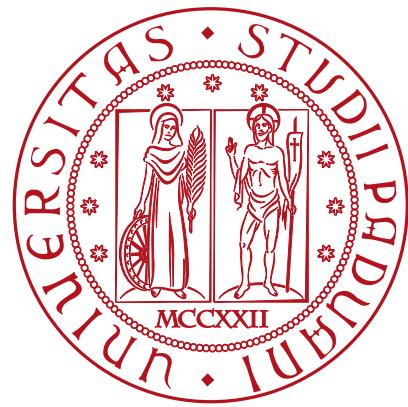


Università degli Studi di Padova
Laboratorio di Propulsione Aerospaziale 2020

SLD
Student Laboratory Documentation



PDR Document Submission

Nome file: LPA2020_PDR_20200702_G2.pdf

Denominazione team: Gruppo Chimico 2

Nome prodotto:

HYdrogen PEroxide Micro Propulsion System for cubesats

Team	Nome	Università
Gruppo Chimico 2	Alberto Scomparin	Università di Padova
	Abdel Karim Oumami	Università di Padova
	Lorenzo Gerolin	Università di Padova

Versione	Data	Tipo documento	Valido da
2	2 Luglio 2020	Spec	2 Luglio 2020

Indice

1 Introduzione	3
1.1 Contesto tecnico scientifico	3
1.2 Obiettivi	3
2 Requisiti prodotto	4
2.1 Requisiti funzionali	4
2.2 Requisiti prestazionali	4
2.3 Requisiti di progetto	4
2.4 Requisiti operazionali	4
3 Pianificazione progetto	5
3.1 Work Breakdown Structure	5
3.2 Schedule	5
4 Descrizione Prodotto	6
4.1 Configurazione prodotto	6
4.2 Componenti e Interfacce Prodotto	6
4.2.1 Meccaniche	6
4.2.2 Termiche	8
4.2.3 Elettriche	9
4.3 Sistema Propulsivo	9
4.3.1 Funzionamento	9
4.3.2 Selezione combustibile	9
4.3.3 Fluidica	12
4.3.4 Dimensionamento preliminare	15
4.3.5 Caratterizzazione sistema	16
4.3.6 Prestazioni	18
4.3.7 Residui	22
4.3.8 Impulso minimo	22
4.4 Design Meccanico	24
4.4.1 Camera di combustione	24
4.4.2 Serbatoi	24
4.4.3 Dissipazione	27
4.4.4 Linee di alimentazione	28
4.5 Design Termico	29
4.5.1 Tipologia di sistema di raffreddamento, analisi a regime	29
4.5.2 Transitorio 0-D	33
4.5.3 Transitorio termico accensione e spegnimento 1-D	35
4.5.4 Analisi di spessore in funzione della pressione e della temperatura	37

4.5.5	Schermatura termica della camera	37
4.5.6	Isolamento delle interfacce meccaniche	39
4.6	Power System	39
4.7	Electronics Design	40
4.8	Software Design	40
5	Appendice	41
5.1	A: Calcolo della viscosità in camera	41
5.2	B: Tavole	44
5.2.1	Vista di insieme	44
5.2.2	Vista di insieme	45
5.2.3	Vista in sezione	46
5.2.4	Vista in sezione	47

1 Introduzione

1.1 Contesto tecnico scientifico

A partire dal 1999, a seguito di un rivoluzionario progetto dell’Università della California e dell’Università di Stanford, vennero sviluppati i primi CubeSat, da lì a poco la loro popolarità nel campo scientifico e spaziale cresce, dato il loro basso costo, la relativa facilità costruttiva e la possibilità di combinare più unità insieme per realizzare un sistema più complesso a 2U, 3U. Viene fornita quindi la possibilità a Università e ricercatori di accedere ad esperimenti in ambiente spaziale.

Nasce l’utilità di avere un’unità propulsiva contenuta in una sola unità. Al momento esistono pochi modelli che purtroppo, nella maggior parte dei casi, utilizzano combustibili tossici oppure possiedono un basso impulso specifico. L’obiettivo è quello di creare sistemi green in grado di fornire una spinta sufficiente a effettuare manovre orbitali, potendosi quindi collocare in una traiettoria di proprio interesse. I CubeSat vengono in generale portati a bordo di satelliti più grandi e di conseguenza l’intero sistema è vincolato all’orbita del satellite carrier.

Degna di menzione e di ispirazione è l’azienda Hyperion Technologies : ha realizzato un sistema propulsivo di 1U utilizzando propilene e H₂O₂, riuscendo a realizzare una spinta nominale di 0.5N. Oggetto di studio è stata la tesi di uno studente dell’Università di Delft il quale ha realizzato un sistema propulsivo a 3U con l’utilizzo di N₂O ed Etano, affrontato diverse problematiche anche di nostro interesse. Il nostro progetto ha lo scopo di realizzare un’unità propulsiva di 1U, in grado di fornire una spinta di un 1N, e che utilizzi propellenti green.

1.2 Obiettivi

L’obiettivo è studiare la fattibilità di un sistema propulsivo green di ridotte dimensioni per CubeSat, utilizzando le risorse disponibili a livello universitario ovvero risorse a basso costo e facilmente reperibili.

2 Requisiti prodotto

2.1 Requisiti funzionali

- F.1 Il sistema deve essere riaccendibile
- F.2 Il sistema deve essere costruibile dal team, ovvero deve utilizzare tecnologie a cui il team abbia accesso
- F.3 Il sistema deve usare una soluzione di perossido di idrogeno al 90% come ossidante
- F.4 Il sistema deve usare un catalizzatore per iniettare l'ossidante nella camera di combustione
- F.5 Il sistema deve usare un combustibile autopressurizzante
- F.6 Il sistema deve iniettare combustibile in forma gassosa
- F.7 Il sistema non deve usare un combustibile che sia tossico al punto di utilizzare dispositivi avanzati di protezione
- F.8 Il sistema deve usare un combustibile che sia commercialmente disponibile

2.2 Requisiti prestazionali

- P.1 Il sistema deve produrre e sostenere la spinta di 1N
- P.2 Il sistema deve resistere passivamente ad un range di temperatura tra -10 °C e 50 °C
- P.3 Il sistema deve avere un impulso specifico di almeno 250 s
- P.4 Il sistema deve avere un'efficienza di combustione di almeno 90%
- P.5 Il sistema deve avere una vita totale di almeno 1000 s di funzionamento complessivi
- P.6 Il sistema deve resistere alle condizioni termiche per tutta la sua durata di funzionamento
- P.7 Il catalizzatore deve avere una vita totale di almeno 500 s
- P.8 Il sistema deve essere riaccendibile per almeno 100 volte
- P.9 Il sistema deve essere in grado di fornire un impulso minimo di 0.5 Ns
- P.10 Il sistema deve essere in grado di funzionare per almeno 20 secondi prima di raggiungere la massima temperatura ammissibile

2.3 Requisiti di progetto

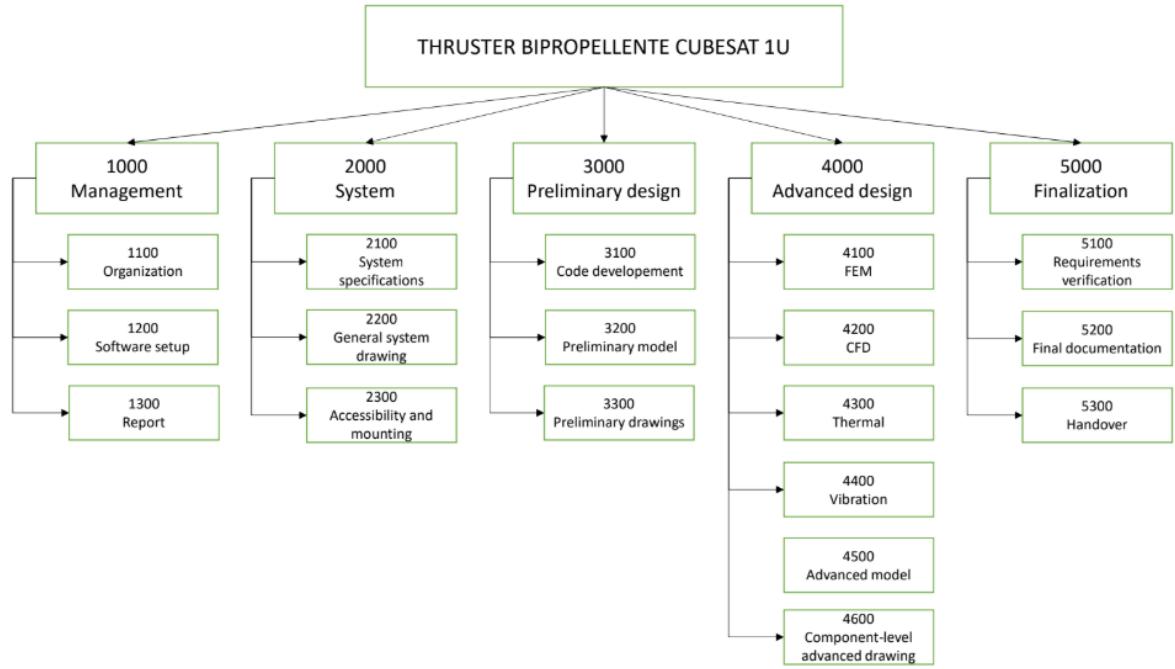
- D.1 Il sistema deve essere interamente contenuto in un'unità CubeSat 1U (100 x 100 x 100 mm)
- D.2 Il sistema deve essere in grado di sopportare 10g di accelerazione
- D.3 Il sistema deve avere una prima frequenza di risonanza minore di 100 Hz
- D.4 Il sistema deve mantenere una temperatura di interfaccia minore di 50 °C

2.4 Requisiti operazionali

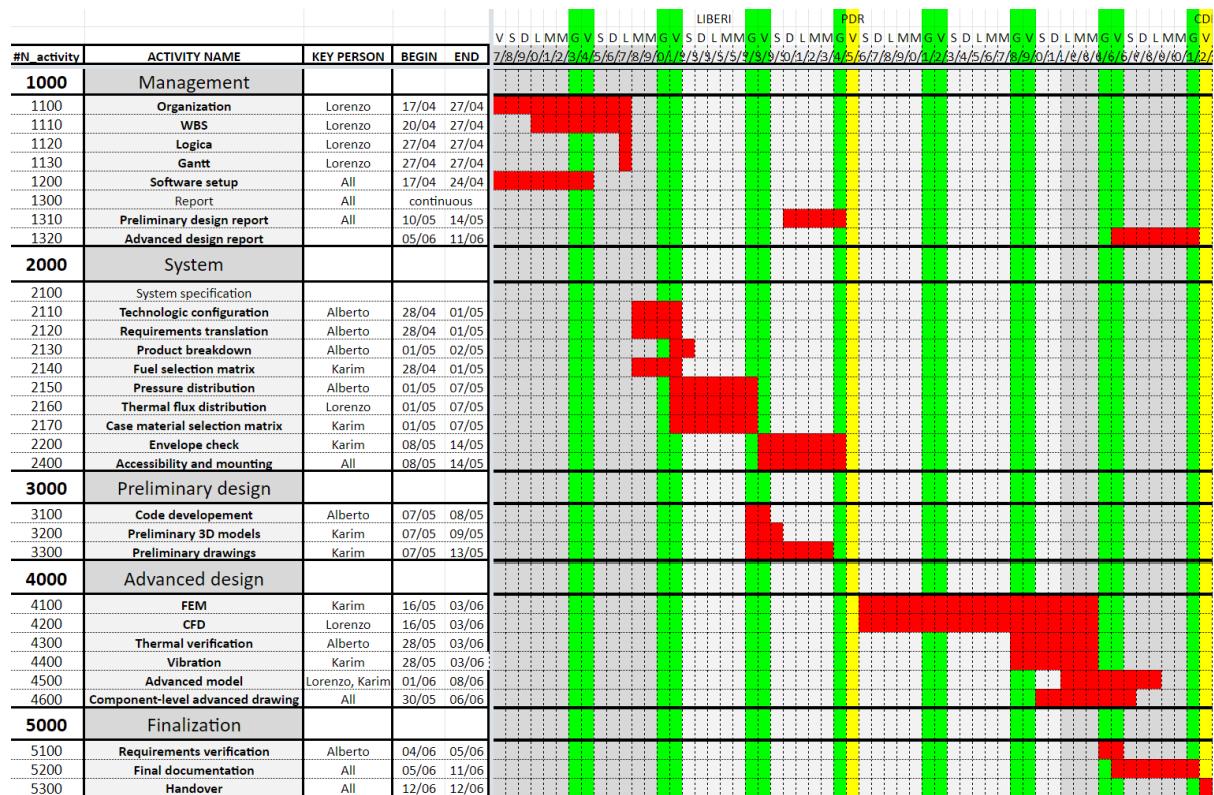
- O.1 Il sistema deve essere in grado di fornire un determinato impulso fornito dal committente
- O.2 Il sistema deve essere inerte non appena viene raggiunto il termine della vita operativa

3 Pianificazione progetto

3.1 Work Breakdown Structure



3.2 Schedule



4 Descrizione Prodotto

4.1 Configurazione prodotto

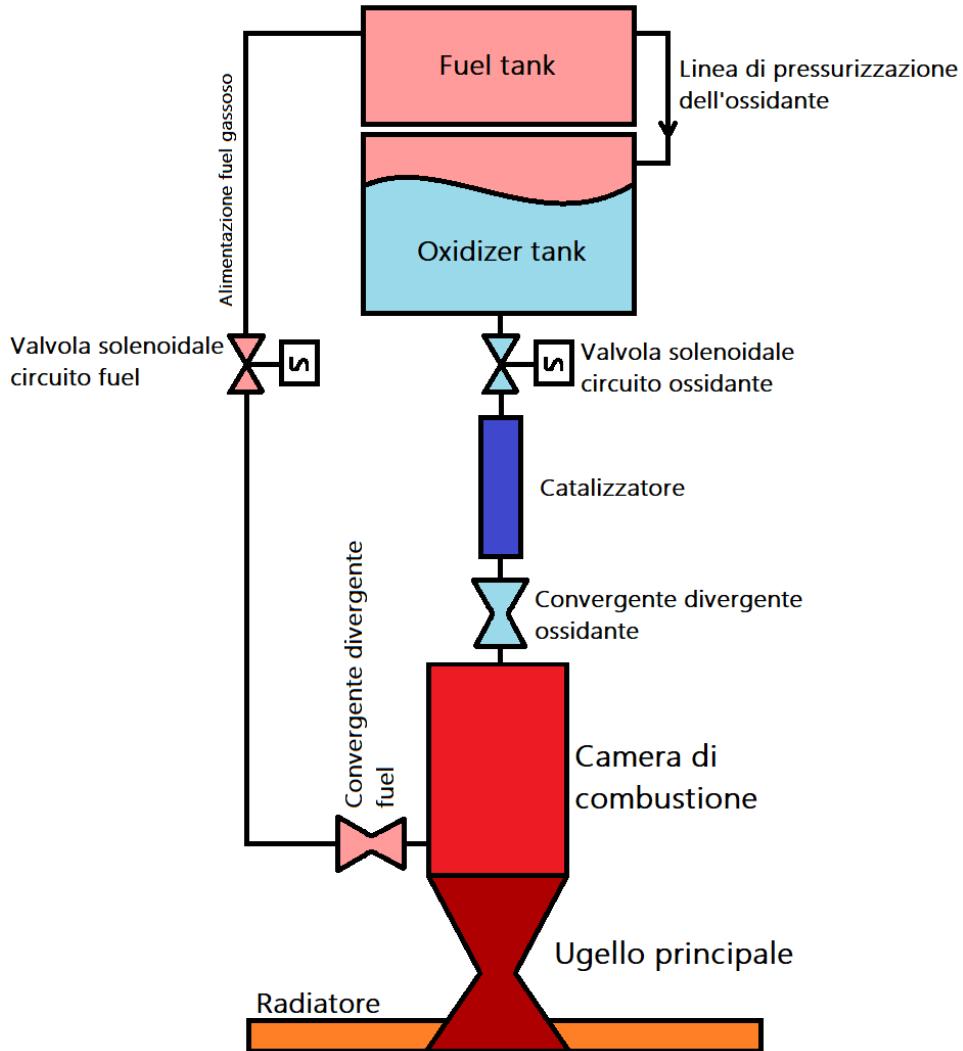


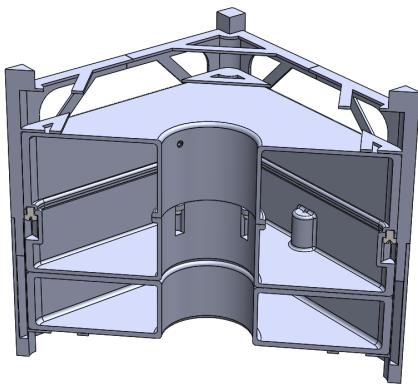
Figura 1: Schema generale di funzionamento dell'unità propulsiva

4.2 Componenti e Interfacce Prodotto

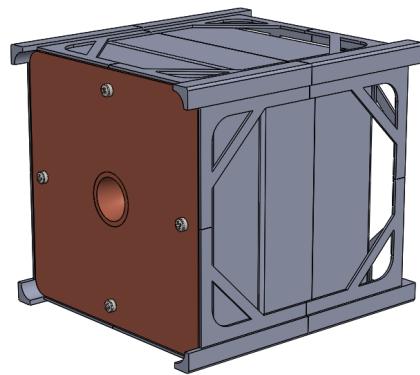
4.2.1 Meccaniche

Il sistema è composto da: serbatoio di ossidante, serbatoio di combustibile, camera di combustione, catalitico, radiatore, valvole, condotti di alimentazione. Spazio libero è disponibile nella porzione superiore per alloggiare eventuale 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, di cui una trattata interiormente per il perossido. Tra le due metà è posto un diaframma. La parte inferiore presenta un foro per l'alimentazione del gas pressurizzante. La parte superiore presenta un foro per l'estrazione di liquido ossidante, e un foro per il riempimento.



(a) Vista in sezione del serbatoio



(b) Fissaggio di radiatore e C.C.

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 in direzione che punta verso la camera di combustione.

Una valvola a perdere collega i due serbatoi. La camera di combustione 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.

Montaggio Si colloca il serbatoio inferiore sulla base inferiore della struttura esterna, in seguito si vanno ad installare le tubazioni (in rosso) e la valvola dell'iniezione del combustibile che saranno poste in un apposito incavo tra i due serbatoi. A questo punto è possibile collegare le tubazioni

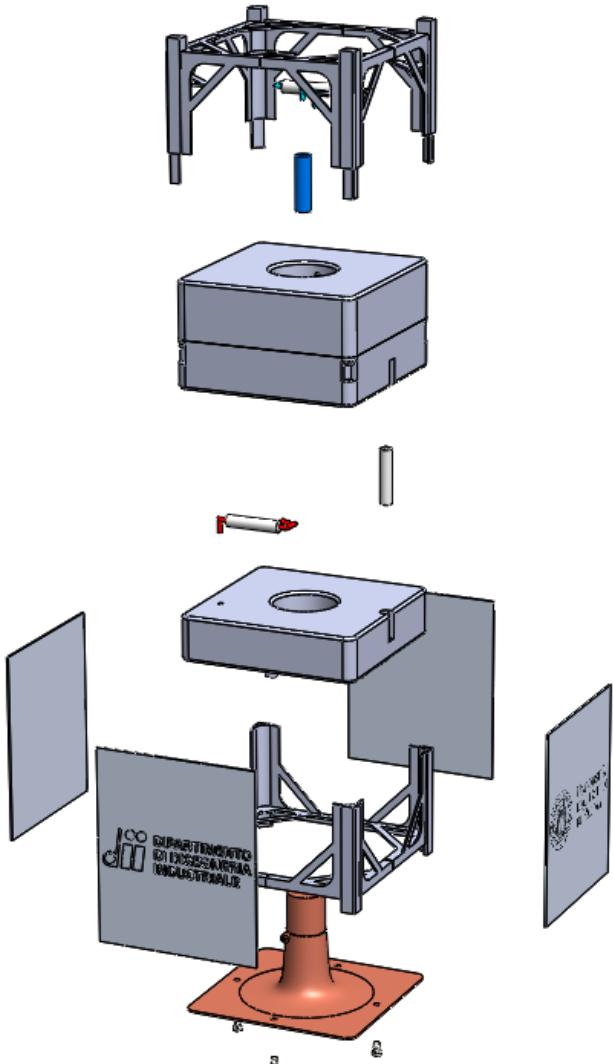


Figura 3: Esploso del sistema

del combustibile alla camera, che è un corpo unico assieme al radiatore. Quest'ultimo verrà poi fissato alla parete inferiore del serbatoio. Separatamente, dopo aver assemblato tra loro le due parti costituenti il serbatoio di ossidante, sarà possibile collocarlo all'interno della struttura, ponendolo esattamente sopra il serbatoio già presente, tenendo però i due a distanza (garantire l'isolamento). Ora è possibile installare il sistema di iniezione dell'ossidante costituito da catalitico, valvola e tubazioni (in celeste). Successivamente colloca la valvola che mette in comunicazione i due serbatoi e che ne permette la presurizzazione, essa si trova a lato in un apposito incavo. In conclusione, si va ad inserire la parte superiore della struttura esterna, vincolando così i serbatoi.

4.2.2 Termiche

Dal punto di vista termico il sistema è divisibile in tre zone con relative componenti:

- Zona di generazione del calore
 - Camera di combustione
 - Ugello
 - Catalitico
- Zona di trasmissione del calore
 - Isolamento
 - Tank
 - Camera - radiatore (conduzione da parete della camera alla faccia del radiatore)
- Zona di dispersione del calore
 - Radiatore

Si riportano i risultati ottenuti per il caso in cui vengano raggiunte le condizioni di temperatura e flussi termici massimi, ovvero quando la durata della manovra permette al sistema di raggiungere la condizione di equilibrio termico.

Nella zona di generazione del calore vengono generati 150 W termici che portano la zona di camera ed ugello ad una temperatura di picco di 850 K. Il radiatore, che è legato alla camera e all'ugello in quanto elemento monoblocco, dissipà il 97% di questa potenza, raggiungendo una temperatura a regime di 765 K. Il 3% del flusso termico prodotto in camera viene irradiato invece verso i serbatoi. L'interfaccia tra camera e tank è gestita da un doppio strato di materiale a bassa emissività. Uno strato è posto a diretto contatto con la camera, un altro strato è direttamente a contatto con il serbatoio.

I bulloni di fissaggio del monoblocco vengono supposti in titanio, sono 4 e condurrebbero 8.8 W termici. Questo flusso termico è riducibile introducendo un'ulteriore disaccoppiamento termico probabilmente polimerico tra filetto maschio e femmina.

4.2.3 Elettriche

Date le dimensioni del serbatoio non è possibile includere nel sistema un EPS. Il sistema è dunque dipendente dalla piattaforma su cui è installato per soddisfare il suo funzionamento. Si rimanda al design preliminare dell'elettronica per ulteriori dettagli 4.6.

4.3 Sistema Propulsivo

4.3.1 Funzionamento

La pressurizzazione dell'intero sistema è dovuta al vapore del combustibile. Il serbatoio dell'ossidante è messo in comunicazione con il serbatoio di combustibile attraverso una valvola di sicurezza che dall'attivazione del sistema in poi rimane aperta. La separazione tra ossidante e gas combustibile pressurizzante è garantita da un diaframma.

Il combustibile viene estratto in forma gassosa dal serbatoio. Il gas combustibile viene iniettato direttamente in camera attraverso un condotto ed infine un orifizio, la cui area è dimensionata per avere flusso soffocato. Una valvola solenoidale elettricamente comandata controlla l'apertura del flusso di gas del combustibile.

L'ossidante viene spinto all'ingresso del catalitico in forma liquida dal gas pressurizzante attraverso un condotto. L'ossidante liquido viene decomposto nel catalitico. L'ossidante decomposto passa per un ugello che ne soffoca la portata gassosa prima di entrare in camera di combustione. Una valvola solenoidale elettricamente comandata controlla l'apertura del flusso di liquido dell'ossidante prima di entrare nel catalitico.

Il serbatoio di ossidante viene isolato quanto più possibile dalla camera di combustione e dal serbatoio del combustibile. Il serbatoio di combustibile deve essere disposto di riscaldatori elettrici per portare il combustibile alla temperatura di partenza necessaria per la manovra. Un riscaldatore va inserito in prossimità dell'estrazione del gas combustibile per garantire la fase gassosa nel condotto. Il radiatore è direttamente connesso alla camera di combustione, e installato sulla parte inferiore del serbatoio del combustibile.

4.3.2 Selezione combustibile

L'obiettivo è trovare la combinazione ossidante-combustibile che raggiunga il massimo impulso totale.

Conseguenze del funzionamento del sistema L'estrazione del gas combustibile comporta un raffreddamento del serbatoio per mantenere il sistema al suo interno in condizioni di saturazione. Il calore latente di vaporizzazione del composto determina la quantità di calore che viene sottratta al combustibile liquido per vaporizzare. La frazione di massa che può essere estratta in un'unica manovra prima di raggiungere la minima temperatura accettabile è dipendente quindi da questo parametro fisico.

Requisiti combustibile Il requisito F.5 è che il combustibile sia auto pressurizzante: la condizione di equilibrio liquido vapore è ad una pressione di vapore accettabile nell'intervallo delle temperature di

sistema. Il requisito di temperatura P.2 esclude tutti i composti criogenici, come ad esempio il metano. Il requisito di maneggiabilità F.7 esclude tutti i composti altamente tossici, come le idrazine.

Candidati I combustibili presi a confronto sono i seguenti:

- Propino
- Propano
- Propilene
- Butano
- Acetilene
- Etilene
- Ammoniaca
- Miscela di propano e butano

Sfruttare una miscela con composti a temperatura di evaporazione diversa in condizioni di auto pressurizzazione comporta una distillazione di un composto rispetto all'altro. Non è possibile garantire l'iniezione gassosa in camera della miscela nel rapporto in cui è stoccati.

Etilene ed acetilene hanno temperature critiche inferiori ai 50 °C, rispettivamente 9.4 °C e 36.2 °C.

	Pressione di vapore @ 50 °C (-10 °C) [bar]	Densità liquido @ 50 °C [kg/m³]	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

Il butano è il composto con pressioni di vapore più basse tra tutti. Queste scendono sotto la pressione atmosferica e, in vista di effettuare test di fuoco a terra, sono insufficienti.

L'ammoniaca è una sostanza tossica pericolosa. Inoltre, ha un calore latente di vaporizzazione tre volte superiore agli altri candidati.

Si ricorre al termochimico cpropep per il confronto delle prestazioni di combustione per propano, propilene e propino.

Trattandosi di un CubeSat, il volume è il vincolo dimensionale principe. La combinazione ossidante combustibile vincente garantisce il massimo impulso totale a parità di volume: ciò corrisponde al prodotto tra velocità caratteristica, coefficiente di spinta nel vuoto e densità della miscela (dipendente dal rapporto O/F). La velocità caratteristica c^* e il rapporto tra i calori specifici dei prodotti della combustione k saranno estratti dal termochimico per ogni combinazione di O/F e pressione operativa (determinata dalla temperatura del combustibile nel serbatoio). Per il coefficiente di spinta e per la densità si utilizzano rispettivamente la formula classica per il coefficiente ideale di spinta nel vuoto e la media pesata delle densità dei due composti.

$$I_{\text{vol}} = \frac{I_{\text{tot}}}{V_{\text{prop}}} = c^* \cdot c_F(k, \epsilon) \cdot \rho(O/F) \quad (1)$$

Per questo studio preliminare, la caduta di pressione è stimata come il 20% di quella del serbatoio. Il rapporto di espansione tra area di gola e area di uscita imposto per il calcolo del coefficiente di spinta è di 110. Viene stimato il valore di impulso specifico volumetrico secondo l'equazione 1.

Viene determinata anche la temperatura di fiamma per un ulteriore confronto.

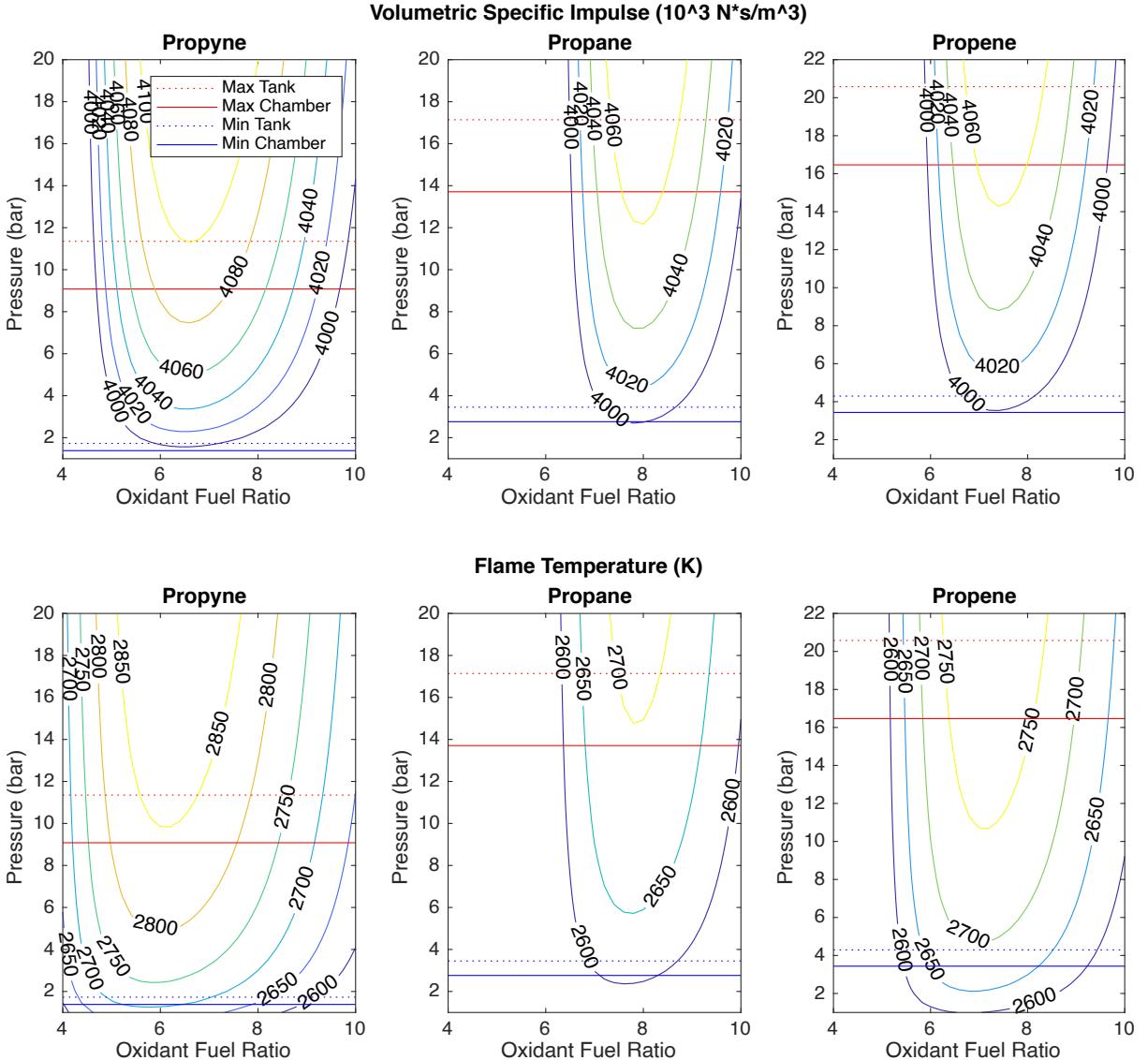


Figura 4: Confronto tra propino, propano e propilene di impulso specifico volumetrico e temperatura di fiamma. I grafici sono costruiti fornendo in input a `cpropep` pressione operativa e rapporto O/F con la combinazione delle masse dei composti. L'unità di misura equivalente nel primo confronto è il N s/litro, utile considerando che il volume 1U è di esattamente un litro. Le linee continue orizzontali rappresentano le pressioni stimate in camera di combustione dovute a temperatura di serbatoio minima e massima.

Il propino permette di avere simile impulso specifico volumetrico a pressioni più basse nell'intervallo di funzionamento, con conseguenti spessori del serbatoio inferiori. Dato che il sistema prevede l'uso di un

radiatore per mantenere l'equilibrio termico, la temperatura di fiamma più alta rispetto agli altri due candidati è un fattore di minore importanza.

Un altro aspetto da tenere in considerazione è l'effetto del calore latente di vaporizzazione. Ricavando i profili di svuotamento di un serbatoio saturo con estrazione di massa gassosa si ottiene la massima massa estraibile per l'intervallo di temperature consentito.

Per manovra con riscaldamento preventivo a 50 °C e svuotamento fino al raggiungimento della temperatura minima di -10 °C, il propino consente di estrarre il 25% della massa, il propano il 37% e il propilene il 36%. Si noti come questi risultati siano proporzionali ai calori latenti di vaporizzazione in tabella 1.

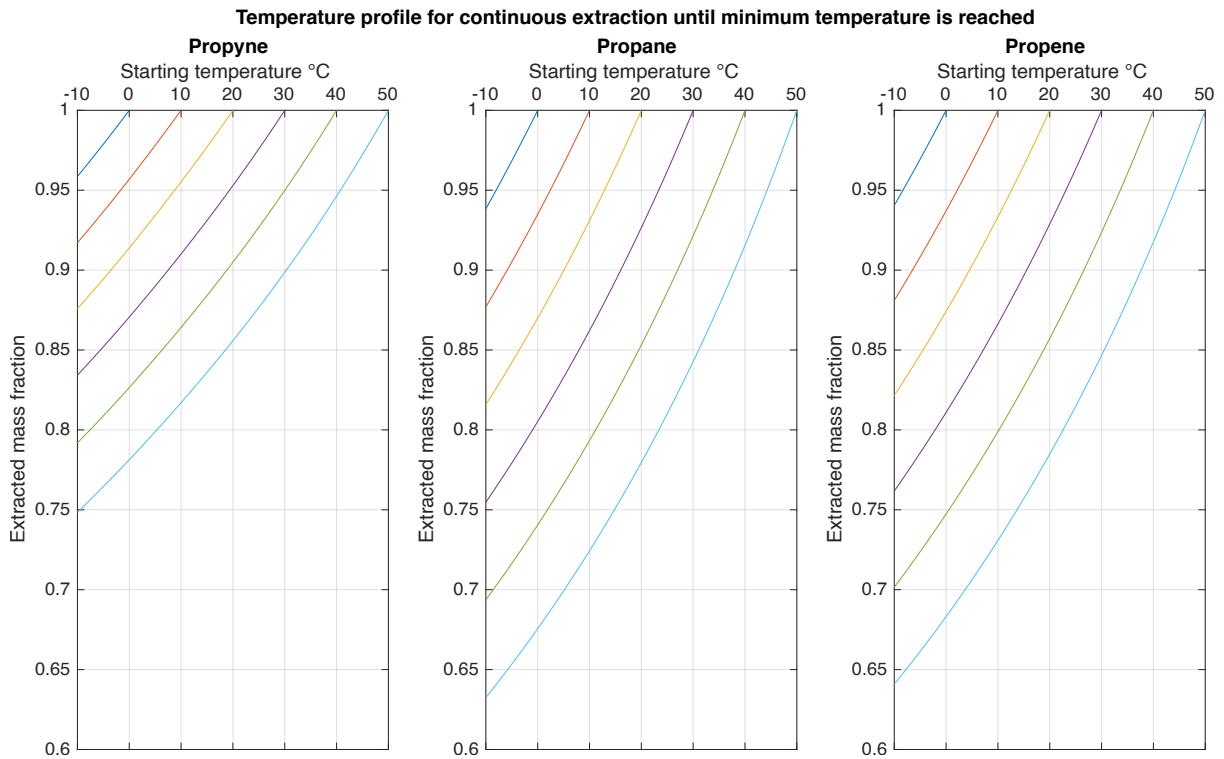


Figura 5: Le curve rappresentano il profilo di estrazione di massa gassosa da un serbatoio con liquido in condizioni sature.

Il limite di massa estraibile è intrinseco alla modalità di funzionamento del sistema di estrazione gassosa. Se l'estrazione del combustibile è in forma liquida, è possibile estrarre tutta la massa senza raggiungere la temperatura minima, anche a temperature di partenza più basse dei 50 °C. Un sistema di questo tipo richiede tuttavia un controllo delle due fasi del combustibile più complesso e viene tenuto come soluzione di backup.

In tutti e tre i casi la manovra con durata minima di impulso di 20 secondi è garantita fino a un certo livello di svuotamento del serbatoio. Si rimanda alla sezione sulle manovre per i dettagli si veda 4.3.6.

Il propino viene scelto come combustibile per il sistema in vista di massimizzare l'impulso totale.

4.3.3 Fluidica

Il sistema con estrazione gassosa di combustibile non ha un funzionamento di regime.

Durante la manovra il serbatoio di combustibile si raffredda. Ciononostante è possibile eseguire manovre con prevedibilità studiando il comportamento del sistema in tutto l'intervallo di funzionamento. La variabile che determina l'intero funzionamento del sistema è la temperatura del serbatoio di combustibile. Scelta come temperatura di funzionamento media del sistema quella di 20 °C, la pressione del serbatoio, pari alla pressione di vaporizzazione, è nota e pari a 5.0 bar [12]. Tale pressione dirige il gas combustibile in camera e spinge il liquido ossidante nel letto catalitico.

Il sistema è dimensionato per avere come condizione intermedia di funzionamento il valore di spinta del requisito di 1 N e il rapporto O/F intorno alla condizione di ottimo per l'impulso totale, pari a 6.5 per il propino.

Combustibile La portata di combustibile è determinata dalla pressione e temperatura statiche a cui si trova il serbatoio secondo la legge per l'iniettore gassoso soffocato:

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

Per avere soffocamento si progetta l'iniettore con un divergente in uscita, lungo il quale vi sarà un'onda d'urto, dato che la pressione in camera sarà inferiore alla pressione del serbatoio ma superiore alla pressione critica presente in gola. La dimensione dell'area dell'orifizio determina la portata che il sistema realizza.

Catalitico La portata di ossidante è determinata dalla caduta di pressione dovuta al catalitico. In letteratura non sono stati trovati esempi di caratterizzazione di un catalizzatore di perossido di idrogeno per un motore di piccola scala. È stato seguito il modello presentato in appendice C da Koopmans et al. [2] per una prima stima del comportamento nel catalitico del fluido bifasico. Una campagna di test per caratterizzare il catalitico è necessaria.

Per le equazioni di Tallmadge sono state prese particelle sferiche di diametro D_p 2 mm, diametro del condotto di 5.3 mm e lunghezza del catalitico di 25 mm. Il coefficiente di vuoto ϵ risulta 0.497. La viscosità del liquido è stata presa pari a $1.2 \cdot 10^{-3} Pa \cdot s$ [7], mentre la viscosità del gas decomposto è stimata pari a $4.1 \cdot 10^{-5} Pa \cdot s$, secondo la legge di Sutherland (stesso procedimento dell'appendice A, con le frazioni molari di acqua e ossigeno risultanti dal catalitico). Per il calcolo del parametro C delle equazioni di Tallmadge si è usato il valore della tensione superficiale del perossido[6] pari a $79 \text{ dyn/cm} = 0.079 \text{ N/m}$. La temperatura di decomposizione del perossido di idrogeno è di 1020 K.

La caduta di pressione dipende dalla portata specifica passante per il catalitico e dalla pressione a monte dello stesso. Se la portata specifica dipende dalla pressione a valle del catalitico (è soffocata), per trovare le condizioni di equilibrio è necessario iterare secondo lo schema seguente per ogni pressione del serbatoio, in modo da caratterizzare il sistema in tutti i suoi possibili stati.

Condizioni iniziali

- Pressione a valle di primo tentativo: 77% pressione a monte

Iterazione fino a errore $< 0.1 Pa$

- Portata specifica soffocata G_O^*
- Portata specifica nel condotto con rapporto tra aree $G_O = G^* \cdot A_{inj,O}/A_{Cat}$;
- Densità del gas: legge di stato con massa molare M_{mol} in frazioni di acqua 0.7 e ossigeno 0.3;
- Equazioni di Tallmadge per un catalitico con distribuzione di titolo lineare $\frac{\Delta P}{L}$
- Caduta di pressione ΔP , moltiplico risultato Tallmadge per lunghezza catalitico
- Errore $d\Delta P$: differenza tra nuova caduta di pressione calcolata e caduta del passo precedente
- Nuova pressione a valle del catalitico $P_{Cat,i+1} = P_{Cat,i} - d\Delta P$

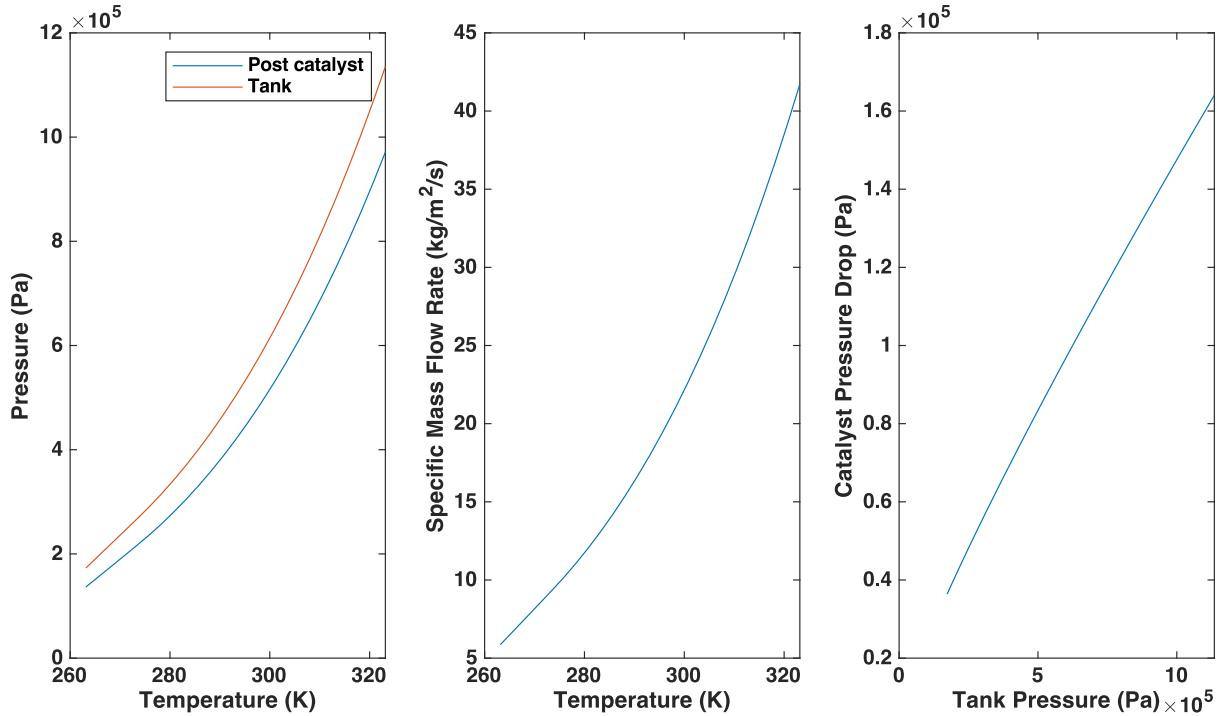


Figura 6: Nella figura a sinistra sono presentate le pressioni del serbatoio e le pressioni del catalitico. La figura centrale mostra che il flusso specifico passante per il catalitico è inferiore a $20 \text{ kg m}^{-2} \text{s}^{-1}$: la campagna di test deve verificare se è accettabile. Come si vede nella figura a destra, la caduta di pressione secondo questo modello è quasi lineare con la pressione a monte.

La campagna di test per il catalitico si dovrà concentrare sul realizzare una caduta di pressione minore possibile garantendo il funzionamento del catalitico in ogni condizione di pressione a monte. Un catalitico più tozzo è realizzabile veicolando il moto del flusso in superfici inferiori con dei dischi interni o con una geometria interna del catalitico non a tubo.

Ricavando flusso specifico e caduta di pressione per ogni condizione operativa (temperatura del serbatoio di combustibile) è possibile caratterizzare il flusso nel tratto di ossidante. È sufficiente produrre i dati in figura 6 per procedere con il resto del metodo di risoluzione presentato.

4.3.4 Dimensionamento preliminare

Per fare in modo che la camera e i due percorsi di iniezione siano disaccoppiati, si effettua l'iniezione con un orifizio a forma convergente divergente. Se la pressione statica in camera è inferiore alla pressione subsonica limite del divergente dell'ossidante, pari al 99.8% della pressione del catalitico per un divergente con rapporto di espansione 10, allora il flusso è soffocato con accettabile perdita di carico.

Le perdite per attrito (moto di Fanno) nel dotto di gas combustibile con diametro pari a quello dei dotti della valvola (1.6 mm) sono inferiori al millibar: si può quindi considerare come pressione statica all'iniezione del combustibile gassoso una uguale a quella del serbatoio, pari a 5.0 bar. La temperatura del gas è supposta pari alla temperatura del serbatoio: 293.15 K.

$$G_F = \frac{\dot{m}_F}{A_{F*}} = \Gamma_{C3H4}(1.25) \cdot \frac{p_{0F}}{\sqrt{T_{0F}}} = \Gamma_{C3H4}(1.25) \cdot \frac{5.0 \cdot 10^5 Pa}{\sqrt{293.15 K}} = 3498 \frac{kg}{m^2 \cdot s}$$

La perdita di pressione nel catalitico nella condizione intermedia risulta, con la caratterizzazione preliminare con equazioni di Tallmadge, tale per cui la pressione statica a valle del catalitico è di 4.2 bar. La temperatura del gas ossidante è quella risultante dalla temperatura di decomposizione del perossido di idrogeno al 90% risultante dal termochimico: 1020 K.

$$G_O = \frac{\dot{m}_O}{A_{O*}} = \Gamma_{ProdCat} \cdot \frac{p_{0Cat}}{\sqrt{T_{0Cat}}} = \Gamma_{ProdCat}(1.266) \cdot \frac{4.2 \cdot 10^5 Pa}{\sqrt{1020 K}} = 1080 \frac{kg}{m^2 \cdot s}$$

Scelta una pressione in camera pari a 4.0 bar (perdita del 5% rispetto al catalitico), e scelto 6.5 come O/F ottimale (condizione di picco per impulso specifico volumetrico), il termochimico individua la velocità caratteristica, pari a 1605 m/s.

Il requisito di spinta viene quindi utilizzato per individuare l'area di gola di uscita. Il rapporto d'espansione con l'area di uscita è di 110. Il coefficiente di spinta è calcolato per scarico nel vuoto con il rapporto tra calori specifici della combustione perossido propino, calcolato dal termochimico e pari in queste condizioni a 1.18. Come fattore di sicurezza sulla spinta è stato preso 1.1, mentre l'efficienza di combustione, per questa prima fase di dimensionamento, è supposta al minimo consentito dai requisiti di 0.9.

$$A_t = \frac{S \cdot FoS}{\eta_c \cdot c_F \cdot p_{cc}} = \frac{1N \cdot 1.1}{0.9 \cdot 1.98 \cdot 4.0 \cdot 10^5 Pa} = 1,54 \cdot 10^{-6} m^2 \quad (D_t = 1,4mm)$$

La portata invece si ricava dalla definizione operativa della velocità caratteristica:

$$\dot{m} = \frac{p_{cc} \cdot A_t}{c^*} = \frac{4.0 \cdot 10^5 Pa \cdot 10^{-6} m^2}{1605 m/s} = 0,38 g/s$$

Le portate di ossidante e combustibile sono imposte dal rapporto O/F voluto:

$$\dot{m}_F = \frac{\dot{m}}{1 + O/F} = \frac{0,38}{1 + 6.5} = 0,05 g/s$$

$$\dot{m}_O = \dot{m} - \dot{m}_F = 0,33 g/s$$

Le aree degli orifizi sono facilmente ricavate:

$$A_F = \frac{\dot{m}_F}{G_F} = \frac{0,05 \cdot 10^{-3} kg/s}{3498 kg/m^2/s} = 1,46 \cdot 10^{-8} m^2 \quad (d_F = 0.136 mm)$$

$$A_O = \frac{\dot{m}_O}{G_O} = \frac{0,33 \cdot 10^{-3} \text{ kg/s}}{1080 \text{ kg/m}^2/\text{s}} = 30,8 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2 \quad (d_O = 0,626 \text{ mm})$$

La lunghezza caratteristica pari a 1.7 m viene introdotta per il calcolo del volume della camera:

$$V_{cc} = A_t \cdot L^* = 1,54 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot 1,7 \text{ m} = 2,6 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3$$

Un rapporto di espansione pari a quello esterno viene preso per il diametro interno pari a quello esterno di 15 mm. La lunghezza minima della camera risulta dunque:

$$L_{min} = \frac{V_{cc}}{A_{cc}} = \frac{2,6 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3}{1,6 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2} = 15,5 \text{ mm}$$

Per verificare che la combustione avvenga interamente, si preferisce allungare la camera in questa fase preliminare e portarla a 25 mm. In fase di CDR con il software CFD si ottimizzerà la forma cercando di accorciare la camera.

4.3.5 Caratterizzazione sistema

In tutto l'intervallo di funzionamento del sistema il rapporto O/F non è costante.

La portata di ossidante segue quasi linearmente la pressione del serbatoio, conseguenza della quasi linearità della perdita di pressione dovuta al catalitico (figura 6 destra) e della costanza della temperatura di decomposizione del perossido, indipendente dalla condizione a monte.

La portata di combustibile dipende invece linearmente dalla pressione del serbatoio, ma la radice della temperatura statica al denominatore cambia da un estremo all'altro dell'intervallo.

Ricavando un vettore di portate specifiche per unità d'area con l'equazione 2 per tutto l'intervallo operativo:

- Combustibile: vettore temperature da -10 a 50 °C, vettore pressioni pari a pressioni serbatoio;
- Ossidante: temperatura costante a 1020 K, vettore pressioni pari a pressioni a valle del catalitico (dipendenti dalla temperatura del serbatoio).

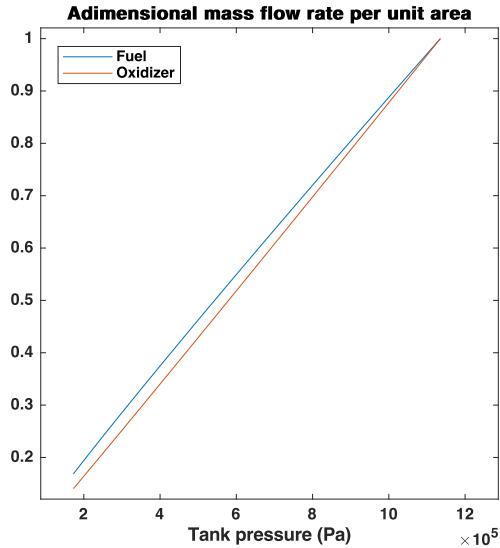
e dividendo rispetto al valore massimo a 50 °C, si nota questo aspetto in figura 7a.

Moltiplicando i due vettori di portate specifiche con le rispettive aree degli orifizi, si può studiare l'andamento del rapporto O/F. La conseguenza è che il rapporto O/F realizzabile invece di essere un valore costante oscilla tra 5.8 e 7.0 (vedi figura 7b). Nella sezione sulle prestazioni verrà analizzato questo aspetto e come arginarlo.

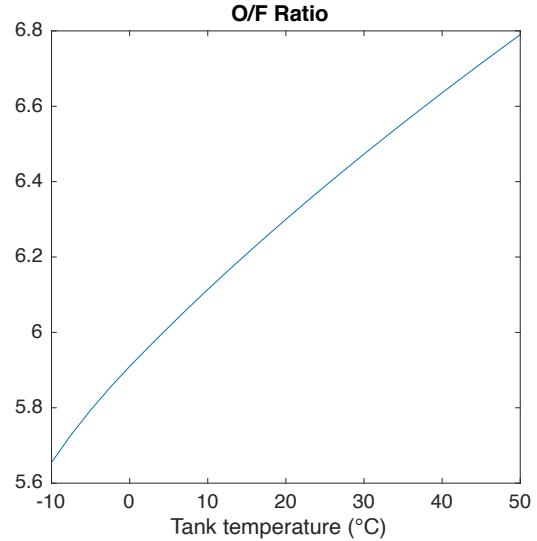
Un rapporto variabile di combustibile-ossidante comporta una variabilità di alcuni parametri che per il dimensionamento preliminare si sono considerati costanti, in particolare velocità caratteristica e rapporto tra calori specifici, dunque impulso specifico. Ciò significa che per ogni stato di funzionamento devono essere individuati il rapporto O/F, la velocità caratteristica, la pressione della camera di combustione e l'impulso specifico per trovare la spinta che il sistema eroga.

Sempre con l'aiuto del termochimico, vista l'interdipendenza tra velocità caratteristica e pressione della camera di combustione, si è sviluppato un algoritmo iterativo che individua queste variabili a partire dalla condizione di pressione del serbatoio.

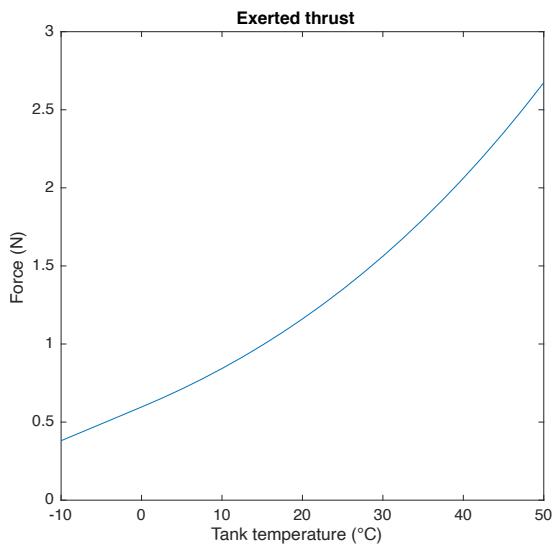
Iterando su ogni pressione, condizioni iniziali:



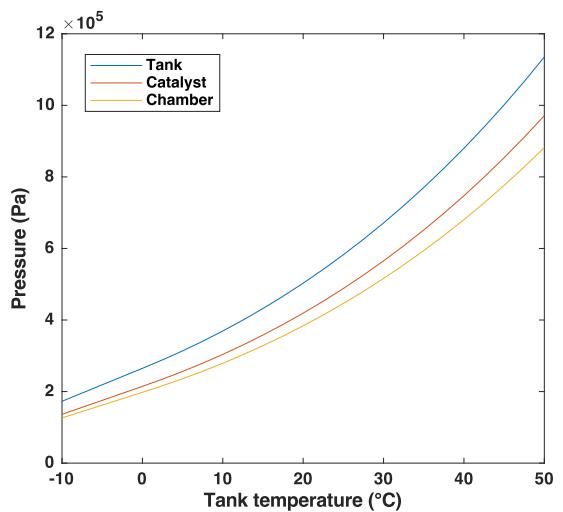
(a) Flussi specifici adimensionali per combustibile e ossidante. Il flusso dell'ossidante è quasi lineare con la pressione. Il flusso di combustibile presenta una deviazione dalla linearità.



(b) Conseguenza della non linearità del flusso di combustibile: il rapporto O/F varia in un intervallo piuttosto ampio, pari a 6.5 ± 0.6



(c) La spinta esercitata ha grande variabilità, e oscilla tra 0.4 N e 2.7 N



(d) Andamento delle pressioni di serbatoio, catalitico e camera di combustione

Figura 7

- Pressione in camera di primo tentativo: pressione a valle del catalitico

Iterazione annidata fino a quando Δp non è inferiore a una certa tolleranza:

- Estrarre da cpropep la velocità caratteristica c_i^* , dati pressione in camera $p_{cc,i}$, rapporto di espansione ε , rapporto O/F corrispondente alla pressione del serbatoio
- Differenza di pressione $\Delta p = \frac{\dot{m} \cdot c_i^*}{A_t} - p_{cc,i}$
- Nuova pressione $p_{cc,i+1} = p_{cc,i} + \Delta p$

Una volta trovate pressione e velocità caratteristica finali si calcola, sempre con `cpropep`, l'impulso specifico.

La spinta è dunque data semplicemente da:

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

ma esplicitando le dipendenze:

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

La variabilità della spinta è evidenziata in figura 7c.

4.3.6 Prestazioni

Le prestazioni di una manovra dipendono essenzialmente dalla massa iniziale, dalla temperatura iniziale e dalla temperatura finale post manovra del serbatoio. In questa analisi prestazionale si è supposto il totale isolamento del serbatoio dal resto del sistema, e dunque il calore sottratto al liquido combustibile non viene recuperato in alcun modo. In realtà una parte di calore della camera raggiunge il serbatoio, allungando la durata delle manovre realizzabili.

L'informazione della curva di svuotamento del serbatoio (figura 5) viene impiegata per stabilire l'evoluzione della temperatura nel tempo secondo il seguente algoritmo:

Condizioni iniziali:

- Temperatura iniziale del serbatoio $T_{0T}(t_0)$
- Massa iniziale di combustibile nel serbatoio $m_{0F} = m_F(t_0)$

Iterazione fino a: tempo desiderato, temperatura minima o frazione di massa estratta

- Pressione statica serbatoio $p_{0T}(T_{0T})$
- Portata specifica $G_F(t)$ a pressione statica $p_{0T}(t)$ e temperatura $T_{0T}(t)$
- Portata uscente dal serbatoio $\dot{m}_F(t)$
- Massa uscita nell'intervallo di tempo dt
- Frazione di massa rimanente $\frac{m_F(t)}{m_{0F}}(t + dt)$
- Interpolazione curva per temperatura nuova $T_{0F}(t + dt)$

Si ottiene con questo algoritmo il profilo di spinta per una manovra date le condizioni iniziali menzionate e un criterio di interruzione. Il sistema, per suo intrinseco funzionamento, in ogni stato ha un massimo impulso realizzabile, corrispondente ad una manovra di svuotamento fino a raggiungere la temperatura minima di -10°C.

Se si suppone di eseguire una manovra di svuotamento da una certa temperatura e massa di partenza a -10 °C, si possono produrre due grafici in figura 8 che mostrano le massime manovre realizzabili a partire da ogni condizione di partenza.

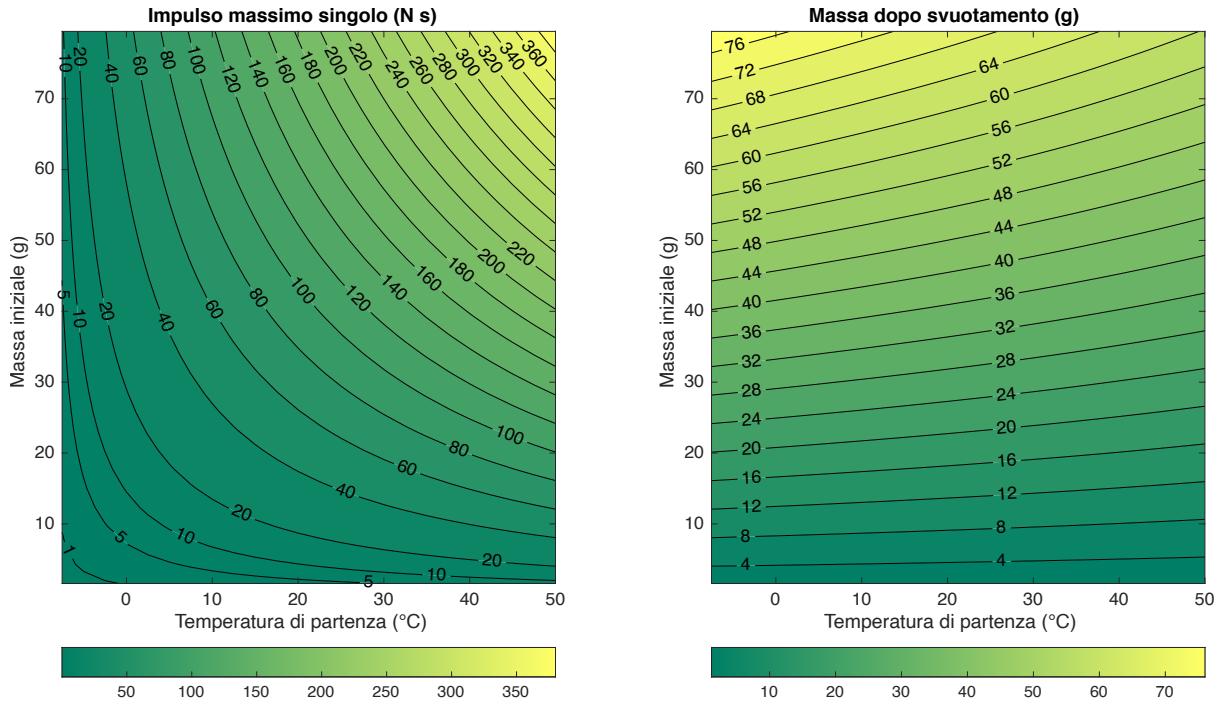


Figura 8: Impulso massimo per manovre continue di svuotamento fino a -10 °C e massa rimanente a fine manovra. La massa iniziale è supposta di 80 g, corrispondente a un riempimento di un volume di serbatoi complessivo di 0.5 L con rapporto tra le masse di ossidante e combustibile pari a 6.5.

Dal punto di vista operativo, il parametro richiesto dalla piattaforma per una manovra è l’impulso della manovra. Il controllo può tuttavia essere svolto solamente con due azioni: apertura e chiusura delle valvole ed accensione e spegnimento del riscaldatore per innalzare la temperatura del combustibile. Il software di bordo dovrà essere in grado di trovare, in base alla tempestività, al valore dell’impulso e alla massa presente nel serbatoio, il compromesso più opportuno per la manovra.

Manovra ideale La manovra più efficiente dato un requisito di impulso è data da quella che ha come media integrale del rapporto O/F quello ottimale individuato di 6.5. Il software calcola l’intervallo di temperature che per una manovra di una certa durata ha come spinta media il rapporto tra impulso voluto e durata, e come rapporto O/F il valore di 6.5. Successivamente viene attivato il riscaldatore fino a raggiungere la temperatura voluta. La valvola viene azionata e, una volta raggiunta la temperatura finale dell’intervallo, la valvola viene chiusa.

Manovra generica La condizione di O/F medio ottimale non è necessaria al funzionamento del sistema: per un dato impulso, minore di quello massimo realizzabile, e una temperatura di partenza, vi è una manovra con intervallo di temperature tale da realizzare l’impulso voluto. La differenza tra le manovre sta nel tempo di esecuzione (minore per temperature di partenza più alte) e nella prestazione (rapporto O/F diverso dall’ottimale).

Tempo per riscaldamento Per scaldare la massa contenuta all’interno del serbatoio è necessario l’utilizzo di un riscaldatore attivo, supposto con potenza di 5 W. Per stimare la quantità di calore

necessaria per passare dalla minima alla massima temperatura si sono usate le seguenti:

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

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

Nel caso peggiore, a serbatoio pieno e differenza di temperatura di 60 °C, un riscaldatore con potenza di 5 W impiega 37 minuti, ovvero circa metà orbita LEO, a portare il serbatoio alla temperatura massima.

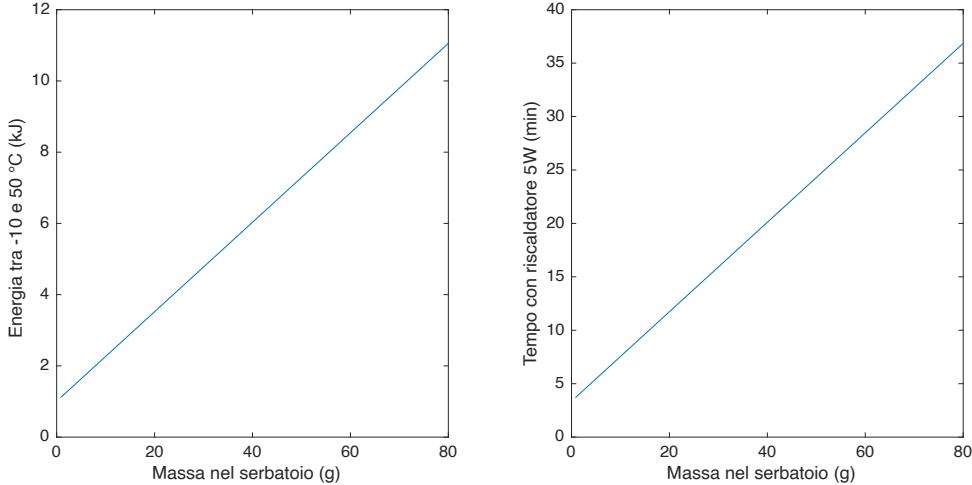


Figura 9: Riscaldamento del combustibile dalla minima alla massima temperatura per una massa da 0 a 80 g. A sinistra la differenza di energia dei due stati, a destra il tempo per passare dal primo al secondo stato con un riscaldatore da 5 W.

Storia delle manovre L'impulso totale erogato dal sistema propulsivo è dipendente dalla storia delle manovre che si effettuano. Il massimo impulso si otterrebbe per manovre di breve durata con O/F medio vicino a quello ottimale, e corrisponderebbe al prodotto tra il volume disponibile per ossidante e combustibile e l'impulso specifico volumetrico individuato nella sezione *Scelta del combustibile*. Tuttavia, essendo un motore chimico, possono essere richieste manovre di impulsi sostanziosi (superiori a 200 N s) che escludono tale possibilità.

Serie di manovre massime Trascurando il tempo necessario a riscaldare il serbatoio fino alla temperatura di 50 °C e effettuando manovre fino alla temperatura minima, con il design finora delineato, le prestazioni possono essere riassunte in figura 10.

Come si nota: la spinta media è quella del requisito, 1 N; la manovra con massimo impulso è di 400 N s; il rapporto O/F medio è 6.4, inferiore a quello di design; l'impulso specifico medio è sempre superiore al minimo requisito impostato; massa di combustibile e di ossidante non lasciano residui; il numero massimo di manovre di questo tipo è 16, con impulso decrescente mano a mano che si svuota il serbatoio, in accordo con lo studio di figura 8.

L'abbassamento di prestazione sia di spinta (era stato posto un fattore di sicurezza, quindi la spinta media dovrebbe essere 10% in più) che di rapporto O/F è dovuto al fatto che, mentre la condizione media assoluta di temperatura è di 20 °C, la media integrale nel tempo della temperatura è di 15 °C. Ciò è dovuto al fatto che a temperature più basse la portata è inferiore, e quindi il tempo necessario per svuotare la stessa frazione di massa si allunga.

Per ovviare a questo problema, in vista di svolgere questo tipo di manovre (massime), si può alzare il rapporto O/F di design preliminare, in modo da ottenere quello ottimale in fase prestazionale, oppure restringere l'intervallo di temperature per la manovra, in modo da riportare la temperatura media nel tempo alla temperatura media operativa.

La prima tra le due strategie di compensazione (design con O/F a 20 °C di 6.6) permette di portare l'impulso totale del sistema con questo tipo di serie di manovre da 1580 N s a 1582 N s (differenza marginale). Il volume libero stimato è di 0,005 m³.

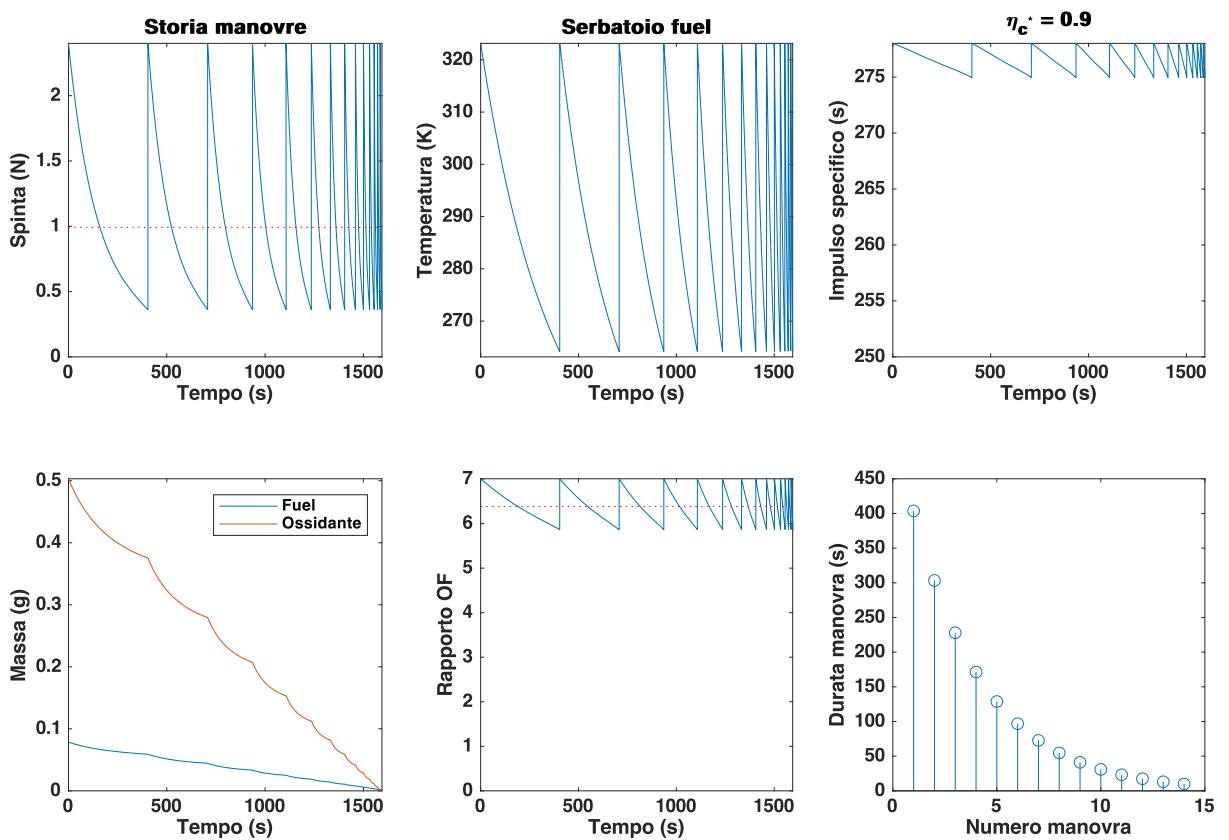


Figura 10: I grafici riassumono l'andamento delle diverse grandezze nel tempo. I punti di discontinuità sostituiscono il tempo necessario a riportare la temperatura del serbatoio alla massima (vedi figura 9).

Significato di O/F ottimale Avendo progettato il sistema per lavorare ad un dato O/F ad una temperatura prestabilita, lo si colloca nel grafico di impulso specifico volumetrico come una curva, in figura 11. La curva ideale sarebbe una curva che segue il massimo impulso specifico volumetrico ad ogni pressione del sistema, corrispondente ad una curva quasi verticale. Ciò tuttavia non è realizzabile con il funzionamento del sistema progettato.

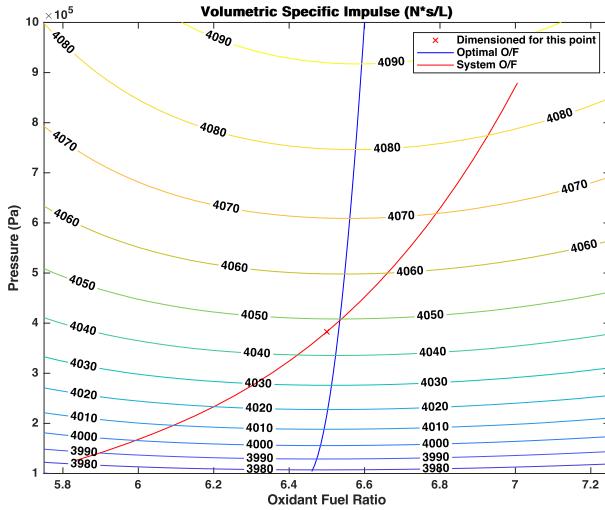


Figura 11: La curva in blu indica il valore di O/F ottimale per ogni pressione. La curva in rosso indica l'andamento del rapporto O/F con il dimensionamento effettuato per il sistema

È stato scelto per la PDR un rapporto medio O/F che minimizza la differenza con la curva di O/F ottimale in tutto il range di temperature e pressioni a cui il sistema si può trovare, in particolare per minimizzare i residui.

4.3.7 Residui

A seconda della temperatura media operativa, e quindi del rapporto medio di O/F, le masse di combustibile ed ossidante possono non essere estratte in modo coerente con il rapporto in cui sono stoccate. La seguente tabella mostra, in base alla scelta di rapporto in cui vengono progettati i serbatoi, gli eventuali residui nei casi estremi in cui si operi (n.b. nella massa di combustibile non è inclusa quella necessaria a riempire i volumi per pressurizzare il sistema):

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

Una volta esaurita una delle due componenti, il motore può funzionare a prestazioni più basse: come gas freddo, nel caso in cui vi sia residuo di combustibile; come monopropellente a base di acqua e ossigeno nel caso di ossidante.

4.3.8 Impulso minimo

Il requisito di impulso minimo erogabile è soddisfatto se il sistema riesce ad accendersi e spegnersi nel tempo di:

$$\tau = \frac{I_{min}}{S_{max}} = \frac{0.5}{2.6} = 192ms$$

Dati i piccoli volumi in gioco il riempimento e lo svuotamento sono nettamente inferiori al tempo individuato. L'unico parametro su cui porre attenzione è l'azionamento della valvola che, da dati tecnici[1], richiede 4 ms in apertura e in chiusura.

4.4 Design Meccanico

4.4.1 Camera di combustione

Il design strutturale dell'intero CubeSat è iniziato dalla camera di combustione, elemento più importante dell'intero sistema propulsivo. A seguito dei dati estrapolati da modelli preliminari di gas dinamica monodimensionale, è stato possibile definire diametro e lunghezza della camera, allo stesso modo sono state definite le dimensioni di sezione di gola e di uscita dell'ugello.

Inizialmente è stata presa in considerazione l'idea di sfruttare un canale rigenerativo all'interno della parete della camera in cui scorresse l'ossidante, questo limitando la scelta dei possibili materiali impiegabili poiché vi era il vincolo di compatibilità con l' H_2O_2 .

Avendo abbandonato questa tecnica, una più ampia lista di materiali è stata presa in esame, focalizzandosi però su un materiale che fosse in grado di sopportare elevate temperature, che avesse un buon coefficiente di scambio termico e che fosse utilizzabile in tecniche di additive manufacturing. La scelta è quindi ricaduta su una particolare lega di rame la **CuNi2SiCr**, che offre un'ottima combinazione di condutività termica accompagnata da una buona rigidità, anche a temperature elevate[13].

La necessità di sfruttare al meglio gli spazi ha portato a collocare la camera di combustione al centro del serbatoio, cercando di minimizzare il più possibile la separazione con i serbatoi, compatibilmente con la necessità di isolarli al meglio. Si è deciso di collocare la valvola e i tubi di alimentazione del combustibile tra i due serbatoi, in un apposito incavo e non verticalmente tra camera e serbatoio.

4.4.2 Serbatoi

Il secondo problema preso in esame è stato lo stoccaggio di combustibile e ossidante. Noto il volume totale in cui dev'essere inserito, si è iniziato a pensare a possibili forme che potessero essere allocate all'interno della struttura di 1U le cui dimensioni standard sono 10cm x 10cm x 10cm.

Una prima geometria presa in esame è stata quella di una forma toroidale a sezione rettangolare. Da un punto di vista di tenuta, una tale geometria è in grado di resistere a pressioni molto più alte, a parità di spessore rispetto a quelle che può sopportare una parete di un serbatoio cubico. Essa però non sfrutta al meglio gli spigoli della struttura esterna del CubeSat, portando ad una riduzione del volume massimo che si può stoccare. La geometria riportata in figura 13 essa sfrutta al meglio gli ingombri massimizzando il volume stoccativo.

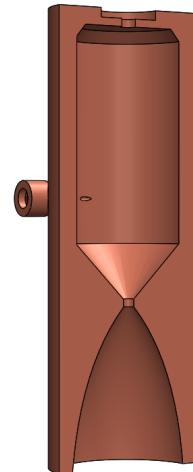


Figura 12: Camera di combustione

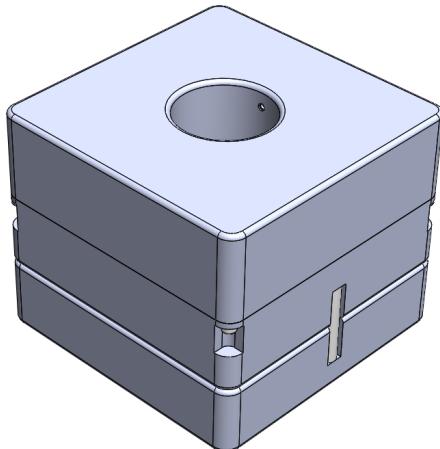


Figura 13: Geometria del serbatoio impiegato

Avendo deciso di sfruttare le proprietà auto pressurizzanti del combustibile per pressurizzare l'ossidante, si era pensato di costruire un unico serbatoio e di separare la parte di combustibile ed ossidante da un pistone. In questo modo si evita di dover avere anche un serbatoio per il gas pressurizzante (che comporterebbe ulteriore peso, ingombro e complessità costruttiva).

La configurazione con il pistone è stata abbandonata poiché non sicura, dato che un eventuale contatto tra combustibile ed ossidante in fase di lancio sarebbe dannoso per payload più importanti. Si è deciso, quindi, di realizzare separatamente i due serbatoi e di collegarli tramite una valvola che permetta la pressurizzazione del serbatoio di ossidante.

Di maggior dettaglio è stata la progettazione della parte di serbatoio per l'ossidante, poiché esso, oltre a dover ospitare l'ossidante, deve allocare al suo interno un diaframma in modo tale da poter sfruttare la pressurizzazione del combustibile. Si è deciso quindi di realizzarlo in due metà, che vengono poi collegate tramite otto viti poste sui bordi interni ed esterni. Il diaframma in questo caso funge anche da "guaina" di tenuta. Questa configurazione, inoltre, permette di bypassare la problematica legata alla compatibilità con l' H_2O_2 che obbligava a utilizzare una lega di alluminio dalle basse proprietà meccaniche ma altamente compatibile. Prima di assemblare le due metà, la parte alta del serbatoio, quella che vede l'ossidante liquido, deve essere trattata con un apposito film protettivo. In questo modo si può utilizzare un alluminio dalle più alte prestazioni meccaniche che garantisce la tenuta. L'alluminio che si è scelto è il **Aluminium HTA**, una particolare lega stampabile in 3D.

Segue un dimensionamento preliminare degli spessori in grado di sopportare una pressione interna di 18 bar (valore che considera la MEOP un coefficiente di sicurezza di 1.5): data l'insolita geometria non ci sono riferimenti analitici per la stima di uno spessore. L'analisi è stata condotta tramite un software agli elementi finiti, importando una geometria semplificata da un CAD. In figura 14 sono riportati i valori di stress per il criterio di Von Mises, che fornisce un risultato più accurato di altre formulazioni che andrebbero a sottostimare o sovrastimare le tensioni portando a un design non ottimizzato. In questo specifico caso si sta prendendo in esame il serbatoio di combustibile con uno spessore di parete di 2 mm per le superfici superiori,inferiori e laterali mentre per la superficie interna al foro lo spessore è di 1.5

mm. Dalla simulazione risulta che la tensione massima esercitata dal gas sia di 260 MPa valore ben al di sotto dei 333 MPa della sigma di snervamento propria del materiale impiegato per realizzare il serbatoio, con ciò possiamo concludere che gli spessori sono adeguati per la tenuta.

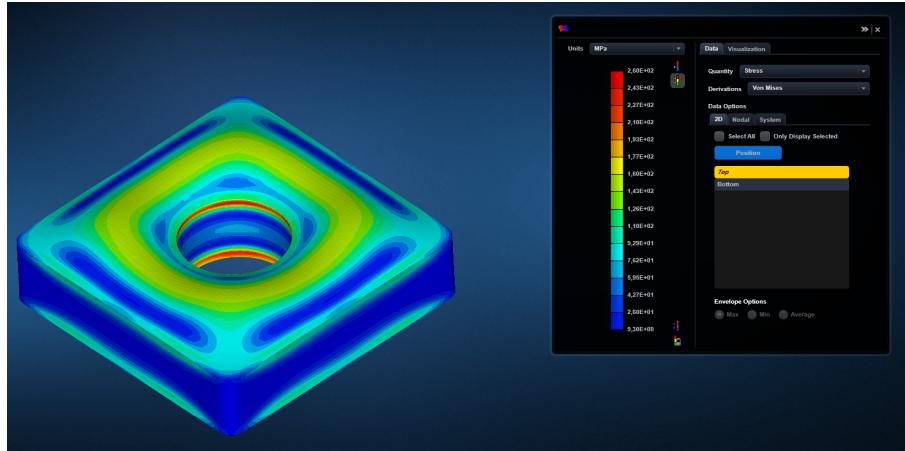


Figura 14: Andamento delle tensioni per il serbatoio di fuel

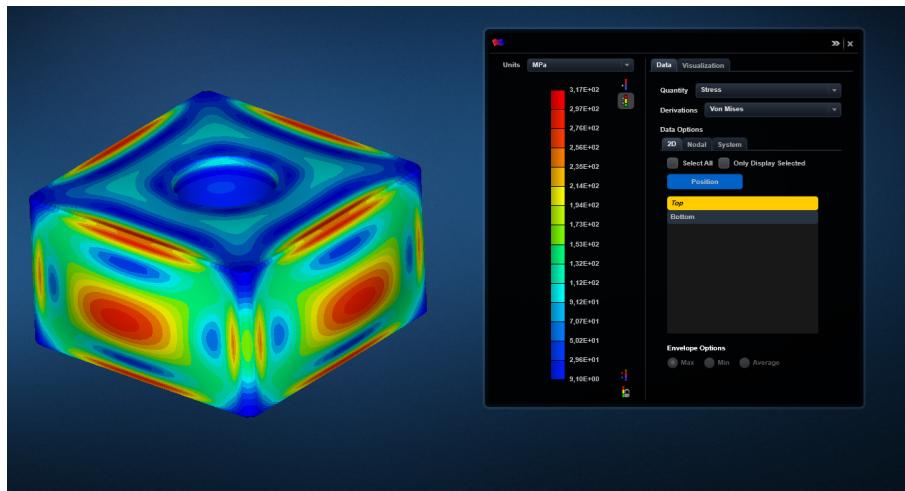


Figura 15: Andamento delle tensioni per il serbatoio di ossidante

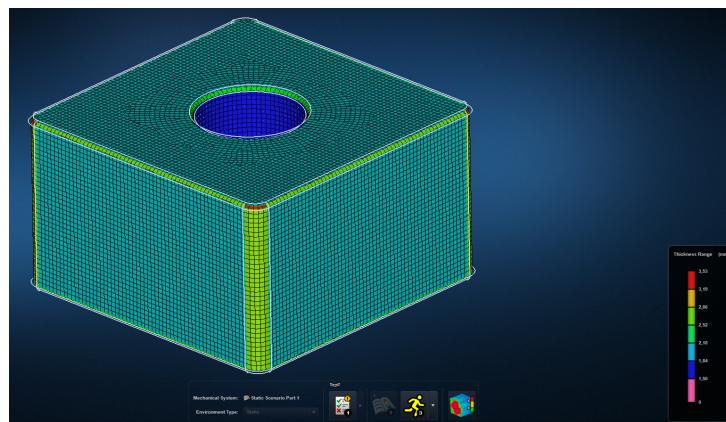


Figura 16: Andamento degli spessori nel serbatoio di ossidante

Prendendo in esame il serbatoio di ossidante, ci si aspetta che le tensioni in parete siano molto più alte date le maggiori dimensioni delle superfici laterali. In figura 15 si possono vedere i valori di tensione per il criterio di Von Mises, per uno spessore di parete di 2 mm per le superfici superiori,inferiori e laterali mentre per la superficie interna al foro lo spessore è di 1.5 mm. Dalla scala colori è possibile vedere che il valore massimo di tensione è di 317 MPa, valore al di sotto dei 333 MPa della sigma a snervamento. Questo valore può sembrare troppo alto e troppo vicino al valore limite di snervamento, ma è bene prima effettuare due considerazioni.

La prima è che il materiale impiegato può essere indurito tramite un processo di precipitazione portando la sigma a snervamento a un valore di 382 MPa, strategia che verrà probabilmente impiegata per evitare che le pareti subiscano una elevata deformazioni.

In secondo luogo, dato che la geometria è stata semplificata, essa non tiene conto degli ispessimenti (figura 16) che ci sono in corrispondenza della mezzeria delle facce del serbatoio, dovuti alla necessità di assemblare le due metà che lo compongono: ciò porterebbe a una riduzione della sigma massima in centro faccia, perciò si assumono come validi questi valori di spessori per le pareti.

4.4.3 Dissipazione

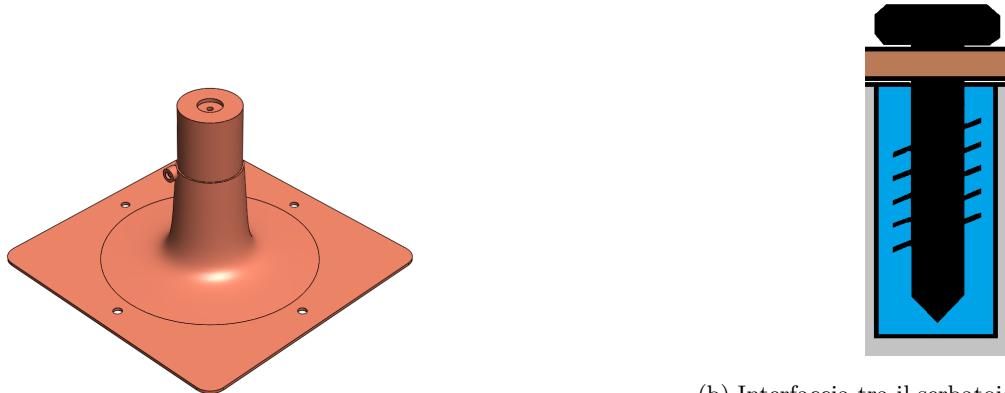
Come già menzionato precedentemente, è stato studiato l'uso di un canale rigenerativo che sfruttasse l'ossidante ancora liquido. Idea che però è stata abbandonata perché inefficiente e troppo complessa, si rimanda al design termico per le motivazioni a 4.5.1.

È stato scelto di utilizzare un volume di materiale conducibile che, collocato attorno alla camera, la renda più spessa e formi un corpo unico con essa, potendo quindi dissipare il calore in maniera radiativa verso lo spazio. In merito alla scelta del materiale, data la particolare geometria e la necessità che esso fosse in grado di asportare la maggior quantità di calore, si è deciso di usare la medesima lega di rame della camera.

Il radiatore, posto sulla faccia inferiore, ha superficie di emissione pari a:

$$A_{rad} = A_{1U,face} - \pi r_{exit}^2 = 0.1 \text{ m} \cdot 0.1 \text{ m} - \pi \cdot (0.0075 \text{ m})^2 = 9,8 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$$

Bisognerà prestare particolare attenzione ai materiali di cui sono fatte le interfacce tra radiatore e serbatoio. Una soluzione potrebbe essere quella di impiegare viti al titanio che possiedono un basso coefficiente di scambio termico, accoppiata con un rivestimento isolante nella parte di alloggiamento della vite.



(a) Monoblocco camera di combustione e radiatore

(b) Interfaccia tra il serbatoio (in grigio chiaro) e il radiatore (marrone), mediata da un materiale isolante (azzurro) in materiale polimerico termoindurente. Si approfondisce in 4.5.6.

Figura 17

4.4.4 Linee di alimentazione

Infine, a seguito di uno studio degli ingombri per il collocamento di valvole e catalitico per il sistema di alimentazione dell'ossidante, si è pensato a una possibile collocazione delle tubature necessarie per mettere in contatto i vari elementi del sistema. Per quanto riguarda il materiale da utilizzare per la costruzione delle tubature, dati i ridotti diametri, si è scelto di impiegare un **Acciaio Inox AISI 316L** che presenta buone proprietà di compatibilità con l'H₂O₂ e si presta ad essere stampato con tecniche di additive manufacturing. È consigliato, specialmente per quelle in cui transita l'ossidante, di utilizzare sempre dei collegamenti flangiati oppure in alternativa l'utilizzo di saldature di testa evitando dove possibile saldature a cordone d'angolo [5].

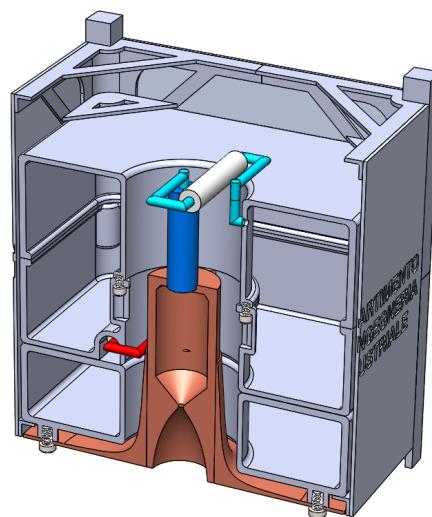


Figura 18: Sezione del sistema

4.5 Design Termico

4.5.1 Tipologia di sistema di raffreddamento, analisi a regime

Inizialmente si rende necessaria la determinazione della tipologia di sistema di raffreddamento adeguato per il sistema propulsivo in oggetto. Vengono analizzati sistema rigenerativo e sistema radiativo-conduttivo con lo **scopo fondamentale di arrivare a una condizione di equilibrio a regime**.

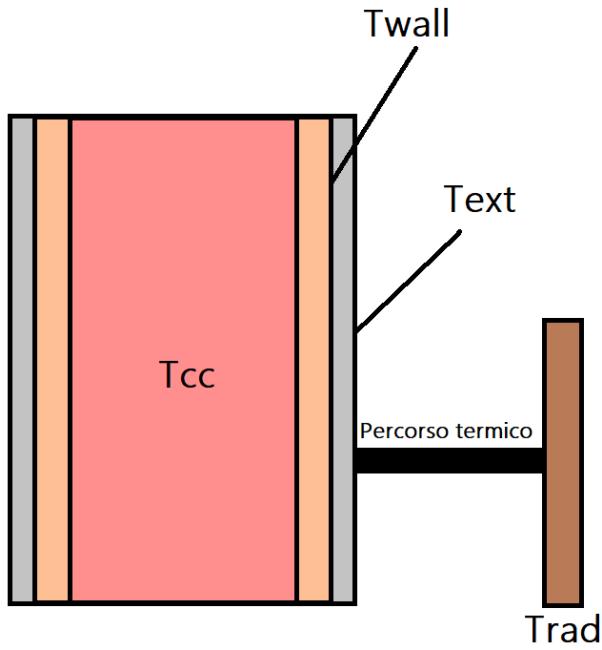


Figura 19: Schema termico radiativo semplificato

La prima analisi è per lo scambio termico radiativo e conduttivo.

Il modello è composto da 5 nodi:

- Gas caldo
- Parete interna
- Parete esterna coincidente con un estremo del percorso termico verso il radiatore
- Radiatore
- Spazio

In figura 19, lo schema rappresenta la camera di combustione a temperatura fissa adiabatica di fiamma a 2700K, la parete in arancione in cui si risentono gli effetti di parete, la parete stessa in grigio con le due temperature di estremo T_{wall} e T_{ext} , un percorso termico e un radiatore orientato agli 0 K.

Con questo schema si riesce a creare un processo iterativo che segue le equazioni:

1. Ipotesi della T_w , temperatura a parete interna
2. Stima del valore h conduttivo nel numero di Nusselt:

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

3. Flussi conduttivo e radiativo del gas:

$$q_c = A_{cc} h (T_{cc} - T_w)$$

e

$$qr = \epsilon_{gas} A_{cc} (T_{cc}^4 - T_w^4)$$

4. Flusso complessivo: $q = qr + qc$

5. Temperatura del radiatore che in equilibrio deve dissipare esattamente il flusso convettivo e radiativo dalla camera:

$$Trad = \left(\frac{q}{A_{rad} \epsilon_{rad} \sigma} \right)^{0.25}$$

6. Temperatura esterna, risalendo per il percorso termico:

$$T_{ext} = T_{rad} + \frac{q L_{hp}}{A_{section\ hp} \lambda_{hp}}$$

7. E infine si chiude l'iterata con il ricalcolo della T_w con l'equilibrio termico a cavallo delle pareti della camera di combustione:

$$T_w = T_{ext} + \frac{q s_{cc}}{A_{cc} \lambda_{cc}}$$

con s lo spessore di parete della cc, A la superficie di scambio della camera e λ lambda il coefficiente di scambio termico.

I fattori di vista per gli scambi sono stati presi unitari, si riportano di seguito le varie scelte tecniche effettuate per le stime dei vari coefficienti alla prima analisi:

- Spessore cc: 2 mm
- Conducibilità termica cc: $185 \frac{W}{mK}$ (rame)
- Spessore cc: 2 mm
- Lunghezza cc: 34 mm
- Diametro cc: 10 mm
- Radiatore: quadrato lato 100 mm (una parete del cubesat)
- Emissività radiatore: 0.8
- Conducibilità termica percorso termico: $185 \frac{W}{mK}$
- Sezione percorso termico: quadrata 8 mm lato
- Lunghezza percorso termico: 30 mm

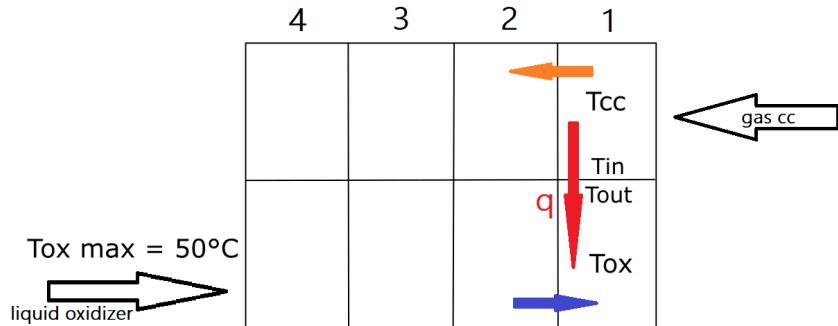


Figura 20: Schema termico rigenerativo semplificato

Stimando il Reynolds con densità media e velocità media del flusso in camera di combustione, la temperatura della parete si assesta a circa 1000 K, quella del radiatore a 620 K. I cambiamenti apportabili possono essere: cambiare il materiale (ad esempio con leghe più conduttrive), aumentare l'entità dello scambio radiativo (con due radiatori si arriva a 916 K), introdurre uno scambio termico rigenerativo che sfrutti le portate in ingresso alla camera di combustione oppure modificare il percorso termico in modo da massimizzare l'espulsione del calore. Si asportano 123 W termici.

Dato l'elevato potere termico della miscela ossidante ($2778 \frac{J}{kg\ K}$) si vuole validare l'uso della portata di ossidante come raffreddamento per le parti più calde della camera di combustione. Si sceglie un modello a flussi paralleli in controcorrente, in modo da massimizzare lo scambio termico.

I canali salgono elicoidalmente per la camera di combustione e hanno una sezione rettangolare con il lato più lungo parallelo all'asse della cc. Si scelgono misure sufficientemente piccole così da avere un diametro idraulico che massimizzi il numero di Reynold che a sua volta massimizza lo scambio convettivo trovato tramite il numero di Nusselt. La prima analisi viene svolta con una sezione quadrata di lato 1mm non conoscendo ancora le proprietà di manufacturing per la componente. La viscosità per la miscela liquida viene calcolata utilizzando la legge di Grunberg-Nissan in cui $\ln(\eta_{mix}) = \sum X_i \ln(\eta_i) = 1.15 \cdot 10^{-4}$. I modelli per il numero di nusselt nel condotto e in cc sono:

- condotto: $0.023 \cdot Re^{0.8} Pr^{0.4}$ (Dittus-Bolter esponente Pr 0.4 per via del riscaldamento subito)
- camera: $0.023 \cdot Re^{0.8} Pr^{0.4} \left(1 + \left(\frac{L_{cc}}{D_{cc}} \right)^{0.7} \right)$

Il modello della camera si discosta per la presenza di un fattore correttivo legato alla snellezza della camera. Il numero Nu per la cc è differente da prima per tenere conto di due aspetti diversi del fenomeno ovvero la temperatura in cc e la lunghezza del condotto. In 2.1 secondi il flusso percorre il condotto di refrigerazione. Il modello viene impostato suddividendo la camera in celle che scambiano singolarmente calore q attraverso la parete della cc. Si impone una temperatura di entrata di 2700K per i gas e una temperatura di uscita di 120°C per il liquido refrigerante al fine di contenere l'evaporazione a 4.1 bar. Si prende un numero elevato di punti in modo da rendere indipendente l'analisi con questo metodo dalla velocità dei due flussi.

Il processo logico:

1. $q = h_{cc} \cdot dA \cdot (T_{cc} - T_{in})$ calore scambiato gas camera - parete interna, con dA area elemento
2. $q = h_{ox} \cdot dA \cdot (T_{out} - T_{ox})$ calore scambiato tra ossidante e parete
3. $q = K \cdot dA \cdot (T_{in} - T_{out})$ calore attraverso la parete
4. $q = \frac{K \cdot dA \cdot (T_{cc} - T_{ox})}{1+K} \left(\frac{1}{h_{cc} + \frac{1}{h_{ox}}} \right)$ ricavato sostituendo T_{in} e T_{out} da 1 e 2 in 3
5. Trovato q nella cella 1 e conoscendo le proprietà termodinamiche dei due flussi, nonché le loro portate, si toglie da entrambi i flussi una quantità pari a $\frac{q}{\dot{m}C_p}$ visto che spostandosi verso sinistra entrambi i flussi, per quanto si muovano in controcorrente, risultano essere più freddi.
6. $T_{in} = T_{cc} - \frac{q}{h_{cc} \cdot dA}$ trovo la temperatura della parete interna
7. Alla fine del processo si controlla la temperatura di ingresso necessaria per l'ossidante e si validano le dimensioni inserite.

Alla fine del processo si controlla la temperatura di ingresso necessaria per l'ossidante e si validano le dimensioni inserite. Se la temperatura è compresa tra -10°C e 50°C allora il sistema funziona rispettando i requisiti. Se la temperatura è troppo bassa si può intervenire diminuendo la superficie totale di scambio, se la temperatura di ingresso dell'ossidante è superiore a 50°C invece significa che si può ulteriormente sfruttare la portata per asportare calore dalla camera di combustione. Aumentando mano a mano il numero di sottostep, si ottiene convergenza.

Il flusso di ossidante necessario per avere una temperatura di ingresso di 50°C (worst case scenario in quanto scambio il minimo calore possibile) dovrebbe essere circa 10 volte maggiore rispetto a quanto ne è disponibile nel sistema appena dimensionato. Si deve quindi provare a ridurre l'area di scambio in modo da ripristinare l'entrata a 50°C. La porzione raffredabile di camera è 1/5 della lunghezza, si asportano 55W.

Considerando le performances dei due sottosistemi viene assolutamente scartata la possibilità di utilizzare un sistema a scambio rigenerativo con l'ossidante.

Si è ipotizzato l'uso di un sistema di *raffreddamento rigenerativo a gassificazione di combustibile* sfruttando il calore latente di vaporizzazione del propino per eliminare ogni problematica termica di raffreddamento legato all'autopressurizzazione nel tank. In accensione però il motore non in temperatura non è in grado di gassificare il combustibile che entrando in camera liquido ha potenziali problematiche di combustione. Inoltre in spegnimento il condotto del combustibile ha del propellente residuo che non sottoposto più alla pressione del tank ci impiega più tempo ad essere espulso. Aumenta così il tempo del transitorio di spegnimento. Per evitare questo fenomeno si potrebbe installare una valvola subito prima del catalitico, ma in questo modo il calore del transitorio termico di spegnimento porrebbe il combustibile in uno stato ad altissima pressione (arriva a temperatura della parete della camera), critico per il sistema. **Viene scartato quindi questo sistema rigenerativo a gassificazione di combustibile.**

4.5.2 Transitorio 0-D

La fase successiva tratta lo studio dei transitori di accensione e spegnimento. Lo schema del modello è in figura 22

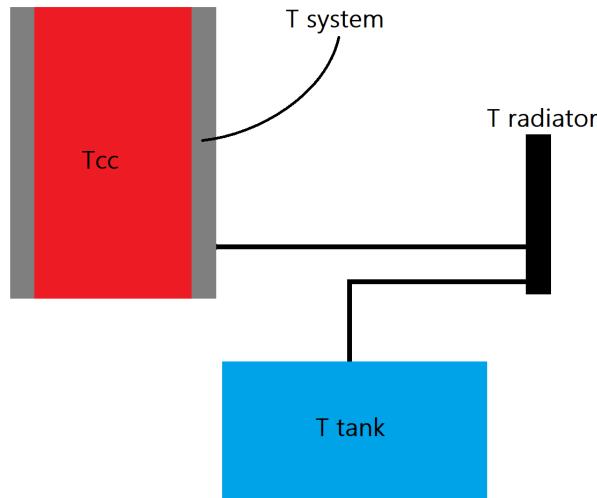


Figura 21: Schema termico per analisi dei transitori

In questo modello si è introdotto un ponte termico da 5 W tra radiatore e tank di combustibile per riscaldare il combustibile in evaporazione, al fine di aumentare il tempo di funzionamento del motore senza scendere al di sotto della temperatura limite del combustibile. Per questa analisi si è presa come massa per il tank, la massa del serbatoio vuoto con la capacità termica dell'alluminio di cui è coposto, simulando un worst case scenario. Era necessario altresì verificare che dopo lo spegnimento del motore non vi fosse un surriscaldamento del combustibile legato alle temperature residue del radiatore.

Il radiatore in fase di burn vede il gas di combustione a 1000 K con emissività 0.05, quando il burn finisce vede lo spazio a 0 K in entrambi i casi con fattore di vista 1.

Dati del radiatore:

- Dimensioni: quadrato 10x10 mm forato in centro con foro di diametro 15 mm
- Materiale: medesimo della camera di combustione. Per questa analisi è rame 8960 kg/m^3 , calore specifico $190 \text{ Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$
- Spessore: 1 mm

Il processo logico seguito è il seguente:

1. Si inizializzano le temperature dei nodi
2. Si calcolano i flussi termici in gioco esattamente come nel caso 0-D stazionario con l'equazione $q = KA\Delta T$. Per il contatto gas-parete camera si utilizza nuovamente

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

associato a $q = hA\Delta T$

3. Il flusso dal radiatore è

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

quando il motore è acceso mentre è:

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

quando il motore è spento

4. Si aggiornano le temperature nodali usando il bilancio termico

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

con $\Delta\tau$ il timestep del metodo.

Il sistema evolve allo stesso modo sia con motore acceso che spento, la differenza sta che a motore spento viene meno il flusso dalla camera alla sua parete e viene meno la presenza del gas caldo davanti al radiatore.

Per un burn di 400 secondi il profilo di temperature e di potenze è quello riportato in figura 22.

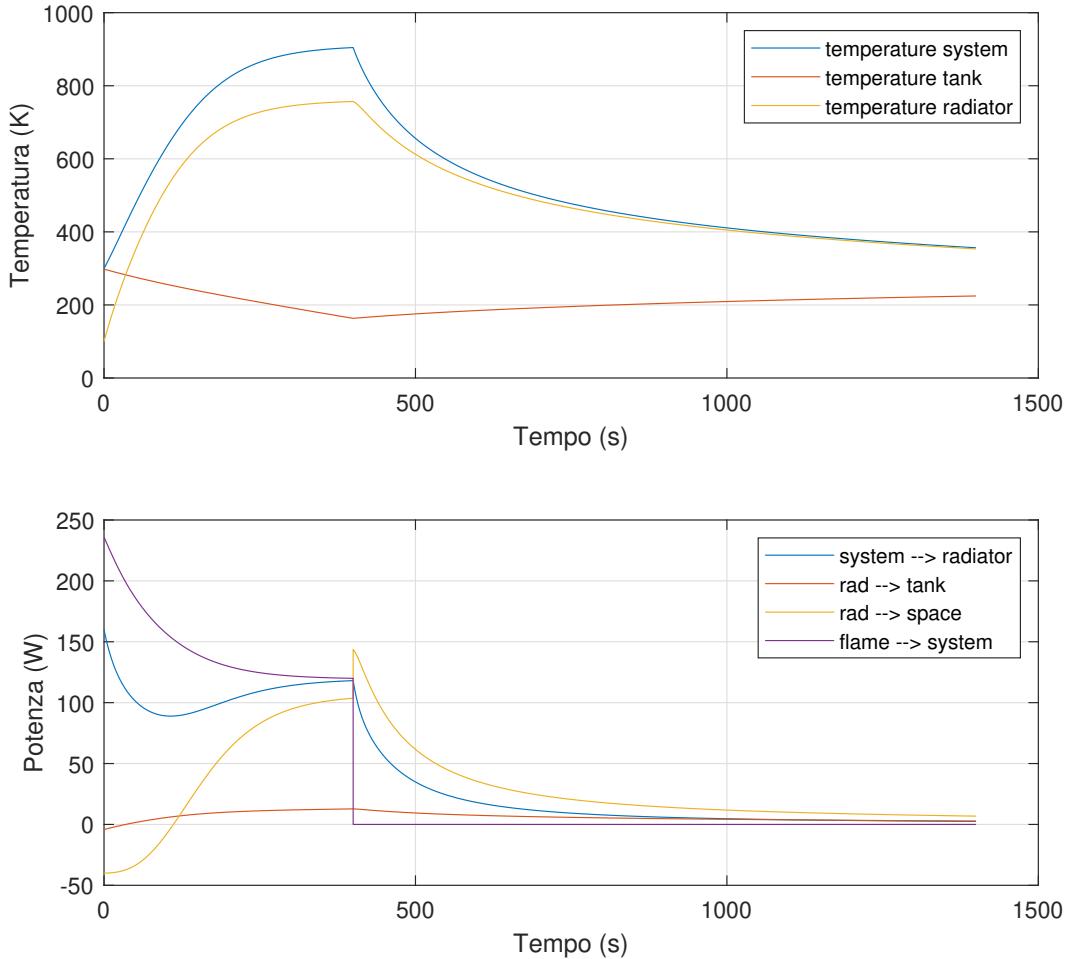


Figura 22: Profilo termico e di potenza in transitorio per il modello 0D

Il sistema **raggiunge una condizione di equilibrio già a 350 secondi** toccando i 910 K e verificando quindi il **buon funzionamento del sistema radiativo e la sua capacità di dissipare il calore dal motore in equilibrio**. Il diagramma stesso rivela che il **ponte termico non è sufficiente per ottenere il riscaldamento del combustibile in fase di burn** e avrebbe un effetto poco controllabile lungo il raffreddamento dell'intero sistema. Aumentando il wattaggio del ponte si manterebbe il combustibile a temperatura mentre il motore è acceso, ma alla fine del burn il transitorio di spegnimento genererebbe un sovrariscaldamento del combustibile che non è accettabile.

4.5.3 Transitorio termico accensione e spegnimento 1-D

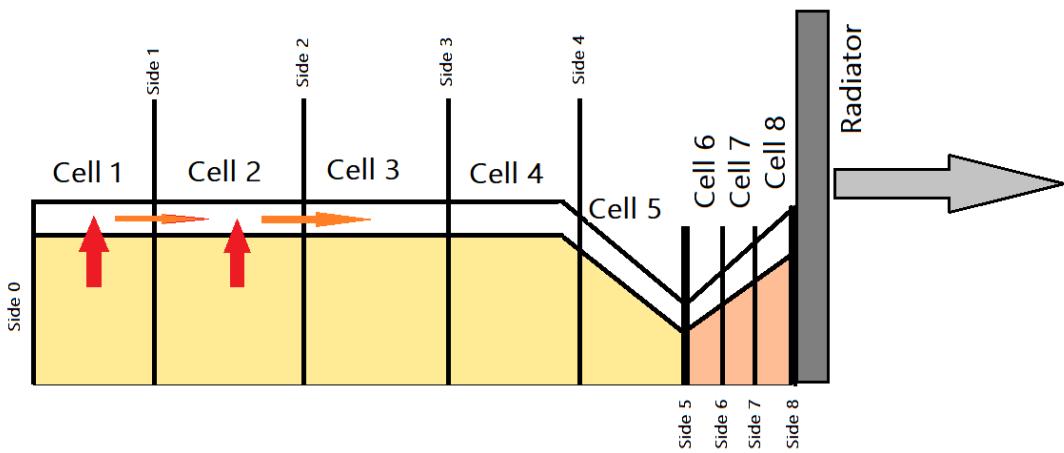


Figura 23: Schema per la risoluzione del problema 1-D. In rosso i flussi termici da gas a parete, in arancione i flussi termici tra pareti

La camera viene divisa in due parti: una prima e una dopo la gola. Si adoperano due discretizzazioni effettuate in "slicing". Per l'analisi corrente sono stati usati 10 elementi prima della gola e 5 dopo. La suddivisione tra prima e dopo la gola ha come obiettivo cogliere la strizione presente in gola; questa funge infatti da collo di bottiglia per il passaggio di potenza termica lungo la camera.

All'ultima cella (Side 8 in figura 23) viene collegato il radiatore dello stesso materiale della camera e con area di contatto con il divergente pari a quella della sezione di materiale presente all'uscita del divergente. Il radiatore è spesso 1 mm mentre l'andamento delle sezioni interne della camera (perimetro bagnato dal gas) è lo stesso che viene utilizzato per la gasdinamica. Dalla gasdinamica si ottiene anche il profilo di temperatura che viene poi impiegato nell'algoritmo.

Lo schema logico utilizzato per la risoluzione è:

1. Import profilo temperatura e diametri da gasdinamica
2. Costruzione dei vettori:
 - Volumi celle (con volumi tronchi di cono)
 - Superficie interne camera combustione (con area laterale tronco di cono)
 - Numero di Reynolds = $\frac{4\dot{m}}{\pi D \mu}$

- Sezioni di contatto tra celle, lo spessore di parete di camera e ugello è preso costante (a vantaggio di sicurezza) a 3.5 mm.
 - Temperatura adiabatica di fiamma $T_{wa} = r \cdot (T_{0g} - T_g) + T_g$ con $r = 0.91$
3. $h = 0.0162 \cdot \frac{K}{D} Pr^{0.8} Re^{0.82} \left(\frac{T_{cc}}{T_{wall}} \right)^{0.35}$ per ogni cella da cui
- $q_{flame} = h \cdot dA \cdot (T_{adiabatic} - T_{wall})$ per ogni cella
 - Flussi attraverso le pareti laterali delle celle $q_{side} = -\frac{\lambda A_{sez}}{dx} \cdot (T_{j+1} - T_j)$ con il flusso nella sezione side-0 (vedere immagine) pari a 0 in quanto da sinistra non arrivano ulteriori flussi termici (non ci sono celle) mentre l'ultima sezione ha flusso dato da $q_{side} = -\frac{\lambda A_{sez}}{dx} \cdot (T_{radiator} - T_j)$ tra ultima cella e radiatore.
 - $q_{radiator} = \sigma A_{rad} \cdot (\epsilon_{radiator} T_{rad}^4 - \epsilon_{gas} T_{gas}^4)$ con:
 - emissività radiatore : 0.8
 - emissività gas: 0.001
 - temperatura gas di scarico: 1000 K
 - viewfactor radiator→gas: 1 (cautelativo)
 - Usando il bilancio dei flussi in/out si aggiornano le temperature di tutti gli elementi compreso il radiatore: $T_{new} = T_{old} + \Delta\tau \cdot \frac{\sum q}{m \cdot c}$ con τ il timestep del metodo fissato a 0.01 s per stabilità del metodo di integrazione temporale di Eulero esplicito in funzione della diffusività del materiale, con m massa di ogni singola cella, con c capacità termica in $J kg^{-1} K^{-1}$
-
- The figure consists of six subplots arranged in a 2x3 grid. The top row contains three plots: 'Wall temperature' (temperature vs nodes), 'Wall temperature initial time' (temperature vs nodes), and 'Radiator temperature' (temperature vs time). The bottom row contains three plots: 'Thermal flux gas-cell' (watt vs nodes), 'Side thermal flux' (watt vs nodes), and 'Radiator flux to space' (watt vs time). Each plot includes multiple curves corresponding to different simulation times: 100s, 200s, 300s, 400s, and 500s. In the 'Wall temperature' and 'Thermal flux gas-cell' plots, the curves show a sharp peak at node 10 followed by a rapid decay. In the 'Side thermal flux' plot, the curves show a similar peak at node 10. The 'Radiator temperature' and 'Radiator flux to space' plots show a steady increase over time, reaching a plateau around 750 K and 150 watt respectively.

Figura 24: Flussi e temperature nel tempo per il modello 1D

I risultati in figura 24 mostrano come il sistema arrivi a regime a circa 300 secondi. Si conferma quindi il risultato ottenuto in 0-D rispettando il requisito P.10. **I punti più critici sono nella zona alta della camera di combustione in cui si arriva facilmente a 850 K.** Il flusso termico a regime è di 150 W. Questo valore conferma e rende più preciso quanto affermato nei precedenti modelli.

Non avendo sufficienti dati per stimare la resistenza del materiale della camera alle alte temperature si è scelto di operare come riportato nel prossimo paragrafo

4.5.4 Analisi di spessore in funzione della pressione e della temperatura

Dopo la temperatura di 873 K non sono disponibili dati sulla resistenza della lega di rame CuNi2SiCr [4]. Si è fissata quindi la massima temperatura per la lega della camera a 873 K, riportandola nella linea orizzontale in figura 25 sx. La tenuta del materiale a quella temperatura è 20 MPa. Si osserva che lo spessore minimo deve quindi essere di almeno 3.0 mm dal punto di vista termico. Questo valore viene ricavato senza fattore di sicurezza. Cautelandosi è preferibile indirizzarsi verso un **valore dello spessore di parete di 3.5 mm** che permette di rispettare sia la condizione sulla temperatura che sulla tensione massima. Si veda a proposito il grafico a destra in cui la pressione massima che si può avere in camera è posta in funzione dello spessore (viene utilizzata la legge di Boyle-Mariotte). Il grafico va confrontato con la MEOP di 0.9 MPa, raffigurata con la linea rossa nel grafico.

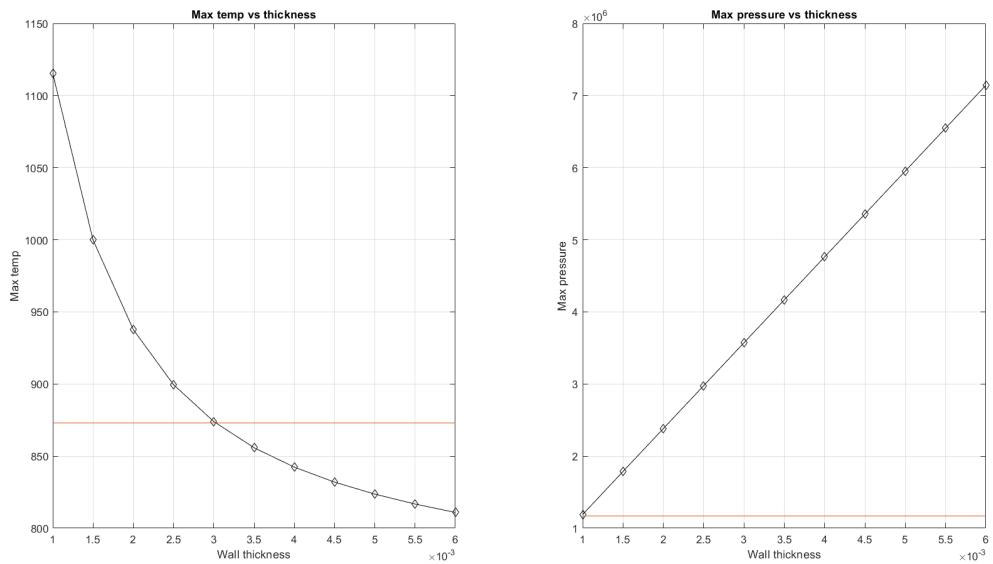


Figura 25: Temperature e tensioni di picco in funzione dello spessore, u.d.m in s.i.

4.5.5 Schermatura termica della camera

Considerate le alte temperature in gioco nella camera e l'elevata sensibilità del serbatoio di combustibile dalla temperatura, si procede ora ad effettuare una valutazione della capacità di disaccoppiare termicamente la camera dal tank.

MLI

Viene studiata la possibilità di utilizzare un MLI per disaccoppiare la camera dal tank. Le emissività dei corpi in gioco sono:

- Camera: 0.02, rame lucidato
- MLI: 0.03 per strato
- Tank: 0.052, alluminio lucidato

Utilizzando la teoria dei corpi grigi si ottiene il profilo termico per gli strati di MLI di figura 26

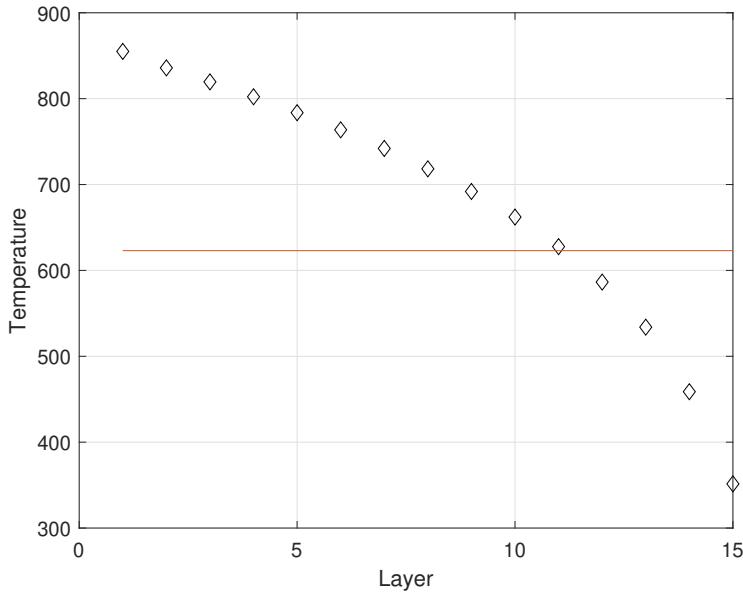


Figura 26: Profilo termico MLI: In rosso è indicato il limite di temperatura sostenibile dal materiale.

Osservando la temperatura del primo strato a più di 850 K si coglie chiaramente come un MLI non sia la soluzione corretta per disaccoppiare termicamente le due zone. Si sceglie allora di effettuare uno studio più esteso sulle varie configurazioni disponibili al fine di minimizzare lo scambio termico.

Isolamento stratificato Per ottenere una riduzione consistente del flusso termico viene impiegato una materassino isolante di spessore 3 mm con conducibilità termica $0.13 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ a 873 K ed emissività 0.8 stimata per eccesso a partire dal suo colore bianco [3]. Il layer riflettivo ha emissività pari a 0.02 ovvero come l'argento o il rame lucidato. L'area di riferimento con cui calcolare i flussi comprende sia la parte interna dei serbatoi (A_{int}) che la superficie posta sul lato radiatore. L'area complessiva sarà quindi

$$A = 2\pi \cdot r_{int} \cdot L_{cc,ext} + (0,1 \text{ m})^2 \pi \cdot r_{int}^2 = 15 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$$

Il codice sfrutta nuovamente la teoria dei corpi grigi e in particolare l'equazione

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

. Si riassumono nella seguente i risultati in funzione della stratificazione. Due elementi contigui riportati in tabella senza un "void" interposto hanno una zona di contatto tra di loro.

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>	4.5

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

La scelta finale ricade sull'utilizzo di **due layer a bassissima emissività che vadano a ricoprire camera e tank ottenendo un flusso termico di 4.5 W** (soluzione riportata in corsivo). La differenza di 0.2 W ottenuta con l'aggiunta di un materassino del peso di 8.7 grammi non viene reputata sufficiente per preferire l'uso di tale elemento aggiuntivo.

4.5.6 Isolamento delle interfacce meccaniche

Risulta essere necessario disaccoppiare termicamente anche le viti che sostengono il monoblocco camera-radiatore-ugello. Utilizzando 4 viti in Ti-6Al-4V si ottiene un flusso termico complessivo di

$$4 \cdot \lambda \frac{(Section_{M3})(T_{rad} - T_{tank})}{L_{screw}} = 4 \cdot 4.4 = 17.6 W$$

per $T_{rad} = 765 K$, per $T_{tank} = 300 K$, per $\lambda = 6.7 Wm^{-1}K^{-1}$ e per una lunghezza della vite di 5 mm.

La soluzione consiste nel creare un alloggiamento ad-hoc per le viti all'interno di un polimero termoindurente a bassa conducibilità termica che funge da elemento isolante tra vite e serbatoio così come riportato in figura 17b.

4.6 Power System

La maggior parte della potenza necessaria al funzionamento del sistema è quando si attiva la resistenza per il riscaldamento. Tale potenza è data dal limite del sistema di potenza della piattaforma.

Per quanto riguarda i componenti, il microcontrollore ha un consumo di:

$$P_{CTL} = V \cdot I = 5V \cdot 0.019mA = 0.095W$$

Il consumo dei trasduttori, essendo alimentati dal controllore, è compreso nella sua potenza dissipata.

Le valvole di azionamento hanno una potenza richiesta per mantenerle aperte pari a:

$$P_{ACT} = 2 \cdot 250mW = 0.5W$$

Durante il funzionamento del sistema.

4.7 Electronics Design

L'elettronica necessaria al funzionamento del sistema è composta da un micro controllore che aziona le valvole. Tale micro controllore può essere un Arduino Nano. Il controllore si occupa di attivare e disattivare le valvole in base all'impulso da svolgere richiesto al sistema. Il controllore si occupa inoltre di attivare la resistenza di riscaldamento, qualora fosse necessario, per riscaldare il serbatoio fino alla temperatura desiderata. Un trasduttore di pressione e due termoresistenze (una per lato) comunicano lo stato del serbatoio al controllore.

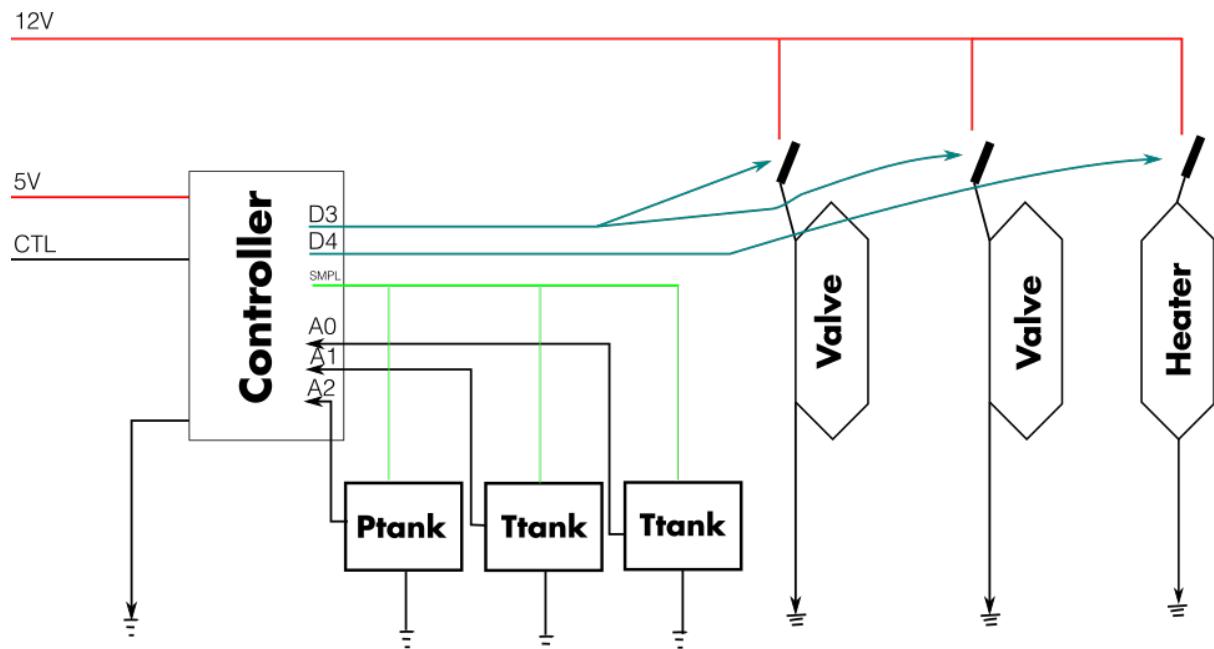


Figura 27: Schema di riferimento per l'elettronica di funzionamento del sistema

4.8 Software Design

Non è stato sviluppato software operativo per la PDR.

5 Appendice

5.1 A: Calcolo della viscosità in camera

Data la natura puramente matematica per ottenere il valore della viscosità dei gas di scarico si preferisce riportare la sezione in appendice.

Le quantità in gioco per un'analisi di esempio:

- combustibile: propino
- Oxidizer: acqua ossigenata 90
- c^* : 1599 m/s
- Pressione in camera: 3.8 bar

Da termochimico le specie nel combusto sono:

Specie chimiche gas combusto	
Sostanza	%
CO	10.4
CO_2	30.3
H_2O	59.3

Conoscendo le specie chimiche e la temperatura adiabatica di fiamma si vogliono trovare le viscosità in gioco nella camera. Si usa la legge di Sutherland:

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

in cui ref indica lo stato di riferimento mentre T e indicano gli stati da ricercare. S è la costante di Sutherland tipica per ogni sostanza. I coefficienti per le stime a temperatura variabile (senza H₂ data la bassa presenza) sono riportati nella seguente tabella:

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

Tabella 2: (*) Per CO e CO₂ i dati sono stati reperiti alla pressione parziale del gas nella camera, ottenuto dal prodotto tra la pressione prevista in cc e la frazione di massa del gas presente in cc. Per l'acqua gli unici dati disponibili erano quelli di temperatura e viscosità di riferimento.

Per CO e CO₂ i dati sono stati reperiti alla pressione parziale del gas nella camera, ottenuto dal prodotto tra la pressione prevista in cc e la frazione di massa del gas presente in cc. Per l'acqua gli unici dati disponibili erano quelli di temperatura e viscosità di riferimento. La scelta è stata quindi di ricavare il

valore della costante S ricavandola dalla legge di Sutherland con input due valori differenti di temperatura e viscosità tabellati per l'acqua allo stato di vapore surriscaldato. Con valori di riferimento del NIST rispettivamente 1275 K (valore massimo in NIST) e 600,75 K con 47.741 Pa·s e 21.411Pa·s la costante di S. è 862. Con valori diversi si trovano valori leggermente diversi di S come ad esempio 1191. Si è proceduto quindi al confronto delle varie tipologie di leggi includendo anche il modello lineare che si accorda molto bene con la viscosità che viene presentata nel grafico dinamico NIST (fig 1)

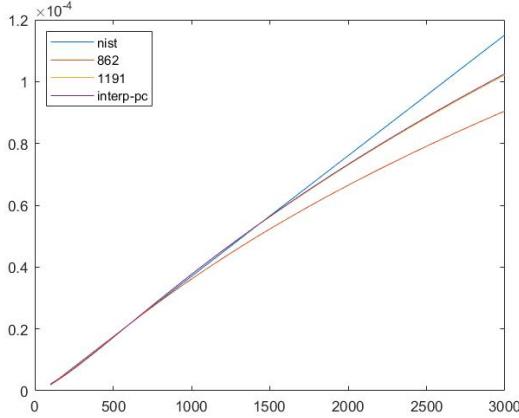


Figura 28: Confronto tra i differenti modelli per le viscosità del vapor d'acqua in funzione della temperatura

In figura 28 si osservano vari grafici interpolanti per trovare la viscosità dell'acqua dato un valore ignoto della costante S. 862 e 1191 sono i due valori precedentemente trovati, "nist" è la legge evidentemente lineare mentre "interp-pc" è la costante scelta a 1150 per ottenere una legge che si collochi sensatamente tra il modello sutherland e quello lineare. In questo modo la viscosità che si ottiene per H₂O è 93e-6 Pas mentre per CO è: $7.1 \cdot 10^{-5} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ e infine per CO₂ è: $7.5 \cdot 10^{-5} \text{ Pa} \cdot \text{s}$.

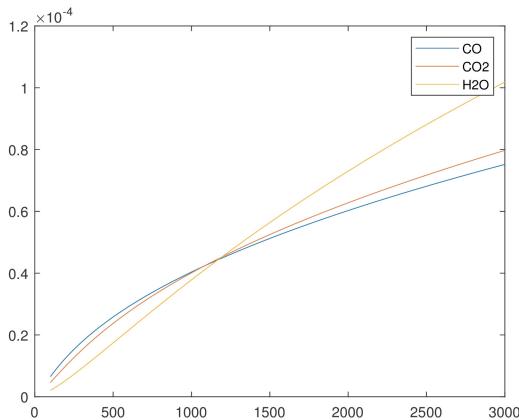


Figura 29: Andamento delle viscosità alle varie temperature

La figura 29 permette di osservare l'andamento delle viscosità con la legge di S. lungo un ampio range di temperatura. Sulla grande scala l'alta costante per l'acqua rende la curva molto vicina ad una retta. Questo sarebbe accaduto per tutti i valori compresi nel range 800:1200 per il valore delle costanti di

Sutherland. A questo punto si applica la legge di Wilke per trovare la viscosità del gas come combinazione delle specie presenti alla viscosità @2700K di cc.

$$\mu = \sum \frac{X_i \mu_i}{X_i + \sum_{j,j \neq 1} \Phi_{i,j}}$$

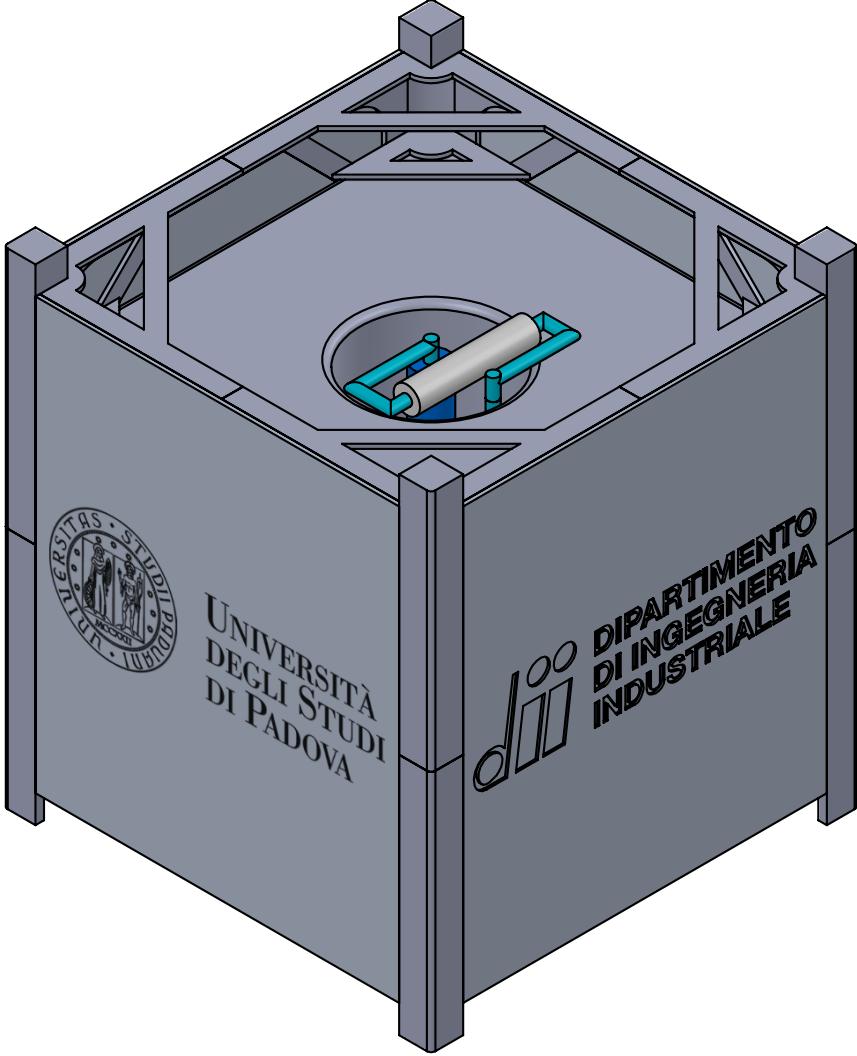
con:

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

Per cui alla fine **si trova una viscosità complessiva del gas in camera di combustione di $8.73 \cdot 10^{-5} Pa \cdot s$** che è in linea con le viscosità fino ad ora trattate rapportate alla temperatura in cui si trovano.

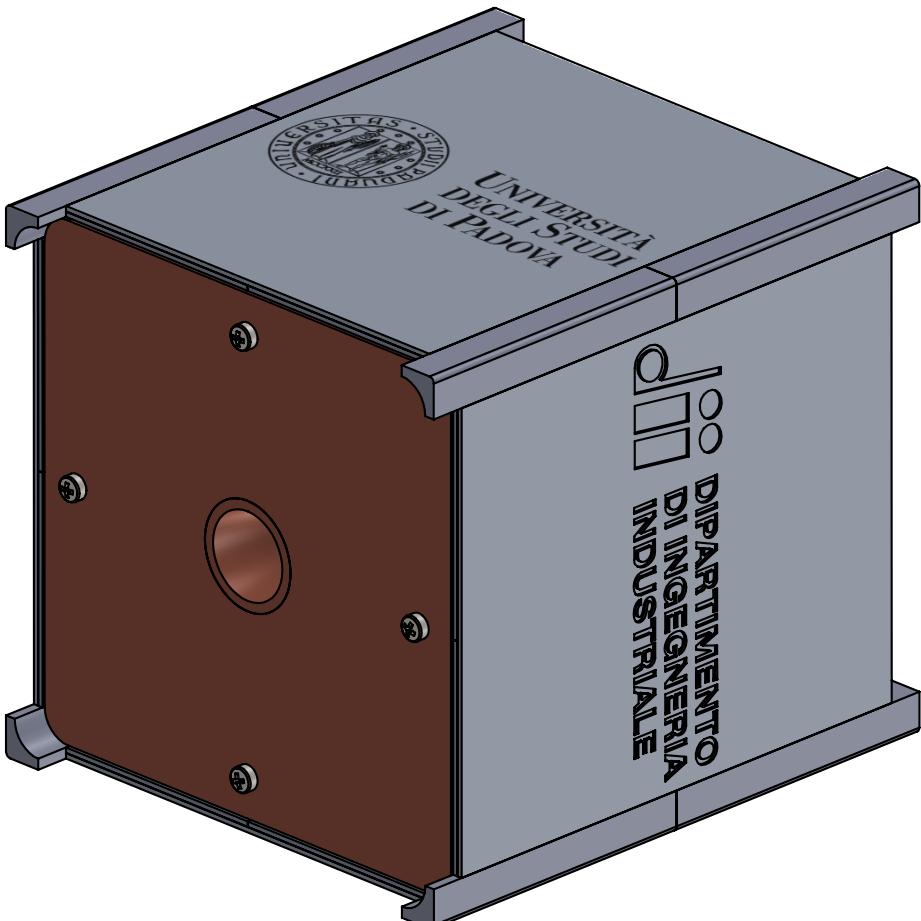
5.2 B: Tavole

5.2.1 Vista di insieme

1	2	3	4	A	B	C	D	E	F
									
Commenti: Vista di insieme									
Titolo Disegno preliminare									
Data di edizione 25.06.20									
Responsabile Abdel Karim Oumami									
Tipo di documento Disegno		Gruppo 2		Scala 1:1		Foglio 1			
									

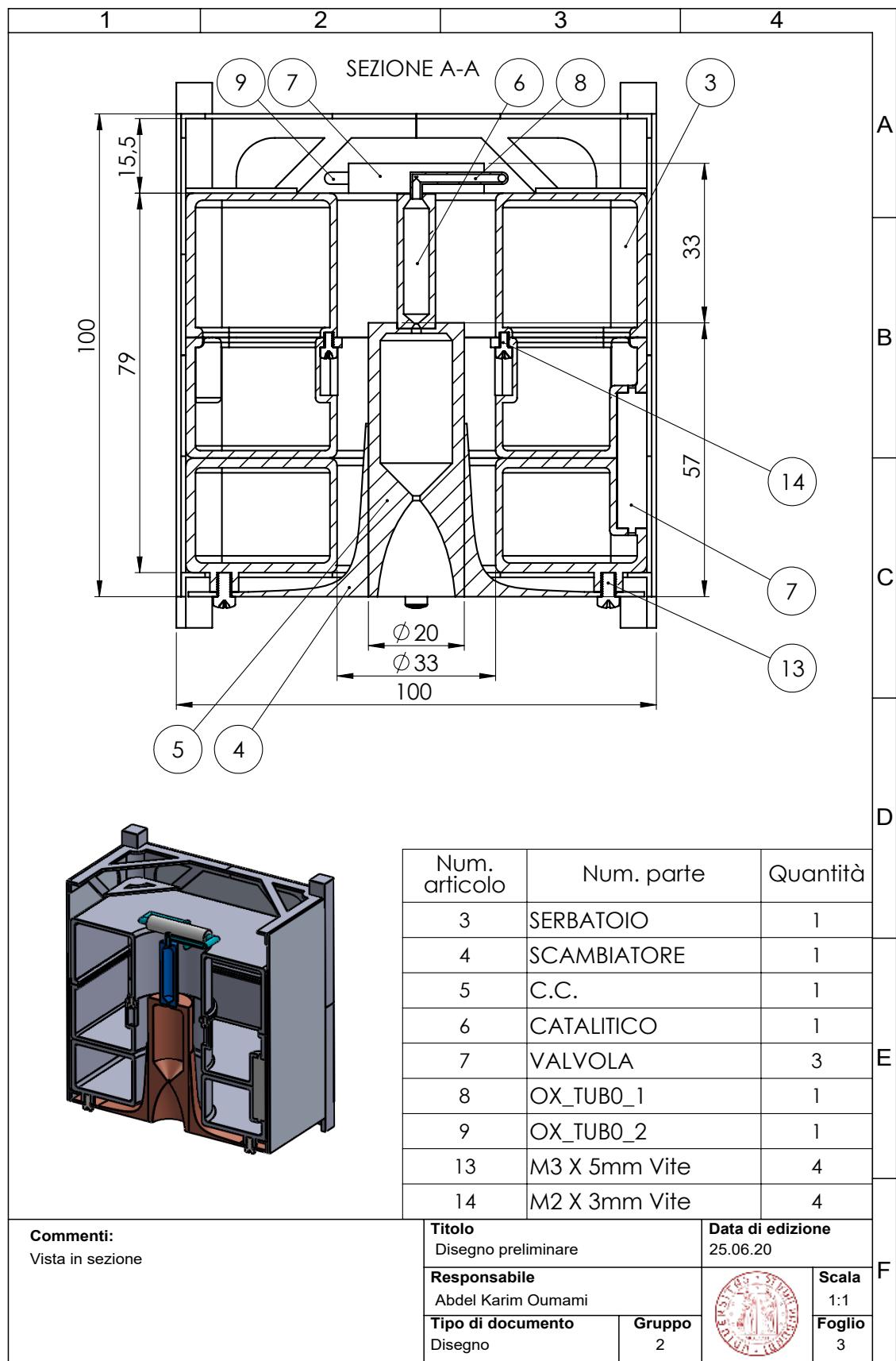
SOLIDWORKS Educational Product. Solo per uso didattico.

5.2.2 Vista di insieme

1	2	3	4	A	B	C	D	E	F
									
Commenti: Vista di insieme									
Titolo Disegno preliminare Data di edizione 25.06.20									
Responsabile Abdel Karim Oumami Tipo di documento Disegno									
Gruppo 2									
									

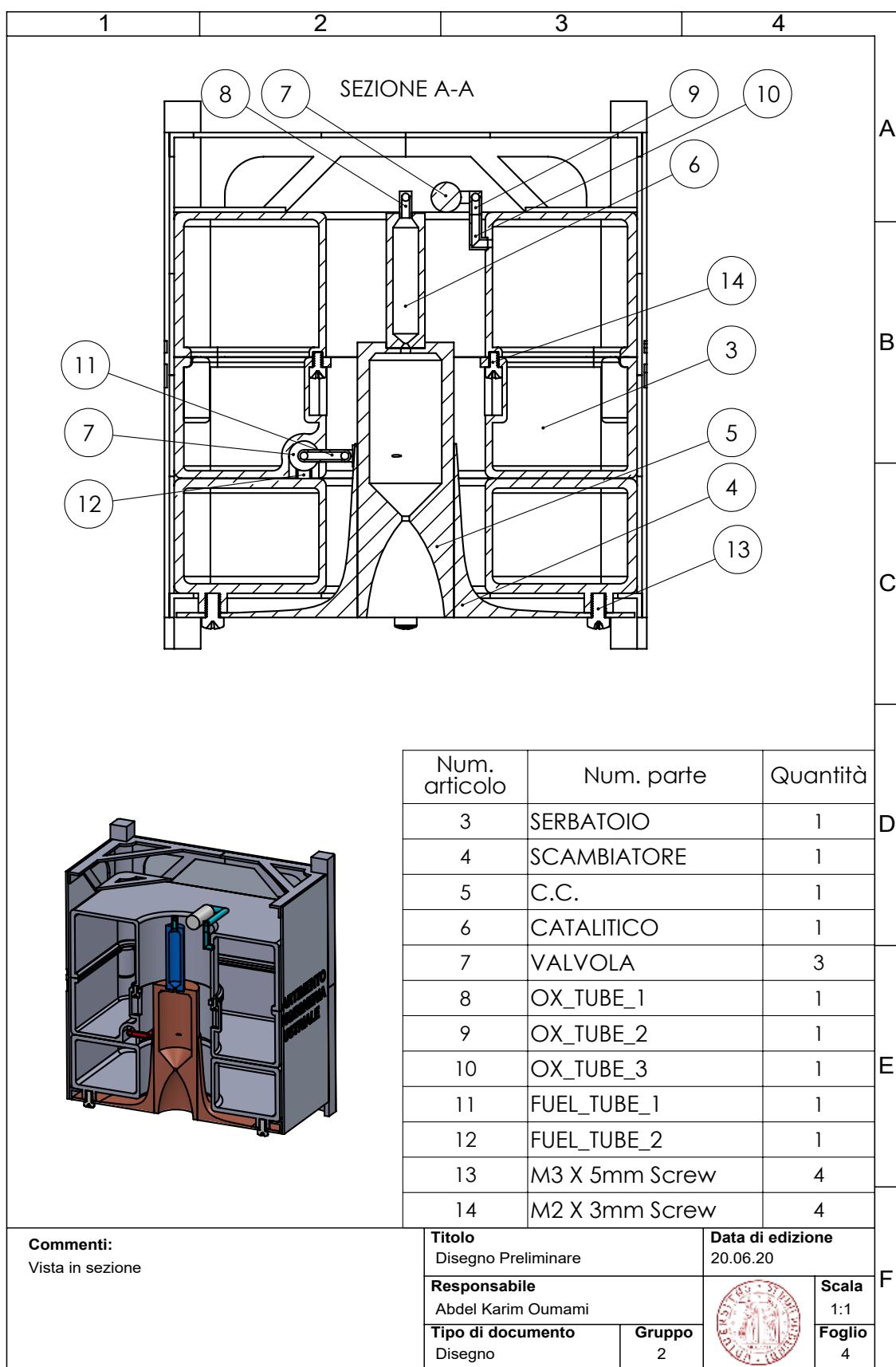
SOLIDWORKS Educational Product. Solo per uso didattico.

5.2.3 Vista in sezione



SOLIDWORKS Educational Product. Solo per uso didattico.

5.2.4 Vista in sezione



SOLIDWORKS Educational Product. Solo per uso didattico.

Riferimenti bibliografici

- [1] The Lee Company. *ISP Series*. URL: <https://www.theleeco.com/products/electro-fluidic-systems/special-products/iep-series-solenoid-valves/iep-series/>.
- [2] R-J Koopmans et al. “Dependence of Pellet Shape and Size on Pressure Drop in H₂O₂ Thrusters”. In: *Journal of Propulsion and Power* 30.3 (2014), pp. 775–789.
- [3] Morgan Advanced Materials. *Technical sheet Superwool Plus Paper*. URL: <https://www.insultech.it/wp-content/uploads/2017/11/superwoolpluspaper-italian.pdf>.
- [4] TJ Miller, SJ Zinkle e BA Chin. “Strength and fatigue of dispersion-strengthened copper”. In: *Journal of nuclear materials* 179 (1991), pp. 263–266.
- [5] Solvay. *Hydrogen Peroxide Safety and Handling*. URL: <https://www.solvay.us/en/binaries/HH-2323-236798.pdf>.
- [6] USP Technologies. *Surface Tension of Hydrogen Peroxide Solutions*. URL: <https://www.h2o2.com/technical-library/physical-chemical-properties/physical-properties/default.aspx?pid=19&name=Surface-Tension-of-H2O2-Solutions>.
- [7] USP Technologies. *Viscosity of Hydrogen Peroxide Solutions*. URL: <http://www.h2o2.com/technical-library/physical-chemical-properties/physical-properties/default.aspx?pid=16&name=Viscosity-of-H2O2-Solutions>.
- [8] NIST WebBook. *Saturation Properties for Ammonia*. URL: https://webbook.nist.gov/cgi/fluid.cgi>Action=Load&ID=C7664417&Type=SatP&Digits=5&THigh=50&TLow=-10&TInc=1&RefState=DEF&TUnit=C&PUnit=bar&DUnit=kg%2Fm3&HUnit=kJ%2Fkg&WUnit=m%2Fs&VisUnit=uPa*s&STUnit=N%2Fm.
- [9] NIST WebBook. *Saturation Properties for Butane*. URL: https://webbook.nist.gov/cgi/fluid.cgi>Action=Load&ID=C106978&Type=SatP&Digits=5&THigh=50&TLow=-10&TInc=1&RefState=DEF&TUnit=C&PUnit=bar&DUnit=kg%2Fm3&HUnit=kJ%2Fkg&WUnit=m%2Fs&VisUnit=uPa*s&STUnit=N%2Fm.
- [10] NIST WebBook. *Saturation Properties for Propane*. URL: https://webbook.nist.gov/cgi/fluid.cgi>Action=Load&ID=C74986&Type=SatP&Digits=5&THigh=50&TLow=-10&TInc=1&RefState=DEF&TUnit=C&PUnit=bar&DUnit=kg%2Fm3&HUnit=kJ%2Fkg&WUnit=m%2Fs&VisUnit=uPa*s&STUnit=N%2Fm.
- [11] NIST WebBook. *Saturation Properties for Propene*. URL: https://webbook.nist.gov/cgi/fluid.cgi>Action=Load&ID=C115071&Type=SatP&Digits=5&THigh=50&TLow=-10&TInc=2&RefState=DEF&TUnit=C&PUnit=bar&DUnit=kg%2Fm3&HUnit=kJ%2Fkg&WUnit=m%2Fs&VisUnit=uPa*s&STUnit=N%2Fm.

- [12] NIST WebBook. *Saturation Properties for Propyne*. URL: https://webbook.nist.gov/cgi/fluid.cgi?Action=Load&ID=C74997&Type=SatT&Digits=5&PLow=1.851&PHigh=11.354&PInc=0.1&RefState=DEF&TUnit=C&PUnit=bar&DUnit=kg%2Fm3&HUnit=kJ%2Fkg&WUnit=m%2Fs&VisUnit=uPa*s&STUnit=N%2Fm.
- [13] Zare. *Lega di rame CuNi₂SiCr*. URL: <https://www.zare.it/materiali/cuni2sicr>.