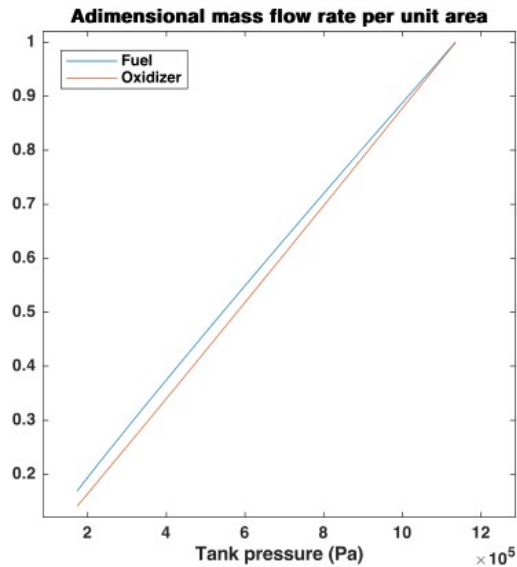
Spinta

$$S = (\dot{m}_O + \dot{m}_F) \cdot I_{sp} \cdot g_0$$

$$S = (G_O^*(P_{0,Cat}, T_{0,Cat}) \cdot A_O + G_F^*(P_{0,Tank}, T_{0,Tank}) \cdot A_F) \cdot I_{sp}(O/F) \cdot g_0$$

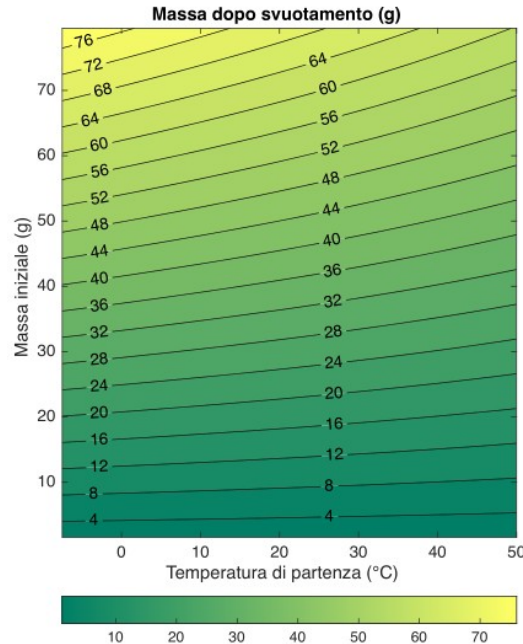
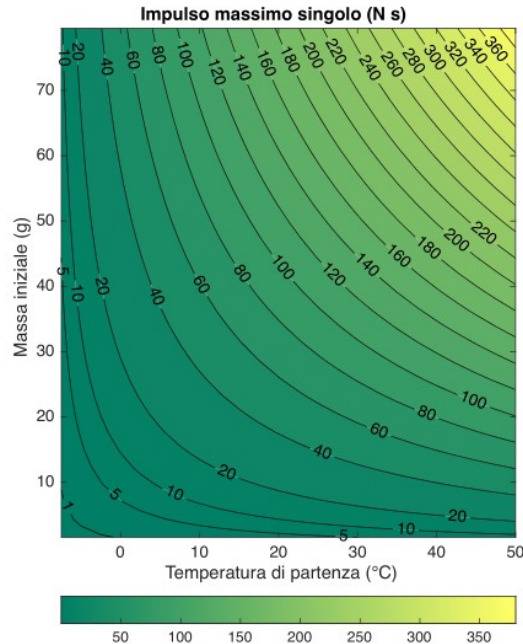
La pcc permette il calcolo in cpropep per valutare c^* e cF

Shift O/F



La diversa dipendenza adimensionalizzata della pressione (quasilineare per l'ossidante e scostante dal lineare per il combustibile) mostra come **il rapporto O/F si evolva al variare della temperatura del serbatoio di partenza**

Prestazioni – Manovra

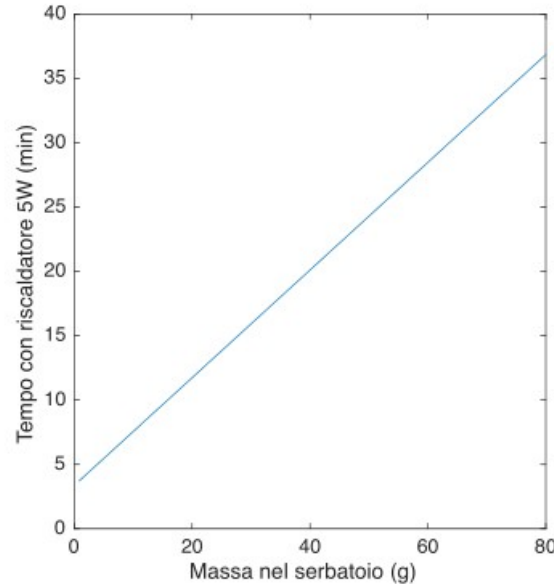
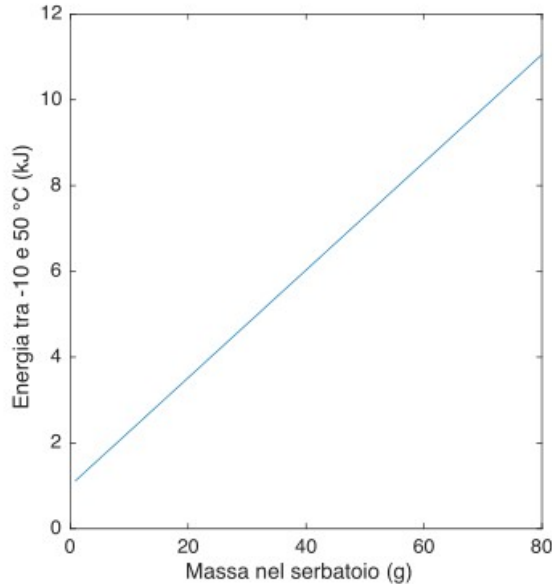


Dimensionato il sistema, la singola manovra dipende da 3 variabili:

- temperatura del serbatoio di combustibile
- massa di combustibile nel serbatoio
- tempo di apertura delle valvole

In figura sono indicate le manovre realizzabili con il massimo impulso erogabile e la massa rimasta dopo tali manovre a partire dalle due condizioni iniziali

Prestazioni – Riscaldamento



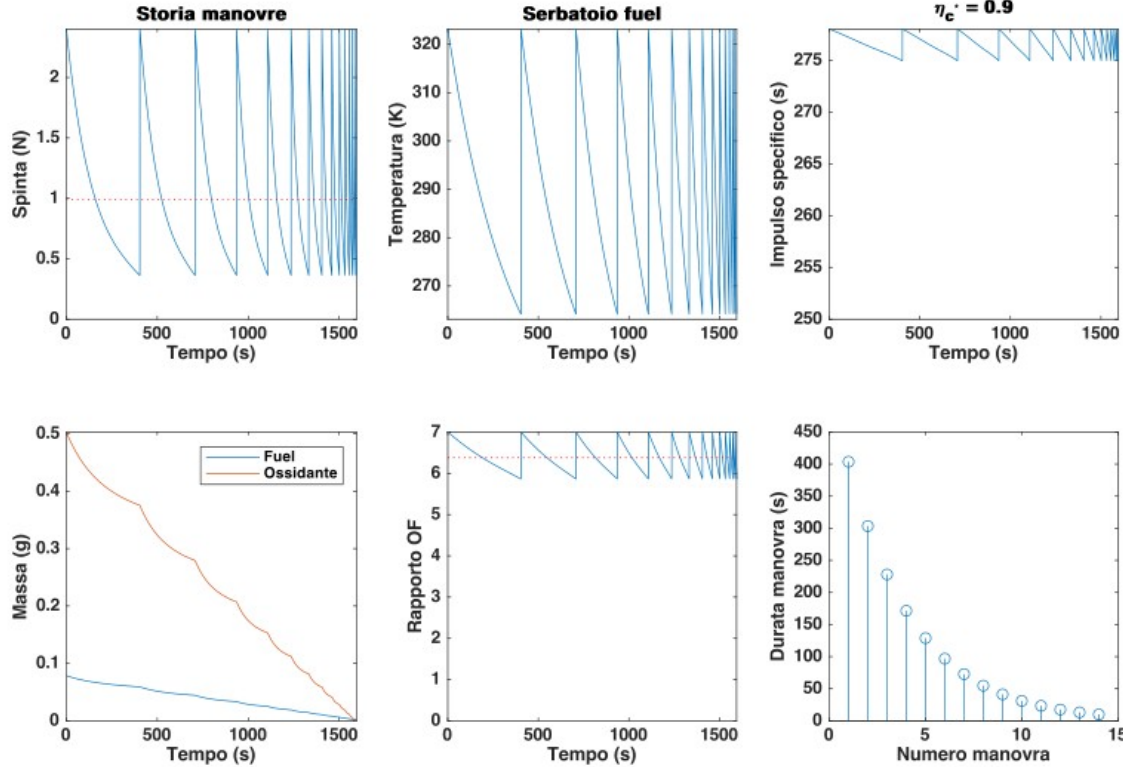
Al fine di raggiungere la temperatura iniziale di manovra per il massimo impulso, dev'essere presente un riscaldatore.

Si valutano l'energia necessaria per riscaldare il serbatoio e il tempo richiesto per un riscaldatore a bassa potenza.

$$x = \frac{\frac{V_{tank}}{m_{tot}} - \frac{1}{\rho_{liq}}}{\frac{1}{\rho_{vap}} - \frac{1}{\rho_{liq}}} = x(T, V, m)$$

$$\frac{U_{tot}}{m_{tot}} = x \cdot (u_{vap} - u_{liq}) + u_{liq} = U(T, V, m)$$

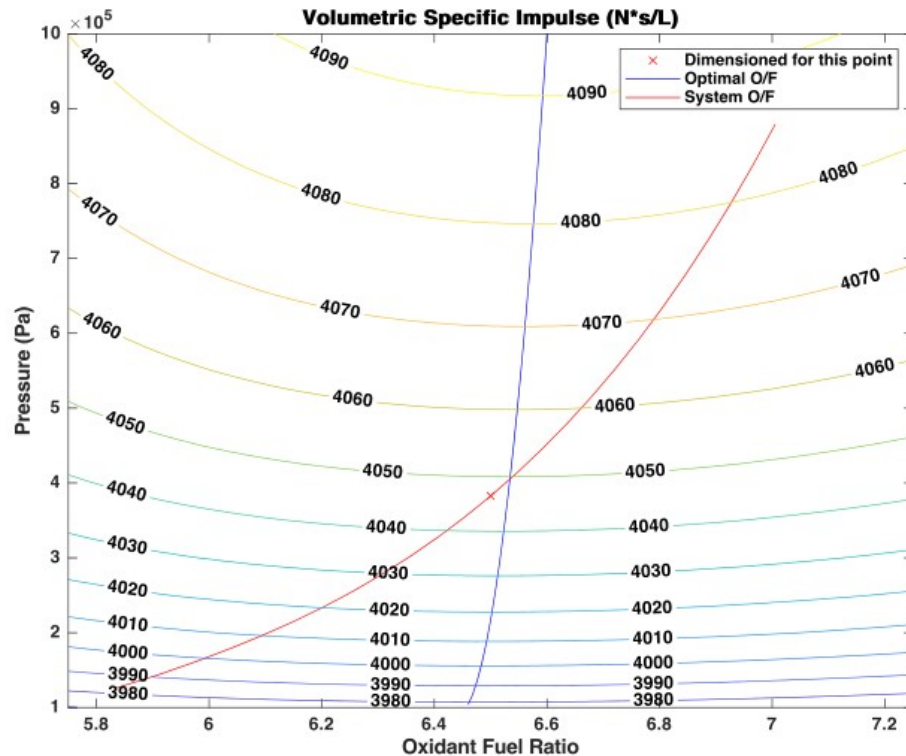
Prestazioni - Missione



Trascurando i tempi di riscaldamento, si simula un possibile profilo di missione con serie di **manovre massime**, evidenziando il profilo di spinta, il profilo di svuotamento, il profilo del rapporto OF e la durata massima delle manovre.

L'impulso totale stimato è di 1580 Ns. Si consideri che una serie di manovre massime non opera in condizioni di massima efficienza.

Prestazioni - OF



Il parametro su cui si è ottimizzato è l'**impulso specifico volumetrico**, che tiene conto del requisito di massimizzare l'impulso con il vincolo del volume di un CubeSat.

- La **curva in blu** indica il massimo i.sp.v. per ogni pressione in condizioni mediate tra solutore di equilibrio e frozen.
- La **curva in rosso** indica le prestazioni ottenute con il sistema dimensionato per la condizione del punto indicato con **x**.

Dimensionare per una condizione media permette di minimizzare i residui:

O/F Progetto	Residuo combustibile	Residuo ossidante
	(O/F medio operativo 7)	(O/F medio operativo 5.8)
6.5	7.14 %	10.8 %
7	0 %	17.1 %
5.8	17.1 %	0 %

Design preliminare - Risultati

Diametro di gola: 1,4 mm
Diametro orif. f.: 0,136 mm
Diametro orif. ox.: 0,626 mm
Lungh. min. camera: 15 mm
Diametro esterno nzl. : 14 mm

Spinta massima: 2.4 N
Impulso massimo (singolo): 400Ns
Impulso totale: variabile, stimato 1580 Ns
Richiesto riscaldatore elettrico

Massa ossidante: 78 g
Massa combustibile: 500 g
OF: 6.5
N.B. Non si tiene conto della massa di
ossidante per ullage e pressurizzazione.

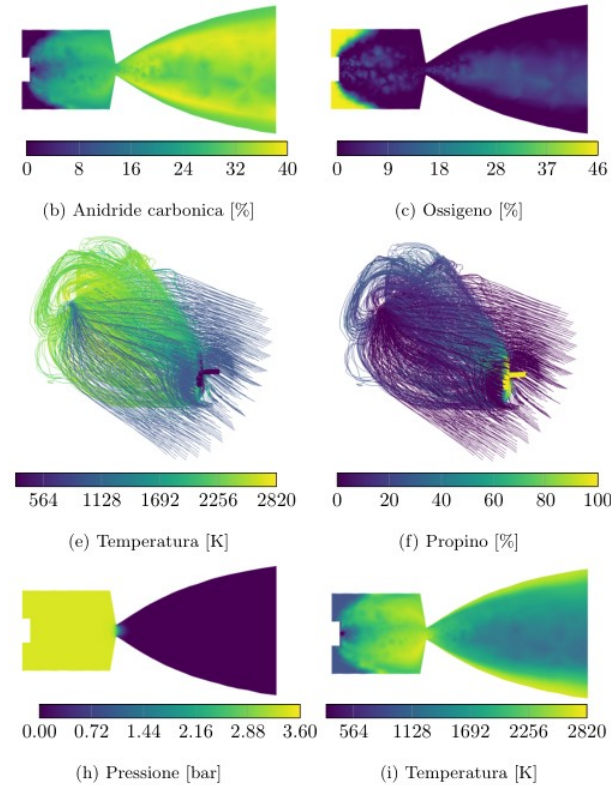


Relazione conclusiva – Post processing

Per evidenziare i risultati delle simulazioni, si è scelto di realizzare grafici che evidenzino le seguenti caratteristiche della fluidica interna:

- Pressione
- Percentuale di: combustibile, ossidante, anidride carbonica
- Temperatura

Particolare attenzione viene posta per evidenziare i punti di temperatura più alta (dove avviene la reazione) e dove si trova l'anidride carbonica (prodotto della reazione). Si riportano a lato alcuni dei grafici realizzati.

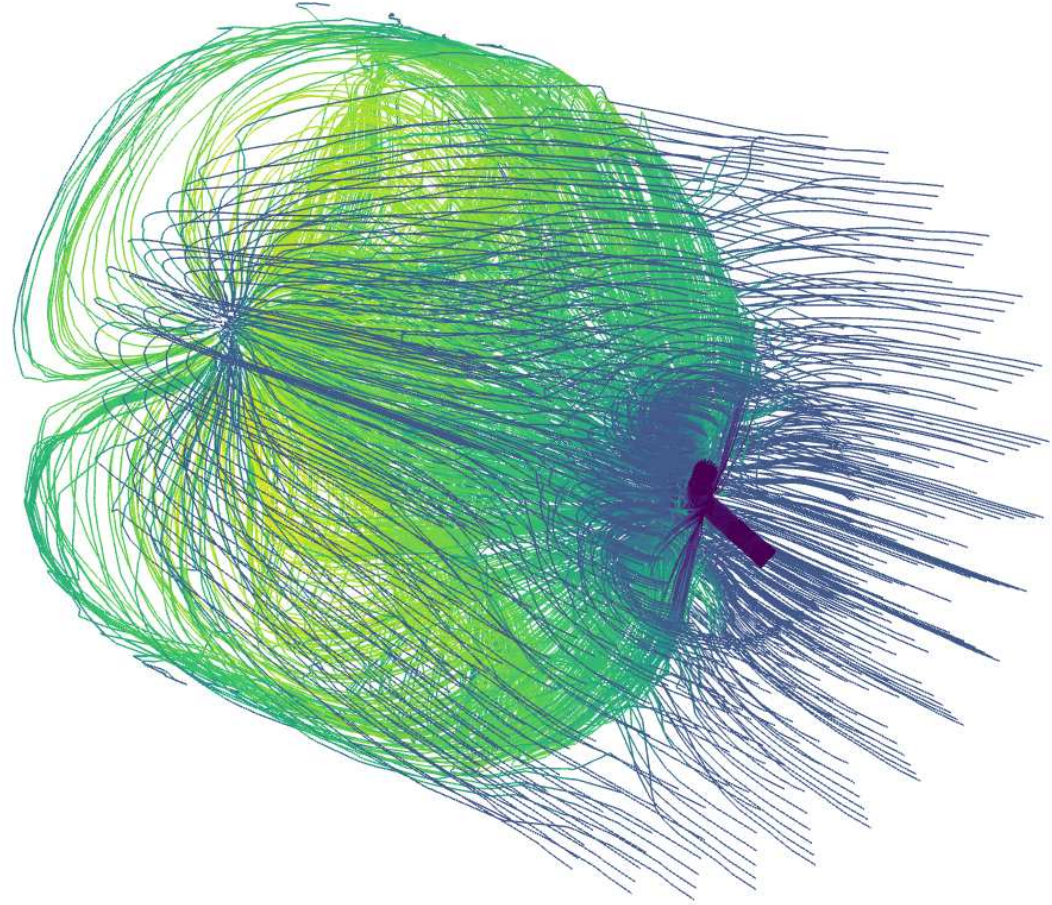


HYPE MPS

HYdrogen PEroxyde Micro Propulsion System

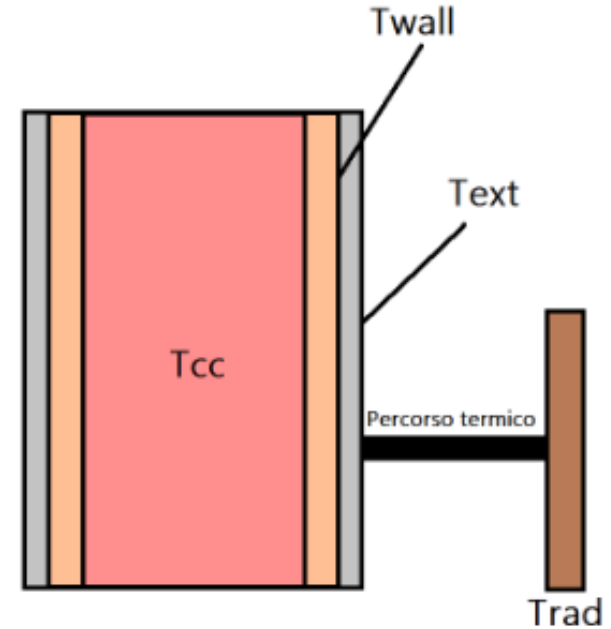
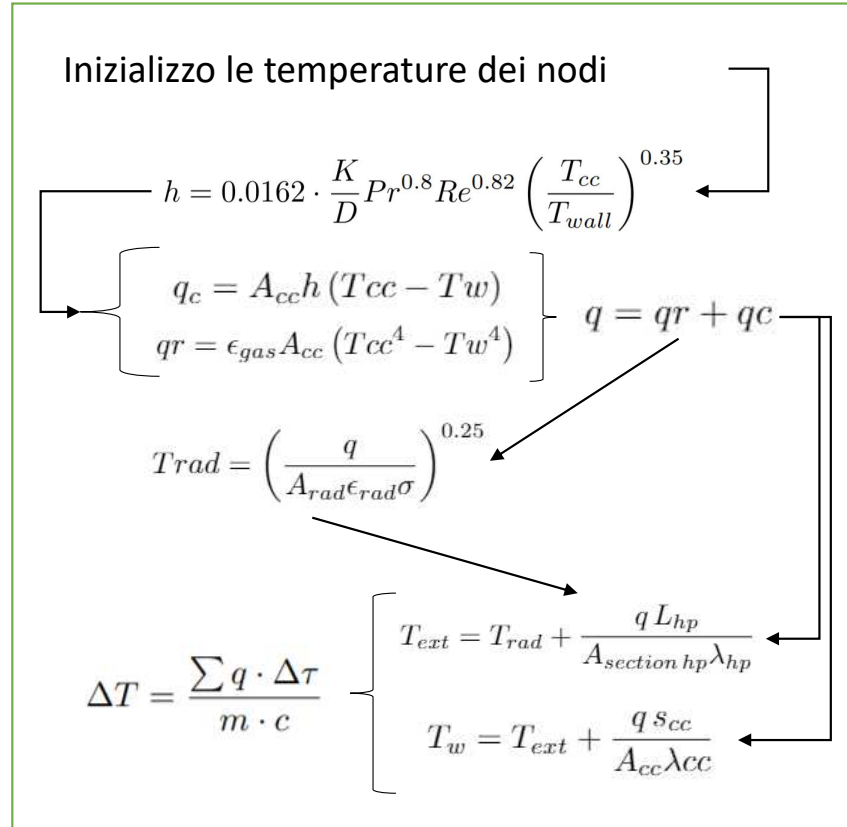
Design Termico e Fluidico Camera di Combustione

Lorenzo Gerolin



PDR

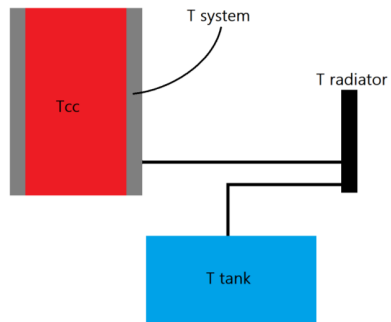
Modello 0-D senza serbatoio



Il risultato di questo modello è pressoché identico a quello presentato nella slide successiva, ma senza il serbatoio

PDR

Modello 0-D



Per verificare la fattibilità del ponte termico da 5 W verso il serbatoio

Inizializzo temperature iniziali dei nodi

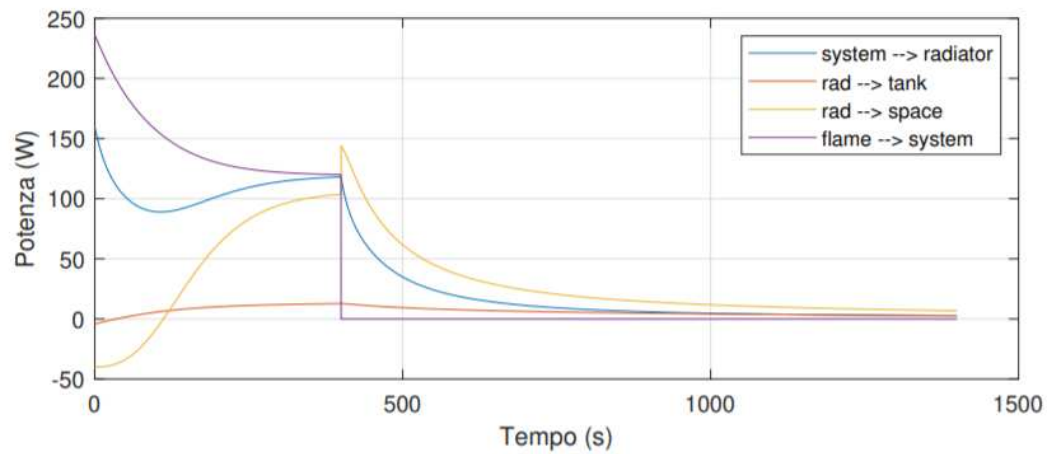
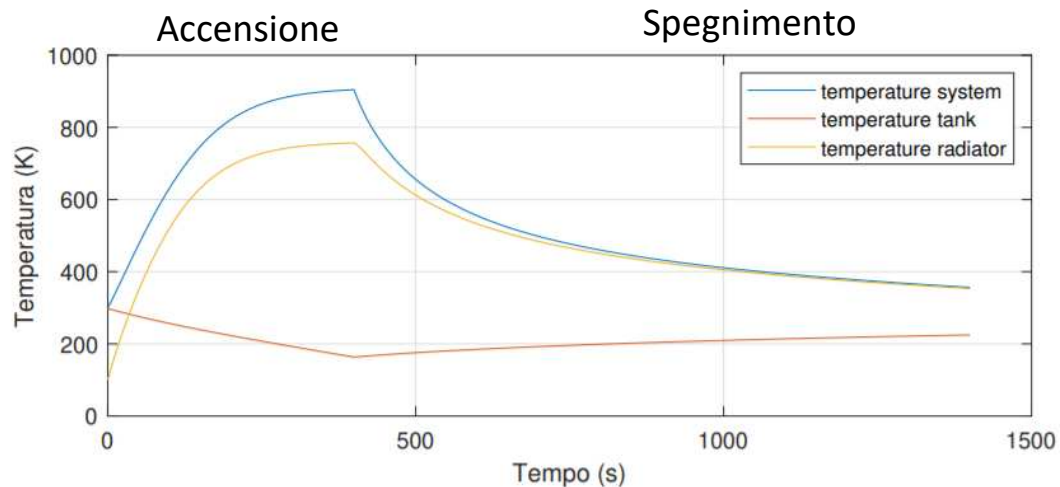
$$h = 0.0162 \cdot \frac{K}{D} Pr^{0.8} Re^{0.82} \left(\frac{T_{cc}}{T_{wall}} \right)^{0.35}$$

$$q = \sigma A (\epsilon_{radiator} T_{radiator}^4 - \epsilon_{gas} T_{gas}^4)$$

$$q_{rad \rightarrow tank} = \lambda_1 \cdot S_1 (T_{rad} - T_{tank})$$

$$q_{system \rightarrow rad} = \lambda_2 \cdot S_2 (T_{system} - T_{rad})$$

$$\Delta T = \frac{\sum q \cdot \Delta \tau}{m \cdot c}$$

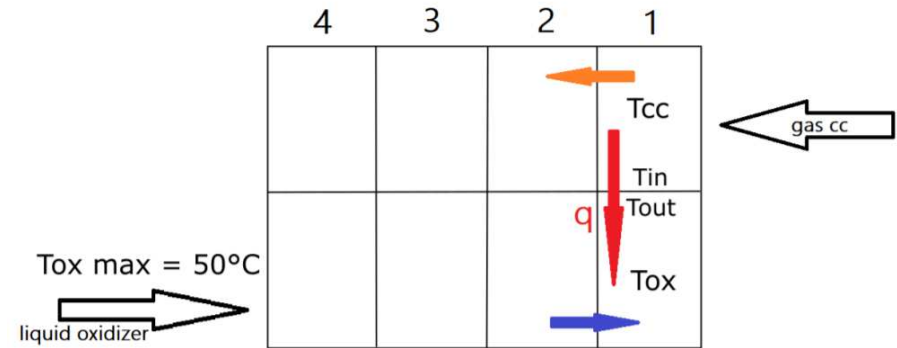


PDR

Raffreddamento Rigenerativo

Viscosità HTP → Grunberg Nissan → $\ln(\eta_{mix}) = \sum X_i \ln(\eta_i)$

Modello Nu camera	→	$0.023 \cdot Re^{0.8} Pr^{0.4}$
Modello Nu condotto	→	$0.023 \cdot Re^{0.8} Pr^{0.4} \left(1 + \left(\frac{L_{cc}}{D_{cc}} \right)^{0.7} \right)$



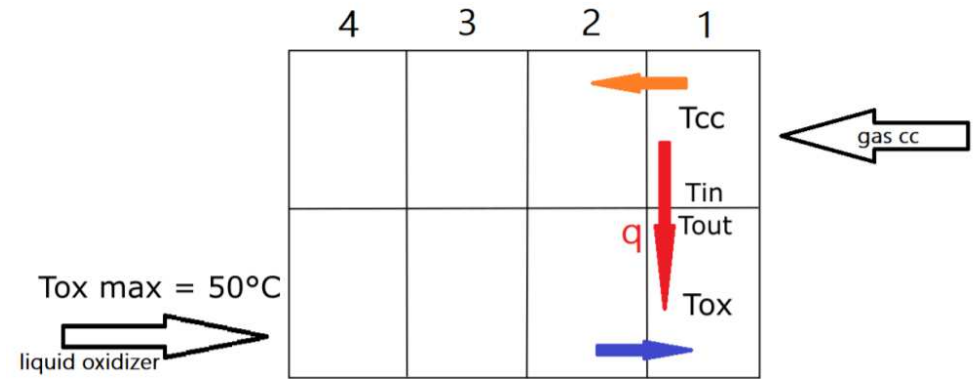
Gas entra a 2700 K, massima T uscita dell'HTP è 50°C

Percorro il disegno da destra verso sinistra ed evolvo le equazioni di scambio cella per cella

$q = h_{cc} \cdot dA \cdot (T_{cc} - T_{in})$ $q = h_{ox} \cdot dA \cdot (T_{out} - T_{ox})$ $q = K \cdot dA \cdot (T_{in} - T_{out})$	<p>Sostituzione T_{in} (eq. 1) & T_{out} (eq. 2) in 3</p> $q = \frac{K dA (T_{cc} - T_{ox})}{1 + K} \left(\frac{1}{h_{cc} + \frac{1}{h_{ox}}} \right)$	<p>Tolgo la quantità $\frac{q}{\dot{m} C_p}$ da entrambi i flussi</p>	<p>Da gradiente di temperatura</p> $T_{in} = T_{cc} - \frac{q}{h_{cc} \cdot dA}$
--	---	--	--

PDR

Raffreddamento Rigenerativo



Si effettua il controllo finale che la temperatura di ingresso richiesta sia maggiore della minima di storage ($-10^{\circ}C$)

Si asportano al massimo 55 W termici
1/5 della lunghezza della camera raffreddabile

Flusso di ossidante dovrebbe essere x10 rispetto all'attuale per affidarsi esclusivamente ad un raffreddamento rigenerativo

(Nemmeno usando il calore di evaporazione del combustibile si riesce a raffreddare)

PDR

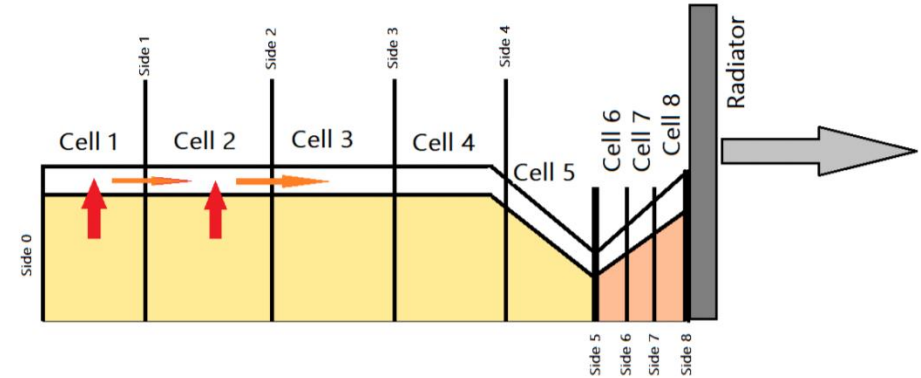
Modello 1-D

Nella simulazione si tiene conto della presenza di un recovery factor per il calcolo della temperatura adiabatica del gas a parete

$$T_{wa} = r \cdot (T_{0g} - T_g) + T_g \text{ con } r = 0.91$$

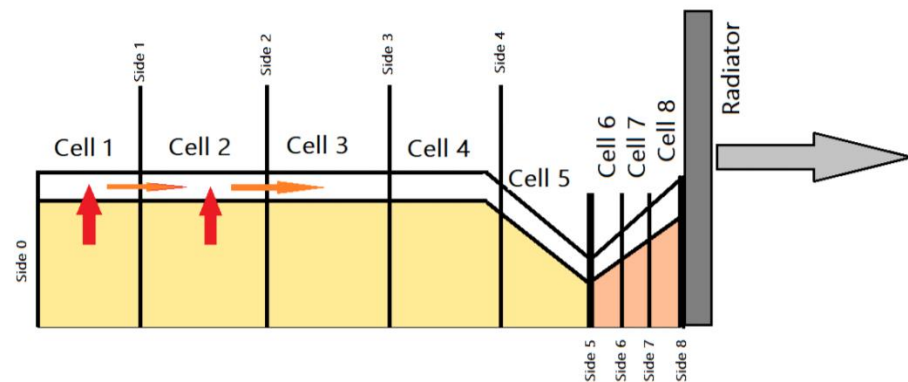
$$h = 0.0162 \cdot \frac{K}{D} Pr^{0.8} Re^{0.82} \left(\frac{T_{cc}}{T_{wall}} \right)^{0.35}$$

Flusso termico da gas di combustione alla parete $\rightarrow q_{flame} = h \cdot dA \cdot (T_{adiabatic} - T_{wall})$



PDR

Modello 1-D



Trasferimento di calore
tra celle adiacenti

$$q_{side} = -\frac{\lambda A_{sez}}{dx} \cdot (T_{j+1} - T_j)$$

Trasferimento di calore tra
l'ultima cella e il radiatore

$$q_{side} = -\frac{\lambda A_{sez}}{dx} \cdot (T_{radiator} - T_j)$$

Flusso termico emesso dal radiatore verso il gas di combustione → $q_{radiator} = \sigma A_{rad} \cdot (\epsilon_{radiator} T_{rad}^4 - \epsilon_{gas} T_{gas}^4)$

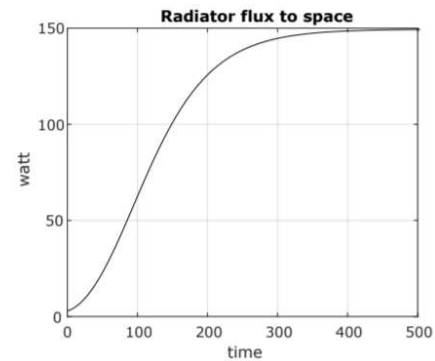
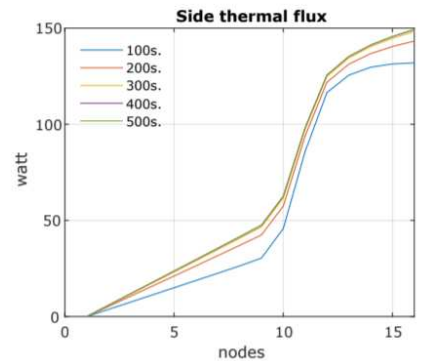
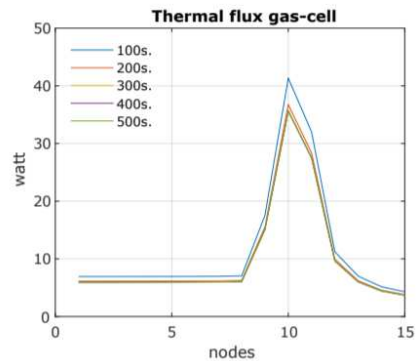
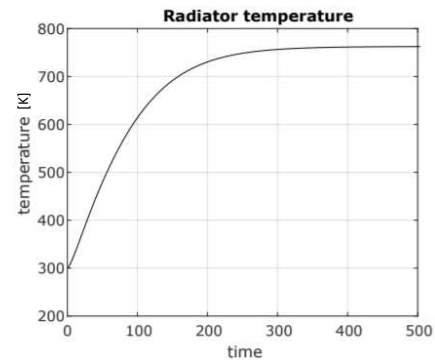
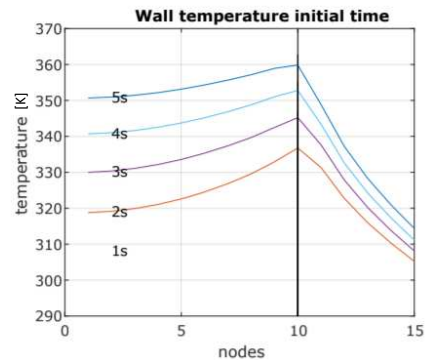
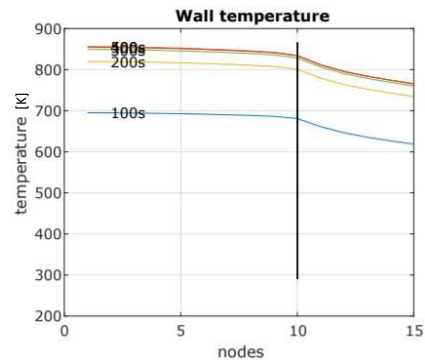
$$T_{new} = T_{old} + \Delta\tau \cdot \frac{\sum q}{m \cdot c}$$

← Aggiornamento delle temperature nodali

Tau è il timestep di integrazione che deve essere minore del timestep minimo per un metodo di Eulero FTCS, è funzione della diffusività del materiale e della spaziatura della griglia

PDR

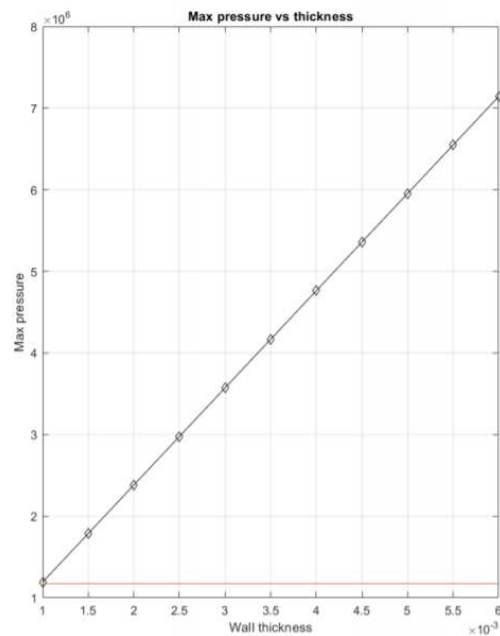
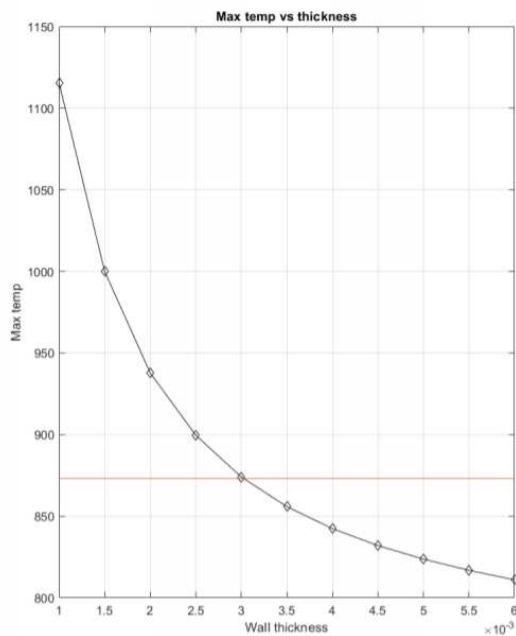
Modello 1-D



PDR

Spessore Parete

Temperatura vs spessore della camera. In rosso la temperatura massima ammissibile (873 K)



Massima pressione ammissibile in funzione dello spessore. In rosso la pressione effettiva in camera [Pa]

Si sceglie uno spessore di parete di 3.5 mm

PDR

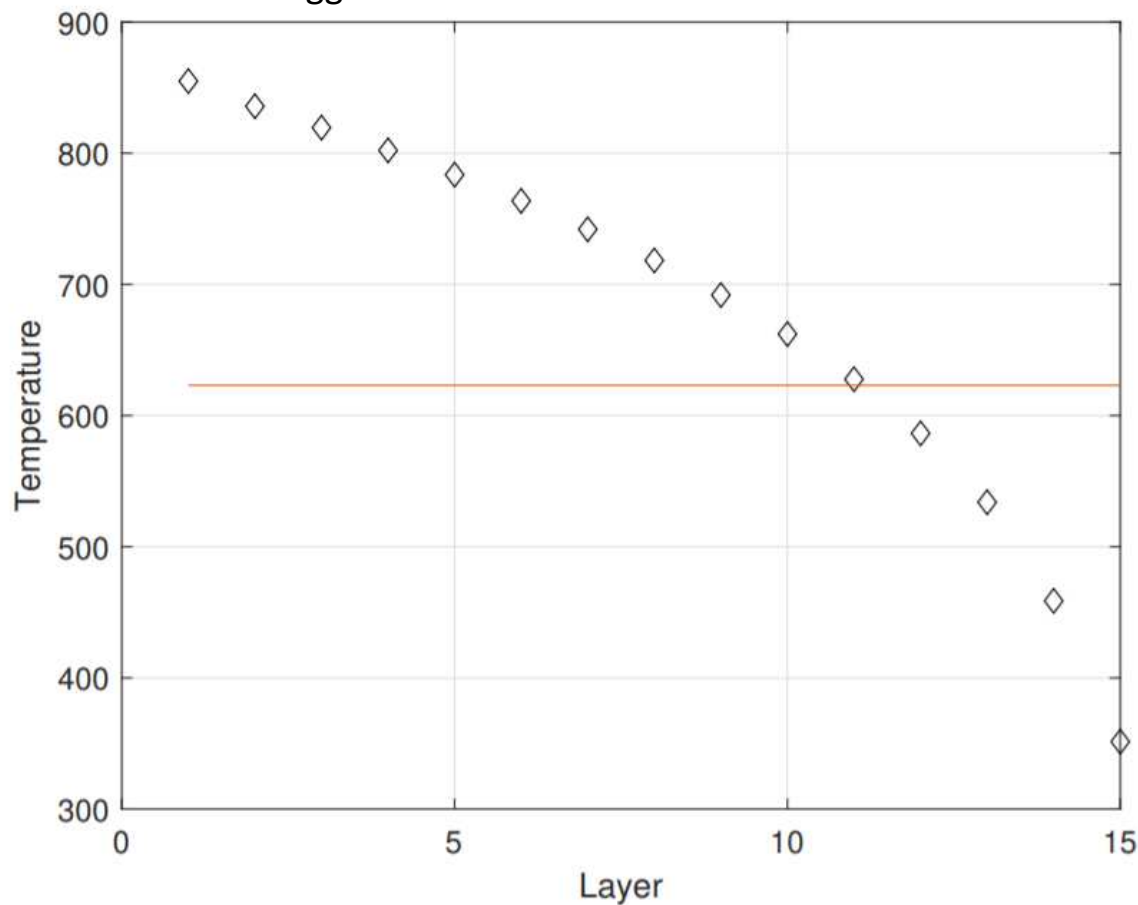
Protezioni Termiche

Vengono studiate varie configurazioni per trovare la migliore soluzione di isolamento tra camera e serbatoio, in rosso la temperatura di fusione del materiale

Per gli scambi radiativi tra superfici a diversa emissività:

$$q = \sigma A \frac{T_{hot}^4 - T_{cold}^4}{\frac{1}{\epsilon_{hot}} + \frac{1}{\epsilon_{cold}} - 1}$$

Ogni punto indica la temperatura raggiunta dall'n-esimo strato dell'MLI



PDR

Protezioni Termiche

Hot	Slot 1	Slot 2	Slot 3	Cold	Flusso termico (W)
Camera	Vuoto	Vuoto	Vuoto	Serbatoio	10.5
Camera	Isolante	Isolante	Isolante	Serbatoio	366.6
Camera	Isolante	Vuoto	Vuoto	Serbatoio	8.4
Camera	Vuoto	Vuoto	Isolante	Serbatoio	8.9
Camera	Vuoto	Str. Rifl.	Isolante	Serbatoio	4.5
Camera	Isolante	Str. Rifl.	Vuoto	Serbatoio	4.3
<i>Camera</i>	<i>Str. Rifl.</i>	<i>Vuoto</i>	<i>Str. Rifl.</i>	<i>Serbatoio</i>	<i>4.5</i>

Compromesso tra
poca massa e alto
isolamento

Hot	Slot 1	Slot 2	Slot 3	Slot 4	Slot 5	Cold	Flusso termico (W)
Camera	Isolante	Str. Rifl.	Vuoto	Str. Rifl.	Isolante	Serbatoio	4.5

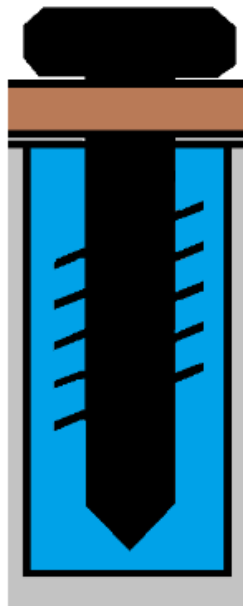
PDR

Protezioni Termiche - Radiatore

Per isolare il radiatore si usano viti in Ti-6Al-4V che conducono al serbatoio circa 18 W

La potenza termica trasmessa è troppo alta (5 W è il massimo)

Si può creare un alloggiamento (azzurro) filettato in polimero termoindurente in grado di disaccoppiare termicamente la vite dalla struttura primaria



Modellazione Della Viscosità dei Gas combusti

Legge di Sutherland:

per trovare la viscosità di una
specie ad una data temperatura

$$\mu = \mu_{ref} \cdot \frac{T_{ref} + S}{T + S} \left(\frac{T}{T_{ref}} \right)^{1.5}$$

Sostanza	S	$T_0(K)$	$\mu_0 (\mu Pa \cdot s)$
CO	118	288.15	17.2
CO_2	240	293.15	14.8
H_2O	1150*	393.38	13.8

Valore ricavato come presentato nella slide successiva

Legge di Wilke:

per trovare la viscosità
della miscela

$$\mu = \sum \frac{X_i \mu_i}{X_i + \sum_{j,j \neq i} \Phi_{i,j}}$$

$$\Phi_{i,j} = 0.25 \left[1 + \left(\frac{\mu_i}{\mu_j} \right)^{0.5} \left(\frac{M_j}{M_i} \right)^{0.5} \right]^2 \left(\frac{2M_j}{M_i + M_j} \right)^{0.5}$$

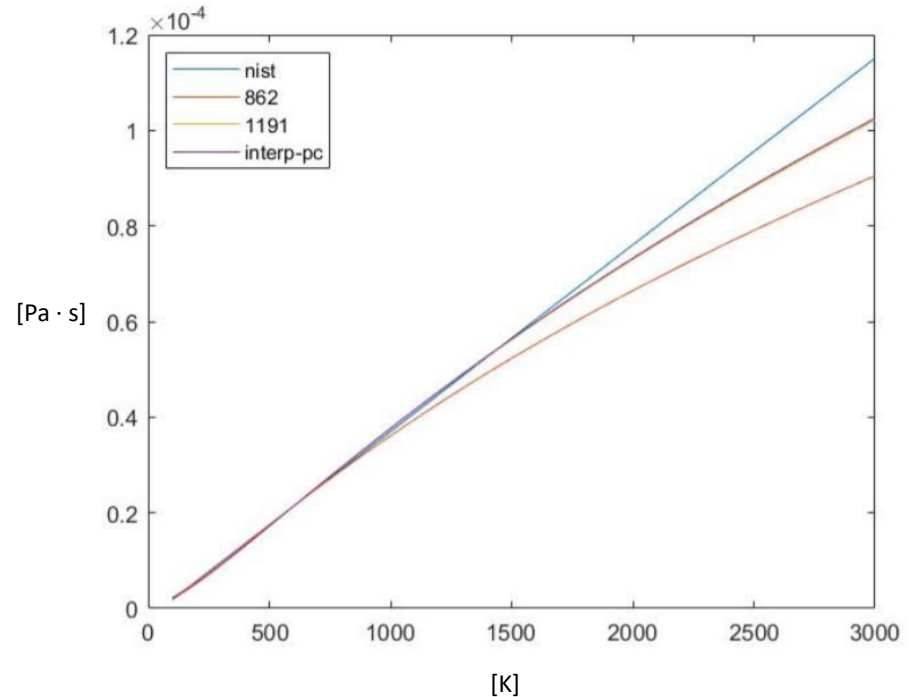
PDR

Modellazione Della Viscosità dei Gas combusti

Esistono diversi coefficienti S di Sutherland in letteratura per il vapore d'acqua, ma tutti a bassa temperatura

Si effettua quindi un confronto tra i vari dati ad alta temperatura, compreso un modello lineare secondo coefficienti NIST. La variabilità tra i modelli a 2700 K è ridotta

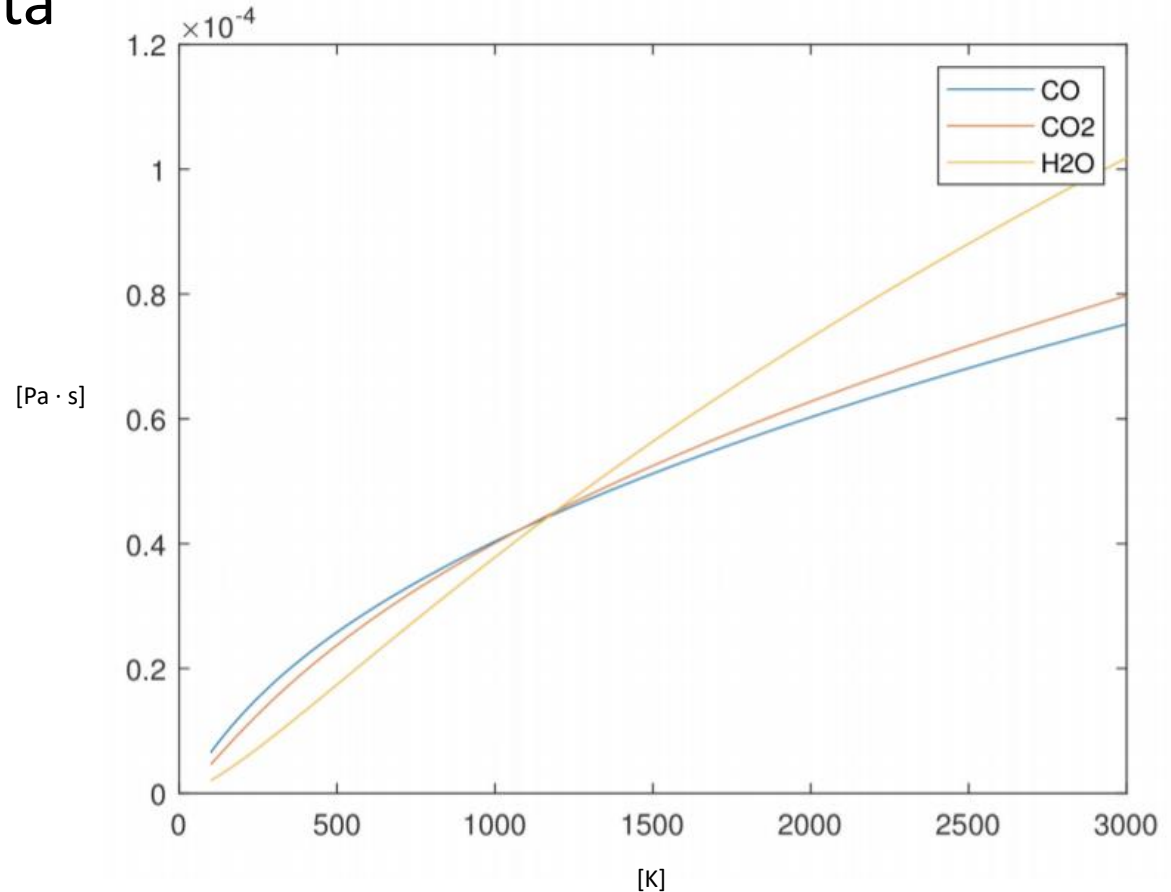
$S = 1150$



PDR

Modellazione Della Viscosità dei Gas combusti

Modelli finali di
viscosità per i vari
gas di combustione



R.C.

Modellazione Sequenziale della Fluidica



Fluent

Non Premixed Combustion → solutore usa concentrazione locale dei reagenti e rapporto massimo di concentrazione (*flammability limit*) per far avvenire la combustione

→ *Flammability Limit* → fissato a 0.2, deriva da $1/5 = F/O$ preso come valore standard medio consigliato da Ansys

Modello k- ω -SST, fissato limite
4 prodotti di combustione

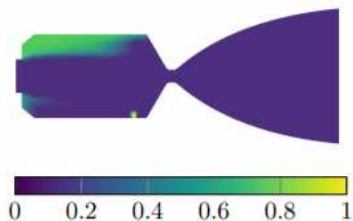
Per limitare tempo di
simulazione, limite di
convergenza minimo fissato a
1E-4 per la grandezza peggiore

R.C.

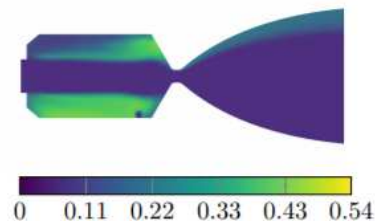
Modellazione Sequenziale della Fluidica

Modello 1 - PDR

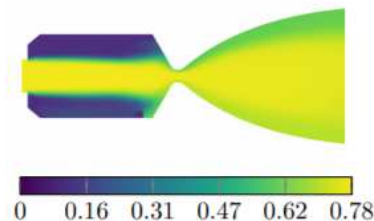
Si vuole ridurre la massa della
camera e l'area laterale da
raffreddare



(a) Propino [%]



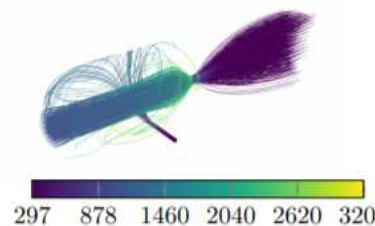
(b) Anidride carbonica [%]



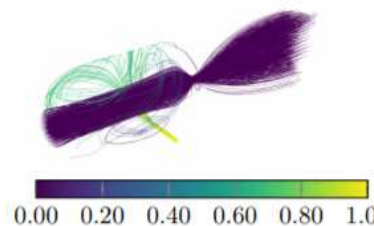
(c) Ossigeno [%]



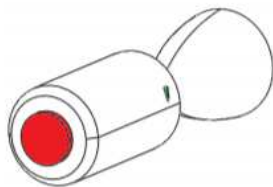
(d) Suddivisione dominio



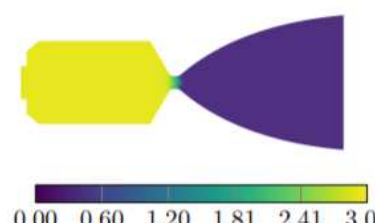
(e) Temperatura [K]



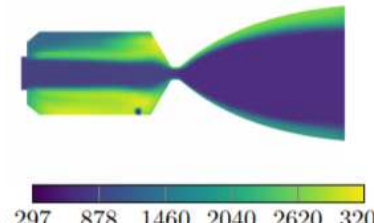
(f) Propino [%]



(g) Iniezioni



(h) Pressione [bar]



(i) Temperatura [K]

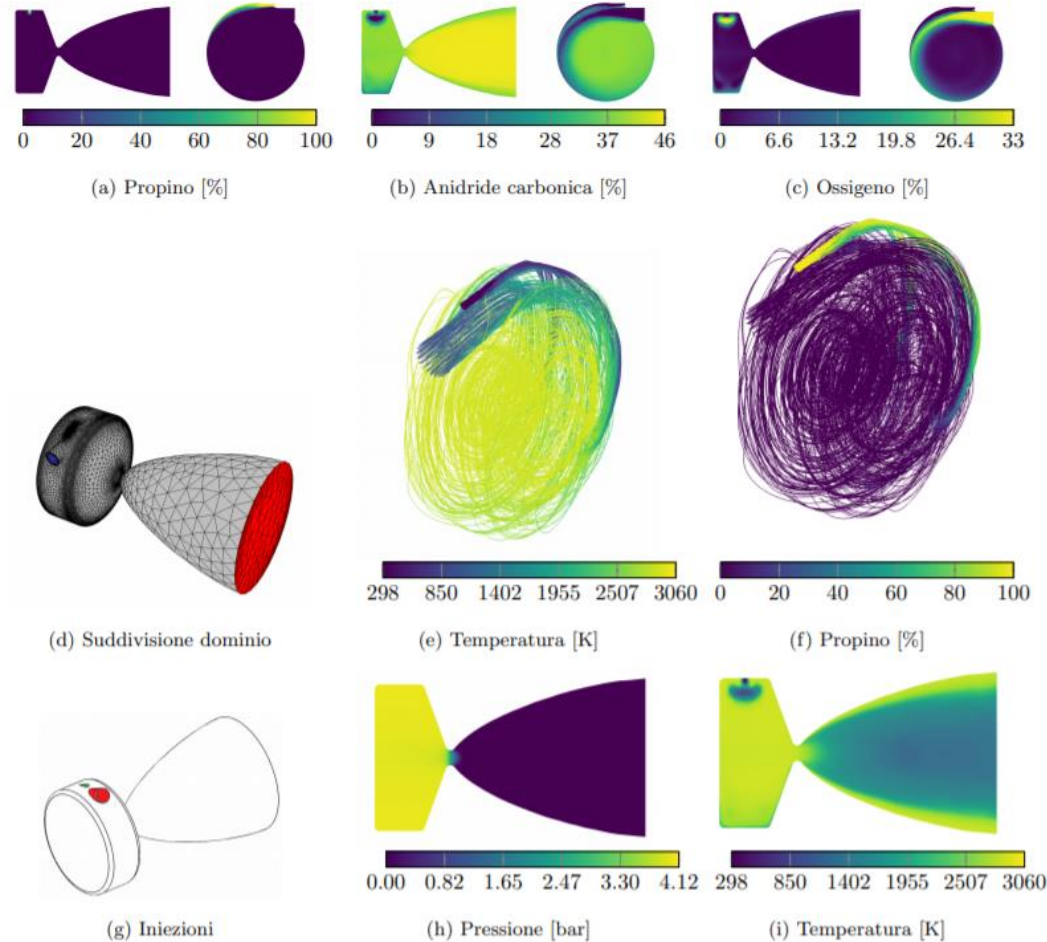
R.C.

Modellazione Sequenziale della Fluidica

Modello 2

Si accorcia quindi la camera a favore di una combustione swirlata.

Si sfrutta il gradiente di accelerazione: il combustibile freddo e lento ha maggiore accelerazione centrifuga rispetto all'ossidante decomposto. L'obiettivo era il raffreddamento di parete con fuel freddo. La portata è troppo bassa per essere efficace



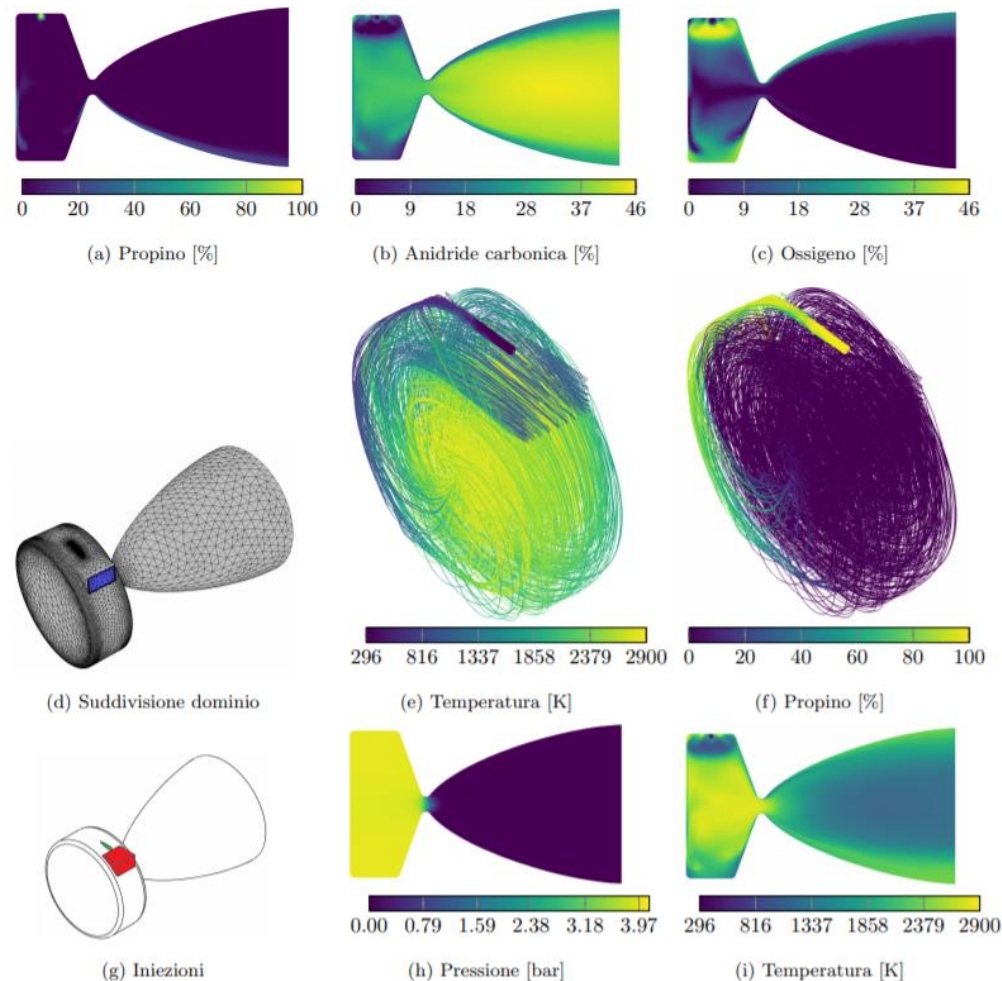
R.C.

Modellazione Sequenziale della Fluidica

Modello 3

Si rallenta il flusso di ossidante per uniformare la velocità con quella del combustibile. Così facendo lo shear layer tra propino e ossidante ha una velocità relativa bassa e la combustione avviene più lentamente.

La superficie raffreddata aumenta ma non a sufficienza



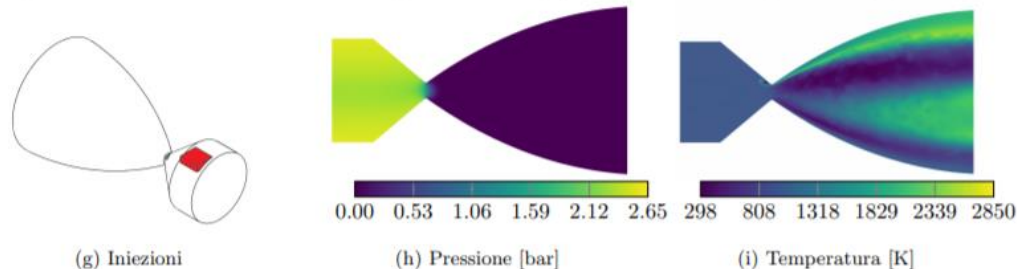
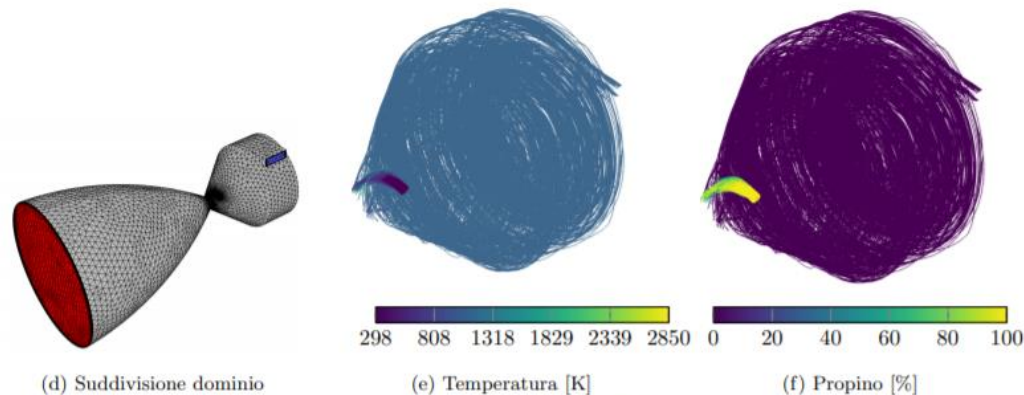
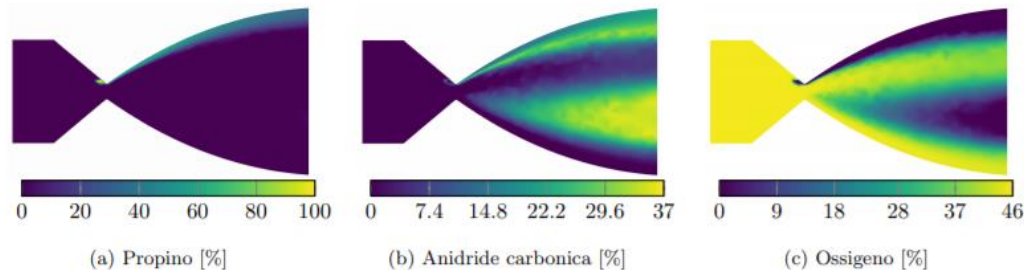
R.C.

Modellazione Sequenziale della Fluidica

Modello 4

Lo scopo di questa simulazione era osservare il comportamento di un'iniezione con un flusso assiale già sviluppato. Si attendeva una risalita del combustibile lungo il convergente.

Il punto di iniezione troppo avanzato fa sì che il combustibile venga velocemente asportato ancora incombusto dall'ossidante accelerato



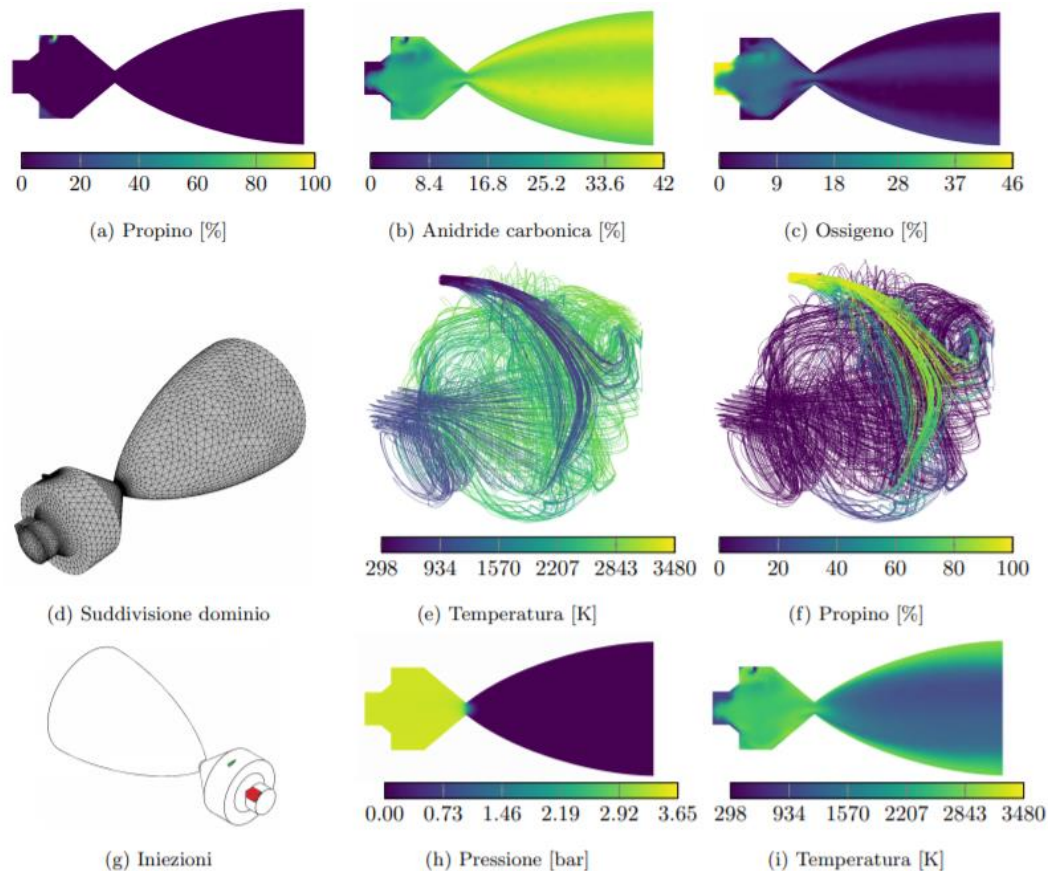
R.C.

Modellazione Sequenziale della Fluidica

Modello 5

In questa simulazione l'iniezione di HTP viene spostata in testa al motore, lasciando quindi un gradino prima di entrare nella camera principale in modo che il combustibile riesca a bagnare il profilo interno della camera efficacemente.

Il raffreddamento non è efficace

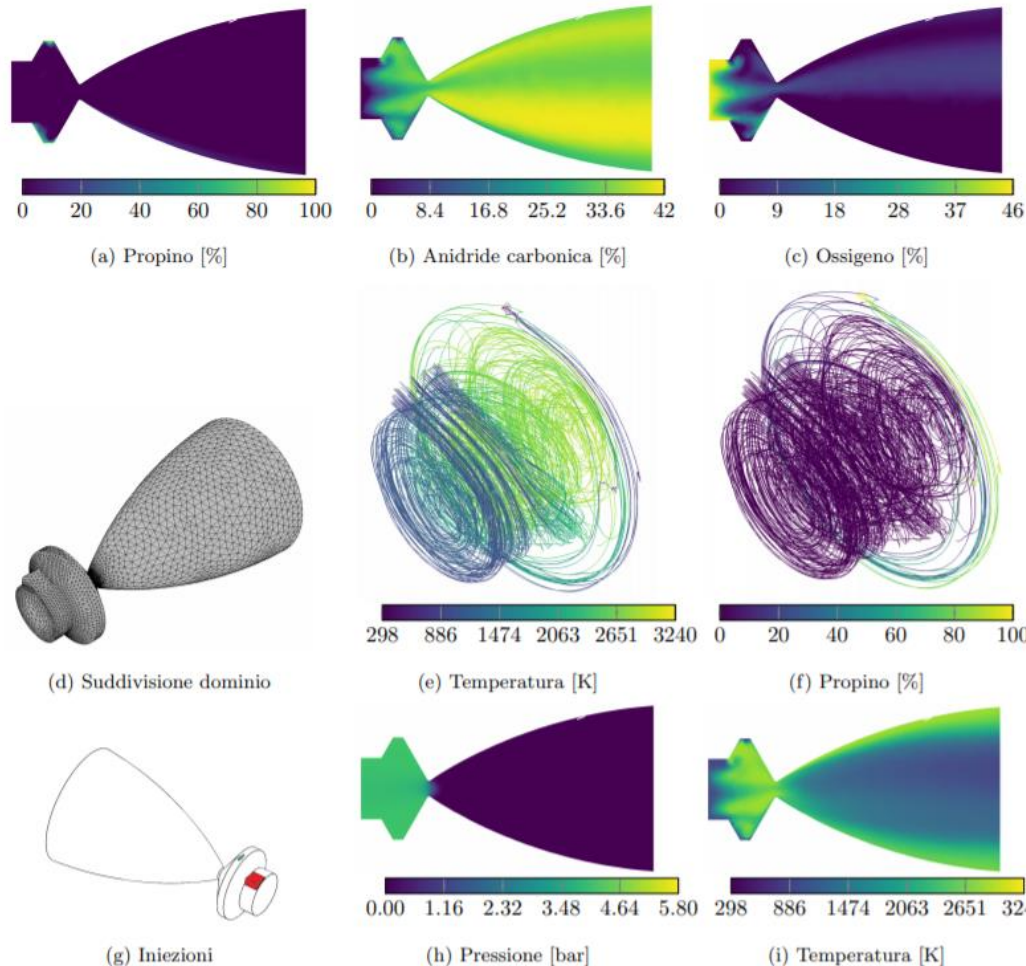


R.C.

Modellazione Sequenziale della Fluidica

Modello 6

Simulazione simile alla precedente ma seguendo quanto mostrato nella tesi di Powell, ovvero una camera doppio-conica. Il propino non resta confinato nella parte esterna della camera. Portata di massa specifica in sezione di uscita viene notata per la prima volta disuniforme



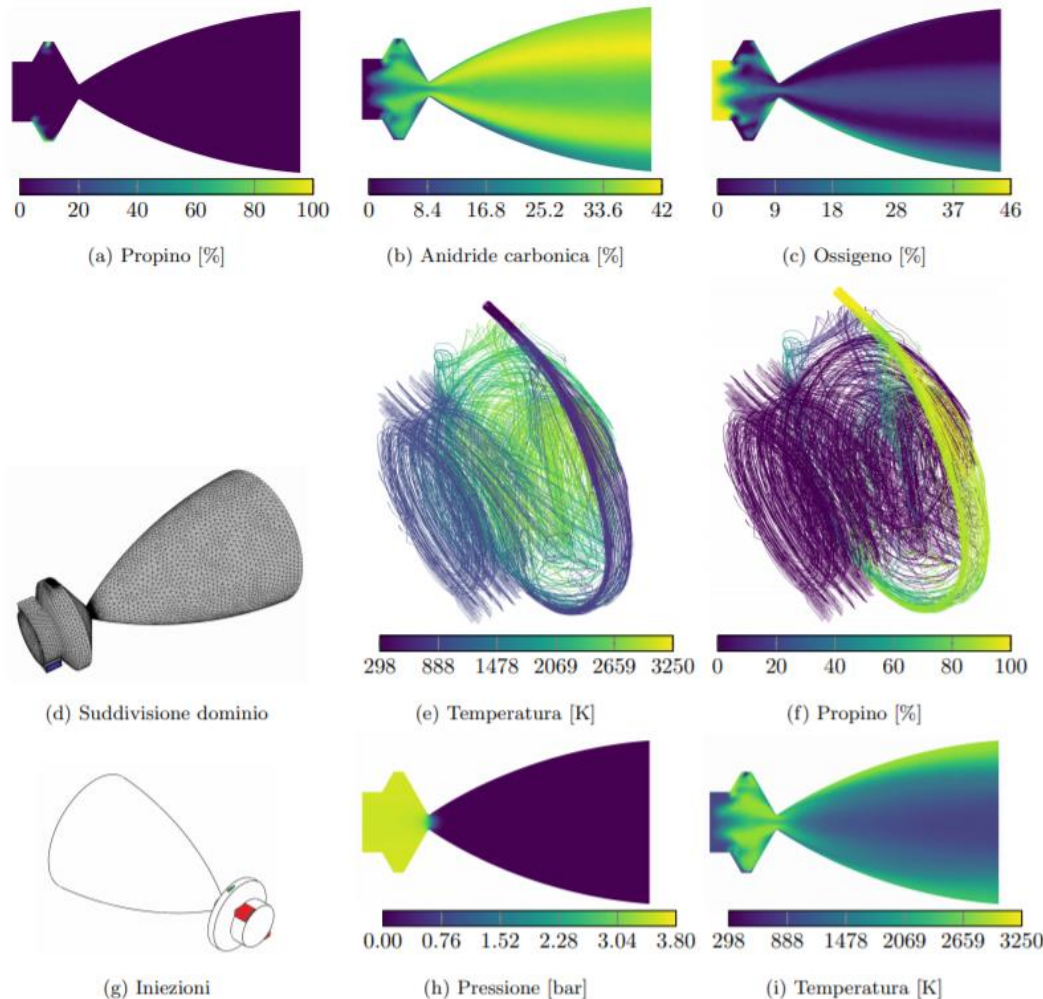
R.C.

Modellazione Sequenziale della Fluidica

Modello 7

Vista la disuniformità della portata specifica in sezione di uscita dell'ugello di sceglie di inserire un doppio iniettore swirl che rallenti quindi l'HTP in ingresso e fornisca simmetria al flusso.

Si verifica con un notevole abbassamento della pressione in camera



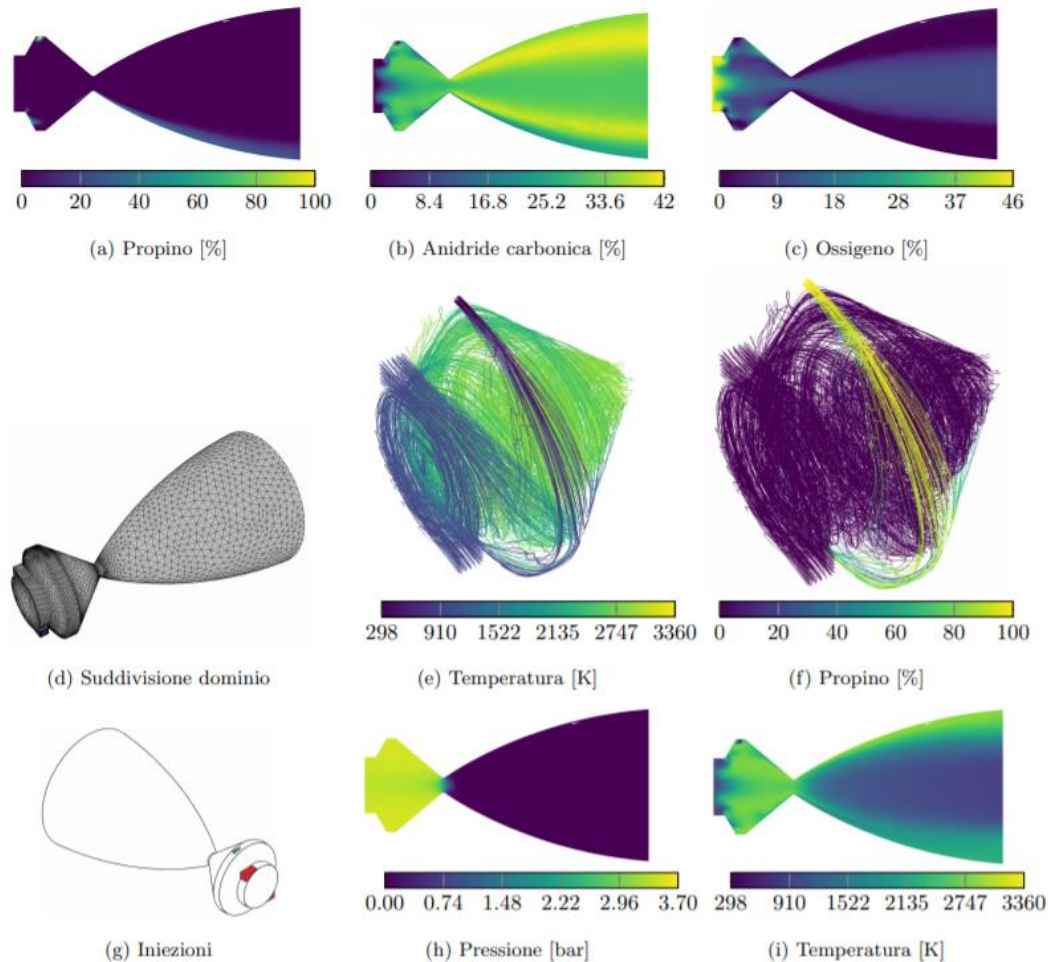
R.C.

Modellazione Sequenziale della Fluidica

Modello 9

Si accorcia quindi la camera a favore di una combustione swirlata.

Si sfrutta il gradiente di accelerazione: il combustibile freddo e lento ha maggiore accelerazione centrifuga rispetto all'ossidante decomposto. L'obiettivo era il raffreddamento di parete con fuel freddo. La portata è troppo bassa per essere efficace



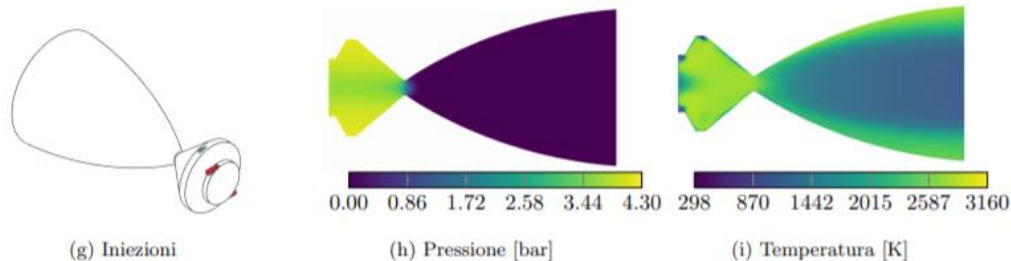
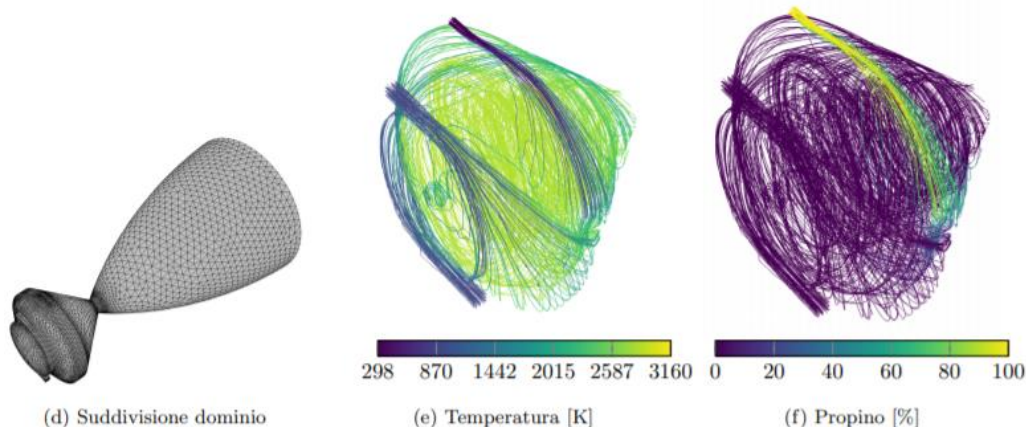
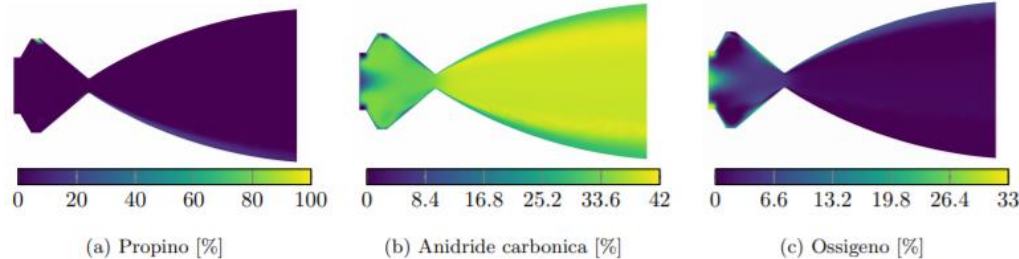
R.C.

Modellazione Sequenziale della Fluidica

Modello 10

Si riprova quindi ad aumentare la velocità dello swirl diminuendo la sezione dell'iniezione

La pressione torna a crescere non modificando la qualità del raffreddamento



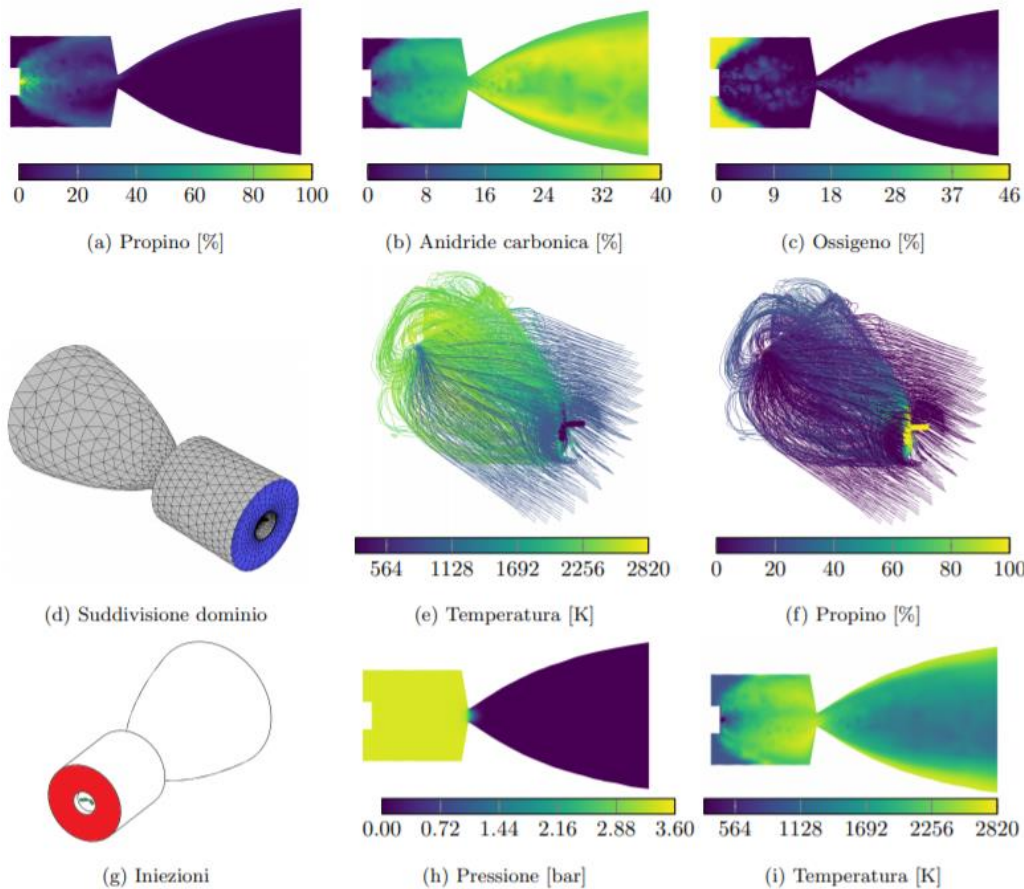
R.C.

Modellazione Sequenziale della Fluidica

Modello 11

Vista l'incapacità dei modelli precedenti di raffreddare la camera con il combustibile, si sceglie di modificare radicalmente il funzionamento passando al raffreddamento con HTP decomposta. A 1020 K è minore dei 2700 K previsti in PDR.

Raffreddamento ottimo così come il rendimento, l'impinging apre il propino a ventaglio → disuniformità in sezione di uscita



R.C.

Modello Finale Camera

Si sfasano gli assi dei due iniettori di combustibile di una distanza pari a un raggio del condotto di iniezione.

Il risultato ottenuto è soddisfacente sotto tutti i punti di vista indicati dal committente

Pressione camera combustione

3.38

Bar

Efficienza di combustione

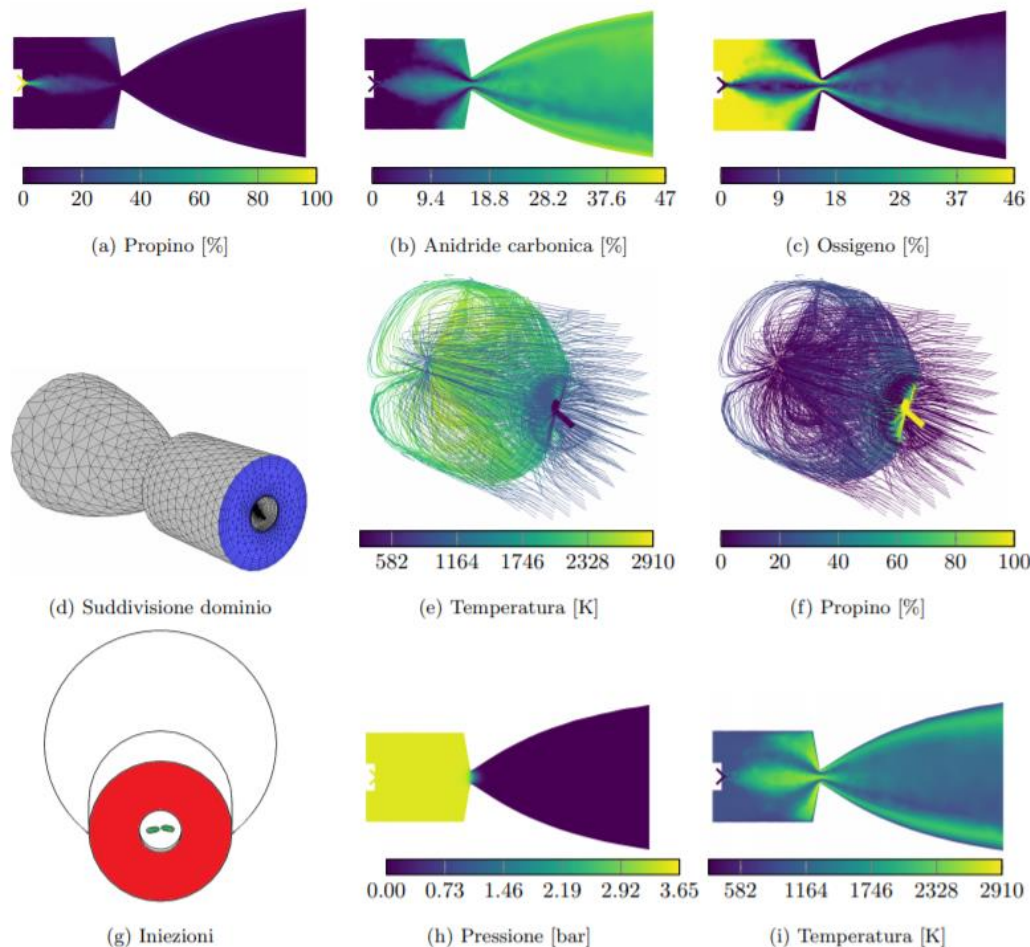
92.6%

#

Picco di temperatura a parete

2460

K

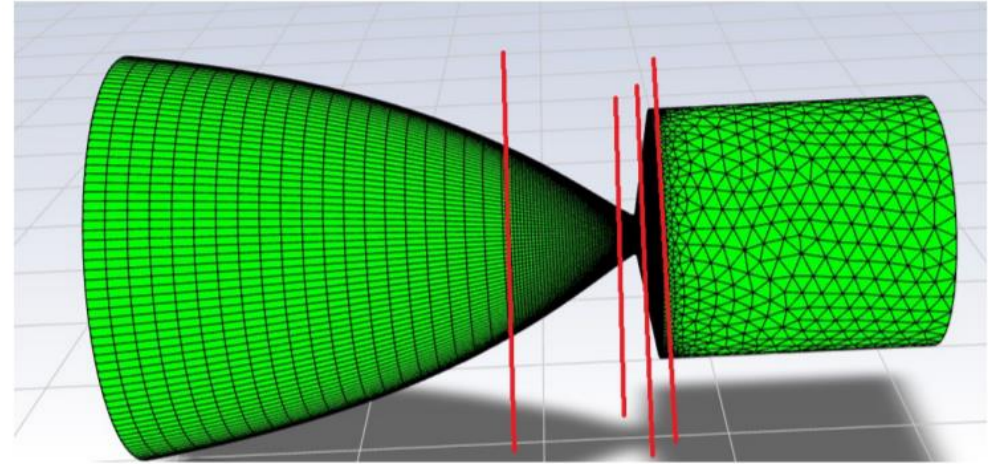


R.C.

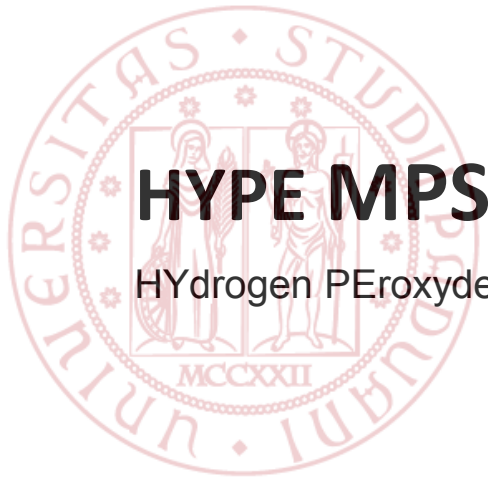
Verifica Termica

Vista la difficoltà di eseguire analisi termo-fluidiche accoppiate o di passare i risultati di simulazione fluidica ai programmi di verifica termica (con geometria diversa), si sceglie di:

- dividere il motore nelle 5 zone evidenziate
- ricavare il valore del flusso specifico per area e temperatura
- inserire questo modello linearizzante nell'analisi termica dei transitori e della distribuzione di temperatura a regime



Zona	h [W/m ² K]	T_{gas} [°C]
Camera di combustione	2946	545
Convergente	5557	1063
Gola	3727	1701
Inizio divergente	1431	1228
Sezione finale del divergente	394	941

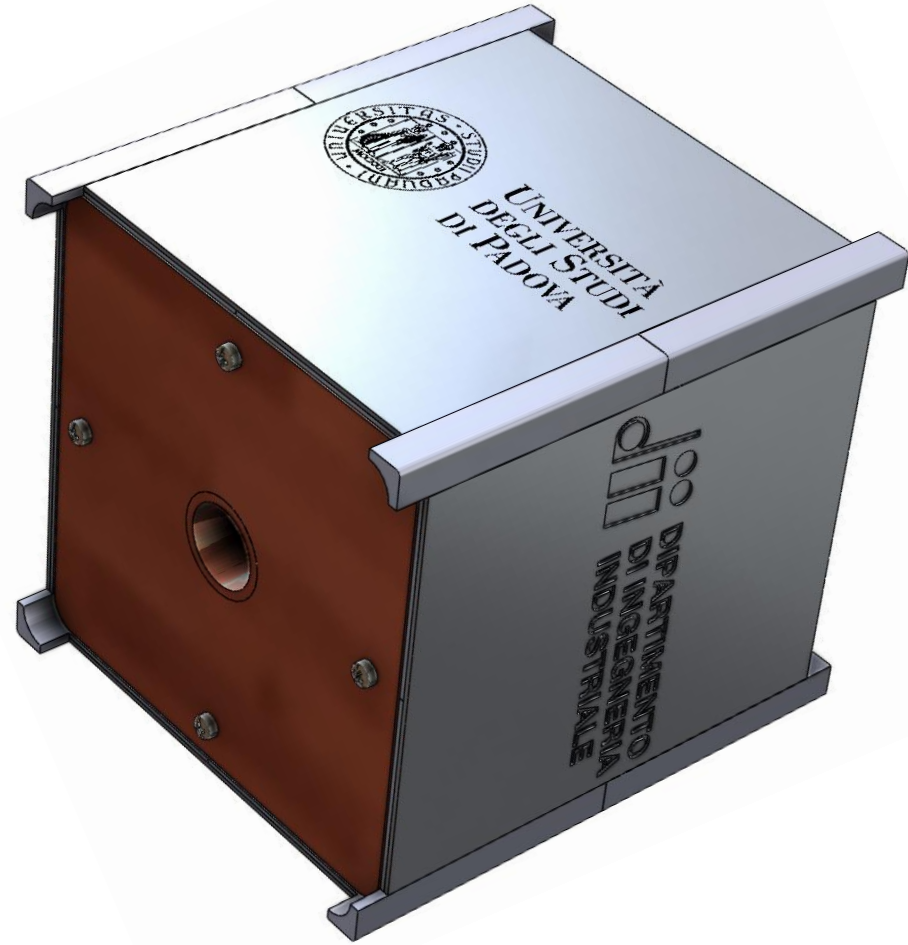


HYPE MPS

HYdrogen PEroxyde Micro Propulsion System

Design Meccanico,
Verifica Strutturale e Termica

Abdel Karim Oumami



Evoluzione del design complessivo

Il design complessivo ha avuto una forte evoluzione, molti dei componenti sono cambiati nella loro forma e disposizione.

Analizziamo alcune delle soluzioni inizialmente adottate e le loro problematiche:

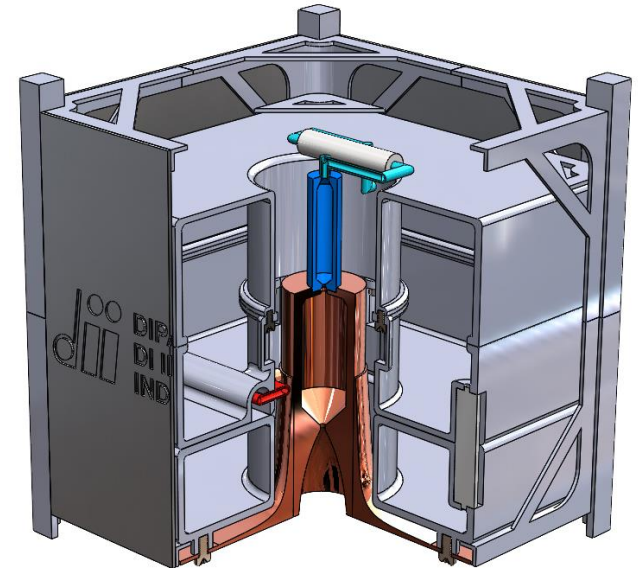
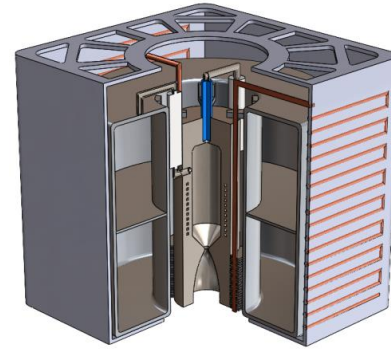
prendiamo in considerazione il collocamento delle valvole, inizialmente erano poste tra il motore e il serbatoio, ciò costituiva una forte problematica sia da un punto di vista termico che di montaggio.

Il sistema di fissaggio era costituito da delle staffe saldate in testa alla camera e alle pareti del serbatoio, ciò poteva portare a delle forti problematiche termiche.

Il serbatoio impiegato non sfruttava al meglio il volume a disposizione.

Il sistema di raffreddamento era costituito da dei canali rigenerativi e da dei heat pipes, soluzione presto abbandonata data l'elevata complessità.

Grazie ad uno studio approfondito è stato possibile adottare un nuovo design che evitasse tutte le problematiche prima citate.



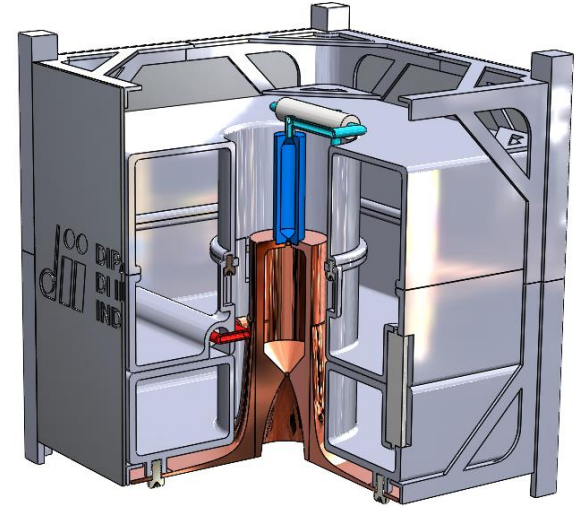
PDR

Collocamento componentistica

Il sistema è composto da: serbatoio di ossidante, serbatoio di combustibile, motore, catalitico, radiatore, valvole, condotti di alimentazione e lo spazio libero disponibile nella porzione superiore può essere adibito per alloggiare l'elettronica.

Il serbatoio di ossidante è vincolato superiormente ed inferiormente alla struttura esterna del CubeSat che si va ad interfacciare alle altre unità. Il serbatoio di ossidante è caratterizzato da due metà, la cui parte superiore verrà trattata internamente per il perossido, poiché esso andrà in contatto diretto con le pareti. Tra le due metà è posto un diaframma, vincolato tramite un'apposita sede realizzata nella parete delle due metà.

La parte inferiore presenta un foro per l'alimentazione del gas pressurizzante. La parte superiore presenta un foro per l'estrazione di liquido ossidante, ed un foro per il riempimento.



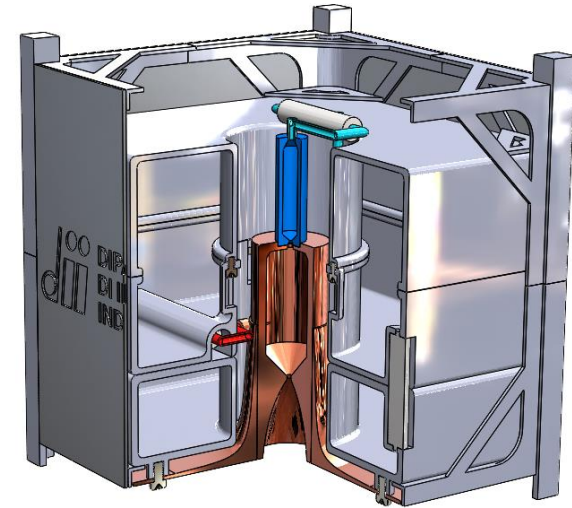
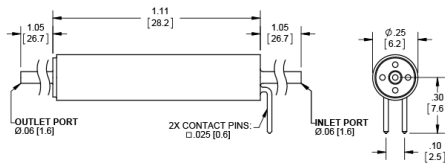
In celeste (■) sono indicate le tubature per l'ossidante
In blu (■) è rappresentato il catalitico
In rosso (■) sono indicate le tubature per il combustibile

Collocamento componentistica

Il serbatoio di combustibile è vincolato inferiormente alla struttura esterna. Sul lato superiore si trova un foro per l'estrazione del combustibile gassoso e in prossimità dell'esterno un foro per il riempimento. Un riscaldatore elettrico circonda il condotto in prossimità del foro. La valvola solenoidale per il combustibile viene posta tra i due serbatoi ed una valvola a perdere li collega.

Il motore costituisce un corpo unico con il radiatore. Il blocco è vincolato alla parte inferiore del serbatoio di combustibile. Il catalitico è posto allineato all'asse della camera. La valvola solenoidale, che collega serbatoio di ossidante al catalitico, è posta nel lato superiore.

Le valvole solenoidali prese in esame vengono commercializzate dall'azienda [The Lee Company](#), esse garantiscono una pressione operativa fino a 55 bar in un range di temperature da -30°C a -50°C ed un tempo medio di risposta di 0.5ms.



In celeste (■) sono indicate le tubature per l'ossidante
In blu (■) è rappresentato il catalitico
In rosso (■) sono indicate le tubature per il combustibile

Scelta dei materiali

I materiali scelti appartengono tutti alla lista fornita dal sito [ZARE®](#) azienda che con tecniche di DMLS/SLM permette di realizzare componenti meccanici di precisione.

SERBATOIO – Alluminio HTA

Con il primo design del serbatoio vi era la necessità di avere un materiale compatibile con l'H₂O₂. Ecco perché inizialmente si era scelto di usare l'alluminio 1060. Grazie all'adozione di un nuovo design, dove vi è la possibilità di proteggere le pareti del serbatoio con un film protettivo, è stato possibile scegliere una lega di alluminio dalle migliori proprietà meccaniche in modo da garantire la tenuta.

<i>Alluminio 1060</i>	ρ [kg/m ³]	E [GPa]	Carico di snervamento [MPa]	Conducibilità termica [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	Tfusione [°C]
	2700	70	103	234	649
<i>Alluminio HTA</i>	ρ [kg/m ³]	E [GPa]	Carico di snervamento [MPa]	Conducibilità termica [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	Tfusione [°C]
	2850	70	333-382	120	///

Scelta dei materiali

Linee di alimentazione– **Acciaio Inox AISI 316L**

È stato scelto di impiegare questo tipo di acciaio inox poiché presenta buone proprietà di compatibilità con l' H_2O_2 e si presta ad essere stampato con tecniche di additive manufacturing

MOTORE e RADIATORE – **Lega di rame CuNi2SiCr**

Con il primo design del motore, che voleva avvalersi di un canale rigenerativo all'interno della parete in cui scorresse l'ossidante, vi era la necessità di avere un materiale compatibile con l' H_2O_2 . Ecco perché inizialmente si era scelto di usare l'acciaio inox 316L. Questo design è stato subito abbandonato data l'elevata complessità. L'attuale design del motore, prevede che esso costituisca un corpo unico con il radiatore. Si è scelto così di realizzare l'assieme in una particolare lega di rame che offre un'ottima conduttività termica in combinazione con una buona rigidità anche ad elevate temperature.

<i>Acciaio INOX 316L</i>	ρ [kg/m ³]	E [GPa]	Carico di snervamento [MPa]	Conducibilità termica [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	Tfusione [°C]
	7900	193	322-490	13-17	1440

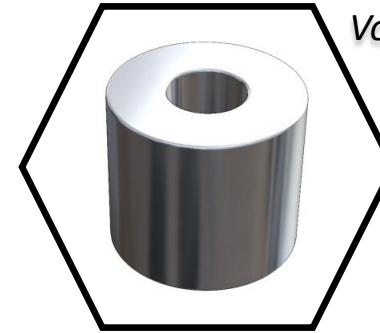
<i>Lega di rame CuNi2SiCr</i>	ρ [kg/m ³]	E [GPa]	Carico di snervamento [MPa]	Conducibilità termica [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	Tfusione [°C]
	8850	110	180-630	190	1050

Evoluzione Design - SERBATOIO

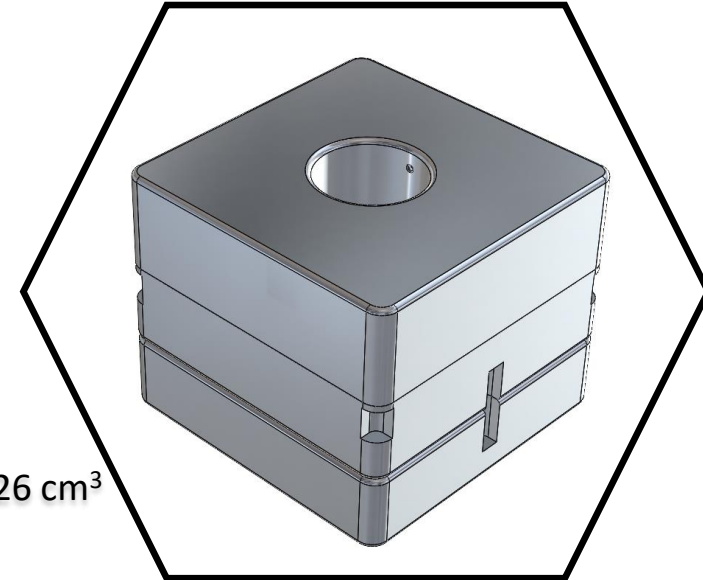
Con il primo serbatoio ideato si è usata una forma toroidale a sezione rettangolare, costituita da un unico pezzo che, tramite un pistone interno, separava combustibile ed ossidante. Purtroppo questa soluzione è poco sicura, ed assieme ad un non ottimo utilizzo dei volumi a disposizione e al vincolo di usare solo materiali compatibili con H_2O_2 , hanno portato alla ricerca di un nuovo design.

Cercando di sfruttare al massimo gli spigoli del CubeSat, ciò che si ottiene è un serbatoio di forma prismatica. Esso è costituito da due parti ben distinte per combustibile ed ossidante, per sfruttare le proprietà auto pressurizzanti del combustibile si utilizza una valvola a perdere che mette in collegamento le due parti.

Il serbatoio dell'ossidante è formato a sua volta da due metà, in modo tale da permettere l'inserimento di un diaframma che funge anche da guaina di tenuta. La parte a contatto con l' H_2O_2 potrà inoltre essere trattata con un film protettivo prima dell'assemblaggio tramite otto viti poste sui bordi interni ed esterni.



Volume totale=414 cm³



Volume totale=526 cm³

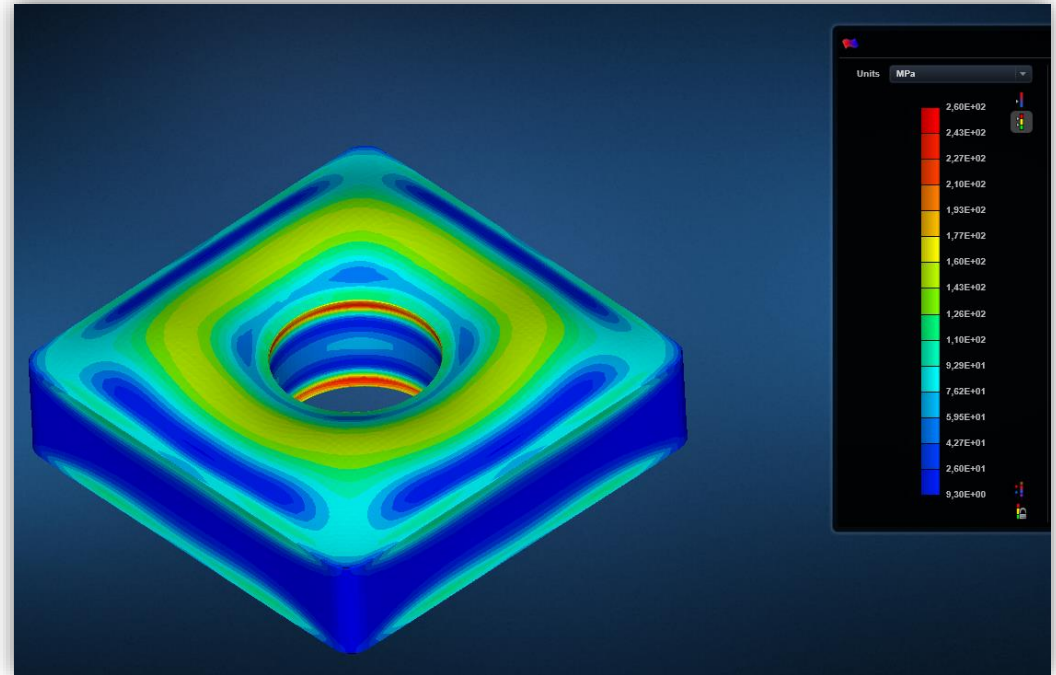
Verifica Strutturale – SERBATOIO di COMBUSTIBILE

L'analisi strutturale dei serbatoi è stata effettuata tramite il software agli elementi finiti MSC APEX, esso permette una più facile definizione delle mid-surface, in modo da poter impiegare elementi piastra (per cui vale l'ipotesi di plane stress). Il software permette, inoltre, di effettuare delle operazioni di defeaturing in modo da poter così semplificare la geometria del modello da analizzare.

La pressione interna imposta è di 18 bar (valore che tiene già conto di un coefficiente di sicurezza di 1.5).

Dai valori di tensione secondo il criterio di Von Mises, risulta che il valore massimo sia attorno ai 260 MPa valore molto al di sotto della sigma a snervamento dell'alluminio HTA (333-382 MPa).

Per ridurre al minimo il peso, si è ridotto lo spessore della superficie cilindrica in corrispondenza del foro, essendo meno sollecitata, portando dal valore di 2mm a 1.5mm.



Verifica Strutturale – SERBATOIO di OSSIDANTE

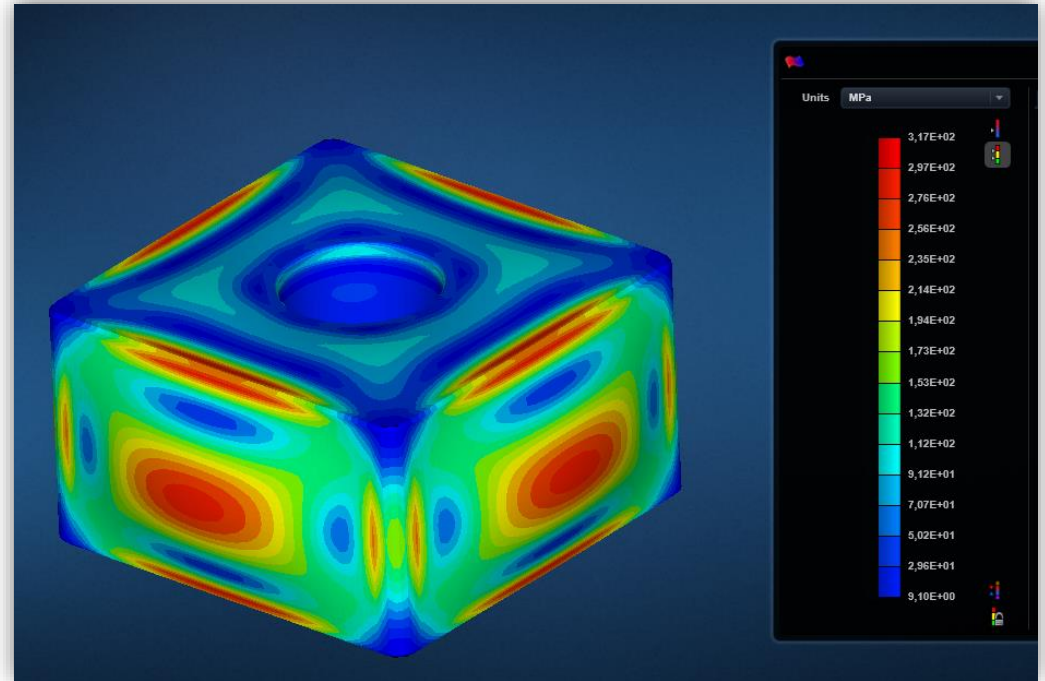
Prendendo in esame le tensioni agenti sul serbatoio di ossidante, i valori risultano essere molto più alti, questo è dovuto alle dimensioni maggiori delle facce sulle quali agisce la pressione interna.

Il valore massimo di tensione, secondo il criterio di Von Mises, è attorno ai 317 MPa, questo valore risulta essere troppo vicino alla sigma di snervamento dell'alluminio HTA (333-382 MPa).

Sono necessarie però delle considerazioni:

la geometria presa in esame è semplificata. Nel modello reale, infatti, il serbatoio è costituito da due metà ed in centro faccia vi è un inspessimento che andrebbe a far calare le tensioni. La seconda considerazione da fare è che l'alluminio impiegato può essere trattato termicamente per aumentare la sigma a snervamento fino ad un valore massimo di 382 MPa.

Possiamo quindi assumere, grazie a queste due considerazioni, che lo spessore del modello esaminato possa essere sufficiente per la tenuta.

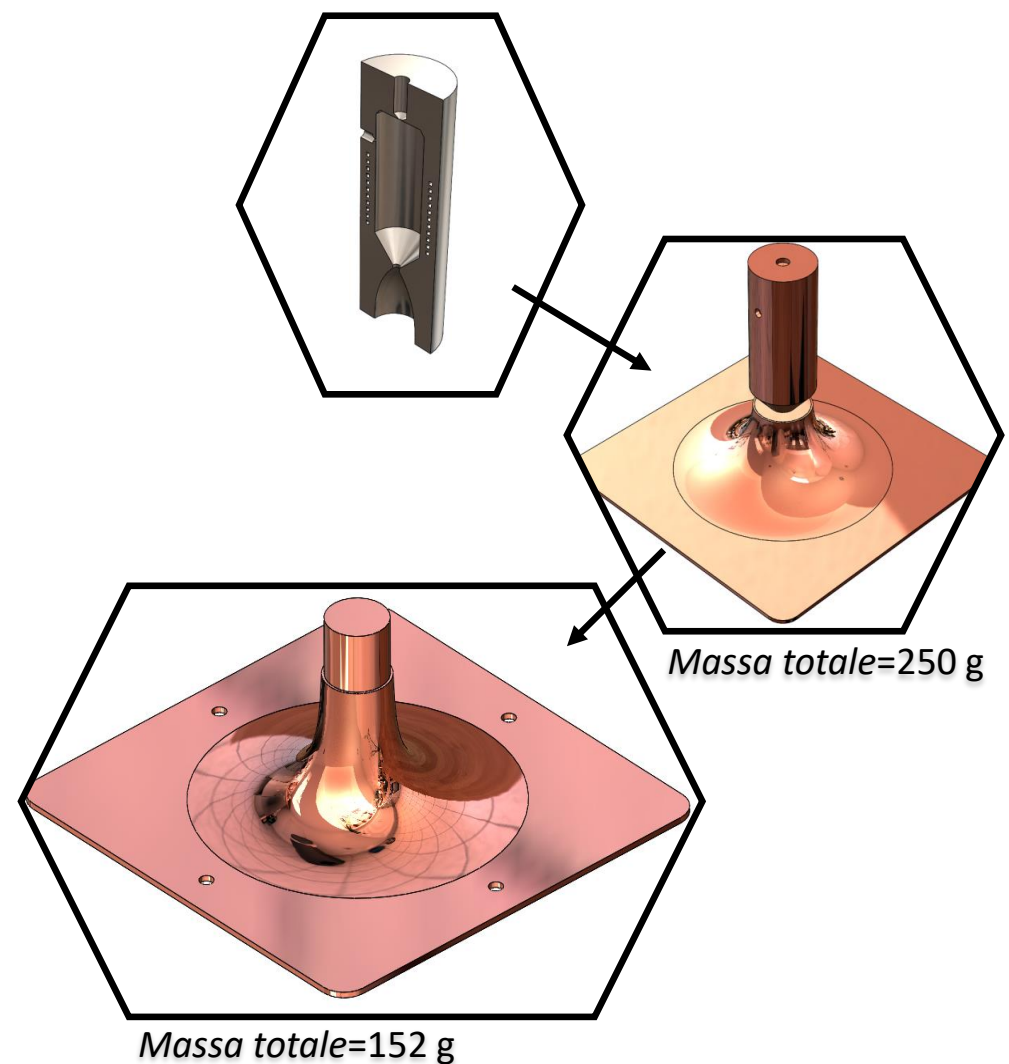


Evoluzione Design – MOTORE

Come già detto precedentemente, in un primo design il motore presentava dei canali a sezione quadrata in cui potesse scorrere l'ossidante liquido. Questa tecnica è stata subito abbandonata per la bassa efficienza e l'elevata complessità.

Si è deciso, quindi, di optare per l'uso di un radiatore di dimensioni 95x95mm(da escludere il foro centrale dell'ugello) che sarà trattato con una pittura nera per ottenere un minimo di emissività di 0.8. Esso, assieme al motore, formano un unico corpo, in modo da evitare di dover effettuare delle saldature o dei collegamenti filettati diminuendo la capacità conduttiva. Inizialmente il raccordo tra motore e radiatore si estendeva solo fino a livello della gola, poiché la camera era ancora di dimensioni notevoli.

Grazie ad uno studio approfondito della fluidica della camera di combustione, si è riusciti ad ottenerne una dalle dimensioni molto ridotte. In questo modo il raccordo tra motore e radiatore si estende molto al di sopra della sezione di gola, migliorando notevolmente l'esportazione di calore.



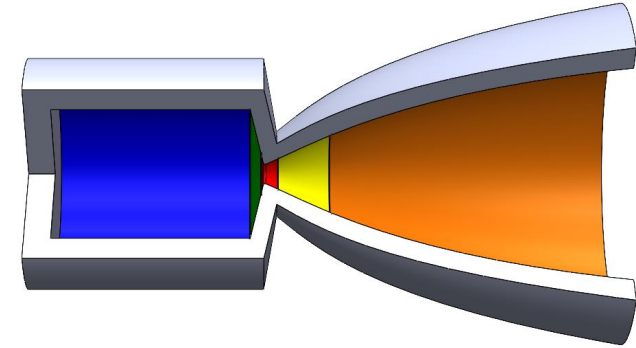
Verifica Termica – MOTORE e RADIATORE

Lo scopo della seguente analisi termica, tramite l'utilizzo del software agli elementi finiti MSC Pastran/Nastran, è quello di verificare che la temperatura a parete del motore sia in un range ragionevole, lontano da quella che è la temperatura di fusione del materiale.

A causa delle difficoltà riportate nel trasferire i risultati dalla mesh che interessa il volume del motore (impiegata nelle analisi fluidodinamiche) a quella che è la mesh che interessa la parete, si è deciso di imporre un scambio convettivo che fosse per semplicità costante per varie zone del motore. Tramite i risultati ottenuti da Fluent, è stato possibile ricavare da una media ponderata i coefficienti convettivi e le temperature del gas nelle varie zone.

Per quanto riguarda lo scambio radiativo che effettua il radiatore, sono stati imposti:

Emissività radiatore	Emissività ambiente (immodificabile)	Temperatura equivalente ambiente esterno [°C]	Fattore di vista
0.8	1	-40	1



Zona	h [W/m²K]	T_{gas} [°C]
Camera di combustione	2946	545
Convergente	5557	1063
Gola	3727	1701
Inizio divergente	1431	1228
Sezione finale del divergente	394	941

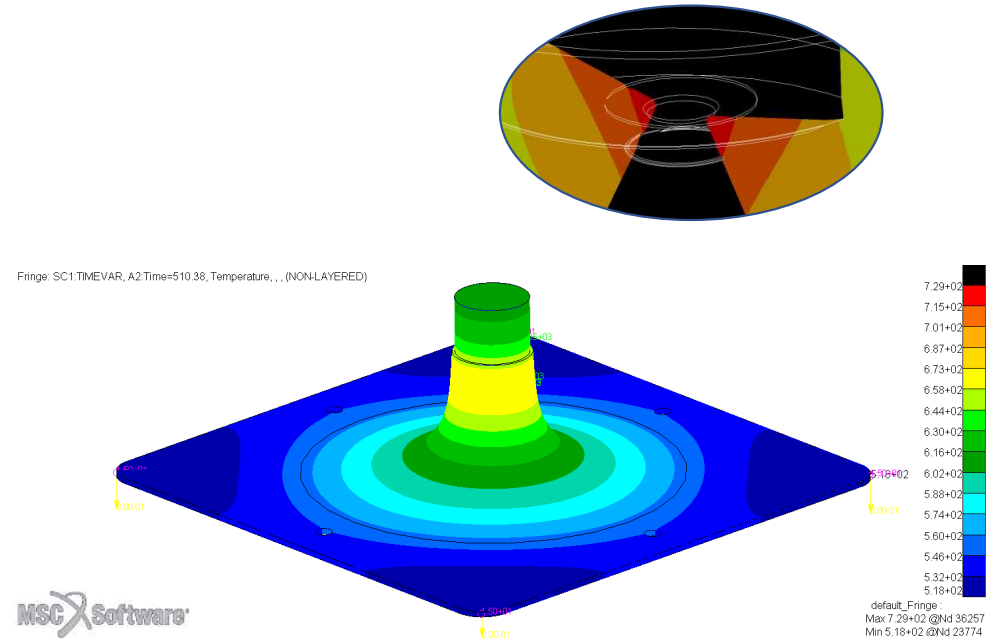
R.C.

Verifica Termica – MOTORE e RADIATORE

Nella PDR la temperatura di parete è stata stimata tramite un modello monodimensionale, questo ci ha permesso di capire, nonostante le grosse approssimazioni, se il radiatore fosse in grado di raffreddare il motore. La temperatura di parete più alta che è stata calcolata, per una condizione a regime, era attorno ai 580°C, inoltre il sistema raggiungeva l'equilibrio in circa 400s. Questi dati indicativi ci permettono di avere una linea guida su quelli che saranno poi i risultati che l'analisi ci fornirà.

Dai risultati dell'analisi termica, con una temperatura iniziale di 15°C, si rileva che la temperatura massima è di 729°C, essa è in prossimità della zona della gola. Tramite un'analisi transient si è calcolato come la condizione di equilibrio venga raggiunta in circa 290s.

Effettuando la medesima analisi con un coefficiente di sicurezza di 1.1 applicato alle temperature del gas che lambisce le pareti si ottiene una temperatura massima nella zona della gola di 793°C.

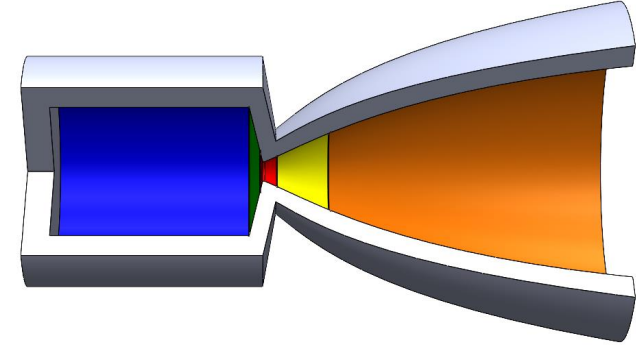


Verifica Termostutturale – MOTORE e RADIATORE

Tenendo in considerazione le elevate temperature alle quali il motore è soggetto, si è deciso di effettuare un'analisi termostutturale tramite il software agli elementi finiti MSC Pastran/Nastran. Lo scopo è verificare la tenuta delle pareti del motore, tenendo conto anche della presenza del radiatore che funge da inspessimento in alcune zone.

Attraverso un campo spaziale, che permette di salvare i valori di un qualsiasi output (tensione, temperatura, spostamento) associandolo alla mesh, è stato possibile salvare i valori delle temperature ricavati dall'analisi termica e ri-associarli alla medesima mesh per l'analisi termostutturale.

A seguito delle analisi fluidodinamiche, è stato possibile interrogare il software sui valori di pressione ricavati da una media ponderata sulle superfici della mesh da imporre per ogni zona. Si è deciso di mantenere la medesima suddivisione che è stata impiegata per lo studio della termica.



Zona	Pressione [bar]
Camera di combustione	9.15
Convergente	4.13
Gola	1.55
Inizio divergente	0.14
Sezione finale del divergente	0.013

I valori riportati tengono conto di un coefficiente di sicurezza di 1.2

R.C.

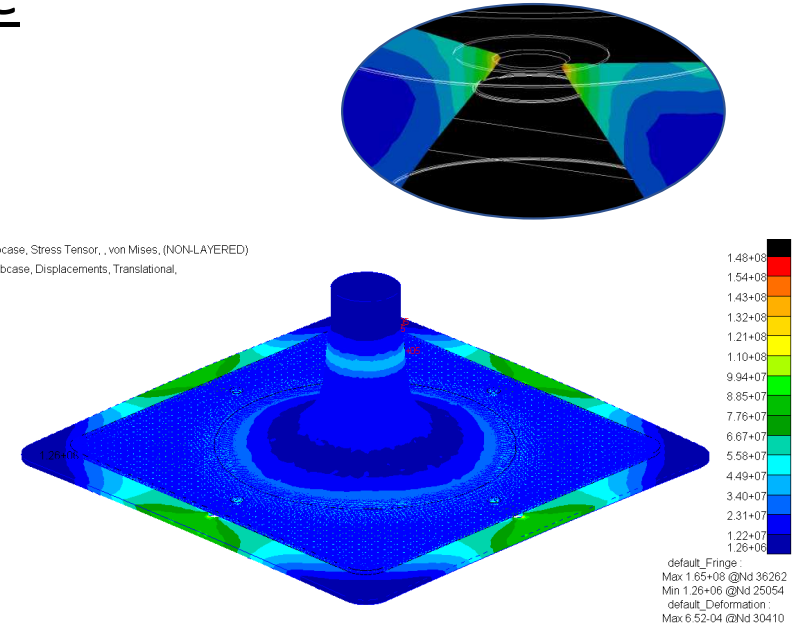
Verifica Termostutturale – MOTORE e RADIATORE

Per quanto riguarda le condizioni di vincolo, si è deciso di non imporre alcun vincolo sfruttando la condizione di Inertia relief evitando che eventuali vincoli vadano ad alterare quelle che sono le deformazioni ed i valori di stress che l'assieme motore e radiatore subirebbero.

Dalla simulazione si ottiene che il valore massimo di stress per il criterio di Von Mises è pari a 148 MPa. Questa zona maggiormente sollecitata è in corrispondenza della gola, ciò è dovuto al fatto che è la zona a più elevata temperatura. Il valore è al disotto della tensione di snervamento che si aggira attorno ai 180-630 MPa (tramite un processo di indurimento per precipitazione).

Fringe: SC1.DEFAULT, A2 Static subcase, Stress Tensor, , von Mises, (NON-LAYERED)
Deform: SC1.DEFAULT, A2 Static subcase, Displacements, Translational,

MSC Software



R.C.

Verifica Termostrutturale – MOTORE e RADIATORE

È importante tener presente che i valori di tensione di snervamento presi in considerazione sono forniti a seguito di test a temperatura ambiente, poiché la temperatura di gola è elevata (intorno ai 700°C) ed andrà ad alterare quelle che sono le proprietà meccaniche.

Come si può vedere dal grafico, il valore di tensione a snervamento per una lega simile (la CuNi7Si2Cr che presenta i medesimi elementi lega) ad una temperatura che si aggira attorno ai 700°C, scende a circa 100 MPa.

Sarà necessario, in futuro, effettuare dei test sulla lega impiegata per determinare, in funzione della temperatura, la tensione a snervamento, in modo tale da assicurarsi che non scenda al disotto della tensione massima.

Per essere in completa sicurezza, uno studio analogo si dovrebbe condurre sul valore del modulo di elasticità, tenendo in considerazione come i processi di indurimento alle elevate temperature possano influire.

