

POLITECNICO DI TORINO

Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

Tesi di Laurea Magistrale



**Politecnico
di Torino**

**Vettori energetici per i sistemi di propulsione:
Idrogeno e analisi delle conseguenze del suo utilizzo**

Relatore

Prof. Davide Papurello

Candidato

Emanuele Santochirico

Ottobre 2025

Indice

Indice delle Figure	5
Indice delle Tabelle	7
Acronimi e Simboli	8
Abstract	10
1 Introduzione	11
1.1 Idrogeno.....	12
1.1.1 Proprietà.....	13
1.1.2 Produzione	19
1.1.3 Stoccaggio.....	20
2 Motorizzazioni	25
2.1 Fuel Cell	25
2.1.1 Introduzione e Principio di Funzionamento.....	25
2.1.2 Tipologie di Celle a Combustibile e Idoneità per l'Automotive	25
2.1.3 Architettura dello Stack e Bilanci Energetici.....	26
2.1.4 Sistemi di Accumulo dell'Idrogeno a Bordo.....	26
2.1.5 Punti Aperti e Sfide Future	28
2.2 Motori a Combustione Interna Alimentati ad Idrogeno	28
2.2.1 Motori ad Accensione Comandata (SI) ad Idrogeno	29
2.2.1.1 Proprietà Fondamentali dell'Idrogeno e Impatto sulla Combustione	29
2.2.1.2 Sistemi di Alimentazione e Iniezione	29
2.2.1.3 Sfide Critiche e Strategie di Mitigazione	30
2.2.1.4 Prestazioni ed Emissioni.....	31
2.2.2 Motori ad Accensione per Compressione (CI) Dual-Fuel Diesel-Idrogeno	31
2.2.2.1 Principio di Funzionamento e Configurazioni	31
2.2.2.2 Analisi del Processo di Combustione	33
2.2.2.3 Prestazioni, Emissioni e Sfide	34
2.2.2.3.1 Prestazioni	34
2.2.2.3.2 Emissioni	34
2.2.2.3.3 Sfide Tecnologiche e di Controllo	34
2.3 Comparazione Metodi di Propulsione ad Idrogeno	35
3 Analisi dei Costi	37
4 Sicurezza dell'Idrogeno: Proprietà, Fenomeni e Rischi Sistemici	41
4.1 Valvole TPRD	41

4.2 Scenari di Fuoriuscita di Idrogeno.....	43
4.2.1 Jet Release.....	44
4.2.2 Jet Fire.....	45
4.2.3 Blast Wave.....	47
4.2.4 Fire Ball	48
4.3 Mitigazione.....	49
4.3.1 Ventilazione Forzata	50
5 Normative.....	52
5.1 Spiegazione delle Normative e Casi di Utilizzo	54
5.1.1 Produzione dell'Idrogeno	54
5.1.2 Accumulo Stazionario.....	54
5.1.3 Trasporto (Merci Pericolose)	55
5.1.4 Infrastruttura di Rifornimento	55
5.1.5 Veicoli e Componenti	55
5.2 Analisi dei Rischi Associati alla Rottura di Serbatoi di Idrogeno	56
5.2.1 Meccanismi di Rottura e Fenomeni Associati	56
5.2.2 Criteri di Danno da Sovrappressione (Harm Criteria)	56
5.2.3 Applicazione alla Sicurezza dell'Idrogeno	58
5.2.4 Considerazioni Parziali	58
6 Modelli Elab.....	59
6.1 Jet Parameters Model / Jet Release.....	59
6.2 Similarity Law for Concentration Decay in Hydrogen Expanded and Underexpanded Jets and Unignited Jet Hazard Distances / Jet Release	60
6.3 Flame Length Correlation and Three Hazard Distances for Jet Fires / Jet Fires.....	62
6.3.1 Lunghezza della Fiamma	62
6.3.3.1 Getto Espanso e Sottoespanso	64
6.3.2 Distanze di Pericolo da una Perdita di Idrogeno Infiammata	65
6.4 Calculation of Fireball Diameter for Rupture in a Fire of a Stand-Alone and Under-Vehicle Hydrogen Storage Tanks / Fireball	67
6.5 Blast Wave from High-Pressure Tank Rupture Without and With Combustion / Blast Wave.....	67
6.6 Ventilazione Forzata - Modello Semplificato	68
7 Risultati Ottenuti.....	71
7.1 Risultati Jet Parameters Model	71
7.2 Risultati Similarity Law.....	73
7.3 Risultati Flame Length	75

7.4 Risultati Fireball	77
7.5 Risultati Blast Wave	78
7.5.1 Risultati Blast Wave con Combustione	79
7.5.2 Risultati Blast Wave senza Combustione	81
7.6 Risultati Sistema di Ventilazione Forzata	82
8 Conclusioni.....	84
8.1 Osservazioni Finali	84
8.2 Problemi e Limitazioni	84
8.3 Miglioramenti e Lavori Futuri.....	85
Ringraziamenti	87
Bibliografia	88

Indice delle Figure

Figura 1 – Diagramma di fase dell’Idrogeno [2].....	15
Figura 2 - Campo di infiammabilità dell’idrogeno al variare della temperatura ($P=1$ atm) [4,6]	17
Figura 3 - Variazione dell'energia di ignizione nel campo di infiammabilità per miscele di Idrogeno e Metano in aria (@NTP) [4,7]	17
Figura 4 - Diagramma di esplodibilità dell'idrogeno-ossigeno [10]	18
Figura 5 - Produzione dell'idrogeno [3]	20
Figura 6 - Confronto densità volumetrica e gravimetrica tra idrogeno e vari combustibili [21]	21
Figura 7 - Confronto tra i serbatoi [26]	22
Figura 8 - Componenti principali del veicolo Toyota Mirai FC [27]	23
Figura 9 – Volume occupato da 4 kg di idrogeno immagazzinato in modi diversi, rispetto alle dimensioni di un’auto [40, 41]	24
Figura 10 - PEM Fuel Cell [44].....	26
Figura 11 – Tecnologia del Serbatoio di Idrogeno Compresso [44].....	27
Figura 12 - Serbatoio Idrogeno Liquido [44]	27
Figura 13 - Costi Elementi Serbatoio Idrogeno [44].....	28
Figura 14 - Esempio di processo di combustione in un motore a doppia alimentazione con accensione a compressione, induzione di idrogeno nel collettore di aspirazione e pilota diesel (720CA è il PMS) [93]	32
Figura 15 - Esempio di processo di combustione in un motore a doppia alimentazione idrogeno-diesel a iniezione diretta e accensione per compressione (720CA è il PMS) [93] ...	33
Figura 16 - Confronto tra la variazione della pressione di iniezione e il diametro dell'ugello su a) portata massica teorica isentropica strozzata e b) durata dell'iniezione necessaria per fornire [93]	35
Figura 17 - Confronto costi in euro/kWh [3, 14]	39
Figura 18 - PRD prima (sinistra) e dopo l'attivazione (destra) [3, 131].....	42
Figura 19 - Tipi di PRD a bulbo (a) e a baionetta (b) [3, 131]	42
Figura 20 - Possibili direzioni del rilascio di idrogeno nel caso di attivazione del TPRD in un veicolo FC [22].....	43
Figura 21 - Semplice schema di un getto espanso (linee rosse) e di un sottoespanso (linee nere) [154]	59
Figura 22 - Set di equazioni del getto espanso che utilizza relazioni isentropiche tra pressione e densità [154]	60

Figura 23 - Correlazione tra la lunghezza adimensionale della fiamma, LF/D , e la distanza da una particolare concentrazione in un getto non reattivo, x/D per diverse pressioni di stoccaggio [154, 169]	62
Figura 24 - Correlazione adimensionale (conservativa) per fiamme a getto di idrogeno (nelle formule mostrate in figura indica il gruppo di similarità $(\rho N/\rho S) \cdot (UN/CN)^3$ (Molkov & Saffers, 2013). [154, 169].....	63
Figura 25 - Set di equazioni del getto espanso (relazioni isentropiche tra pressione e densità) [154]	65
Figura 26 - Getto momento dominante, transizione e galleggiabilità dominante	66
Figura 27 - Tempo di Scarica vs Pressione Serbatoio - $ds=9,5$ mm.....	71
Figura 28 - Tempo di Scarica vs Temperatura Serbatoio - $ds=9,5$ mm	71
Figura 29 - Tempo di Scarica vs Diametro Foro	72
Figura 30 - Distanza Assiale dal Foro vs H_2 % - $ds=9,5$ mm - $T_s=293K$	73
Figura 31 - Distanza Assiale dal Foro vs H_2 % - $ds=9,5$ mm - $ps=700$ bar.....	73
Figura 32 - Distanza Assiale dal Foro vs H_2 % - $T_s=293K$ - $ps=700$ bar	74
Figura 34 - Distanza di Sicurezza vs Temperatura Serbatoio - $ds=9,5$ mm - $ps=700$ bar	75
Figura 33 - Distanze di Sicurezza vs Pressione Serbatoio - $ds=9,5$ mm - $T_s=400K$	75
Figura 35 - Distanze di Sicurezza vs Diametro Foro - $T_s=400K$ - $ps=700$ bar.....	76
Figura 36 - Diametro Fireball On Board vs Pressione Serbatoio.....	77
Figura 37 - Diametro Fireball On Board vs Temperatura Serbatoio	77
Figura 38 - Blast Wave con Combustione - $\beta=0,05$ - $\alpha=0,12$	79
Figura 39 - Blast Wave con Combustione - $\beta=0,09$ - $\alpha=0,12$	79
Figura 40 - Blast Wave con Combustione - $\beta=0,05$ - $\alpha=2$	80
Figura 41 - Blast Wave con Combustione - $\beta=0,09$ - $\alpha=2$	80
Figura 42 - Blast Wave senza Combustione - $\beta=0$ - $\alpha=0,12$	81
Figura 43 - Blast Wave senza Combustione - $\beta=0$ - $\alpha=2$	81
Figura 44 - Portata Volumetrica Aria vs Frazione Molare H_2 - $T_s=312K$	82
Figura 45 - Portata Volumetrica Aria vs Frazione Molare H_2 - $ps=700$ bar	82

Indice delle Tabelle

Tabella 1 - Comparazione tra vari combustibili [1]	13
Tabella 2 - Comparazione tra vari combustibili [1]	14
Tabella 3 - Comparazione tra Benzina, Metano e Idrogeno [3]	15
Tabella 4 - Densità dell'Idrogeno in differenti punti del Diagramma di fase [4]	16
Tabella 5 - Coefficiente di diffusione D dell'idrogeno in alcuni gas e liquidi a $P = 1$ atm [4]	16
Tabella 6 - Confronto tra i parametri che identificano la propensione alla fuga per alcuni combustibili [4]	16
Tabella 7 - Comparazione dei limiti di infiammabilità ed esplosività per vari combustibili (@NTP) [4]	17
Tabella 8 - Valori della temperatura di auto-ignizione per alcuni combustibili ($P=1$ atm) [4,9]	18
Tabella 9 - Proprietà di idrogeno, metano, benzina, diesel, n-eptano e ammoniacca [11,12,13]	19
Tabella 10 - Confronto tra idrogeno e altri combustibili [3]	21
Tabella 11 - Confronto modelli BEV e FCEV [3,111]	37
Tabella 12 - Confronto costi al Km [3,112]	38
Tabella 13 - Normative suddivise per ambito di applicazione	54
Tabella 14 - Criteri di danno da sovrappressione per esseri umani e strutture [159,160] ...	57

Acronimi e Simboli

ACRONIMI	DEFINIZIONE
AEL	Elettrolizzatori Alcalini
BEV	<i>Battery Electric Vehicles</i>
BLEVE	<i>Boiling Liquid Expanding Vapor Explosion</i>
BTE	<i>Brake Thermal Efficiency [%]</i>
CCS	<i>Carbon Capture and Storage</i>
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
CI	<i>Compression Ignition</i>
CNG	<i>Compressed Natural Gas</i>
DI	<i>Direct Ignition</i>
DoD	<i>Depth of Discharge [%]</i>
DOE	<i>Department of Energy</i>
EGR	<i>Exhaust Gas Recirculation</i>
FC	<i>Fuel Cell</i>
FCEV	<i>Fuel Cell Electric Vehicle</i>
FCHO	<i>Fuel Cell Hydrogen Observatory</i>
FRR	<i>Fire Resistance Rating [s], [min], [h]</i>
GCH ₂	<i>Gaseous Compressed Hydrogen</i>
GCHS	<i>Gaseous Compressed Hydrogen Storage</i>
GTR	<i>Global Technical Regulation</i>
HCCI	<i>Homogeneous Charge Compression Ignition</i>
HPDI	<i>High Pressure Direct Injection</i>
HRR	<i>Heat Release Rate[kW], [MW], [kJ/s]</i>
HRS	<i>Hydrogen Refuelling Station</i>
HSE	<i>Health and Safety Executive</i>
HSL	<i>Health and Safety Laboratory</i>
ICE	<i>Internal Combustion Engine</i>
ICEV	<i>Internal Combustion Engine Vehicle</i>
LCOE	<i>Levelized Cost of Energy[€/kWh]</i>
LFD	<i>Laminar Flame Development</i>
LPDI	<i>Low Pressure Direct Injection</i>
MEA	<i>Membrane Electrode Assembly</i>
NTP	<i>Normal Temperature and Pressure [20°C - 1 atm], [0°C - 1 atm]</i>
PCI	Potere Calorifico Inferiore (Lower Heating Value) [MJ/kg], [kJ/mol], [kWh/m ³]
PCS	Potere Calorifico Superiore (Higher Heating Value)
PEM	<i>Proton Exchange Membrane</i>
PFI	<i>Port Fuel Injection</i>
PMS	Punto Morto Superiore
PRD	<i>Pressure Relief Device</i>
TDC	<i>Top Dead Center</i>
TNT	Trinitrotoluene
TPRD	<i>Thermally Activated Pressure Relief Device</i>
SI	<i>Spark Ignition</i>
SMR	<i>Steam Methane Reforming</i>
SOFC	<i>Solid Oxide Fuel Cell</i>
VCE	<i>Vapour Cloud Explosion</i>
VIA	Valutazione di Impatto Ambientale

SIMBOLI	DEFINIZIONE
α	Costante Energia Meccanica
β	Costante Energia Chimica
C_{ax}	Frazione di Massa dell'Idrogeno alla Distanza Assiale z
C_N	Velocità del Suono [m/s]
D	Diametro Ugello [m]
d_s	Diametro Foro TPRD [mm]
Δp	Sovrappressione [Pa]
F_{OB}	Diametro Fireball On Borard [m]
F_A	Diametro Fireball Air [m]
γ	Rapporto dei Calori Specifici
L_F	Lunghezza della Fiamma [m]
MM	Massa Molare del gas [kg/mol]
MM_{H_2}	Massa Molare dell'Idrogeno [kg/mol]
m_{H_2}	Portata Massica di Idrogeno [kg/s]
n	Numero di Moli [mol]
P	Pressione [Pa]
p_{atm}	Pressione atmosferica [Pa]
p_S	Pressione Serbatoio [bar]
p_l	Pressione Ambiente [Pa]
p^*	Pressione Critica [Pa]
R	Costante Universale dei Gas Perfetti [J/(mol*K)]
ρ	Densità del gas [kg/m ³]
ρ_{H_2}	Densità Idrogeno [kg/m ³]
ρ_N	Densità all'Uscita dell'Ugello [kg/m ³]
ρ_S	Densità Aria [kg/m ³]
T	Temperatura [K]
T_s	Temperatura nel Serbatoio [K]
U_N	Velocità all'uscita dall'Ugello [m/s]
V	Volume [m ³]
v_{H_2}	Portata Volumetrica di Idrogeno [m ³ /s]
v_v	Velocità Massima del Vento [m/s]
x	Distanza Assiale dall'Ugello [m]

Abstract

L'impiego dell'idrogeno come nuovo vettore energetico rappresenta uno dei temi più rilevanti nelle recenti trattazioni sulla sostenibilità energetica. L'aumento dei costi legati all'utilizzo dei combustibili fossili e le crescenti preoccupazioni per l'impatto ambientale hanno reso prioritario lo sviluppo di sistemi di propulsione a basse emissioni, in particolare nel settore automobilistico. In tale contesto, la ricerca si è concentrata sulla disponibilità e sull'efficienza dell'idrogeno come carburante alternativo, valutandone al contempo gli aspetti legati alla sicurezza e alla gestione del rischio.

Il presente lavoro di tesi analizza l'impiego dell'idrogeno nei sistemi di propulsione automobilistica, con particolare attenzione agli aspetti tecnici ed economici relativi ai serbatoi e ai generatori di energia (motori a combustione interna e celle a combustibile), ma con un focus specifico sulle conseguenze derivanti da scenari critici, tra i quali *jet release*, *jet fire*, *fireball* e *blast wave*. A tal fine, mediante l'utilizzo del software Elab Ulster, sono state calcolate le distanze di sicurezza per queste tipologie di eventi, prendendo come caso di studio un serbatoio di idrogeno di una Toyota Mirai FCEV.

Infine, è stata proposta e valutata una tecnica di mitigazione basata su un sistema di ventilazione forzata, concepito per ridurre gli effetti potenzialmente catastrofici derivanti da un'eventuale fuoriuscita di idrogeno o dalla rottura del serbatoio. I risultati ottenuti hanno permesso di concludere che l'idrogeno, se opportunamente gestito e con adeguate misure di sicurezza, può essere impiegato in ambito automotive in modo sicuro, garantendo distanze di sicurezza adeguate anche negli scenari più severi.

1 Introduzione

Nello scenario odierno, il settore dei trasporti è fortemente ancorato all'utilizzo di combustibili fossili, che crea inevitabilmente una maggiore emissione di diossido di carbonio, che impatta negativamente sull'inquinamento ambientale.

Alla luce di una sempre più incombente esigenza ambientale nell'uso di fonti rinnovabili, quella dell'idrogeno è tra le strade più promettenti nell'ambito dello sviluppo dell'energia sostenibile.

A tal proposito, lo sviluppo tecnologico di motori a combustione interna alimentati ad idrogeno è l'ambito principale che ha mostrato risultati efficienti per dare un abbrivio al processo di decarbonizzazione. Nonostante questo fosse un motivo sufficiente per ridurre l'utilizzo di combustibili fossili, la situazione è stata esacerbata dalle risorse finite su cui questi fanno affidamento; inoltre, il crescente incremento dei prezzi per molti paesi ha fatto sì che questi si adoperassero per garantire delle forniture di energia indipendenti dalle problematiche sopra citate.

Questo ha portato a sostenere investimenti nell'ambito delle energie rinnovabili a discapito dell'utilizzo di combustibili convenzionali, mentre sono state favorite strategie politiche che miravano ad aumentare l'efficienza energetica e cali di risorse.

Nell'ambito automobilistico, oltre all'utilizzo degli ICE, un'altra soluzione che ha ricevuto più attenzione dalle ultime analisi è l'utilizzo della cella a combustibile ad idrogeno per la conversione dell'energia chimica dell'idrogeno in elettricità.

Nonostante l'idrogeno sia l'elemento più leggero con una densità di 0,09 g/L a 288 K e 1 bar, è considerato l'elemento più abbondante della terra, nonostante non sia così sovente presente in forma pura. Tra le fonti rinnovabili, utilizzate in campo automotive, analizzate dalle ricerche, l'idrogeno è stato quello che ha suscitato maggior interesse, in quanto assume un valore nella transizione energetica globale, considerando la sua facile estrazione da fonti rinnovabili al fine di rimuovere le emissioni di gas serra. Contrariamente ai combustibili organici precedentemente utilizzati, l'idrogeno presenta un contenuto energetico per massa notevolmente elevato, al contempo però, considerando la sua bassa densità, il contenuto energetico per unità di volume risulta più basso (all'incirca quattro volte inferiore paragonato a quello della benzina).

I principali parametri di riferimento utilizzati nella sua valutazione ed efficacia sono la capacità volumetrica e gravimetrica, in quanto capaci di analizzare l'approccio allo stoccaggio del gas. Questo pone l'enfasi sul maggior vantaggio dell'utilizzo dell'idrogeno come vettore energetico, ovvero la sua grande leggerezza e mobilità che gli permettono di disperdersi velocemente nell'atmosfera, in modo da ridurre l'eventuale rischio di concentrazione critica che porta all'incendio.

Una delle soluzioni poste in rassegna per favorire la decarbonizzazione dell'economia globale è l'utilizzo di tecnologie a idrogeno quali celle a combustibile e motori a idrogeno. Tra le caratteristiche peculiari dell'idrogeno vi è sicuramente quella dell'alta infiammabilità, oltre che un intervallo di esplosività con un ampio margine che varia dal 4 fino al 75% in aria; questo gli permette di essere un vettore energetico dotato di grande efficacia, ma che presenta anche un

notevole potenziale di pericolo, richiedendo pertanto delle attenzioni specifiche nella sua gestione.

1.1 Idrogeno

L'idrogeno è l'elemento chimico più abbondante nell'universo, rappresentando circa il 75% della materia in base alla massa e oltre il 90% in termini di numero di atomi. Sulla Terra la sua presenza in forma pura è estremamente rara, con una concentrazione nell'atmosfera di circa 1 ppm. In natura si trova quasi sempre combinato con altri elementi all'interno di composti organici e inorganici, il più comune dei quali è l'acqua (H_2O). La sua versatilità chimica gli consente di formare legami con quasi tutti gli elementi, dando origine a idruri metallici e non metallici. In particolare, nella chimica organica, la capacità dell'idrogeno di legarsi al carbonio risulta essenziale per la formazione di idrocarburi, carboidrati e altre molecole fondamentali per i processi biologici.

Dal punto di vista fisico, l'idrogeno elementare si presenta come una molecola biatomica (H_2), che a pressione atmosferica e temperatura ambiente (298 K) è un gas incolore, inodore e altamente infiammabile. Proprio la sua infiammabilità è una caratteristica chiave: l'idrogeno ha un ampio intervallo di esplosività in aria, compreso tra il 4% e il 75%, che lo rende un vettore energetico molto efficiente ma al tempo stesso potenzialmente pericoloso. A ciò si aggiunge la difficoltà di rilevare eventuali incendi, poiché la sua fiamma è quasi invisibile alla luce visibile.

Nonostante queste criticità, alcune proprietà fisiche dell'idrogeno costituiscono un vantaggio per la sicurezza. La sua estrema leggerezza e mobilità gli consentono infatti di dissiparsi rapidamente nell'atmosfera in caso di fuoriuscita, riducendo la probabilità di accumuli pericolosi che potrebbero favorire un'esplosione. Tuttavia, la bassa densità volumetrica rimane un limite importante: sebbene l'idrogeno possieda il più alto contenuto energetico per unità di massa (circa 120 MJ/kg), la scarsa densità riduce notevolmente l'energia immagazzinabile per unità di volume, rendendo complesso il suo impiego in applicazioni dove lo spazio è un vincolo critico.

Un ulteriore aspetto di rilevanza ingegneristica è l'infragilimento da idrogeno, un fenomeno per cui l'idrogeno può diffondere all'interno di alcuni metalli, alterandone le proprietà meccaniche e compromettendo la resistenza strutturale. Questo effetto impone una progettazione attenta dei sistemi di stoccaggio e trasporto, con la selezione di materiali adeguati e strategie di mitigazione dei rischi.

Infine, è importante sottolineare che l'idrogeno non rappresenta una fonte primaria di energia, bensì un vettore energetico. Ciò significa che non è disponibile direttamente in natura allo stato puro, ma deve essere prodotto a partire da altre fonti di energia primaria, mediante processi che ne consentano l'estrazione dai composti in cui si trova legato. Questa caratteristica rende l'idrogeno una forma di energia secondaria, utile per immagazzinare, trasportare e distribuire energia in diversi settori applicativi.

1.1.1 Proprietà

L'idrogeno si distingue nettamente dagli altri combustibili per le sue proprietà fisiche, chimiche ed energetiche, che ne evidenziano da un lato il grande potenziale come vettore energetico pulito e dall'altro le criticità legate alla gestione e alla sicurezza. Un primo aspetto fondamentale riguarda il contenuto energetico: il suo Potere Calorifico Superiore (PCS) è pari a 141,86 MJ/kg, mentre il Potere Calorifico Inferiore (PCI) raggiunge 119,93 MJ/kg, valori nettamente più elevati rispetto a qualunque altro combustibile. Per confronto, il metano presenta un PCS di circa 55,5 MJ/kg e un PCI di 50 MJ/kg, mentre benzina e gasolio si collocano intorno ai 44–47 MJ/kg. [1]

Combustibile	PCS MJ/kg	PCI MJ/kg	Stato fisico (a 25° e P=1 atm)
Idrogeno	141,86	119,93	gas
Metano	55,53	50,02	gas
Propano	50,36	45,60	liquido
Benzina	47,5	44,50	liquido
Gasolio (diesel)	44,8	42,5	liquido
Metanolo	19,96	18,05	liquido
Carbone	36,00	31,00	solido
Legno	16,00	13,00	solido
Biodiesel	37,00	35,00	liquido
Biogas	27,00	25,00	gas

Tabella 1 - Comparazione tra vari combustibili [1]

Questo dato conferma l'elevatissima densità energetica gravimetrica dell'idrogeno, che lo rende particolarmente interessante in applicazioni in cui il peso del carburante è critico, come nel settore aerospaziale. Tuttavia, a questa caratteristica si contrappone il limite della sua bassissima densità energetica volumetrica: in condizioni normali, per ottenere l'energia contenuta in un litro di benzina occorrono oltre migliaia di litri di idrogeno gassoso, rendendo indispensabili sistemi di stoccaggio ad alta pressione, a temperature criogeniche o tramite soluzioni alternative come gli idruri metallici.

Combustibile	PCI MJ/m ³	Parametri Fase Gassosa	Stato fisico (a 25° e P=1 atm)
Idrogeno	10,70 1.852 4.500 8.491	15°C, 1 atm 15°C, 200 atm 15°C, 690 atm -	gas gas gas liquido
Metano	32,56 6.860 20.920	15°C, 1 atm 15°C, 200 atm -	gas gas liquido
Propano	86,67 23.489	15°C, 1 atm -	gas liquido
Benzina	31.150	-	liquido
Gasolio (diesel)	31.436	-	liquido
Metanolo	15.800	-	liquido
Carbone (*)	24.800	-	solido
Legno (**)	7.800	-	solido
Biodiesel	30.800	-	liquido

Tabella 2 - Comparazione tra vari combustibili [1]

Dal punto di vista termodinamico, l'idrogeno si caratterizza per transizioni di fase a temperature estremamente basse. Il punto di ebollizione normale è 20,3 K, il punto di fusione 14,01 K, mentre il punto triplo si colloca a 13,8 K e 0,072 bar. La temperatura critica, pari a 33 K, e la pressione critica, di 13 bar, limitano ulteriormente la possibilità di ottenere liquefazione, che risulta realizzabile solo entro un intervallo molto ristretto (circa 6 K a pressione atmosferica) [2].

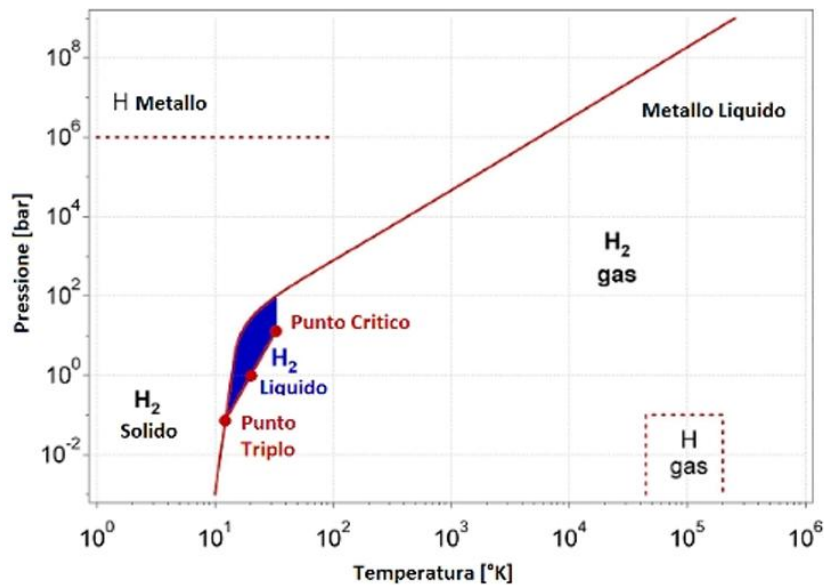


Figura 1 – Diagramma di fase dell'Idrogeno [2]

Questo rende la liquefazione e lo stoccaggio criogenico processi complessi e costosi, con la necessità di gestire fenomeni di evaporazione (“boil-off”). Inoltre, l'idrogeno presenta un comportamento peculiare rispetto all'effetto Joule-Thomson: al di sopra della sua temperatura di inversione (circa 200 K a pressione atmosferica), l'espansione provoca riscaldamento invece che raffreddamento. Ne deriva che, per avviare la liquefazione, il gas deve essere preraffreddato, rendendo necessari impianti tecnologicamente avanzati e ad alto dispendio energetico.

Un altro elemento distintivo riguarda la densità estremamente ridotta (0,084 kg/m³ a condizioni standard), circa un decimo rispetto al metano (0,65 kg/m³) e molto inferiore alla benzina (4,40 kg/m³). Questa proprietà, insieme all'elevato coefficiente di diffusione in aria (0,610 cm²/s), determina una rapidissima dispersione in caso di fughe, riducendo il rischio di accumuli al suolo, ma aumentando le sfide nella gestione della sicurezza [3].

Property	Gasoline	Methane	Hydrogen
Density ^a (Kg/m ³)	4.40	0.65	0.084
Diffusion Coefficient In Air ^a (cm ² /sec)	0.05	0.16	0.610
Specific Heat at Constant Pressure ^a (J/g K)	1.20	2.22	14.89
Ignition Limits In Air (vol %)	1.0 – 7.6	5.3- 15.0	4.0 - 75.0
Ignition Energy In Air (mJ)	0.24	0.29	0.02
Ignition Temperature (°C)	501– 744	813	858
Flame Temperature In Air (°C)	2470	2148	2318
Explos. Limits In Air (vol%)	1.1 – 3.3	6.3 - 14	13 - 59

Tabella 3 - Comparazione tra Benzina, Metano e Idrogeno [3]

Non a caso, la Tabella 4 [4] mostra come la densità dell'idrogeno nei vari stati costituisca uno dei principali vincoli al suo utilizzo, mentre la Tabella 5 [4] evidenzia il suo comportamento in scenari di dispersione. In particolare, in condizioni di alta pressione, la velocità di dispersione risulta 3,8 volte superiore a quella del metano e 5,1 volte rispetto al propano, come da tabella 6 [4].

Fase	Densità		
	Punto Triplo ($T = 13.8\text{ K}$, $p = 7.2\text{ kPa}$)	Punto di ebollizione a $p = 101.3\text{ kPa}$	Condizioni STP ($T = 273.15\text{ K}$, $p = 101.3\text{ kPa}$)
Solido [kg/m^3]	86.71	-	-
Liquido [kg/m^3]	77.21	70.96	-
Vapore [kg/m^3]	0.13	1.331	0.0899

Tabella 4 - Densità dell'Idrogeno in differenti punti del Diagramma di fase [4]

Diffusione in	$D\text{ [cm}^2/\text{s}]$	$T\text{ [}^\circ\text{C}]$
N_2	0.674	0
O_2	0.701	0
H_2O , vapore	0.759	0
H_2O , liquido	$4.8 \cdot 10^{-5}$	25

Tabella 5 - Coefficiente di diffusione D dell'idrogeno in alcuni gas e liquidi a $P = 1\text{ atm}$ [4]

	Idrogeno [H_2]	Metano [CH_4]	Propano [C_3H_8]
Coefficiente di diffusione in aria a NTP [cm^2/s]	0.61	0.16	0.12
Viscosità a NTP [$\text{g}/\text{cms} \times 10^{-5}$]	89	11.7	80
Velocità del suono a NTP [m/s]	1270	446	258

Tabella 6 - Confronto tra i parametri che identificano la propensione alla fuga per alcuni combustibili [4]

La piccola dimensione molecolare e la leggerezza estrema lo rendono inoltre capace di diffondere nei materiali, con rischi di fenomeni come l'*embrittlement*. Dal punto di vista termico, la sua conducibilità termica è significativamente più elevata rispetto ad altri gas [5], con implicazioni dirette sulla gestione dei processi di scambio termico.

Sul piano della combustione, l'idrogeno si caratterizza per parametri che lo rendono unico ma al tempo stesso complesso da gestire. Il campo di infiammabilità è straordinariamente ampio: in condizioni standard, si estende dal 4% al 75%, mentre il campo di esplosività varia dal 18,3% al 59% [6]. In presenza di ossigeno puro, i limiti si ampliano ulteriormente, raggiungendo il 4,1–94% [4, 6].

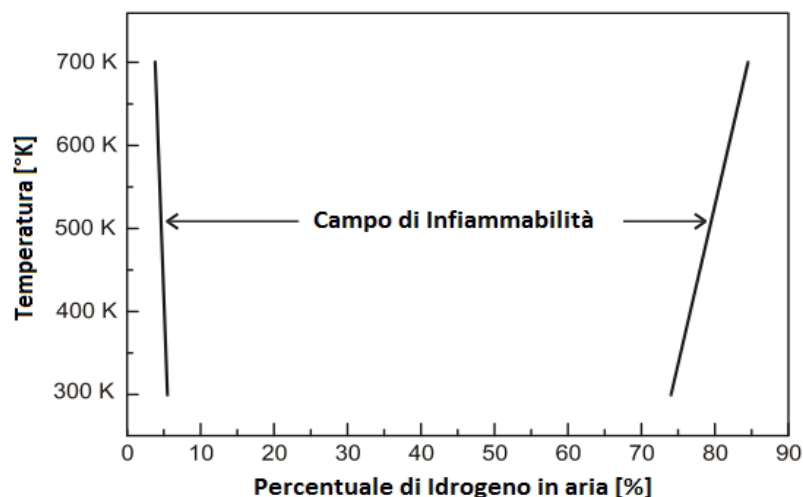


Figura 2 - Campo di infiammabilità dell'idrogeno al variare della temperatura ($P=1 \text{ atm}$) [4,6]

Combustibile	LFL (%)	UFL (%)	LEL (%)	UEL (%)
Idrogeno	4	75	18.3	59
Metano	5.3	15	6.3	13.5
Propano	2.1	9.5	-	-
Gasolio	1	7.8	1.1	3.3

Tabella 7 - Comparazione dei limiti di infiammabilità ed esplosività per vari combustibili (@NTP) [4]

La Tabella 7 [4] mette in evidenza come questi valori siano molto più estesi rispetto ad altri combustibili convenzionali. Inoltre, l'energia minima di ignizione è estremamente bassa: appena 0,017 mJ [4, 7], contro 0,29 mJ del metano e 0,24 mJ del gasolio, come mostrato in Figura 3 [4, 7].

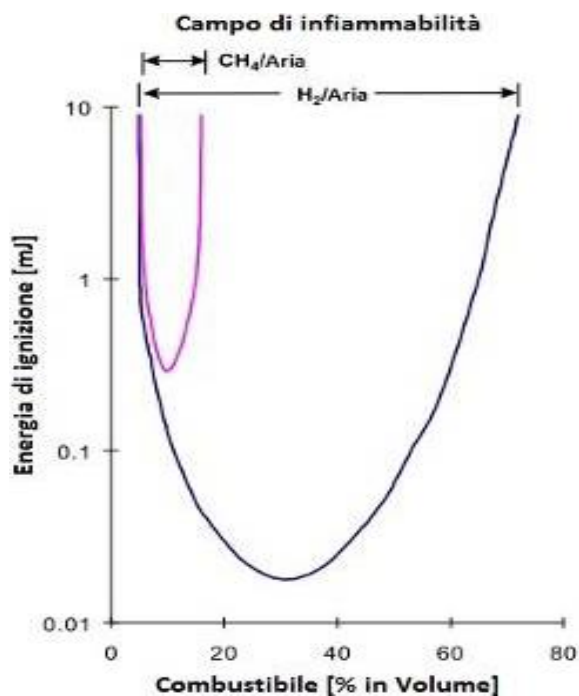


Figura 3 - Variazione dell'energia di ignizione nel campo di infiammabilità per miscele di Idrogeno e Metano in aria (@NTP) [4,7]

Una scarica elettrostatica prodotta da un corpo umano (circa 10 mJ [8]) è dunque più che sufficiente per innescare una miscela idrogeno-aria. Sebbene la sua temperatura di autoaccensione sia relativamente elevata (come indicato in Tabella 8 [4, 9] equivale a 858 K, pari a 585 °C), esistono intervalli specifici di temperatura, pressione e composizione che possono comunque condurre ad autoaccensione spontanea [9].

	<i>Idrogeno</i>	<i>Metano</i>	<i>Propano</i>	<i>Gasolio</i>
Temperatura di auto-ignizione [K]	858	813	760	500-744

Tabella 8 - Valori della temperatura di auto-ignizione per alcuni combustibili ($P=1\text{ atm}$) [4,9]

Il comportamento esplosivo dell'idrogeno è stato ampiamente studiato attraverso i diagrammi di esplodibilità [10], i quali mostrano come il fenomeno dipenda non solo dalle condizioni termodinamiche, ma anche dalle caratteristiche geometriche del contenitore.

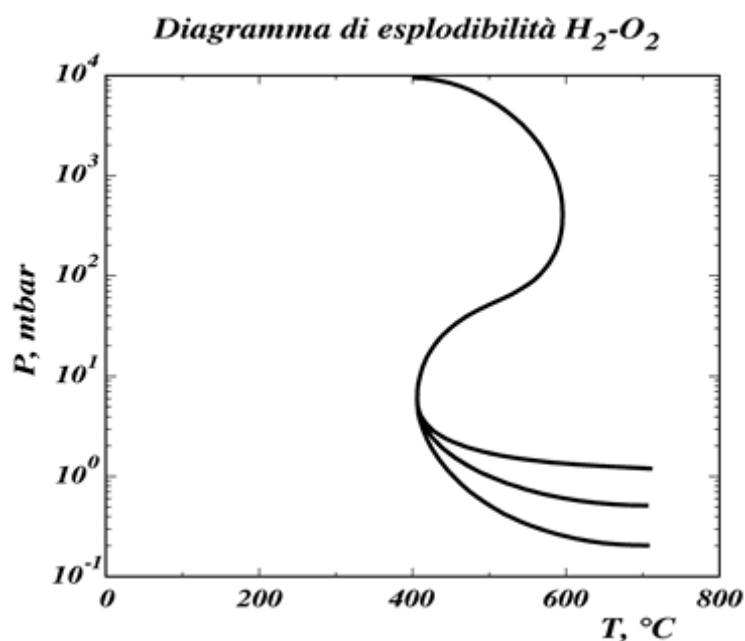


Figura 4 - Diagramma di esplodibilità dell'idrogeno-ossigeno [10]

In particolare, serbatoi di piccolo volume e forma sferica tendono maggiormente all'esplosione per effetto del rapporto area-volume. In letteratura vengono identificati tre limiti di esplodibilità: il primo, dipendente dalla geometria del contenitore; il secondo, indipendente dal confinamento e compreso tra 5 e 500 mbar; e il terzo, relativo a pressioni superiori a 500 mbar e legato alla dissociazione degli idroperossidi. Tali fenomeni si manifestano in un intervallo ristretto di temperatura, tra 400 °C e 600 °C, motivo per cui è fondamentale evitare che una miscela idrogeno-ossigeno superi i 400 °C se non in condizioni di controllo estremo [10].

In conclusione, le proprietà dell'idrogeno risultano profondamente diverse da quelle di combustibili come metano, benzina o gasolio. La Tabella 9 [11, 12, 13] sintetizza efficacemente i principali parametri fisici e di combustione, mostrando come l'idrogeno unisca una densità energetica gravimetrica eccezionalmente elevata a una densità volumetrica molto ridotta, una reattività estrema e sfide tecnologiche significative per lo stoccaggio, il trasporto e la sicurezza del suo utilizzo.

Properties	Hydrogen	Methane	Gasoline	Diesel	n-Heptane	Ammonia
Chemical formula	H_2	CH_4	C_nH_{2n}	C_nH_{2n}	nC_7H_{16}	NH_3
Molecular weight (g/mol)	2.016	16.043	107	170	100.16	17.031
Density(kg/m ³)	0.08	0.65	750	840	692	0.73
Mass diffusivity in air (cm ² /s)	0.61	0.16	-	-	-	0.23
Flammability limits in air (vol%)	4-75	5-15	1-7.6	0.7-7.5	1.05-6.7	15-28
Burning velocity (m/s)	2.65-3.25	0.37-0.43	0.45	0.3	0.2-0.6	0.07
Quenching distance (mm)	0.61	2.00	2.00	-	-	8.95
Autoignition temperature (K)	858	813	523	483	479	930
Minimum ignition energy (mJ)	0.02	0.28	0.24	0.24	0.24	8
Adiabatic flame temperature (K)	2390	2226	2275	2275	2275	2080
Stoichiometric air/fuel ratio by mass	34.3	17.2	14.5	14.5	15.1	6.1
Lower heating value (MJ/kg)	120	50	43.4	42.6	44.6	18.6

Tabella 9 - Proprietà di idrogeno, metano, benzina, diesel, n-eptano e ammoniaca [11, 12, 13]

1.1.2 Produzione

L'idrogeno si configura come una risorsa strategica per la transizione energetica globale, potendo essere ottenuto da diverse fonti e impiegato come vettore energetico privo di emissioni dirette di gas serra. La sostenibilità del suo ciclo di vita dipende però in modo cruciale dal metodo di produzione, convenzionalmente classificato attraverso una scala di "colori". All'estremo meno sostenibile si trova l'idrogeno marrone, prodotto tramite gassificazione del carbone con emissioni superiori a 20 kg di CO₂ per kg di H₂. Prevalente a livello industriale è invece l'idrogeno grigio, ottenuto mediante *steam reforming* del gas naturale, che emette circa 9 kg di CO₂ per kg di H₂. Una soluzione intermedia è rappresentata dall'idrogeno blu, che applica la tecnologia del reforming abbinata a sistemi di *Carbon Capture and Storage* (CCS), riducendo parzialmente le emissioni. Alternative a basse emissioni dirette di carbonio includono l'idrogeno rosa, da elettrolisi alimentata a energia nucleare, che comporta però criticità legate alle scorie radioattive, e l'idrogeno verde, prodotto mediante elettrolisi dell'acqua utilizzando esclusivamente elettricità da fonti rinnovabili, considerato la forma più sostenibile.

Nonostante il suo enorme potenziale, la produzione di idrogeno verde è ancora marginale. Secondo i dati analizzati da IRENA [14], nel 2021 quasi la metà della produzione globale (47%) proveniva dal gas naturale, il 27% dal carbone e il 22% dal petrolio, mentre l'elettrolisi rappresentava appena il 4% del totale. Considerando che solo circa il 33% dell'elettricità globale era rinnovabile, si stima che appena l'1% dell'idrogeno prodotto fosse effettivamente "verde" [14]. Il panorama attuale è infatti ancora dominato da tecnologie basate su combustibili fossili [15, 16], creando una contraddizione tra il suo ruolo potenziale di pilastro per la

decarbonizzazione e l'impatto della sua produzione attuale. L'obiettivo a lungo termine è quindi produrre idrogeno esclusivamente attraverso processi a basse emissioni, privilegiando l'elettrolisi alimentata da rinnovabili [17, 18], il che richiederà un sostanziale miglioramento dell'efficienza e della competitività dei processi verdi.

Tra le tecnologie di produzione, che spaziano da processi termici come il reforming e la gassificazione a tecniche più avanzate come la termolisi e i processi fotoelettrochimici [15], l'elettrolisi è considerata una delle vie più promettenti. Questo processo elettrochimico scinde l'acqua (H_2O) in idrogeno (H_2) e ossigeno (O_2) mediante l'applicazione di una corrente elettrica. In una cella elettrolitica, la corrente innesca la riduzione delle molecole d'acqua al catodo, formando H_2 , e la loro ossidazione all'anodo, producendo O_2 . La sostenibilità del processo è intrinsecamente legata alla fonte energetica che lo alimenta.

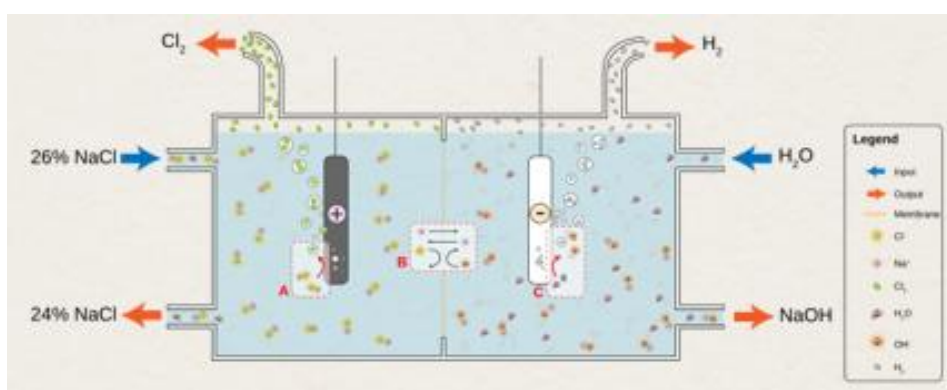


Figura 5 - Produzione dell'idrogeno [3]

Le principali tecnologie di elettrolizzatori impiegate a scala industriale sono gli Elettrolizzatori Alcalini (AEL), tecnologicamente maturi e basati su un elettrolita liquido (es. KOH), e gli Elettrolizzatori a Membrana a Scambio Protonico (PEM), che utilizzano un elettrolita polimerico solido. La scelta tra di esse dipende da fattori quali costi, efficienza, durata e capacità di adattarsi alla variabilità delle rinnovabili.

Indipendentemente dalla tecnologia adottata, la produzione di idrogeno comporta rischi specifici che devono essere gestiti con approcci mirati, poiché non esiste una tecnologia intrinsecamente più sicura di un'altra. Le normative, pertanto, non prescrivono una scelta ottimale univoca ma stabiliscono principi generali di progettazione, collocazione e manutenzione degli impianti per minimizzare i pericoli connessi all'accumulo, al trasporto e alla manipolazione dell'idrogeno.

1.1.3 Stoccaggio

L'idrogeno rappresenta un vettore energetico promettente per la transizione verso un'economia a basse emissioni di carbonio. Tuttavia, il suo stoccaggio e trasporto, sia in contesto stazionario che mobile, costituiscono una delle principali sfide ingegneristiche da superare per una diffusione su larga scala [19, 20]. La radice di questa sfida risiede nelle proprietà intrinseche dell'elemento: avendo il peso atomico più basso, l'idrogeno presenta una densità estremamente ridotta sia in fase gassosa che liquida [4].

Property	Hydrogen	Comparison
Density (gaseous)	0.089 kg/m ³ (0°C, 1 bar)	1/10 of natural gas
Density (liquid)	70.79 kg/m ³ (-253°C, 1 bar)	1/6 of natural gas
Boiling point	-252.76°C (1 bar)	90°C below LNG
Energy per unit of mass (LHV)	120.1 MJ/kg	3x that of gasoline
Energy density (ambient cond., LHV)	0.01 MJ/L	1/3 of natural gas
Specific energy (liquefied, LHV)	8.5 MJ/L	1/3 of LNG
Flame velocity	346 cm/s	8x methane
Ignition range	4-77% in air by volume	6x wider than methane
Autoignition temperature	585°C	220°C for gasoline
Ignition energy	0.02 MJ	1/10 of methane

Notes: cm/s = centimetre per second; kg/m³ = kilograms per cubic metre; LHV = lower heating value; MJ = megajoule; MJ/kg = megajoules per kilogram; MJ/L = megajoules per litre.

Tabella 10 - Confronto tra idrogeno e altri combustibili [3]

Questa caratteristica si traduce in una bassissima densità energetica volumetrica, che richiede volumi notevolmente superiori rispetto ad altri combustibili per immagazzinare la stessa quantità di energia.

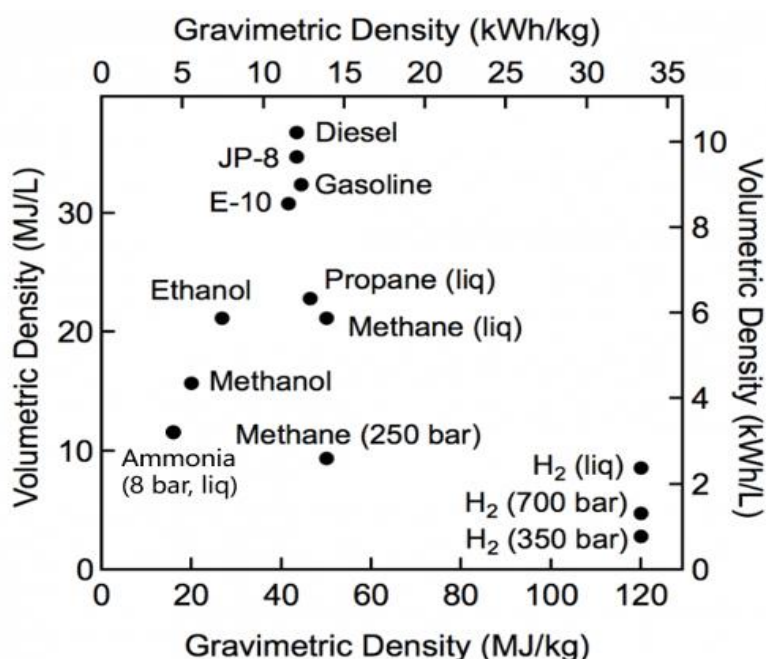


Figura 6 - Confronto densità volumetrica e gravimetrica tra idrogeno e vari combustibili [21]

Per applicazioni critiche come quelle automobilistiche, dove spazio e autonomia sono parametri essenziali, questa limitazione impone soluzioni tecnologiche che operano in condizioni estreme. Le due principali strategie adottate comportano la compressione del gas a pressioni molto elevate (fino a 700 bar) o la sua liquefazione a temperature criogeniche

prossime ai -253°C (20 K) [22]. Entrambi gli approcci pongono sfide significative in termini di selezione dei materiali, consumo energetico e sicurezza complessiva del sistema.

La progettazione dei sistemi di stoccaggio è governata da un fondamentale compromesso ingegneristico tra pressione operativa, peso, volume e costi di produzione [23]. La pressione di esercizio, che può raggiungere i 70 MPa per le applicazioni automobilistiche, influenza direttamente lo spessore delle pareti, le dimensioni e il peso complessivo del serbatoio. Per gestire queste sollecitazioni, i materiali principalmente utilizzati includono metalli (acciai speciali e leghe di alluminio), polimeri (come il polietilene ad alta densità o le poliammidi) e compositi avanzati a base di fibre di carbonio impregnate con resine termoindurenti o termoplastiche. La selezione dei materiali metallici deve considerare non solo la resistenza meccanica ma anche la resilienza all'infragilimento da idrogeno, un fenomeno critico in cui l'idrogeno atomico penetra nel reticolo cristallino del metallo, compromettendone la duttilità e la resistenza a fatica sotto cicli termo-pressori ripetuti.

L'evoluzione tecnologica ha portato allo sviluppo di quattro principali tipologie di serbatoi, classificate in base ai materiali costitutivi e al design [24]. I serbatoi di Tipo I, interamente metallici, e quelli di Tipo II, con anima metallica e rinforzo composito parziale, rappresentano soluzioni economiche ma pesanti, adatte principalmente per applicazioni stazionarie o come buffer nelle stazioni di rifornimento. Un significativo avanzamento è rappresentato dai serbatoi di Tipo III, caratterizzati da un liner in alluminio completamente avvolto da un composito in fibra di carbonio, che offrono un eccellente rapporto resistenza-peso e una ridotta vulnerabilità all'infragilimento. La tecnologia più avanzata per applicazioni mobili è rappresentata dai serbatoi di Tipo IV [19, 20], costituiti da un rivestimento interno polimerico (che funge da barriera alla permeazione) avvolto da un involucro esterno in composito che fornisce la resistenza strutturale necessaria a sopportare le alte pressioni [25].

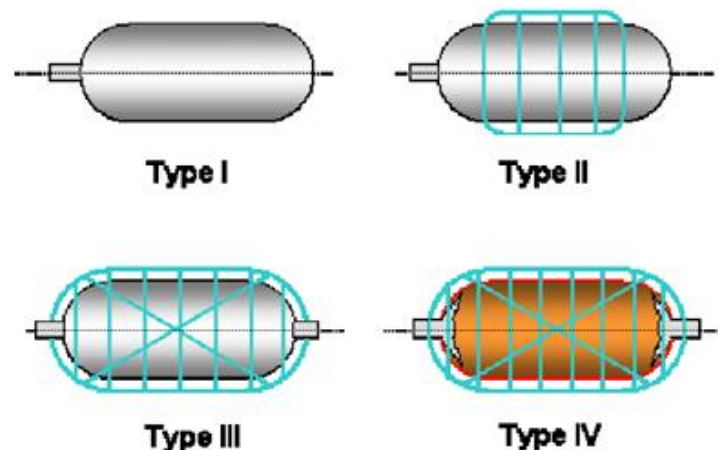


Figura 7 - Confronto tra i serbatoi [26]

Questi ultimi, nonostante le sfide legate ai costi elevati e alla potenziale permeabilità del gas attraverso il liner polimerico, sono attualmente la scelta preferenziale per la mobilità grazie al loro peso ridotto, essenziale per raggiungere l'obiettivo di stoccare fino a 6 kg di idrogeno necessari per un'autonomia di 400-500 km [22].

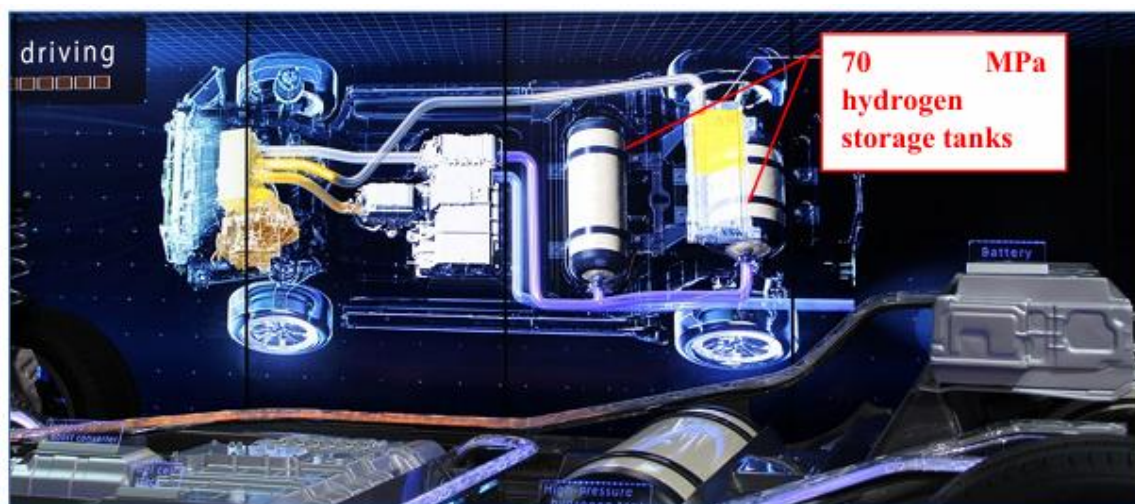


Figura 8 - Componenti principali del veicolo Toyota Mirai FC [27]

Nonostante i notevoli progressi nei materiali leggeri e compositi, la sfida del peso rimane pressante: in un serbatoio metallico tradizionale, la massa di idrogeno effettivamente stoccata rappresenta solo circa l'1% della massa totale del sistema [25]. Questo dato sottolinea la necessità di continuare la ricerca per migliorare l'efficienza massica dei sistemi di storage.

Per superare i limiti intrinseci di densità energetica volumetrica dello stoccaggio gassoso, sono state esplorate alternative promettenti. La liquefazione criogenica, nonostante i notevoli costi energetici per il raffreddamento [28, 29], permette di raggiungere densità fino a 70 g/L [24] significativamente superiori ai 40,2 g/L ottenuti con la compressione a 700 bar. Tuttavia, questa tecnologia introduce complessità progettuali legate al fenomeno del "boil-off", causato dal riscaldamento ambientale e dalla conversione esotermica dell'idrogeno dalla forma orto- a quella para- [30], che richiede sofisticati sistemi di sfiato e isolamento termico, spesso ottenuto con design a doppia parete con vuoto e geometrie sferiche [24]. Altre linee di ricerca attive includono lo stoccaggio basato su fenomeni di adsorbimento e assorbimento all'interno di materiali solidi come gli idruri metallici [31,32], e soluzioni ibride criogenico-compresso che combinano basse temperature (~ 64 K) con alte pressioni, raggiungendo densità promettenti fino a 76 g/L a 700 bar [33]. La ricerca in questo ambito è strategicamente orientata da obiettivi specifici, come quelli stabiliti dal Dipartimento dell'Energia degli Stati Uniti (DOE), per identificare e sviluppare soluzioni tecnologicamente ed economicamente praticabili [34].

Le stesse problematiche di densità energetica volumetrica si ripercuotono sulle fasi di trasporto e stoccaggio su larga scala. Per queste applicazioni, l'idrogeno compresso a pressioni inferiori rispetto a quelle veicolari rimane la soluzione più comune [35] privilegiando l'acciaio per le sue caratteristiche di costo contenuto e resistenza al fenomeno dell'infragilimento [36]. Il trasporto avviene principalmente attraverso autocarri con tubi pressurizzati per brevi-medie distanze, mentre per distanze maggiori si valutano opzioni come gasdotti dedicati o il trasporto criogenico via nave per l'idrogeno liquido [28].

Una soluzione innovativa per la logistica dell'idrogeno che mira a superare molte di queste criticità è rappresentata dall'utilizzo dell'ammoniaca (NH_3) come vettore energetico [37]. L'ammoniaca offre il vantaggio di una densità energetica volumetrica molto superiore a quella dell'idrogeno e può essere stoccata in forma liquida a pressioni moderate e temperature più gestibili (punto di ebollizione di -33°C). La sua infrastruttura di produzione, trasporto e

stoccaggio è già parzialmente consolidata per il suo uso come fertilizzante. Inoltre, un ulteriore vantaggio è che la sua decomposizione catalitica in idrogeno non produce monossido di carbonio come sottoprodotto [38]. Il successo di questo approccio dipenderà dallo sviluppo di processi di riconversione (*cracking*) efficienti ed economicamente sostenibili.

Infine, la fase operativa del rifornimento stesso presenta significative sfide ingegneristiche. Il rapido trasferimento di idrogeno ad alta pressione in tempi compatibili con l'esperienza utente (circa 180 secondi) genera un riscaldamento adiabatico del gas, che può portare la pressione temporaneamente fino al 25% sopra il valore nominale di esercizio. Solo dopo un periodo di raffreddamento e stabilizzazione la pressione si porta al valore target di 35 MPa o 70 MPa a 15°C. Questo processo richiede un attento controllo della temperatura del gas (che deve rimanere tra 233 K e 358 K per garantire la sicurezza strutturale) e una profonda conoscenza delle dinamiche di flusso e trasferimento di calore all'interno del serbatoio [19, 39].

In conclusione, la scelta della tecnologia di stoccaggio e trasporto dell'idrogeno per una specifica applicazione rappresenta un bilanciamento critico tra parametri contrastanti di peso, volume, costo, sicurezza e maturità tecnologica. Mentre i serbatoi compositi in pressione di Tipo III e IV dominano attualmente il panorama della mobilità, tecnologie alternative come la criogenia, i materiali assorbenti e i vettori chimici come l'ammoniaca offrono potenziali percorsi per superare le attuali limitazioni, guidati da una ricerca e sviluppo sempre più intensivi in questo settore strategico.

I valori di densità per i diversi stati di stoccaggio sono efficacemente sintetizzati in Tabella 4 [4], mentre il confronto tra le densità volumetriche delle diverse opzioni è illustrato in Figura 9 [40, 41], evidenziando visivamente l'entità della sfida ingegneristica.

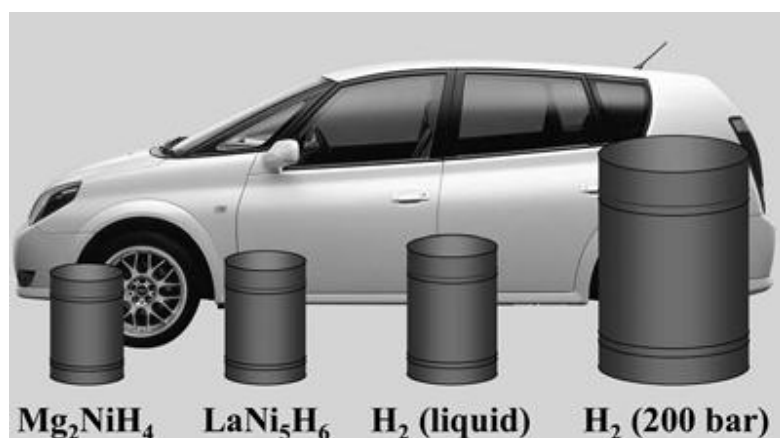


Figura 9 – Volume occupato da 4 kg di idrogeno immagazzinato in modi diversi, rispetto alle dimensioni di un'auto [40, 41]

2 Motorizzazioni

L'utilizzo finale dell'idrogeno rappresenta la fase cruciale per la sua affermazione come vettore energetico sostenibile. Nel contesto veicolare, le sue applicazioni si concretizzano principalmente lungo due direttrici tecnologiche distinte. La prima prevede l'impiego in celle a combustibile, dove l'energia chimica dell'idrogeno viene convertita in energia elettrica attraverso un processo elettrochimico, alimentando così un motore elettrico in modo efficiente e con emissioni locali nulle. La seconda opzione, oggetto primario di questa trattazione, utilizza l'idrogeno in motori a combustione interna (H₂ICE), sfruttando un principio di funzionamento simile a quello dei combustibili tradizionali ma con caratteristiche di combustione e prestazionali profondamente diverse [42, 43].

È infatti fondamentale sottolineare come le proprietà fisico-chimiche dell'idrogeno lo distinguano in modo marcato dai combustibili convenzionali come diesel, benzina o metano. Parametri critici quali la densità, i limiti di infiammabilità, l'energia di accensione e la velocità di fiamma presentano valori estremi che, da un lato, aprono opportunità uniche per l'efficienza e la riduzione delle emissioni, e dall'altro, pongono sfide ingegneristiche non trascurabili, che verranno approfondite nei capitoli successivi. Un confronto sistematico di queste proprietà, essenziale per comprenderne l'impatto sulla progettazione del motore, è dettagliatamente riportato in Tabella 9 [11, 12, 13].

2.1 Fuel Cell

2.1.1 Introduzione e Principio di Funzionamento

Le celle a combustibile (Fuel Cell, FC) sono dispositivi elettrochimici che convertono direttamente l'energia chimica di un combustibile, tipicamente idrogeno (H₂), in energia elettrica, calore e acqua, senza processi di combustione e senza parti mobili [44]. Il principio di funzionamento, analogo a quello di una batteria ma con la peculiarità di non esaurirsi se continuamente alimentata, si basa sulla reazione controllata tra idrogeno e ossigeno [3]. L'idrogeno viene fornito all'anodo, dove un catalizzatore ne scinde le molecole in ioni H⁺ ed elettroni (e⁻). Un elettrolita polimerico (membrana) permette solo il passaggio degli ioni H⁺ verso il catodo, mentre gli elettroni sono costretti a fluire attraverso un circuito esterno, generando così la corrente elettrica utile ad alimentare il motore elettrico del veicolo. Al catodo, ioni H⁺, elettroni e ossigeno dell'aria si ricombinano, producendo come unici scarti acqua e calore [44].

2.1.2 Tipologie di Celle a Combustibile e Idoneità per l'Automotive

Esistono diverse tipologie di FC, classificate principalmente in base all'elettrolita utilizzato e alla temperatura di esercizio [44]. Tuttavia, per applicazioni automobilistiche, i requisiti di dinamica, compattezza, sicurezza e temperatura di avvio rendono la cella a combustibile a membrana a scambio protonico (PEMFC) la tecnologia più adatta [44].

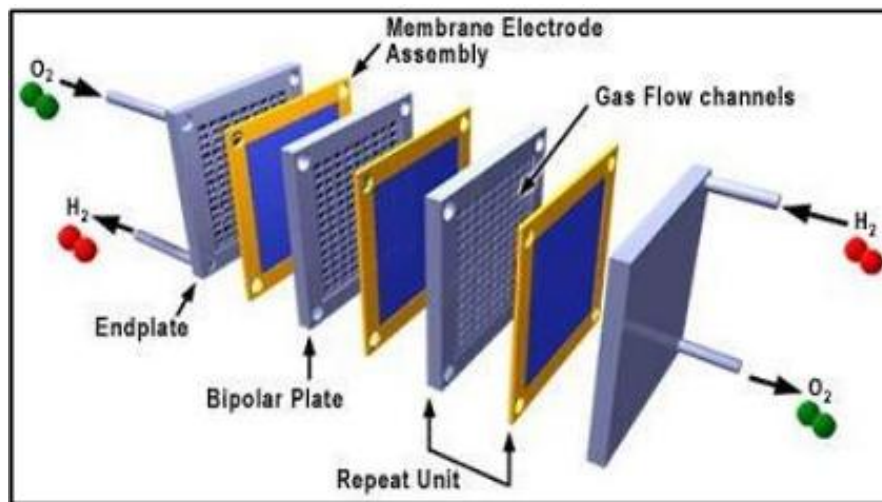


Figura 10 - PEM Fuel Cell [44]

Le PEMFC operano a temperature relativamente basse (70-90 °C), garantiscono un avvio rapido, un'elevata densità di potenza e una buona resistenza alle vibrazioni [44]. La loro efficienza elettrica si attesta tra il 40% e il 60% [44]. Una sfida importante è la sensibilità del catalizzatore al platino alle impurità, che richiede idrogeno ad alta purezza [44]. Un'altra tecnologia promettente è la cella a combustibile a ossidi solidi (SOFC), che offre buona efficienza (>60%) e reforming interno del combustibile grazie alle alte temperature di esercizio (900-1000 °C), ma le sollecitazioni termiche la rendono meno matura per l'uso automobilistico [44].

2.1.3 Architettura dello Stack e Bilanci Energetici

Uno *stack* PEMFC per veicoli è composto dall'assemblaggio in serie di più celle elementari (*Membrane Electrode Assembly*, MEA) intervallate da piastre bipolari, al fine di raggiungere la tensione e la potenza richieste [44]. A differenza di un pacco batterie, il cui dimensionamento è dettato dall'energia (autonomia), quello di uno *stack* FC è determinato dalla potenza di picco richiesta. Questo conferisce un vantaggio strategico: per aumentare l'autonomia, è sufficiente ampliare il serbatoio di idrogeno senza modificare lo *stack*, un approccio più efficiente in termini di peso rispetto all'ingrandimento di un pacco batteria [44]. Il sistema richiede ancillari come compressore d'aria, circuiti di umidificazione (per mantenere l'integrità della membrana, sebbene gli *stack* moderni tendano a ridurre questa necessità) e un circuito di raffreddamento dedicato [44]. Il bilancio energetico di uno *stack* è molto favorevole: circa il 59% dell'energia dell'idrogeno viene convertita in elettricità, con solo il 36% dissipato in calore. Le perdite restanti possono essere ulteriormente mitigate con sistemi di ricircolo dell'idrogeno anodico [44].

2.1.4 Sistemi di Accumulo dell'Idrogeno a Bordo

La scelta del sistema di stoccaggio dell'idrogeno a bordo è cruciale per l'integrazione veicolare. Le opzioni principali sono [44]:

1. Idrogeno Compresso: È la tecnologia più matura e utilizzata (es. Toyota Mirai), con serbatoi in composito (fibra di carbonio) che operano a 700 bar e temperatura ambiente. La densità di stoccaggio di sistema è però bassa, attestandosi intorno al 5-6% in peso (ogni 100 kg di sistema si immagazzinano 5-6 kg di H_2) [44].

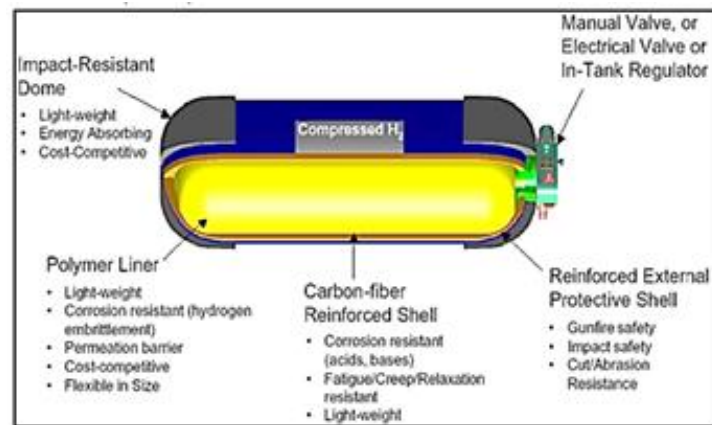


Figura 11 – Tecnologia del Serbatoio di Idrogeno Compresso [44]

2. Idrogeno Liquido: Offre una migliore densità volumetrica, ma richiede criogenia (≈ 20 K). Gli svantaggi sono l'elevato consumo energetico per la liquefazione e le perdite per evaporazione durante i parcheggi prolungati, rendendolo poco pratico per auto leggere [44].

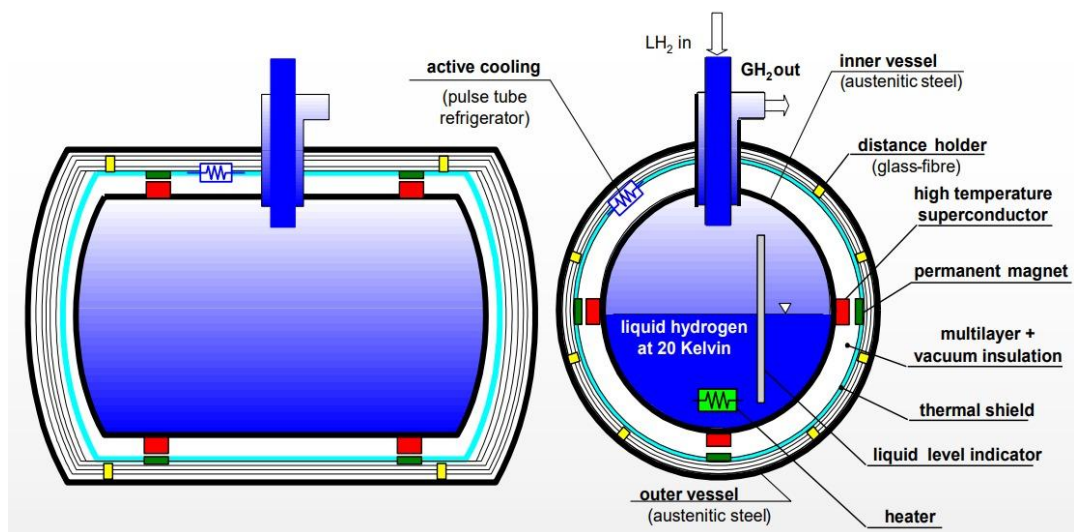


Figura 12 - Serbatoio Idrogeno Liquido [44]

3. Stoccaggio allo Stato Solido: Basato su idruri metallici o nanostrutture di carbonio, è un'opzione di lungo termine ancora in fase di ricerca, con l'obiettivo di migliorare la densità e la cinetica di rilascio [44].

Nonostante l'eccellente densità energetica gravimetrica dell'idrogeno puro, la densità energetica volumetrica del sistema completo è la sfida principale, risultando significativamente inferiore a quella dei combustibili liquidi tradizionali [44].

2.1.5 Punti Aperti e Sfide Future

L'affermazione commerciale dei veicoli a *fuel cell* è ancora ostacolata da alcuni fattori critici. Il costo dello *stack* non è competitivo, principalmente a causa del prezzo del catalizzatore al platino e della membrana, che insieme incidono per oltre l'80% sul costo totale [44]. La mancanza di una rete capillare di distribuzione dell'idrogeno rappresenta un altro grande ostacolo [44]. Le linee di sviluppo future per i serbatoi puntano ad aumentare la densità di stoccaggio (obiettivo: 10% in peso) mediante materiali ultraleggeri e pressioni superiori ai 700 bar, nonché a esplorare soluzioni ibride a pressione moderata (≈ 80 bar) e temperatura criogenica intermedia (≈ -80 °C) [44]. La ricerca su materiali per catalizzatori privi di platino e su membrane più efficienti e durevoli è fondamentale per ridurre i costi e migliorare le prestazioni [44].

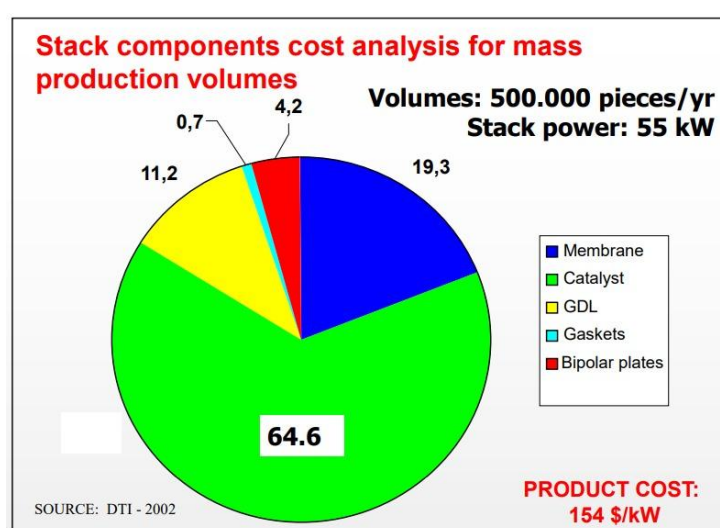


Figura 13 - Costi Elementi Serbatoio Idrogeno [44]

2.2 Motori a Combustione Interna Alimentati ad Idrogeno

Il settore dei trasporti, la cui dipendenza dai combustibili fossili contribuisce in misura significativa alle emissioni antropogeniche, necessita con urgenza di soluzioni energetiche alternative. In questo scenario, l'idrogeno si propone come un vettore energetico di grande interesse strategico, grazie alla molteplicità di fonti da cui può essere prodotto e al suo potenziale di utilizzo a emissioni ridottissime.

Un approccio particolarmente pragmatico, in grado di valorizzare l'infrastruttura produttiva e il *know-how* tecnico consolidato sui motori termici, è rappresentato proprio dagli H2ICE. Questa soluzione offre il duplice vantaggio della flessibilità di alimentazione—potendo idealmente funzionare con diversi carburanti—e di requisiti di purezza del combustibile meno stringenti rispetto alle celle a combustibile, con implicazioni positive sulla disponibilità e sul costo dell'idrogeno stesso [42, 43].

La trattazione che segue analizza nel dettaglio i principi di funzionamento, le prestazioni, le emissioni e le criticità tecnologiche che caratterizzano l'impiego dell'idrogeno sia nei motori ad

accensione comandata (SI) che in quelli ad accensione per compressione (CI) operanti in modalità *dual-fuel*, delineando lo stato dell'arte e le prospettive di sviluppo di questa promettente tecnologia.

2.2.1 Motori ad Accensione Comandata (SI) ad Idrogeno

2.2.1.1 Proprietà Fondamentali dell'Idrogeno e Impatto sulla Combustione

L'idrogeno possiede caratteristiche fisico-chimiche uniche che ne determinano il comportamento all'interno della camera di combustione. Con un elevatissimo numero di ottano (superiore a 130) e una temperatura di autoaccensione molto alta, l'idrogeno vanta un'eccezionale resistenza al *knocking*, un fenomeno distruttivo tipico dei motori a benzina. Questo permette ai motori a idrogeno di operare con rapporti di compressione molto più elevati (da 7.5:1 fino a 14.5:1, con casi sperimentali che arrivano a 42:1 in configurazioni HCCI), garantendo un potenziale significativo aumento dell'efficienza termica [45, 46, 47, 48, 49, 50].

Un altro aspetto fondamentale è la sua ampia gamma di infiammabilità e la bassissima energia di accensione (circa 0.02 mJ), che lo rendono estremamente facile da accendere e capace di bruciare anche in miscele molto magre (con un rapporto di equivalenza λ fino a 4). Sebbene ciò favorisca una combustione completa e stabile, lo rende anche particolarmente vulnerabile a fenomeni di pre-accensione e *backfire*, innescati da punti caldi o da energia elettrica residua nel sistema di accensione [51, 52, 53, 54, 55, 56].

L'idrogeno si distingue anche per un'alta velocità di fiamma e una breve distanza di spegnimento, il che si traduce in una propagazione della combustione molto più rapida (con velocità di picco tra 10-35 m/s, contro gli 8-12 m/s della benzina). Questa rapidità migliora l'efficienza e riduce gli incombusti, ma allo stesso tempo intensifica il trasferimento di calore alle pareti del cilindro, con una parziale penalizzazione dell'efficienza termica [57, 58, 59].

Infine, la bassa densità energetica volumetrica è il principale svantaggio dell'idrogeno. Richiede un volume maggiore di combustibile per ottenere la stessa energia, riducendo l'efficienza volumetrica del motore e, di conseguenza, la potenza massima erogata. Per compensare questa perdita, è spesso necessaria l'adozione di un sistema di sovralimentazione [60].

2.2.1.2 Sistemi di Alimentazione e Iniezione

La scelta del sistema di iniezione è fondamentale per sfruttare al meglio i vantaggi dell'idrogeno e mitigarne le criticità. Vi sono vari tipi di sistemi di iniezione nei motori SI ad idrogeno:

- Iniezione nel Collettore (*Port Fuel Injection* - PFI)

In questa configurazione, l'idrogeno viene iniettato nel condotto di aspirazione, mescolandosi con l'aria prima di raggiungere la camera di combustione. Si tratta di un

approccio semplice, economico e tecnologicamente maturo, che richiede pressioni di iniezione relativamente basse (<10 bar) [61, 62].

Tuttavia, è anche il più suscettibile al fenomeno del *backfire* (ritorno di fiamma nel collettore), poiché l'alta infiammabilità della miscela aria-idrogeno può essere innescata da punti caldi durante la fase di aspirazione. Inoltre, l'idrogeno gassoso occupa spazio nel condotto, riducendo l'efficienza volumetrica e la potenza massima erogata [53, 54].

- **Iniezione Diretta (*Direct Injection* - DI)**

L'iniezione diretta, in cui l'idrogeno viene iniettato direttamente nella camera di combustione dopo la chiusura della valvola di aspirazione, risolve il problema del *backfire*. Esistono due varianti: l'iniezione a bassa pressione (LPDI), che avviene durante la compressione, e l'iniezione ad alta pressione (HPDI), che si verifica vicino al punto morto superiore (PMS). Questo approccio consente un migliore riempimento del cilindro con aria pura, aumentando la potenza specifica (fino al 20% in più rispetto ai motori a benzina) e l'efficienza complessiva. Offre anche una maggiore flessibilità nel controllo della combustione, permettendo la stratificazione della carica e l'ottimizzazione del timing di iniezione [63, 64, 46, 65, 66, 67, 68].

Tuttavia, l'iniezione diretta introduce notevoli sfide ingegneristiche: iniettori complessi e costosi, che devono operare a pressioni elevatissime (fino a 200 bar), resistere all'usura (dovuta all'assenza di lubrificazione da parte del combustibile) e garantire tenute perfette. Richiede inoltre sistemi di stoccaggio a bordo in grado di sopportare pressioni elevate (350-700 bar) [69, 70].

2.2.1.3 Sfide Critiche e Strategie di Mitigazione

L'adozione dell'idrogeno non è priva di ostacoli, ma la ricerca ha sviluppato diverse strategie per superarli.

- **Pre-accensione e *Backfire***

Questi fenomeni, causati da punti caldi (valvole, candele, depositi carboniosi), scariche elettriche residue o effetti catalitici, rappresentano la principale limitazione per i motori SI a idrogeno, specialmente in configurazione PFI [55, 56, 71, 72, 47, 48]. Le soluzioni includono l'utilizzo di candele con elettrodi in iridio (non catalitici) con un gap ridotto, il ritardo della fasatura di apertura della valvola di aspirazione per evitare il contatto della miscela con le valvole calde, l'uso di miscele ultra-magre e, soprattutto, l'adozione dell'iniezione diretta (DI) che elimina la miscela combustibile dal collettore di aspirazione [56, 73, 74, 75, 76, 77].

- **Emissioni di Ossidi di Azoto (NOx)**

Le alte temperature di combustione dell'idrogeno favoriscono la formazione di NOx attraverso il meccanismo di Zeldovich, in particolare in miscele quasi stechiometriche [78, 79, 80]. Per mitigare questo problema, la strategia più efficace è la combustione magra ($\lambda > 2$), che abbassa le temperature e può ridurre le emissioni a livelli trascurabili [81, 82]. Un'altra tecnica è il ricircolo dei gas di scarico (EGR), che diluisce la carica e riduce la concentrazione di ossigeno e le temperature di picco, portando le emissioni di

NOx quasi a zero [82, 83]. Altre opzioni includono il ritardo della fasatura di accensione e l'uso di catalizzatori a tre vie [84, 72, 85].

- **Perdite di Calore**

La conduzione termica elevata dell'idrogeno e la sua breve distanza di spegnimento aumentano lo scambio termico con le pareti del cilindro, riducendo l'efficienza. Nella configurazione DI, anche il getto ad alta velocità che impatta sulle pareti contribuisce a questo fenomeno. La riduzione delle perdite di calore è un aspetto chiave per ottimizzare ulteriormente l'efficienza [57, 58].

2.2.1.4 Prestazioni ed Emissioni

I risultati sperimentali mostrano che i motori a idrogeno offrono prestazioni notevoli in termini di efficienza e impatto ambientale. L'efficienza termica (BTE) può migliorare significativamente grazie alla combustione rapida e completa. Studi hanno riportato aumenti dal 25.12% (benzina) al 28.35% con l'aggiunta di idrogeno [59] e BTE vicine al 38% in motori ottimizzati [86, 87]. Tuttavia, la bassa densità energetica volumetrica dell'idrogeno può portare a una riduzione della potenza frenante, a meno che non si utilizzi l'iniezione diretta o la sovralimentazione [60].

Dal punto di vista delle emissioni, i risultati sono estremamente positivi. Le emissioni di CO, HC e CO₂ sono praticamente nulle, dato che la combustione non produce anidride carbonica e l'ossidazione è completa [73, 88]. L'unico inquinante significativo sono gli NOx, che, come già detto, possono essere controllati efficacemente con strategie di combustione magra o l'uso di EGR [84, 89].

2.2.2 Motori ad Accensione per Compressione (CI) Dual-Fuel Diesel-Idrogeno

2.2.2.1 Principio di Funzionamento e Configurazioni

Per superare l'alta temperatura di autoaccensione dell'idrogeno, i motori CI operano in modalità *dual-fuel*, utilizzando una piccola quantità di gasolio (il combustibile pilota) per innescare la combustione della miscela di idrogeno, che costituisce la principale fonte di energia [90, 91, 92]. Esistono due configurazioni principali per questo approccio.

- **Induzione in Aspirazione (*Aspiration Induction*)**

In questa configurazione, l'idrogeno viene miscelato con l'aria nel collettore di aspirazione, creando una carica omogenea premiscelata. Una volta che il pistone si avvicina al punto morto superiore, una piccola iniezione di gasolio si autoaccende, innescando a sua volta la combustione della miscela aria-idrogeno. Questo processo è schematizzato nella Figura 14 [58, 93].

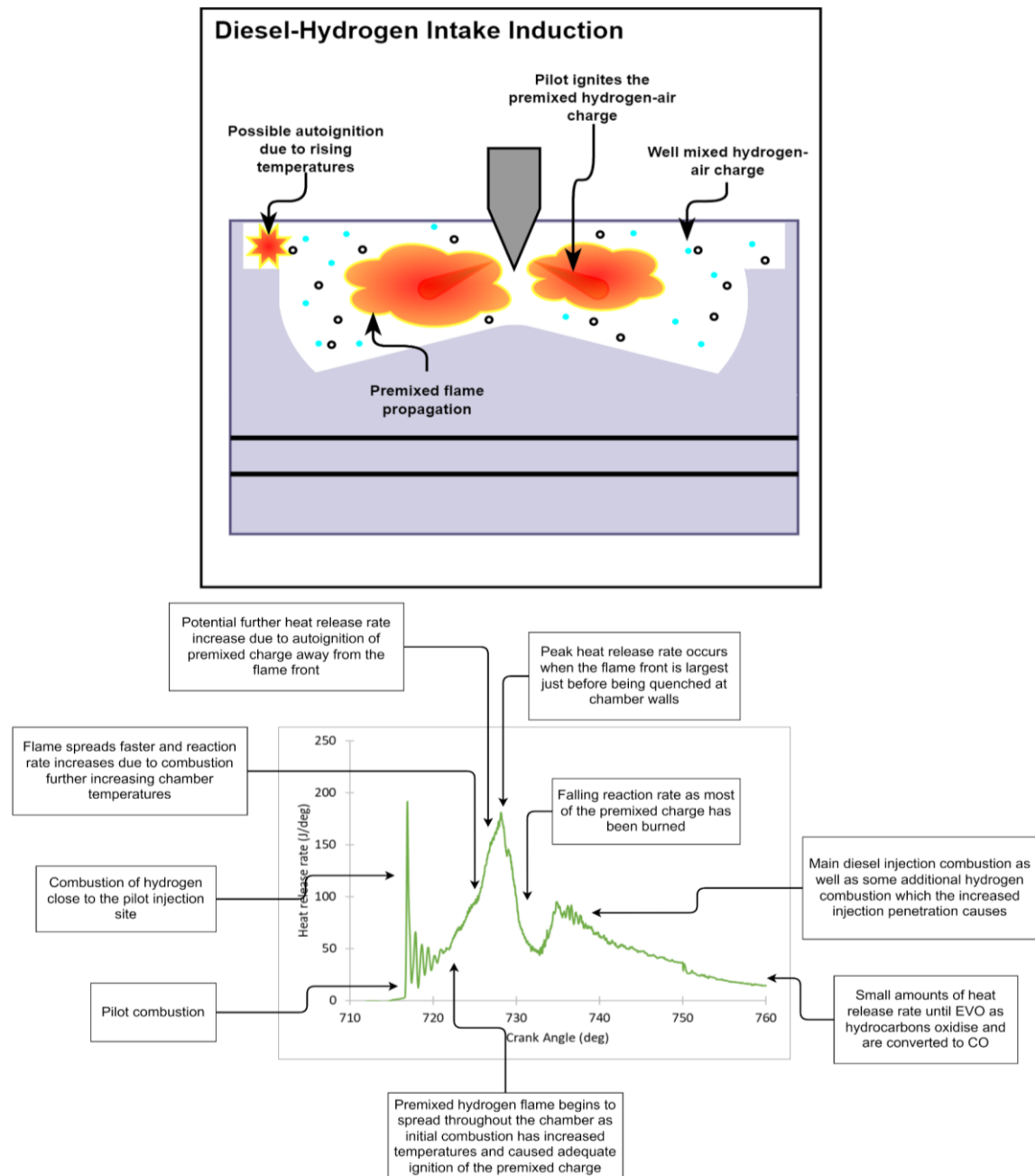


Figura 14 - Esempio di processo di combustione in un motore a doppia alimentazione con accensione a compressione, induzione di idrogeno nel collettore di aspirazione e pilota diesel (720CA è il PMS) [93]

- **Iniezione Diretta ad Alta Pressione (HPDI - High Pressure Direct Injection)**
Questa configurazione prevede che sia l'idrogeno che il diesel vengano iniettati direttamente nella camera di combustione. Dopo una prima, piccola iniezione di diesel, che crea una zona di combustione calda, l'idrogeno viene iniettato ad alta pressione e si autoaccende in questa regione, dando luogo a una combustione prevalentemente non premiscelata [66, 75, 94, 95, 98]. La Figura 15 [93] illustra questo meccanismo.

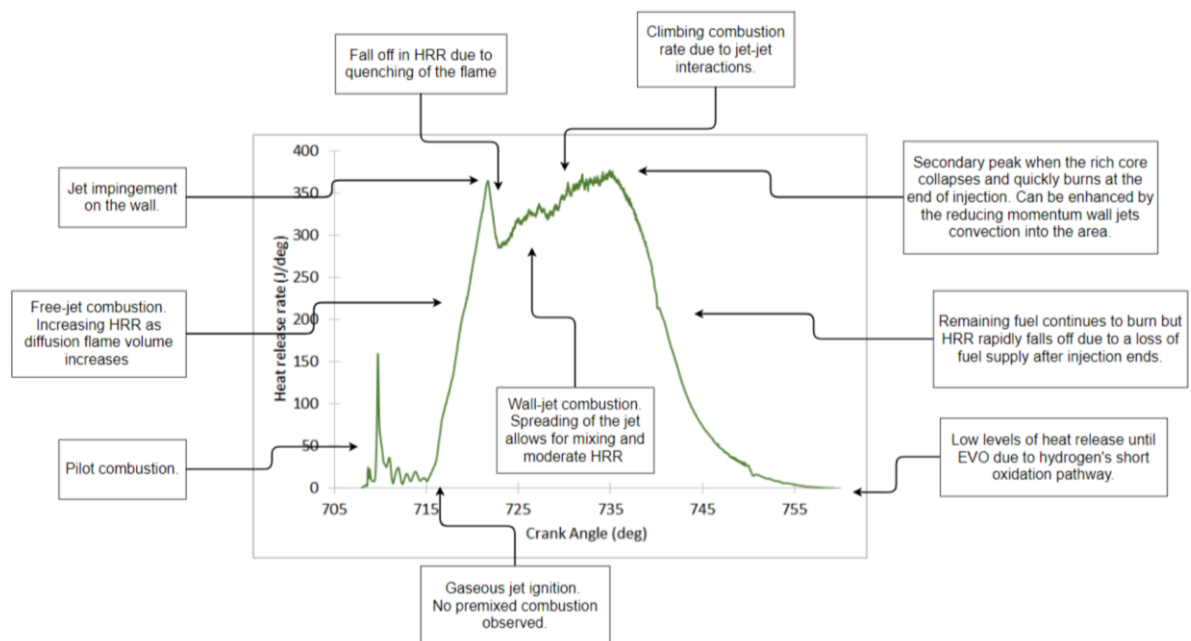
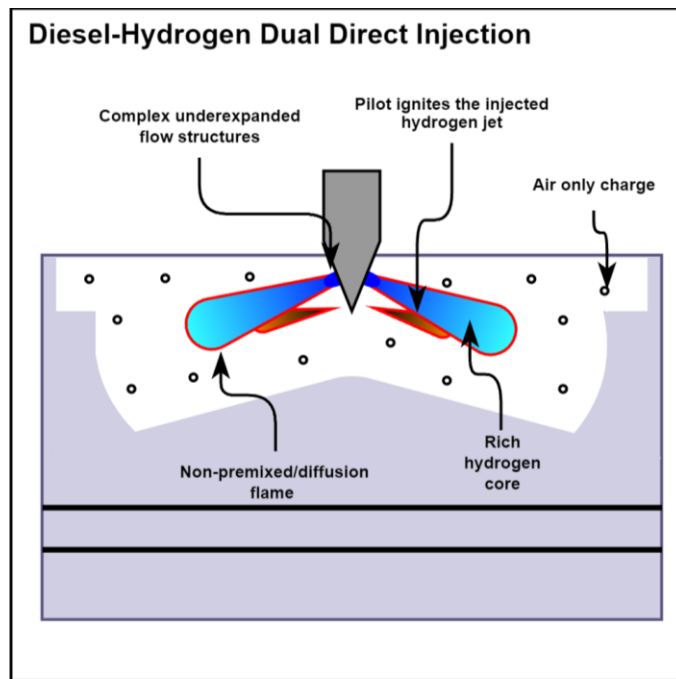


Figura 15 - Esempio di processo di combustione in un motore a doppia alimentazione idrogeno-diesel a iniezione diretta e accensione per compressione (720CA è il PMS) [93]

2.2.2.2 Analisi del Processo di Combustione

- Configurazione ad Induzione in Aspirazione

A differenza di un motore diesel tradizionale, il processo di combustione in questa configurazione è notevolmente diverso. L'accensione del pilota diesel può subire un ritardo a causa del ridotto volume e dello spiazzamento dell'ossigeno da parte dell'idrogeno [96]. Tuttavia, l'idrogeno, con la sua bassissima energia di accensione, accelera la fase iniziale della combustione del pilota. Successivamente, la fiamma

dell'idrogeno si propaga molto rapidamente, portando a un secondo picco di rilascio di calore (HRR). In alcuni casi, le alte temperature possono causare un'autoaccensione generalizzata, un fenomeno simile al *knocking*, che provoca un rapido aumento del rilascio di calore e della pressione [96, 97].

- Configurazione ad Iniezione Diretta (HPDI)

Il processo di combustione qui è dominato dalla combustione a diffusione. I gas di scarico caldi della combustione del diesel pilota fungono da fonte di ignizione per il getto di idrogeno, che ha un ritardo di accensione molto breve. La combustione è limitata dalla velocità di miscelazione tra l'idrogeno e l'aria circostante [94, 98]. Un picco di HRR si verifica appena prima che il getto d'idrogeno colpisca la parete del cilindro, dove parte della fiamma si estingue. La combustione prosegue poi in modo più moderato, con l'idrogeno che si diffonde e brucia lungo la parete del pistone [94, 98].

2.2.2.3 Prestazioni, Emissioni e Sfide

2.2.2.3.1 Prestazioni

L'efficienza della combustione e le prestazioni del motore sono oggetto di numerosi studi [90, 96, 99, 100]. A carichi medi e alti, l'alta velocità di combustione dell'idrogeno può migliorare le prestazioni. Tuttavia, a basso carico, si osserva spesso un calo dell'efficienza a causa della difficoltà di accensione della miscela magra aria-idrogeno [101, 102]. La configurazione HPDI, non soffrendo dello spiazzamento dell'aria, mantiene una elevata densità di potenza [75].

2.2.2.3.2 Emissioni

L'impiego dell'idrogeno in un motore *dual-fuel* porta a una drastica riduzione delle emissioni di particolato (soot), UHC, CO e CO₂, grazie alla quasi totale assenza di carbonio nel combustibile principale [96, 103]. Le emissioni di NO_x, invece, tendono ad aumentare a carichi medi e alti, specialmente nella configurazione ad induzione, a causa delle temperature di combustione più elevate [96, 104, 105, 106, 107].

2.2.2.3.3 Sfide Tecnologiche e di Controllo

La principale sfida è il controllo della combustione, specialmente per gestire l'elevato aumento di pressione e il rischio di *knocking* ad alto carico. A basso carico, la sfida è garantire una combustione stabile [96, 101, 102, 104, 105, 76]. Un'altra barriera tecnologica è lo sviluppo di iniettori per idrogeno gassoso, che devono operare a pressioni estreme (oltre 40 MPa) per iniettare la massa di combustibile necessaria in tempi brevissimi. Questi iniettori devono anche essere estremamente resistenti all'usura, non essendoci un effetto lubrificante, e garantire tenute perfette [69, 108]. La Figura 16 [93] mostra chiaramente come la portata massica dipenda da

pressione e diametro dell'ugello, confermando che diametri tra 0.5 e 0.8 mm e pressioni tra 20-50 MPa sono adeguati per l'HPDI.

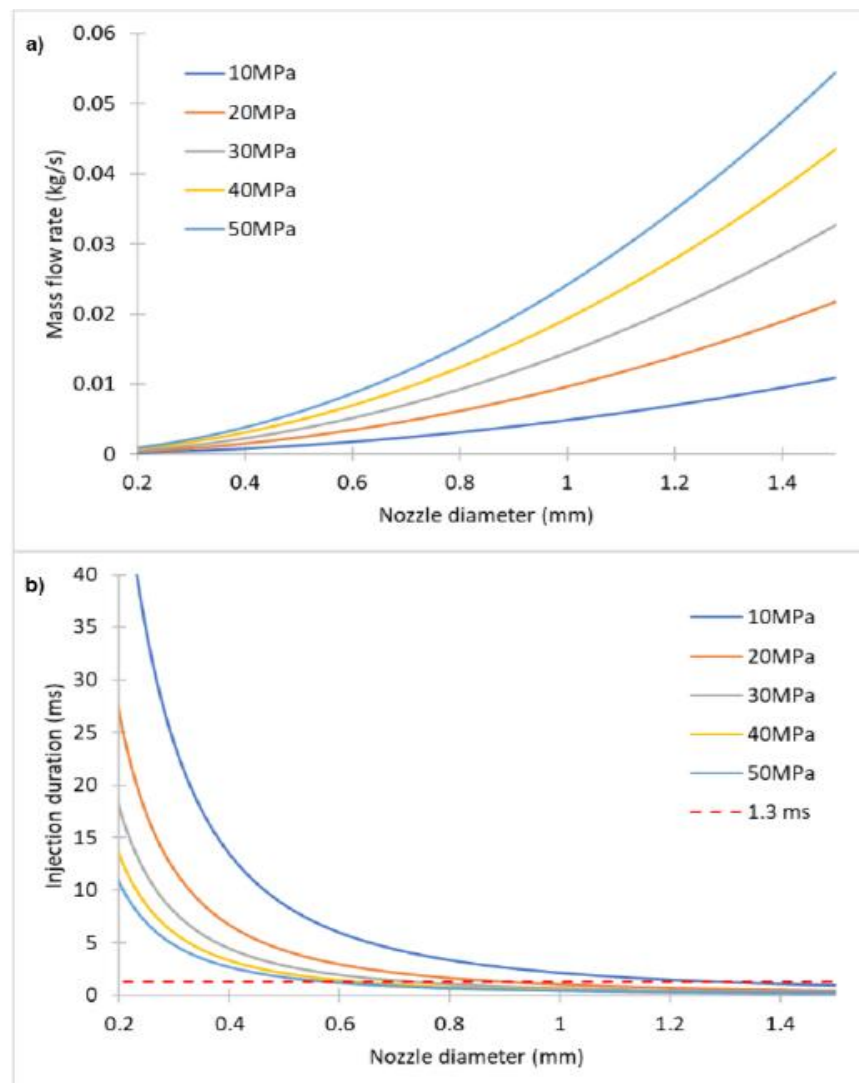


Figura 16 - Confronto tra la variazione della pressione di iniezione e il diametro dell'ugello su a) portata massica teorica isentropica strozzata e b) durata dell'iniezione necessaria per fornire [93]

Un altro ostacolo è la necessità di un sistema di alimentazione a bordo in grado di mantenere queste pressioni elevate, con serbatoi a 700 bar o compressori aggiuntivi che aumentano peso e complessità [69, 75, 76, 77]. Per il controllo degli NOx, si studiano e si applicano strategie come EGR, iniezione d'acqua e l'uso di tecniche di combustione a bassa temperatura [83, 109, 110].

2.3 Comparazione Metodi di Propulsione ad Idrogeno

L'idrogeno rappresenta una soluzione promettente per la decarbonizzazione del settore dei trasporti, offrendo un'alternativa concreta ai combustibili fossili. I motori SI a idrogeno

mostrano un grande potenziale in termini di alta efficienza ed emissioni prossime allo zero di CO₂ e incombusti, ma richiedono il superamento di sfide importanti come il *backfire*, la gestione degli NO_x e le perdite di calore. La tecnologia dell'iniezione diretta ad alta pressione sembra la via più efficace per affrontare questi problemi, sebbene comporti costi e complessità tecnologiche significative.

I motori CI *dual-fuel* diesel-idrogeno uniscono l'efficienza del ciclo Diesel con i benefici ambientali dell'idrogeno, riducendo drasticamente le emissioni di particolato e CO₂. Mentre la configurazione ad induzione è più matura, soffre di limiti a basso carico e nel controllo degli NO_x. La configurazione HPDI offre maggiore flessibilità e potenza, ma la sua applicazione su larga scala dipende dallo sviluppo di iniettori per gas affidabili e capaci di operare a pressioni estreme.

In definitiva, sia i motori H₂ICE che le celle a combustibile (FCV) sono considerati complementari e necessari per una transizione energetica completa. I motori a combustione a idrogeno, in particolare, possono fungere da importante tecnologia "ponte", grazie alla loro flessibilità e alla minore necessità di rivoluzionare immediatamente le infrastrutture esistenti. La continua ricerca, sia sperimentale che numerica (CFD), sarà cruciale per sbloccare il pieno potenziale di questa tecnologia [93].

3 Analisi dei Costi

L'attuale panorama della mobilità sostenibile è caratterizzato dalla competizione tra due diverse filosofie tecnologiche per la propulsione a zero emissioni: i veicoli elettrici a batteria (*Battery Electric Vehicles* - BEV) e i veicoli elettrici a cella a combustibile (*Fuel Cell Electric Vehicles* - FCEV). Una valutazione comparativa tra queste due soluzioni rivela l'esistenza di un fondamentale trade-off, i cui parametri decisionali per un potenziale acquirente si basano essenzialmente su tre aspetti: il prezzo di acquisto, l'autonomia garantita e il tempo necessario per il rifornimento.

Model	Type	Price	Autonomy	Charging Time
BMW I3	BEV	€32,100	200 km	8 h
Citroen C-Zero	BEV	€30,235	150 km	15 h
Hyundai Ioniq	BEV	€35,850	280 km	7 h
Kia Soul EV	BEV	€35,400	200 km	8 h
Nissan Leaf	BEV	€32,640	140–250 km	13 h
Peugeot Ion	BEV	€30,370	150 km	11 h
Renault Zoe	BEV	€25,900	200–350 km	10 h
Tesla S	BEV	€75,700	600 km	38 h
Volkswagen E-Golf	BEV	€39,350	300km	17 h
Average	BEV	€37,505	261 km	13 h
Model	Type	Price	Autonomy	Charging Time
Toyota Mirai	FCEV	€79,200	500 km	3 min
Honda Clarity	FCEV	€57,600	650 km	3 min
Hyundai ix 35	FCEV	€66,550	500 km	3 min
Average	FCEV	€62,075	575 km	3 min

Tabella 11 - Confronto modelli BEV e FCEV [3, 111]

Dall'analisi dei modelli più rappresentativi sul mercato, i BEV dimostrano di offrire una gamma di prezzi piuttosto ampia, con un costo medio di acquisizione che si attesta intorno ai 37.500 €, segnale di un mercato ormai maturo e in grado di coprire diverse fasce di prezzo. Per quanto concerne l'autonomia, il valore medio si aggira sui 261 km, sebbene i modelli più recenti e avanzati, specialmente quelli di fascia premium, siano in grado di superare abbondantemente i 600 km, indicando un trend tecnologico in netto e costante miglioramento. Il punto debole più significativo di questa tecnologia rimane il tempo di ricarica, con una media di 13 ore per una ricarica domestica standard, sebbene l'impiego di infrastrutture di ricarica rapida dedicata possa ridurre drasticamente questa tempistica.

In netto contrasto con quanto sopra, gli FCEV eccellono proprio nelle due categorie in cui i BEV mostrano le maggiori criticità. Essi, infatti, offrono autonomie medie molto elevate (circa 575 km) e tempi di rifornimento dell'idrogeno brevissimi, nell'ordine di appena 3 minuti, replicando così l'esperienza d'uso familiare dei veicoli a combustione interna tradizionali. Il loro tallone d'Achille è invece rappresentato dal costo iniziale di acquisto, significativamente

più alto (circa 62.000 €) e principalmente imputabile agli elevati costi di produzione delle pile a combustibile e dei serbatoi in materiale composito in carbonio, necessari per lo stoccaggio sicuro dell'idrogeno ad alta pressione, tecnologie che non hanno ancora raggiunto la piena maturità per una produzione industriale di larga scala.

Un'analisi puramente basata sul costo di acquisizione risulta però incompleta senza una parallela valutazione dei costi operativi. Attualmente, il rifornimento di idrogeno non si configura come economicamente vantaggioso per l'utente finale: il costo per un pieno completo di una Toyota Mirai (che garantisce circa 650 km di autonomia) è stimato tra i 70 e gli 80 euro, un valore notevolmente superiore rispetto ai circa 30 euro necessari per ricaricare una Nissan Leaf+ (per un'autonomia di 385 km) e ancor più se paragonato al costo di un pieno di diesel o benzina per un'auto convenzionale di segmento comparabile. La convenienza degli FCEV è pertanto fortemente limitata dall'attuale prezzo di vendita dell'idrogeno, il quale, presso i punti di distribuzione, ha un valore medio attestato intorno ai 13,7 €/kg [3, 112].

Toyota Mirai (H2)	0,11 €/km
Mercedes classe A 180 (benzina)	0,09 €/km
Nissan Leaf+ (elettrica)	0,08 €/km
Mercedes classe A 180 d (diesel)	0,07 €/km

Tabella 12 - Confronto costi al Km [3, 112]

La futura competitività di questi vettori energetici, tuttavia, non dipenderà esclusivamente dall'evoluzione tecnologica dei veicoli stessi, ma sarà profondamente influenzata dalle politiche climatiche e fiscali adottate dai governi. Nel panorama attuale, i combustibili fossili tradizionali beneficiano di un costo di produzione intrinsecamente basso, nonostante siano poi gravati da un pesante regime fiscale (accise), mentre l'idrogeno "verde" prodotto tramite elettrolisi da fonti rinnovabili sostiene il costo di produzione più elevato in assoluto [3]. L'introduzione di strumenti fiscali come una carbon tax è in grado di modificare radicalmente questo scenario economico: applicando una tassa sufficientemente alta (ad esempio, 60€ per tonnellata di CO₂ emessa) si internalizza il costo ambientale associato alle emissioni di anidride carbonica, penalizzando fortemente i combustibili fossili. Questo meccanismo renderebbe l'idrogeno da reforming del gas naturale (*Steam Methane Reforming* - SMR) già competitivo e avvicinerebbe notevolmente il costo dell'idrogeno verde a quello degli altri combustibili, livellando di fatto il campo di gioco e accelerando la transizione energetica verso tecnologie realmente a zero emissioni [3, 14].

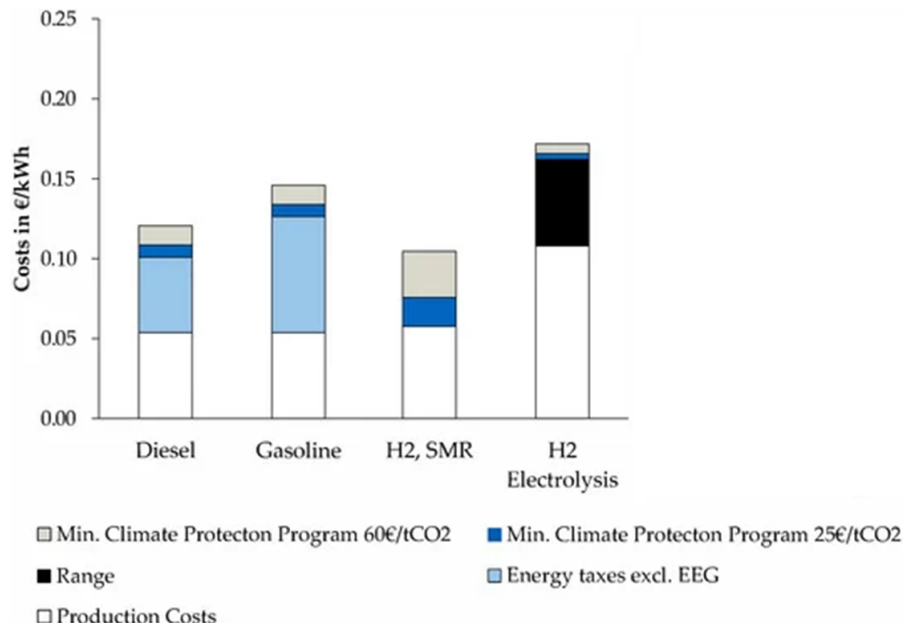


Figura 17 - Confronto costi in euro/kWh [3, 14]

Un discorso a parte merita, infine, l'approccio alternativo rappresentato dall'impiego di motori a combustione interna tradizionali, opportunamente modificati e adattati per essere alimentati a idrogeno puro. Da un punto di vista impiantistico, è doveroso sottolineare che un sistema di iniezione dedicato per combustibili gassosi presenta un costo generalmente superiore rispetto a un analogo sistema per motori diesel convenzionali. Questo sovraccosto è giustificato da esigenze progettuali e produttive più stringenti, tra le quali spiccano la necessità di tolleranze dimensionali molto strette per garantire la tenuta e prevenire pericolose perdite di gas, le inerenti difficoltà nel dosare con precisione millimetrica un combustibile gassoso, la potenziale necessità di integrare sistemi *dual-fuel* (liquido/gassoso) e, non ultimo, un generale minore grado di maturità tecnologica che si traduce in processi produttivi e soluzioni progettuali meno ottimizzati e quindi più costosi [108]. Ciononostante, è importante evidenziare che il costo di tale sistema risulta comunque notevolmente inferiore rispetto all'acquisto e all'integrazione di un completo sistema a celle a combustibile, presentando per di più il non trascurabile vantaggio di non richiedere la disponibilità di idrogeno estremamente puro (grado combustione) durante il suo normale funzionamento [113, 114].

La principale limitazione economica alla diffusione su larga scala di tutte queste tecnologie—FCEV, motori a idrogeno e idrogeno verde per l'industria—rimane, in ultima analisi, l'elevato costo di produzione dell'idrogeno stesso, che supera attualmente quello dei comuni combustibili fossili. Per quantificare oggettivamente questo svantaggio competitivo, il parametro maggiormente utilizzato a livello internazionale è il "*Levelized Cost of Energy*" (LCOE), il quale rappresenta il costo netto medio unitario di produzione dell'energia sull'intero ciclo di vita di un impianto. Secondo i dati del *Fuel Cell Hydrogen Observatory* (FCHO), nel 2021 il LCOE per la produzione di idrogeno tramite elettrolisi in Europa era compreso in un range tra 2,5 e 5,5 €/kg [115]. Le proiezioni più attendibili del settore, tuttavia, indicano una rapida e progressiva diminuzione di questo valore nei prossimi anni, prevedendo che il costo potrebbe scendere fino a circa 1,1 €/kg già entro il 2030, seguendo un virtuoso percorso di maturazione, industrializzazione ed economia di scala del tutto simile a quello che ha caratterizzato lo sviluppo storico del fotovoltaico e degli impianti eolici [116].

Per accelerare il superamento di questa barriera economica e rendere l'idrogeno un vettore energetico pienamente competitivo, la ricerca scientifica e industriale si sta concentrando con grande impegno sullo sviluppo di tecnologie innovative e disruptive per la sua produzione [116]. Tra le soluzioni più promettenti in fase di studio e sviluppo preliminare si annoverano processi avanzati come la decomposizione catalitica dell'ammoniaca (utilizzando come catalizzatore sottoprodotti industriali come i fanghi rossi) o la deidrogenazione catalitica di biomasse di scarto e non alimentari mediante l'utilizzo di catalizzatori a base di metalli preziosi come l'iridio. Questi avanzamenti tecnologici mirano espressamente a rendere l'intera filiera di produzione dell'idrogeno più efficiente, economica e sostenibile, facilitando in modo decisivo la transizione globale verso un'economia a basse emissioni di carbonio [116].

4 Sicurezza dell'Idrogeno: Proprietà, Fenomeni e Rischi Sistemici

La sicurezza dei sistemi a idrogeno dipende dalla comprensione del suo comportamento fisico-chimico. In caso di fuoriuscita, la dinamica di dispersione è governata dalla natura del flusso. Per rilasci subsonici, il tasso di fuga molare è inversamente proporzionale alla viscosità dinamica del gas in regime laminare e alla radice quadrata della gravità specifica in regime turbolento. In condizioni soniche, tipiche degli sfiati da alta pressione, la velocità di dispersione è proporzionale alla velocità del suono nel gas, risultando circa 3,8 volte superiore a quella del metano e 5,1 volte superiore al propano su base volumetrica [4].

La sicurezza è favorita dalla sua estrema leggerezza, che ne causa una rapida ascensione e dispersione, riducendo il rischio di formazione di miscele infiammabili in ambienti aperti. Tuttavia, presenta criticità come l'elevata capacità di permeazione attraverso i materiali.

A livello sistemico, non esiste una tecnologia di produzione intrinsecamente "più sicura", ma è essenziale una valutazione dei rischi specifici, con normative che guidano il design e la collocazione degli impianti. Per i veicoli, i dispositivi di sfiato della pressione termica (TPRD) sono componenti vitali: in caso di incendio, si attivano rilasciando l'idrogeno in modo controllato, con getti orientati verticalmente o in obliquo per minimizzare i rischi per persone e strutture [22, 117]. I veicoli a gas sono soggetti a fenomeni pericolosi come rotture del serbatoio, incendi a getto ed esplosioni di nubi di vapore (VCE). La progettazione del TPRD è un compromesso: diametri più piccoli mitigano le conseguenze di getti e VCE ma aumentano il rischio di rottura del serbatoio, scenario critico per tutti i gas compressi [118].

Un rischio parallelo, rilevante anche per i FCEV che integrano batterie, è la fuga termica delle batterie agli ioni di litio. Questo fenomeno, una reazione esotermica incontrollata [118], può rilasciare da 7 a 11 volte l'energia elettrica immagazzinata [119]. Sebbene studi come quelli di Lecocq [120] e modellazioni CETU-INERIS [121] indichino che il tasso di rilascio termico (HRR) non differisca significativamente da quello dei veicoli convenzionali, dati recenti del progetto BRAFA riportano HRR più elevati per batterie moderne da 80 kWh [122, 123]. L'innescò avviene tra 140-150 °C [121, 124, 125, 126], con un tempo di sviluppo di circa 10 minuti che può permettere l'evacuazione [120, 121, 127, 128]. Lo spegnimento richiede il raffreddamento attivo delle celle, con quantità d'acqua che possono raggiungere i 10 m³, riducibili significativamente con un'iniezione diretta nell'involucro della batteria [123, 129].

4.1 Valvole TPRD

I veicoli a celle a combustibile (FCEV) presentano un profilo di rischio duplice, combinando le sfide dell'alta tensione dei veicoli elettrici a batteria (BEV) con quelle intrinseche allo stoccaggio dell'idrogeno ad alta pressione. I serbatoi, soggetti a pressioni elevatissime (nell'intervallo di 350-700 bar), devono rispettare standard di sicurezza più rigorosi di quelli previsti per il gas naturale compresso (CNG), tipicamente operativo a 200 bar [130]. Il loro posizionamento varia a seconda del tipo di veicolo: sotto il pianale per autovetture e veicoli pesanti, o sul tetto nel caso degli autobus.

La sicurezza di questi serbatoi è affidata a dispositivi di protezione progettati per intervenire in condizioni anomale. In particolare, i Dispositivi di Limitazione della Pressione (PRD) e quelli ad attivazione termica (TPRD) svolgono funzioni critiche e complementari. I PRD sono concepiti per aprirsi quando la pressione interna supera un limite prestabilito, proteggendo ad esempio il lato di bassa pressione del sistema da un guasto del regolatore. I TPRD, invece, sono specificamente progettati per attivarsi in risposta a un picco di temperatura, aprendosi quando questa supera la soglia critica di 108-110 °C [3, 131]. A differenza dei sistemi per metano che possono impiegare valvole richiudibili, i serbatoi di idrogeno devono essere protetti con TPRD di tipo non richiudibile. Il loro ruolo è fondamentale: un fusibile ad attivazione termica su ogni valvola del serbatoio impedisce la rottura catastrofica della bombola causata dalla sovrappressione generata da un aumento di temperatura, come nel caso di un incendio esterno.

I meccanismi di attivazione dei TPRD possono basarsi su principi differenti. Un design comune è il PRD a bulbo di vetro, che contiene un bulbo cavo riempito di un liquido. Quando la temperatura aumenta, il bulbo si rompe, permettendo a un otturatore di spostarsi e di aprire così una guarnizione a O-ring, con la conseguente espulsione controllata del gas. Un altro tipo è il PRD a baionetta, in cui, al raggiungimento della temperatura di innesco (circa 124 °C), un elemento fusibile si scioglie, liberando un cuscinetto a sfera che innesca il meccanismo di rilascio [3, 131].



Figura 18 - PRD prima (sinistra) e dopo l'attivazione (destra) [3, 131]

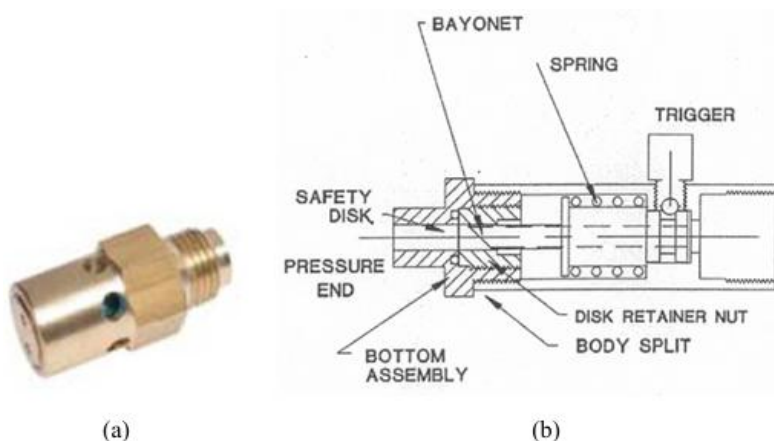


Figura 19 - Tipi di PRD a bulbo (a) e a baionetta (b) [3, 131]

Grazie alla presenza di questi dispositivi e agli standard costruttivi stringenti (come la norma ISO 23273:2013), la rottura del serbatoio per impatto meccanico è considerata altamente improbabile [121, 132]. Gli scenari incidentali credibili per un FCEV si possono quindi ricondurre a quattro fenomeni principali: incendio convenzionale, incendio a getto originato

dallo sfiato di un TPRD attivato, esplosione di nube di vapore (VCE) e, in casi estremi, rottura del serbatoio [121]. La bassa energia di accensione dell'idrogeno rende probabile l'accensione immediata di un rilascio, riducendo di fatto il rischio di formazione di estese nubi infiammabili rispetto a gas come il CNG. Studi modellistici, come quello condotto da CETU-INERIS, indicano che la fiamma di un TPRD correttamente orientato rappresenta una minaccia diretta solo per le immediate vicinanze del veicolo. Inoltre, poiché l'attivazione del TPRD avviene a temperature elevate e il suo posizionamento è tipicamente vicino al suolo, è probabile che essa intervenga dopo che gli occupanti hanno già evacuato l'area pericolosa [133].

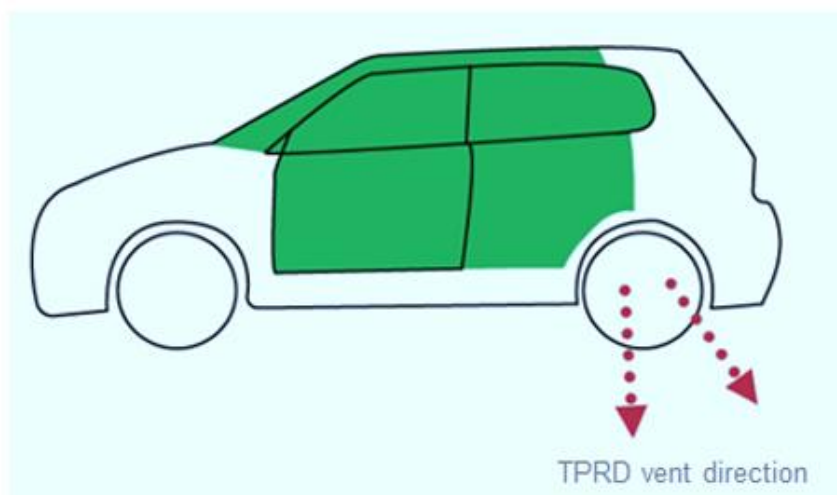


Figura 20 - Possibili direzioni del rilascio di idrogeno nel caso di attivazione del TPRD in un veicolo FC [22]

Nonostante le ridotte probabilità, la rottura del serbatoio rimane lo scenario peggiore in termini di conseguenze. I suoi effetti, definiti come letali per sovrappressioni superiori a 200 mbar secondo la normativa francese [134], possono estendersi, in uno scenario tunnel, per una sezione totale di 80 metri [121]. La progettazione del sistema serbatoio-TPRD è quindi un bilanciamento critico. Un diametro di sfiato troppo piccolo, sebbene riduca la lunghezza della fiamma e gli effetti di una potenziale VCE, aumenta il tempo di spurgo, esponendo il materiale composito del serbatoio al calore dell'incendio per un periodo più lungo. In caso di malfunzionamento del TPRD, la resistenza al fuoco di un serbatoio completamente carico potrebbe essere di appena 4-6 minuti. La ricerca più avanzata si sta pertanto orientando verso soluzioni ingegneristiche robuste per la progettazione integrata del sistema e verso tecnologie innovative come i serbatoi autoventilati antideflagranti, con l'obiettivo di prevenire in modo affidabile questo scenario catastrofico [135].

4.2 Scenari di Fuoriuscita di Idrogeno

I sistemi di rilascio di sostanze infiammabili, e in particolare di idrogeno, rappresentano una componente critica nella progettazione e nella sicurezza dei veicoli a celle a combustibile e delle infrastrutture associate. Questi sistemi includono componenti come bombole di stoccaggio ad alta pressione, valvole di sicurezza (ad esempio le TPRD — *Temperature and Pressure Relief*

Device), tubazioni e dispositivi di controllo del flusso che gestiscono la distribuzione dell'idrogeno dal serbatoio alla cella a combustibile o al motore.

L'idrogeno, pur essendo un combustibile pulito e con elevato contenuto energetico per unità di massa, presenta sfide significative in termini di sicurezza dovute alla sua estrema infiammabilità, basso limite inferiore di infiammabilità (circa 4% in volume di aria), elevata diffusività e la possibilità di formare miscele esplosive in un ampio intervallo di concentrazioni. È quindi fondamentale che i sistemi di rilascio siano progettati per minimizzare la possibilità di fuoriuscite accidentali, gestire tempestivamente eventuali fughe tramite sensori di rilevamento e sistemi di isolamento automatico, e prevenire l'innescio di incendi o esplosioni [136, 137]

Le valvole di sicurezza come la TPRD, fondamentali nei veicoli a idrogeno, sono progettate per aprirsi in condizioni di eccesso di pressione o temperatura, controllando il rilascio del gas e prevenendo scenari di rottura catastrofica. Il flusso di rilascio può essere a bassa o alta pressione e può generare fenomeni quali *jet release*, *jet fire*, *fireball* e *blast wave*, i quali sono scalati in gravità e complessità e riguardano direttamente la sicurezza di persone e ambienti circostanti [136, 138].

Inoltre, sono previsti sistemi di monitoraggio continuo della concentrazione di idrogeno nei vani bombole e nell'abitacolo, che, oltre a informare l'utente in caso di concentrazioni pericolose, possono attivare meccanismi di autospegnimento e isolamento del circuito idrogeno [136].

Dal punto di vista normativo, linee guida e regolamenti europei e internazionali stabiliscono requisiti stringenti per la progettazione, il collaudo e la certificazione dei sistemi di rilascio di idrogeno nei veicoli, che comprendono la certificazione dei serbatoi secondo direttive come la PED 2014/68/UE, norme antincendio specifiche, valutazione delle zone di rischio secondo CEI EN 60079-10-1, e implementazione di misure di sicurezza attiva e passiva [139].

L'interazione tra la dinamica di rilascio del gas e le sue caratteristiche di infiammabilità determina il manifestarsi degli scenari di rischio come l'accensione di *jet fires*, l'esplosione di *fireballs* e l'emissione di *blast waves*, rappresentando così l'anello di congiunzione tra la progettazione meccanica dei sistemi e la valutazione ingegneristica della sicurezza antincendio ed esplosioni [136].

4.2.1 Jet Release

Il "*jet release*" rappresenta uno scenario critico di rilascio di idrogeno che non è necessariamente accompagnato da accensione immediata, ma che costituisce una fase fondamentale da comprendere per la gestione della sicurezza nei veicoli a idrogeno e nelle infrastrutture correlate. Questo fenomeno si verifica tipicamente a seguito di fuoriuscite di idrogeno da dispositivi di stoccaggio ad alta pressione, come serbatoi a bordo veicolo o sistemi di rifornimento, dove la pressione può raggiungere valori compresi tra 35 MPa e 70 MPa, o addirittura fino a 100 MPa nelle stazioni di rifornimento.

Un aspetto centrale nell'analisi del jet release è la caratterizzazione del flusso di idrogeno erogato dal punto di perdita, che spesso si configura come un getto "sottoespanso" (*under-expanded jet*). Tale condizione si manifesta quando la pressione dell'idrogeno all'uscita del foro di perdita è superiore a quella atmosferica, provocando una complessa struttura di onde

d'espansione e di onde di shock, come la formazione di un disco di Mach e di onde a forma di barile, che modulano la velocità e la dispersione del gas nel mezzo circostante. Le velocità del gas possono variare fino a valori supersonici, con valori del numero di Mach elevati e fenomeni di turbolenza intensa subito a valle della perdita [136, 140].

Dal punto di vista ingegneristico, la gestione di questi getti richiede una modellazione accurata che tenga conto non solo delle proprietà fisiche dell'idrogeno (come la compressibilità e la non-idealità a pressioni elevate), ma anche della dinamica del flusso e dell'interazione con l'ambiente esterno. Teorie avanzate sviluppate da Schefer et al. e da Molkov et al. incorporano equazioni di stato reali, bilanci di massa ed energia complessi e tengono conto delle perdite di carico, permettendo di stimare in modo realistico le dimensioni e la velocità del getto [136, 140].

La durata del rilascio è solitamente breve, dell'ordine di meno di due minuti, con i primi secondi che rappresentano la fase più critica per la formazione di possibili nubi di gas. Queste nubi, in assenza di accensione, possono diffondersi formando volumi di gas infiammabile che, se accesi successivamente, potrebbero scatenare incendi o esplosioni. La direzione del rilascio (verticale, orizzontale o inclinata) influisce significativamente sulla dispersione, la portata del getto e la formazione della nube, con effetti diretti sulla definizione delle distanze di sicurezza e delle strategie di ventilazione e mitigazione [136, 140].

Un importante parametro di controllo è il numero di Froude, che descrive il rapporto tra forze inerziali e forze gravitazionali nel flusso di gas. In condizioni di pressioni molto elevate, il getto rimane per grandi distanze controllato dalla quantità di moto (*momentum-controlled jet*), risultando in una dispersione più rapida e più lunga, mentre a distanze maggiori o per concentrazioni inferiori di idrogeno, il flusso diventa dominato dalla spinta del galleggiamento (*buoyancy-controlled flow*). Questa distinzione è cruciale per determinare con precisione le distanze di sicurezza dal punto di perdita [136, 140].

È fondamentale anche considerare il fenomeno della permeazione, ossia la diffusione lenta e costante di idrogeno attraverso materiali porosi o membrane dei serbatoi, che può contribuire a rilascio continuo ma a bassa intensità, rilevante soprattutto in spazi confinati come garage o tunnel. Studi numerici e analitici mostrano come la concentrazione di idrogeno in tali spazi si distribuisca principalmente in strati superiori vicino alla superficie dei serbatoi, senza mai raggiungere livelli pericolosi in normali condizioni di ventilazione [136, 140].

Infine, le variazioni delle condizioni di rilascio, come il ritardo di accensione, il diametro della perdita e la posizione del punto di rilascio, influenzano la dinamica e la pericolosità del *jet release*. Ad esempio, studi sperimentali del *Health and Safety Laboratory* (HSL) nel Regno Unito mostrano come le pressioni di sovrappressione generate da accensioni ritardate di getti di idrogeno ad alta pressione siano molto dipendenti dal diametro della perdita e dal *timing* dell'accensione, con rischi anche gravi per la sicurezza nelle immediate vicinanze [136, 140, 141].

4.2.2 Jet Fire

Il fenomeno del “*jet fire*” rappresenta uno degli scenari più critici e studiati nel contesto della sicurezza dell'idrogeno, in particolare nei veicoli a celle a combustibile e nelle infrastrutture di stoccaggio ad alta pressione. Un *jet fire* si manifesta quando l'idrogeno fuoriesce ad alta

pressione da un'apertura relativamente piccola, come una valvola di sicurezza (ad esempio TPRD - *Thermally Activated Pressure Relief Device*) o una perdita accidentale, e si incendia formando una fiamma a getto molto intensa.

La caratteristica principale di un *jet fire* è l'elevata velocità del gas in uscita, che in casi pratici può raggiungere valori supersonici fino a circa 860 m/s per perdite di dimensioni molto ridotte. La fiamma è quindi altamente focalizzata e si estende per una lunghezza notevole, tipicamente nell'ordine di decine di metri, con potenze termiche che possono variare da pochi megawatt fino a oltre 30 MW a seconda della pressione di stoccaggio e della dimensione della perdita [136, 142].

Dal punto di vista termico, il *jet fire* produce un impatto estremamente intenso sull'ambiente circostante, con temperature molto elevate concentrate lungo la colonna di fiamma. È importante sottolineare però che la combustione dell'idrogeno è "pulita", generando pochissimo fumo o residui solidi, fattore che ha implicazioni positive per le operazioni di evacuazione e intervento, soprattutto in spazi confinati come tunnel o garage [136, 142].

In letteratura si distingue tra tre principali regimi di *jet fire* in funzione di parametri fondamentali quali il numero di Froude (Fr), il numero di Reynolds (Re) e il numero di Mach (M). Il regime classico, a basse pressioni, è dominato dalla spinta di galleggiamento (*buoyancy-controlled*), mentre per pressioni e velocità maggiori la dinamica del getto è dominata dal momento (*momentum-dominated*), che a sua volta si divide tra getti espansi (*expanded jets*) e getti sottoespansi (*under-expanded jets*). Questi ultimi si manifestano soprattutto in sistemi a pressioni molto elevate come quelle tipiche dei veicoli a idrogeno (fino a 100 MPa) e producono fenomeni complessi di onde d'espansione e shock. Questa classificazione permette di prevedere in modo più accurato la lunghezza della fiamma e le distanze di sicurezza necessarie [136, 142].

Numerosi studi sperimentali hanno dimostrato che correlazioni basate esclusivamente sul numero di Froude sono insufficienti per descrivere la complessità dei *jet fire* idrogeno ad alta pressione. Molkov e collaboratori hanno sviluppato una nuova correlazione dimensionale, che integra l'influenza congiunta di Fr, Re e M, permettendo di stimare la lunghezza della fiamma in un ampio range di condizioni operative, con pressioni da 0.19 fino a 90 MPa e diametri di perdita da 0.45 a 1.7 mm. Tale correlazione fornisce risultati coerenti con dati sperimentali di diverse fonti e aiuta a definire distanze di separazione che assicurino la sicurezza di persone e infrastrutture [136, 142].

Un aspetto critico per la gestione della sicurezza è rappresentato dal fenomeno del *flame blow-off*, ossia lo spegnimento o il sollevamento della fiamma dalla bocca della perdita in condizioni di bassa pressione o flusso limitato. Studi recenti, come quelli di Mogi e Horiguchi (2009), hanno mappato le condizioni di *blow-off* in relazione a diametri di perdite molto piccoli (inferiori a 1 mm) e alla pressione di rilascio, evidenziando che per diametri superiori a 1 mm la fiamma si mantiene stabile e la lunghezza della fiamma cresce proporzionalmente alla pressione del rilascio [136, 142, 143].

Il fenomeno dell'accensione ritardata rappresenta un'ulteriore criticità. Studi condotti nel progetto HYPER dal *Health and Safety Laboratory* del Regno Unito hanno mostrato come la pressione di sovrappressione generata da un *jet fire* ignito dopo un certo ritardo dipenda fortemente dal diametro della perdita, dal tempo di accensione e dal punto di ignizione rispetto alla bocca del getto. Ad esempio, una ritardata accensione a pochi decimi di secondo dal rilascio

può produrre sovrappressioni molto più elevate rispetto a un'accensione quasi immediata [136, 142, 144].

Infine, è cruciale che i progettisti e gli operatori di sistemi a idrogeno conoscano e applichino i principi di sicurezza ingegneristica basati sulla comprensione dettagliata del fenomeno di *jet fire*. Le distanze di separazione e le strategie di protezione devono essere sviluppate considerando le caratteristiche specifiche del rilascio, la configurazione degli spazi e la presenza di altri potenziali combustibili o veicoli, soprattutto in ambienti pubblici o semichiusi [136, 142].

4.2.3 Blast Wave

La “*blast wave*”, o onda d'urto, è un fenomeno di notevole criticità nei veicoli a idrogeno, legato alla rottura catastrofica di serbatoi di stoccaggio ad alta pressione in condizioni di incendio o difetto strutturale. Questo evento genera un impulso meccanico estremamente potente che può causare gravi danni a persone e strutture nelle vicinanze, ed è tipicamente accompagnato da un'esplosione e dalla formazione di una palla di fuoco (*fireball*).

Quando un serbatoio di idrogeno ad alta pressione si rompe, ad esempio in un incidente con incendio, si verifica un rapido rilascio di gas contenuto che, una volta miscelato con l'aria e in presenza di una fonte di accensione, può innescare un processo di combustione esplosiva. Questa combustione rafforza l'onda d'urto iniziale generata dal rilascio meccanico, ampliandone la portata e l'intensità [147]. La *blast wave* si propaga ad alta velocità, e la sua intensità dipende da vari fattori, tra cui la pressione interna del serbatoio, il volume di idrogeno rilasciato e le condizioni di confinamento ambientale.

Studi recenti, supportati da sperimentazioni e modellazioni numeriche svolte nell'ambito di progetti come HyTunnel-CS, hanno dimostrato che la sicurezza degli impianti e dei veicoli a idrogeno in spazi confinati come tunnel o parcheggi sotterranei passa inevitabilmente attraverso il rischio di rottura del serbatoio e conseguente *blast wave*. È stato verificato che la rottura di un serbatoio in un contesto di incendio localizzato è un evento da escludere a tutti i costi, in quanto la *blast wave* prodotta e il conseguente *fireball* causano danni significativi, con effetti fino a decine di metri dal punto di origine [145].

La *blast wave* è stata caratterizzata sperimentalmente anche in test condotti su serbatoi di tipo 3 e tipo 4 per veicoli SUV, dove la pressione di stoccaggio nominale di 35 MPa è stata raggiunta prima della rottura controllata del serbatoio. Durante tali test è stata osservata la propagazione di sovrappressioni significative e il lancio di detriti (*projectiles*) a grandi distanze, fino a oltre 100 metri dal punto di impatto, evidenziando la pericolosità meccanica associata alla *blast wave* [146].

Dal punto di vista modellistico, la *blast wave* è influenzata non solo dall'energia meccanica di rottura del serbatoio, ma anche dalla energia chimica liberata dalla combustione rapida dell'idrogeno. Studi recenti hanno integrato entrambe le componenti nei modelli predittivi, mostrando che la frazione di energia chimica contribuisce in maniera significativa alla forza complessiva dell'onda d'urto, fino a essere anche superiore all'energia meccanica in alcuni casi [147].

Le criticità della *blast wave* impongono, nella progettazione di sistemi a idrogeno e nella definizione di norme di sicurezza, di adottare barriere termiche e meccaniche, distanze di separazione deterministiche, e strategie di contenimento tali da evitare il verificarsi di rotture del serbatoio in incendio o incidenti di rilascio. A tal fine, la durata della resistenza al fuoco (*Fire Resistance Rating* - FRR) del serbatoio deve superare valori dell'ordine di 90 minuti, per ridurre il rischio di rottura a livelli accettabili (10^{-5} fatalità/veicolo/anno) nel contesto di tunnel o parcheggi sotterranei [145].

Per mitigare il rischio di *blast wave*, sono attualmente in sviluppo tecnologie avanzate per serbatoi “*self-venting*” senza dispositivi di rilascio termico (TPRD-less), progettate per evitare la rottura completa durante incendi, permettendo una depressurizzazione controllata che previene l’insorgenza della *blast wave* e del *fireball*. Questi sistemi innovativi hanno dimostrato sperimentalmente la capacità di eliminare la formazione di onde d’urto esplosive, palla di fuoco e proiettili, consentendo l’uso sicuro di veicoli a idrogeno anche in spazi confinati [145].

In sintesi, la *blast wave* rappresenta una delle più gravi minacce associate all’uso dell’idrogeno ad alta pressione nei veicoli e nelle infrastrutture, con potenziali danni meccanici a lunga distanza. La comprensione dei meccanismi di formazione, propagazione e mitigazione è essenziale per sviluppare tecnologie e strategie di sicurezza efficaci, proteggendo persone, veicoli e strutture.

4.2.4 Fire Ball

La palla di fuoco, o “*fireball*”, è uno degli scenari più critici che può verificarsi in incidenti con serbatoi di idrogeno liquido o gas ad alta pressione. Questo fenomeno si genera tipicamente a seguito di una rottura catastrofica del serbatoio, che causa una rapida depressurizzazione e vaporizzazione del contenuto, seguita dall’ignizione della grande nube di idrogeno così formata. È spesso associato al fenomeno BLEVE (*Boiling Liquid Expanding Vapor Explosion*), che è una rapida espansione e esplosione di un liquido in ebollizione all’interno di un contenitore danneggiato.

La *fireball* si presenta come una grande sfera di fuoco luminosa, capace di irradiare calore principalmente per irraggiamento, con dimensioni e durata che dipendono strettamente dal volume del serbatoio esploso e dalle condizioni atmosferiche. La durata può essere dell’ordine di qualche decina di secondi, e la palla di fuoco può raggiungere diametri di decine di metri. L’irraggiamento termico intenso genera un elevato rischio per la sicurezza di persone e infrastrutture nell’intorno, imponendo elevati requisiti di distanza di sicurezza e la necessità di barriere termiche protettive [136, 148].

Sono stati condotti numerosi studi sperimentali su *fireball* da idrogeno in ambito automobilistico e industriale, ad esempio nel contesto dei test di incendio di veicoli a celle a combustibile. In questi studi, come quello di Tamura et al. (2011) [149], è stata osservata la formazione di palle di fuoco di oltre 10 metri di diametro a seguito dell’attivazione del dispositivo di rilascio termico (TPRD) a causa di incendi esterni. Queste palle di fuoco espongono all’irraggiamento termico intenso sia i veicoli circostanti sia le persone, rendendo cruciale la progettazione di sistemi di rilascio e contenimento in grado di minimizzarne la propagazione [136].

Dal punto di vista delle dinamiche fisiche, la formazione del *fireball* implica che la vaporizzazione rapida e l'espansione del gas si svolgano in tempi molto brevi, generando sovrappressioni e onde di pressione che si combinano con l'effetto termico. La modellazione di questi fenomeni richiede un'accurata integrazione tra meccanica dei fluidi compressibili, trasferimento di calore e fenomeni chimici di combustione. Oltre all'irraggiamento, si manifestano onde d'urto e fenomeni di turbolenza, che rendono complessa la previsione del danno termico e strutturale correlato [136].

Nel contesto della sicurezza, la conoscenza delle dimensioni, durata e potenza del *fireball* è fondamentale per definire misure di mitigazione efficaci. In particolare, la progettazione delle aree di rifornimento, dei parcheggi, dei tunnel e delle zone di carico/scarico deve tenere conto delle distanze minime di sicurezza per prevenire che le persone e le infrastrutture siano esposte a livelli critici di irraggiamento termico [136].

Materiali innovativi ed approcci progettuali come serbatoi con sistemi di rilascio controllati e barriere termiche sono studiati per limitare l'esito e le conseguenze di un possibile *fireball*, riducendo sia la probabilità di rottura catastrofica sia l'intensità di irraggiamento in caso si verifichi. Questi sviluppi mirano a garantire un utilizzo sicuro dell'idrogeno come vettore energetico, in particolare nei veicoli a celle a combustibile, contribuendo alla diffusione di tecnologia pulita con adeguati standard di sicurezza [136].

4.3 Mitigazione

L'ultima parte di questo lavoro di tesi si occupa dello sviluppo di un sistema di ventilazione ad aria forzata per prevenire e limitare i danni dovuti a *flame length*, ustioni di terzo grado, *fireball* e *bast wave*. Questo sistema è fondamentale per garantire la sicurezza in ambito di veicoli alimentati ad idrogeno, dove uno dei problemi è l'infiammabilità del combustibile, che a temperature elevate può causare esplosioni e incendi.

La mitigazione dei rischi nei sistemi ad idrogeno, in particolare nelle auto a idrogeno, è un tema cruciale per garantire la sicurezza e l'affidabilità di questa tecnologia emergente. Le automobili alimentate a idrogeno utilizzano serbatoi ad alta pressione, in grado di contenere l'idrogeno compresso a circa 700 bar. Questi serbatoi sono costruiti con materiali compositi ad alta resistenza, progettati per resistere non solo alle pressioni elevate ma anche a eventuali urti o incidenti, riducendo significativamente il rischio di rotture o perdite pericolose.

Uno degli aspetti più delicati riguarda la natura stessa dell'idrogeno: esso è un gas estremamente infiammabile, con un punto di infiammabilità molto basso e una temperatura di fiamma elevata, che può superare i 2000 gradi Celsius. Tuttavia, i sistemi di sicurezza incorporati nelle auto a idrogeno sono molto avanzati e comprendono sensori di rilevamento fughe che sono costantemente attivi per identificare qualsiasi perdita di gas. Nel caso venga rilevata una fuga, il sistema interviene automaticamente spegnendo il veicolo e isolando la fonte di idrogeno tramite valvole di sicurezza, impedendo così che il gas continui a fuoriuscire [150].

Un fattore che contribuisce alla sicurezza è inoltre la mobilità dell'idrogeno nell'aria: essendo un gas molto leggero, tende a disperdersi rapidamente verso l'alto, evitando di accumularsi e riducendo così notevolmente il rischio di esplosioni significative o incendi su larga scala. Questa caratteristica fisica è fondamentale nei protocolli di emergenza e nella progettazione

degli spazi di stoccaggio e trasporto del gas, che prevedono sistemi di ventilazione efficaci e percorsi di evacuazione per il gas in caso di perdita [151].

Le strategie di mitigazione impiegate nel settore automobilistico comprendono anche la continua evoluzione delle normative e delle procedure di collaudo, che impongono rigorosi standard su materiali, design dei serbatoi, sistemi di controllo e manutenzione. Questi standard si traducono in prove su larga scala che simulano impatti, incendi e stress del sistema per garantirne la resilienza in condizioni estreme [152].

In sostanza, la combinazione di tecnologie avanzate di monitoraggio e sicurezza, materiali innovativi e normative severe permette di contenere e gestire efficacemente i rischi associati all'uso dell'idrogeno nelle auto. Ciò rende la mobilità a idrogeno una soluzione sostenibile e sicura, favorevole alla transizione verso forme di trasporto a basso impatto ambientale [153].

Dal punto di vista della mitigazione, la riduzione del diametro delle perdite è un principio fondamentale per limitare la lunghezza della fiamma e quindi le distanze di sicurezza da mantenere. L'impiego di restrittori di flusso nelle linee di erogazione di idrogeno è una soluzione ingegneristica efficace in tal senso. Inoltre, barriere fisiche possono contribuire a limitare la propagazione termica del getto, anche se con un costo aggiuntivo e complessità progettuale [136, 142].

Vi sono tanti metodi di mitigazione per l'idrogeno all'interno dei veicoli, tra cui ventilazione passiva con una sola apertura, fenomeni di picchi di pressione per rilasci innescati e non e ventilazione localizzata.

Solo il metodo di mitigazione della Ventilazione forzata sarà affrontato in questo lavoro di tesi, accompagnato da una descrizione dettagliata del suo funzionamento, e verrà stimato un modello per giustificare i calcoli ottenuti tramite l'utilizzo del software *Elab* [154].

4.3.1 Ventilazione Forzata

La tecnica di ventilazione forzata utilizzata per i serbatoi di idrogeno nei veicoli è una delle principali misure di sicurezza per prevenire incendi ed esplosioni. Poiché l'idrogeno è un gas estremamente leggero e infiammabile, il suo accumulo in presenza di una perdita può generare miscele esplosive se non adeguatamente disperso. La ventilazione forzata ha il compito di evitare che l'idrogeno si concentri in zone critiche all'interno del veicolo, facilitandone invece la rapida espulsione verso l'esterno.

Nei veicoli a idrogeno, i serbatoi sono normalmente posizionati in modo da permettere una ventilazione efficiente dei gas in eccesso. La ventilazione forzata funziona tramite sistemi meccanici, come ventole o condotti d'aria, che assicurano un flusso continuo di aria dal basso verso l'alto, in modo da far salire l'idrogeno verso l'esterno e lontano da possibili fonti di accensione. Questo flusso controllato aiuta a mantenere la concentrazione di idrogeno ben al di sotto della soglia di infiammabilità, riducendo notevolmente il rischio di incendi o esplosioni [155].

Un elemento chiave è il posizionamento strategico dei sensori di rilevamento dell'idrogeno: essi sono collocati nelle aree più alte, poiché l'idrogeno tende a salire rapidamente a causa della sua bassa densità. Quando questi sensori rilevano una concentrazione pericolosa di gas, viene attivata immediatamente la ventilazione forzata per espellere il gas e si possono anche attivare

sistemi di allarme e spegnimento automatico del veicolo. Questo sistema garantisce sia una pronta reazione in caso di perdita sia la prevenzione di accumuli di gas pericolosi [156].

La ventilazione forzata, quindi, è parte integrante di un sistema di sicurezza più ampio che include anche materiali compositi per i serbatoi, valvole di sicurezza e protocolli di manutenzione e controllo periodico. Questi sistemi sono progettati per operare in combinazione e assicurare che anche in caso di incidente o malfunzionamento la sicurezza degli occupanti e delle persone nelle vicinanze sia garantita [131].

In conclusione, la ventilazione forzata nei veicoli a idrogeno è un sistema essenziale che sfrutta un flusso meccanico d'aria controllato per evitare l'accumulo di idrogeno e minimizzare i rischi di incendi o esplosioni, supportata da rilevatori posizionati nei punti più critici che permettono un intervento tempestivo e automatico [131].

5 Normative

La sicurezza dei sistemi a idrogeno, dalla produzione all'utilizzo finale, è regolata da un quadro normativo multilivello che definisce requisiti tecnici, procedurali e di performance. Un concetto fondamentale alla base di molte di queste normative è la “distanza di sicurezza” (*hazard distance*). Come definito dallo standard ISO TC197, questa distanza rappresenta l'intervallo tra una potenziale sorgente di pericolo e il punto in cui l'effetto fisico associato (termico o di sovrappressione) scende al di sotto di una soglia di danno prestabilita per persone, strutture o ambiente. Il calcolo di questa distanza, effettuato mediante modelli o prescritto da normative, tiene conto di fattori critici come la natura del pericolo, il design del sistema, la tipologia di target e le condizioni ambientali, permettendo una stima del danno potenziale e la definizione di misure di mitigazione appropriate. Il seguente quadro normativo stabilisce i requisiti per controllare questi rischi in ogni fase della catena del valore.

La tabella 13 schematizza le principali normative suddivise per ambito di applicazione.

Ambito Applicativo	Normativa Documento	Oggetto Principale
Produzione	RED III (EU 2018/2001)	Criteri per la certificazione dell'idrogeno rinnovabile (verde).
	EU 2009/715/CE	Tassonomia per l'H ₂ rinnovabile, esenzioni tariffarie e <i>blending</i> (fino al 5%).
	D.lgs. 199/2021 (IT)	Recepimento RED II: processi autorizzativi per fonti rinnovabili.
	DM 21/09/2022 (IT)	Incentivi per la produzione di idrogeno tramite elettrolisi.
Accumulo Stazionario	DM 10/01/2018 (IT)	Regola tecnica antincendi per impianti di distribuzione H ₂ per autotrazione (p max 1000 bar, quantità max 6000 Nm ³).
	ISO 19884	Standard internazionale per la progettazione di bombole di stoccaggio a idrogeno gas (GCHS).

Ambito Applicativo	Normativa Documento	Oggetto Principale
	Direttiva Macchine (2006/42/CE)	Requisiti di sicurezza per le macchine e i componenti.
	Direttiva ATEX (2014/34/UE)	Sicurezza di apparecchiature in atmosfere potenzialmente esplosive.
	Direttiva PED (2014/68/UE)	Sicurezza per la progettazione e fabbricazione di apparecchiature a pressione.
Trasporto (Merci Pericolose)	ADR 2017 (recepiti in IT con D.l. 12/05/2017)	Regolamento per il trasporto internazionale su strada di merci pericolose (H2).
	Direttiva 2008/68/CE	Trasporto interno di merci pericolose nella Comunità.
	Direttiva 2004/54/CE	Requisiti di sicurezza minimi per le gallerie della rete stradale transeuropea.
Infrastruttura di Rifornimento	SDS EIGA 067	Scheda di sicurezza per l'idrogeno.
	DM 23/10/2018 (IT)	Disciplina per la costruzione e l'esercizio degli impianti di distribuzione di idrogeno.
	Direttiva VIA/VAS (2014/52/UE)	Valutazione di Impatto Ambientale e Strategica.
	Direttiva Seveso III (2012/18/UE)	Controllo del pericolo di incidenti rilevanti con sostanze pericolose.
	Direttiva Emissioni Industriali (2010/75/UE)	Prevenzione e riduzione integrate dell'inquinamento.

Ambito Applicativo	Normativa Documento	Oggetto Principale
Veicoli e Componenti	GTR No. 13 (UN)	Regolamento tecnico globale per la sicurezza dei veicoli a idrogeno e celle a combustibile (HFCV).
	ECE R134 (UN/EU)	Omologazione veicoli per H2 compresso (CGH2), legalmente vincolante in UE.
	Regolamento (UE) 406/2010	Requisiti di omologazione per i sistemi di stoccaggio a bordo veicolo.
	AFID (2014/94/UE)	Quadro per lo sviluppo di un'infrastruttura per i carburanti alternativi (incluso H2).

Tabella 13 - Normative suddivise per ambito di applicazione

5.1 Spiegazione delle Normative e Casi di Utilizzo

5.1.1 Produzione dell'Idrogeno

Le normative in questo ambito, come la **RED III (EU 2018/2001)**, mirano a garantire che l'idrogeno prodotto sia effettivamente "verde", definendo criteri stringenti sull'origine rinnovabile dell'energia elettrica utilizzata per l'elettrolisi. La **EU 2009/715** fornisce il quadro tassonomico e agevolazioni, come l'esenzione da alcune tariffe di rete o la possibilità di immettere una piccola percentuale di H₂ (*blending*) nelle reti gas esistenti (ad esempio 5%), per promuoverne la diffusione iniziale. A livello italiano, il **D.lgs. 199/2021** e il **DM 21/09/2022** traducono questi principi in procedure autorizzative snelle e incentivi economici diretti alla produzione tramite elettrolisi, accelerando lo sviluppo del mercato.

- Caso d'uso: Un produttore che vuole certificare l'idrogeno come "rinnovabile" per venderlo a un'utenza premium, come una raffineria, deve dimostrare la conformità ai criteri della RED III.

5.1.2 Accumulo Stazionario

Il **DM 10/01/2018** italiano è una regola tecnica antincendi specifica per gli impianti di distribuzione. Definisce limiti operativi precisi (pressione massima di 1000 bar e quantitativo massimo stoccabile di 6000 Nm³) e richiede che gli stoccaggi siano progettati secondo l'arte, facendo riferimento a standard tecnici come la **ISO 19884** per le bombole. A livello comunitario, le direttive **PED (2014/68/UE)** e **ATEX (2014/34/UE)** si applicano

rispettivamente alla sicurezza intrinseca delle apparecchiature a pressione e alla protezione da esplosioni.

- Caso d'uso: La progettazione di un nuovo distributore di idrogeno in Italia deve rispettare i limiti del DM 10/01/2018 e utilizzare componenti (bombole, valvole) marcati CE secondo le direttive PED e ATEX.

5.1.3 Trasporto (Merci Pericolose)

L'**ADR 2017** è il regolamento fondamentale per il trasporto su strada di idrogeno. Definisce requisiti dettagliati per l'imballaggio, l'etichettatura, la formazione del personale e le condizioni di trasporto. Prescrive, ad esempio, restrizioni al transito nei pressi e all'interno di gallerie, che sono classificate in categorie di rischio (da A a E). Il trasporto di idrogeno è tipicamente vietato nelle gallerie a più alto rischio (categoria D ed E). La **Direttiva 2004/54/CE** integra questo aspetto definendo i requisiti di sicurezza minimi per le gallerie stesse.

- Caso d'uso: Un'azienda di trasporti che deve movimentare bombole di idrogeno da un sito produttivo a un distributore deve utilizzare autisti formati ADR, veicoli appropriati e pianificare il percorso evitando le gallerie in cui il transito è vietato.

5.1.4 Infrastruttura di Rifornimento

Il **DM 23/10/2018** disciplina in Italia la realizzazione e la gestione delle stazioni di rifornimento (HRS). Per impianti di una certa dimensione o in ubicazioni sensibili, l'iter autorizzativo può coinvolgere una **Valutazione di Impatto Ambientale (VIA)** ai sensi della direttiva **2014/52/UE**. Se le quantità di idrogeno stoccate superano determinate soglie, la stazione ricade sotto il campo di applicazione della **Direttiva Seveso III (2012/18/UE)**, che obbliga l'operatore a redigere un rapporto di sicurezza e piani di emergenza.

- Caso d'uso: La costruzione di una stazione di rifornimento ad alta capacità richiede non solo il rispetto del DM 23/10/2018, ma anche l'avvio di una procedura VIA e, probabilmente, l'applicazione degli obblighi della direttiva Seveso.

5.1.5 Veicoli e Componenti

Il **GTR No. 13** e la **ECE R134** sono i pilastri per l'omologazione dei veicoli a idrogeno. Stabiliscono requisiti stringenti e protocolli di test obbligatori per garantire la sicurezza in condizioni normali, in caso di incidente (crash test) e di incendio. Il *bonfire test*, ad esempio, verifica che il sistema di stoccaggio, dotato di un **TPRD** (*Thermal Pressure Relief Device*), rilasci l'idrogeno in modo controllato quando esposto al fuoco, prevenendo la rottura esplosiva del serbatoio. L'**AFID** spinge invece gli Stati membri a sviluppare una rete di rifornimento adeguata e interoperabile, creando le condizioni di mercato per la diffusione di questi veicoli.

- Caso d'uso: Un costruttore automobilistico che vuole omologare un nuovo modello FCEV per il mercato europeo deve sottoporre i suoi serbatoi a pressione a tutti i test previsti dalla ECE R134 (pressione a rottura, cicli di pressione, *bonfire test*, etc.) e dimostrare l'integrità del sistema idrogeno in crash test frontali, laterali e posteriori.

5.2 Analisi dei Rischi Associati alla Rottura di Serbatoi di Idrogeno

La transizione energetica verso vettori sostenibili pone l'idrogeno in primo piano, specialmente nei settori della mobilità e dello stoccaggio stazionario. Tuttavia, l'immagazzinamento di idrogeno gassoso ad altissime pressioni (tipicamente 350-700 bar) comporta la gestione di rischi intrinseci legati alla notevole energia potenziale accumulata. Una rottura catastrofica del serbatoio rappresenta lo scenario incidentale più severo, in cui il rilascio istantaneo del gas può generare un'onda d'urto, proiezione di frammenti (*BLEVE* - *Boiling Liquid Expanding Vapor Explosion*) e, in presenza di una fonte di ignizione, un jet fire. Questo capitolo analizza gli effetti fisici di tali eventi, con particolare focus sulla quantificazione dei danni sull'uomo e sulle strutture causati dall'*overpressure* (sovrappressione) dell'onda d'urto, basandosi su standard internazionali di sicurezza consolidati.

5.2.1 Meccanismi di Rottura e Fenomeni Associati

La rottura di un serbatoio in composito di carbonio può essere innescata da diverse cause: impatto meccanico severo (es. incidente stradale), fatigue ciclica del materiale dopo numerosi cicli di riempimento/svuotamento, difetti di fabbricazione o, scenario critico, l'esposizione al calore di un incendio. In quest'ultimo caso, i serbatoi sono dotati di dispositivi di sicurezza come le valvole TPRD (*Thermal Pressure Relief Device*), progettate per prevenire la rottura rilasciando l'idrogeno in modo controllato. Se tale meccanismo fallisce o è innescato un evento di tipo BLEVE, l'energia liberata è considerevole. Per una valutazione del rischio quantitativa, è pratica comune modellare questo rilascio di energia come un'esplosione equivalente ad una certa massa di TNT, permettendo l'utilizzo di curve empiriche consolidate per prevedere la sovrappressione generata a varie distanze dall'epicentro.

5.2.2 Criteri di Danno da Sovrappressione (Harm Criteria)

La pericolosità primaria di un'esplosione non confinata è l'onda d'urto, caratterizzata da un picco di sovrappressione positiva seguita da una fase di depressione. Gli effetti sull'uomo e sulle strutture sono direttamente correlati all'entità di questo picco di pressione, misurato in Pascal (Pa) o bar (1 bar = 100.000 Pa). I criteri di danno, o "*Harm Criteria*", sono stabiliti da enti governativi sulla base di studi sperimentali e modelli fisici. I riferimenti principali in letteratura sono il manuale **UFC 3-340-02** del *Department of Defense* (DoD) statunitense e le linee guida dell'*Health and Safety Executive* (HSE) britannico [157, 158, 159].

Per l'essere umano, i danni più critici riguardano gli organi interni, in particolare i polmoni, soggetti a emorragia per l'effetto di compressione/espansione toracica, e i timpani, estremamente sensibili alle variazioni di pressione. Per le strutture, la vulnerabilità dipende dal tipo di costruzione (muratura, cemento armato, etc.) e dalla resilienza dei componenti (finestre, tetti, muri portanti).

La tabella seguente riporta i danni sul corpo umano al variare della sovrappressione in *Pa* e della velocità massima del vento in *m/s* [159, 160]

Sovrapressione di picco Δp	Velocità massima del vento v_v	Effetto sulle strutture	Effetto sul corpo umano
6895 Pa	17,0 m/s	Rottura dei vetri delle finestre	Si verificano lievi ferite causate da frammenti
13789 Pa	31,3 m/s	Danni moderati alle case (finestre e porte distrutte e gravi danni ai tetti)	Persone ferite da vetri e detriti volanti
20684 Pa	45,6 m/s	Crollo delle strutture residenziali	Ferite gravi sono comuni, possibili decessi
34474 Pa	72,9 m/s	La maggior parte degli edifici crolla	Ferite in tutti i soggetti, decessi diffusi
68948 Pa	131,4 m/s	Gli edifici in cemento armato sono gravemente danneggiati o demoliti	La maggior parte delle persone perde la vita
137895 Pa	224,4 m/s	Gli edifici in cemento armato pesante sono gravemente danneggiati o demoliti	I decessi si avvicinano al 100%

Tabella 14 - Criteri di danno da sovrappressione per esseri umani e strutture [159, 160]

Vanno fatte delle precisazioni:

1. Non esiste una singola “soglia universale”: l’effetto su una persona dipende dal picco di sovrappressione *e* dall’impulso (durata della pressione). Onde brevi ad alto picco possono comportare diversamente rispetto a onde più lunghe con minore picco. [161]
2. Per correlare picco e impulso alle probabilità di lesione si usano le curve di Bowen e vari modelli (Stuhmiller, Axelsson, ecc.). Queste sono fondamentali per passare da “*overpressure*” a probabilità di lesione/fatalità. [162]
3. Per convertire una sovrappressione richiesta in una distanza rispetto a una sorgente (es. serbatoio esplosivo) serve un modello di sorgente (TNT-equivalente, massa, altezza dell’esplosione) e relazioni empiriche (es. Kingery–Bulmash / CONWEP). Non si può fornire la distanza senza dati della sorgente (massa equivalente, tipo di evento,

confinamento) — ma le relazioni esistono e sono ampiamente usate in software come ALOHA, CONWEP o modelli CFD. [163]

5.2.3 Applicazione alla Sicurezza dell'Idrogeno

Per determinare le distanze di sicurezza per un impianto o un veicolo a idrogeno, la metodologia prevede di:

1. Stimare l'energia equivalente in TNT della carica esplosiva associata al serbatoio, considerando massa, pressione e stato termodinamico del gas.
2. Utilizzare le curve di sovrappressione (le curve di *Kingery-Bulmash*, riportate nell'UFC 3-340-02 [157]) per calcolare il picco di sovrappressione in funzione della distanza dall'esplosione.
3. Confrontare i valori di sovrappressione ottenuti con i criteri di danno della Tabella.

Ad esempio, per un serbatoio di idrogeno di media capacità, la distanza alla quale la sovrappressione scende sotto i 3 psi – soglia per seri danni alla salute – definirà il perimetro di massima sicurezza per il pubblico. Allo stesso modo, la distanza per cui la sovrappressione è inferiore a 1 psi indicherà la zona di rischio per la rottura dei vetri, un danno secondario ma potenzialmente pericoloso.

5.2.4 Considerazioni Parziali

L'analisi quantitativa del rischio di rottura catastrofica si basa su modelli fisici robusti e standard internazionali. I criteri di danno qui presentati forniscono gli strumenti fondamentali per valutare l'impatto potenziale di un'esplosione. La progettazione sicura degli impianti a idrogeno passa attraverso l'identificazione di queste distanze di sicurezza e l'implementazione di misure di protezione (barriere, distanziamento, sistemi di prevenzione degli incendi) per mitigare il rischio, garantendo che anche negli scenari incidentali più severi le conseguenze per persone e infrastrutture rimangano accettabili.

6 Modelli Elab

6.1 Jet Parameters Model / Jet Release

Il modello descrive i parametri di un getto espanso o sottoespanso.

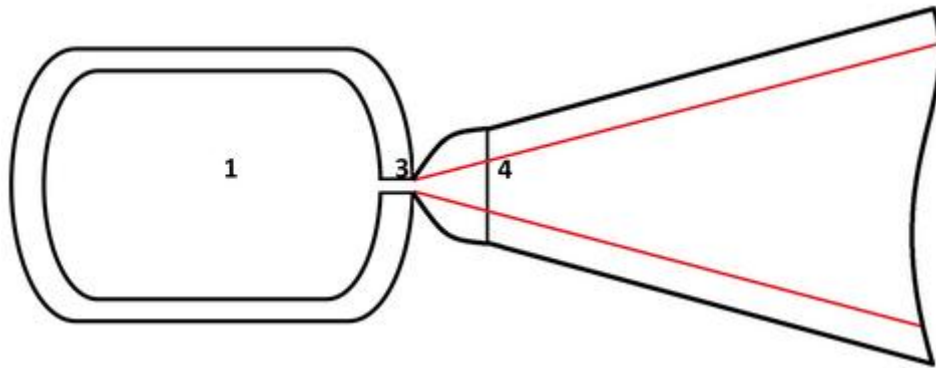


Figura 21 - Semplice schema di un getto espanso (linee rosse) e di un sottoespanso (linee nere) [154]

- 1 rappresenta il serbatoio
- 3 è l'ugello
- 4 è la zona in cui la pressione e la velocità sono rispettivamente uguali alla velocità del suono ambiente e locale (la condizione 4 esiste solo per il getto sottoespanso)

Il rapporto di pressione critica attraverso la perdita p^* determina se il flusso è subsonico o sonico/supersonico.

$$p^* = \frac{p_1}{p_{atm}} = \left(\frac{\gamma + 1}{2} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma - 1}}$$

Equazione (1)

Pertanto, il rapporto di pressione critico per la transizione al flusso sonico per l'idrogeno è circa 1,9:

- $p^* < 1,9$ il flusso è subsonico ed espanso
- $p^* > 1,9$ la velocità di uscita rimane localmente sonica e il getto è sottoespanso

La pressione di uscita aumenta al di sopra della pressione ambiente, con il risultato che l'espansione, fino alla pressione ambiente p_{atm} , avviene all'esterno dell'ugello reale, in una posizione a valle del disco di Mach, chiamata ugello “nozionale” o diametro effettivo.

Pertanto, vengono risolti diversi insiemi di equazioni a seconda che il flusso sia espanso o sottoespanso. L'insieme di equazioni relativo ad un getto sottoespanso è dettagliato in Molkov 2009 [164] e si basa sull'equazione di stato di Abel-Noble per l'idrogeno, sulle equazioni di conservazione per massa ed energia, sulle ipotesi che allo stato 4, al diametro effettivo dell'ugello, la pressione sia uguale a quella ambiente e la velocità sia uguale alla velocità del suono locale [136].

$$\begin{aligned}
P_2 - P_1 + \rho_2 u_2^2 \left(\frac{K}{4} + 1 \right) &= 0; \\
c_p T_1 &= c_p T_2 + (K + 1) \frac{u_2^2}{2}; \\
\rho_2 &= \frac{b P_2}{P_2 + R_{H_2} T_2} \quad \text{or} \quad P_2 = \frac{\rho_2 R_{H_2} T_2}{1 - b \rho_2}; \\
P_3 - P_2 + \rho_2 u_2^2 \left(\frac{F}{4} - 1 \right) + \rho_3 u_3^2 \left(\frac{F}{4} + 1 \right) &= 0; \\
c_p T_2 + \frac{u_2^2}{2} &= c_p T_3 + \left(\frac{F}{4} + 1 \right) \frac{u_3^2}{2}; \\
\rho_3 &= \frac{P_3}{b P_3 + R_{H_2} T_3}; \\
\rho_2 u_2 &= \rho_3 u_3; \\
u_3 &= \frac{\sqrt{\gamma R_{H_2} T_3}}{1 - b \rho_3}; \\
u_4 = a_4 &= \sqrt{\gamma R_{H_2} T_4}; \\
\rho_4 &= \frac{P_4}{R_{H_2} T_4}; \\
c_p T_3 + \frac{u_3^2}{2} &= c_p T_4 + \frac{u_4^2}{2}; \\
\rho_3 u_3 A_3 &= \rho_4 u_4 A_4.
\end{aligned}$$

Figura 22 - Set di equazioni del getto espanso che utilizza relazioni isentropiche tra pressione e densità [154]

6.2 Similarity Law for Concentration Decay in Hydrogen Expanded and Underexpanded Jets and Unignited Jet Hazard Distances / Jet Release

Questo modello consente di prevedere il decadimento della concentrazione assiale di un gas in perdite per getti subsonici, sonici e supersonici. La legge di similarità si dimostra valida in un'ampia gamma di condizioni, da getti espansi a getti fortemente sottoespansi. Il modello viene utilizzato per il calcolo delle distanze di pericolo formate dalle dimensioni dell'involucro infiammabile.

L'analisi dei dati sperimentali ha dimostrato che le fiamme più lunghe, e quindi le più pericolose, si possono prevedere a partire da getti sottoespansi. In quest'ottica, la legge di similarità [165] per il decadimento della concentrazione assiale in getti rotondi non accesi espansi e dominati dalla quantità di moto, come suggerito da Chen e Rodi [166] è stata ora estesa e validata per getti di idrogeno sottoespansi [167].

L'equazione implementata per calcolare la distanza assiale dall'ugello ad una concentrazione di idrogeno prescritta può essere scritta come:

$$x = \left(\frac{5,4 * D}{C_{ax}} \right) * \sqrt{\frac{\rho_N}{\rho_S}}$$

Equazione (2)

x : distanza assiale dall'ugello [m]

D : diametro ugello [m]

C_{ax} : frazione di massa dell'idrogeno alla distanza assiale z

ρ_N : densità all'uscita dell'ugello [kg/m^3]

ρ_S : densità aria [kg/m^3]

Quando si considerano getti sottoespansi, è richiesta la conoscenza della densità nell'ugello ρ_N (in funzione della pressione di stoccaggio e delle perdite nel percorso di perdita). Questa densità viene calcolata utilizzando lo strumento di progettazione "*HYDROGEN JET PARAMETERS*" disponibile su e-Laboratory [154] (sviluppato in seguito a [168]).

Per i getti espansi, i calcoli si basano sulle relazioni isentropiche tra pressione e densità (questo set di equazioni è descritto più dettagliatamente nella descrizione dello strumento di progettazione "*FLAME LENGTH AND SEPARATION DISTANCE FOR JET FIRES*").

Nella Figura 23 è mostrata una correlazione tra la posizione della punta del getto di fiamma ad idrogeno e la posizione di diverse concentrazioni di idrogeno (8%, 11%, 16%) in un getto non acceso proveniente dalla stessa fonte di perdita. I punti nella Figura 23 rappresentano la lunghezza della fiamma sperimentale $\frac{L_F}{D}$.

Le linee diagonali mostrate corrispondono alla distanza adimensionale $\frac{x}{D}$, ovvero alla posizione di diverse concentrazioni assiali di idrogeno. Dalla Figura 23, per incendi a getto circolare controllati dalla quantità di moto, la punta della fiamma si trova dove la concentrazione assiale di idrogeno in un getto non acceso proveniente dalla stessa fonte di perdita è compreso tra l'8% e il 16% in volume. Più precisamente, la migliore retta di adattamento di 70 punti sperimentali per la lunghezza della fiamma degli incendi di getti di idrogeno dominati dalla quantità di moto è vicina alla linea per l'11% in volume di idrogeno nell'aria, nei rilasci di getti non accesi.

Questo strumento ingegneristico calcola la distanza assiale dall'ugello corrispondente alla posizione di diverse concentrazioni di idrogeno preselezionate, ovvero 4%, 8%, 11%, 16% e 29,5% in volume in getti non innescati.

Questo modello consente inoltre all'utente di scegliere la propria concentrazione per l'analisi, entro i limiti di infiammabilità dell'idrogeno, ossia dal 4% al 75% in volume.

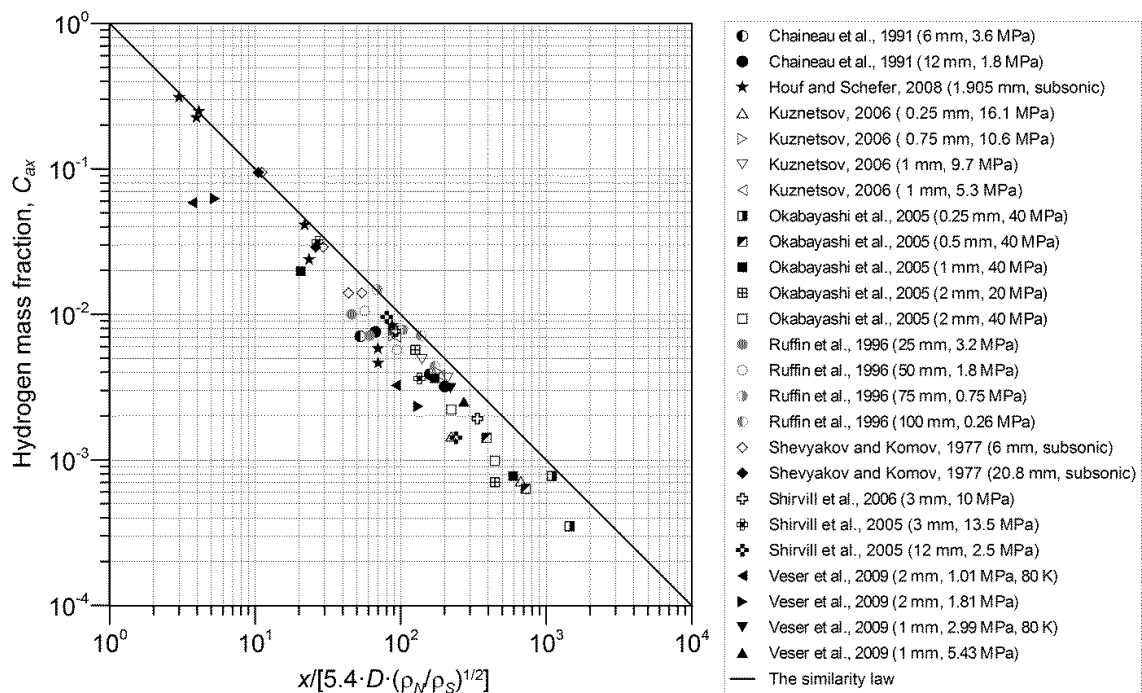


Figura 23 - Correlazione tra la lunghezza adimensionale della fiamma, L_F/D , e la distanza da una particolare concentrazione in un getto non reattivo, x/D per diverse pressioni di stoccaggio [154, 169]

6.3 Flame Length Correlation and Three Hazard Distances for Jet Fires / Jet Fires

Questo modello consente di calcolare due caratteristiche associate agli incendi a getto di idrogeno:

- Lunghezza della fiamma
- Distanza di pericolo (a seconda dei criteri di pericolo scelti)

6.3.1 Lunghezza della Fiamma

Il modello utilizza una correlazione adimensionale della lunghezza della fiamma (descritta da Molkov & Saffers, 2013 [169]) per fiamme laminari e turbolente, incendi controllati dalla galleggiabilità e dalla quantità di moto, incendi a getto espansi (subsonici e sonici) e sottoespansi (sonici e supersonici), coprendo così l'intero spettro delle perdite di reazione all'idrogeno.

L'unica dipendenza della lunghezza di fiamma adimensionale, $\frac{L_F}{D}$, è sui parametri all'uscita dell'ugello e sulla densità dell'aria circostante. Questi parametri sono:

- Densità ρ_N
- Velocità U_N all'uscita dell'ugello

Densità e velocità possono essere normalizzate come $\frac{\rho_N}{\rho_S}$ e $\frac{U_N}{C_N}$.

Utilizzando l'ipotesi che il flusso di energia cinetica all'uscita dell'ugello sia uno scalare conservato del processo, viene introdotta una relazione tra la densità e la velocità nel gruppo dimensionale come:

$$\frac{\rho_N}{\rho_S} * \left(\frac{U_N}{C_N}\right)^3$$

Equazione (3)

Questa correlazione adimensionale della lunghezza della fiamma dell'idrogeno è mostrata nella Figura 24.

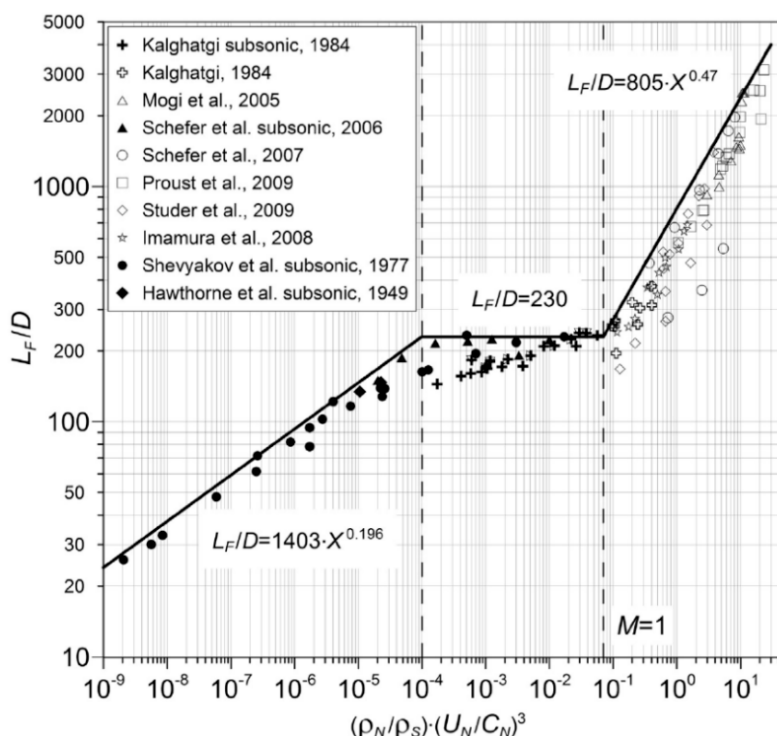


Figura 24 - Correlazione adimensionale (conservativa) per fiamme a getto di idrogeno (nelle formule mostrate in figura indica il gruppo di similarità $(\rho_N/\rho_S) \cdot (U_N/C_N)^3$ (Molkov & Saffers, 2013). [154, 169]

I parametri necessari per prevedere la lunghezza della fiamma sono quelli all'uscita effettiva dell'ugello, il che significa che non è necessario considerare i parametri di flusso all'uscita teorica dell'ugello.

L'andamento della Figura 24 ha tre distinte parti, ognuna con un significato fisico basato sulla conoscenza del comportamento del getto di fiamma. La lunghezza di fiamma adimensionale $\frac{L_F}{D}$ aumenta per le fiamme laminari e di transizione (controllate dalla galleggiabilità), quindi è praticamente costante per le fiamme espanse turbolente di transizione e completamente sviluppate (dominate dalla quantità di moto) e infine aumenta di nuovo per i getti sottoespansi (dominate dalla quantità di moto).

Per descrivere questa parte finale della curva, è necessario l'uso del modello dei parametri del getto di idrogeno “HYDROGEN JET PARAMETERS MODEL” [154].

Va notato che le equazioni mostrate in Figura 25 e utilizzate durante i calcoli forniscono una stima conservativa della lunghezza della fiamma.

I parametri del flusso di idrogeno presentati in Figura 24 sono ricavati direttamente dagli esperimenti (lunghezza della fiamma adimensionale $\frac{L_F}{D}$) o calcolati utilizzando la teoria del getto sottoespanso (densità, portata e velocità del suono all'uscita dell'ugello) seguendo Molkov & Saffers 2011 [170].

Utilizzando questa correlazione si può concludere:

- per i flussi subsonici (dove $M < 1$) la lunghezza di fiamma adimensionale dipende solo dal numero di Mach dell'ugello poichè il rapporto di densità ($\frac{\rho_N}{\rho_S}$) è praticamente costante per i getti espansi
- per i flussi strozzati (dove $M = 1$) la lunghezza di fiamma adimensionale dipende solo dalla densità dell'idrogeno all'uscita dell'ugello ρ_N ; la densità aumenta con l'aumento della pressione di stoccaggio e la diminuzione della temperatura.

La correlazione adimensionale è convalidata entro i seguenti limiti:

- nell'intervallo di pressioni di stoccaggio dell'idrogeno da quasi quella atmosferica fino a 900 bar
- a temperatura fino a 80 K
- nell'intervallo di diametri degli ugelli da 0,4 a 51,7 mm

6.3.3.1 Getto Espanso e Sottoespanso

Riprendendo la Figura 21 del *Jet Parameters Model* per descrivere il *Jet Release*, viene utilizzato lo stesso modello:

1: serbatoio

2: ugello

4: la pressione e la velocità sono rispettivamente uguali alla velocità del suono ambiente e locale (la condizione 4 esiste solo per il getto sottoespanso)

Secondo l'Equazione 1, il rapporto di pressione critica attraverso la perdita p^* determina se il flusso è subsonico o sonico/supersonico.

Pertanto, il rapporto di pressione critico per la transizione al flusso sonico per l'idrogeno è circa 1,9:

- $p^* < 1,9$ il flusso è subsonico ed espanso
- $p^* > 1,9$ la velocità di uscita rimane localmente sonica e il getto è sottoespanso

La pressione di uscita aumenta al di sopra della pressione ambiente, con il risultato che l'espansione, fino alla pressione ambiente p_{atm} , avviene all'esterno dell'ugello reale, in una posizione a valle del disco di Mach, chiamata ugello "nozionale" o diametro effettivo.

Pertanto, vengono risolti diversi insiemi di equazioni a seconda che il flusso sia espanso o sottoespanso. L'insieme di equazioni relativo ad un getto sottoespanso è dettagliato in Molkov 2009 [164, 169].

$$\rho_1 = \frac{p_1}{p_1 b + R_{H_2} T_1}$$

$$\rho_N = \rho_1 \left(\frac{p_{atm}}{p_1} \right)^{\frac{1}{\gamma}}$$

$$M_N = \sqrt{\frac{2 \left[\left(\frac{p_1}{p_{atm}} \right)^{\frac{(\gamma-1)}{\gamma}} - 1 \right]}{(\gamma - 1)}}$$

$$T_N = T_1 \cdot \left(\frac{p_{atm}}{p_1} \right)^{\frac{(\gamma-1)}{\gamma}}$$

$$C_N = \sqrt{\frac{(\gamma \cdot R \cdot T_N)}{M_{H_2}}}$$

$$U_N = M_N \times C_N$$

$$\rho_{atm} = \frac{(p_{atm} \cdot M_{air})}{(R \cdot T_{atm})}$$

Figura 25 - Set di equazioni del getto espanso (relazioni isentropiche tra pressione e densità) [154]

6.3.2 Distanze di Pericolo da una Perdita di Idrogeno Infiammata

Dopo il rilascio, i getti possono essere suddivisi in tre tipologie:

- Completamente dominati dalla quantità di moto;
- Di transizione;
- Completamente dominati dalla galleggiabilità;

Uno schema semplice di queste tipologie di getto per un getto inizialmente orizzontale è mostrato in Figura 26.

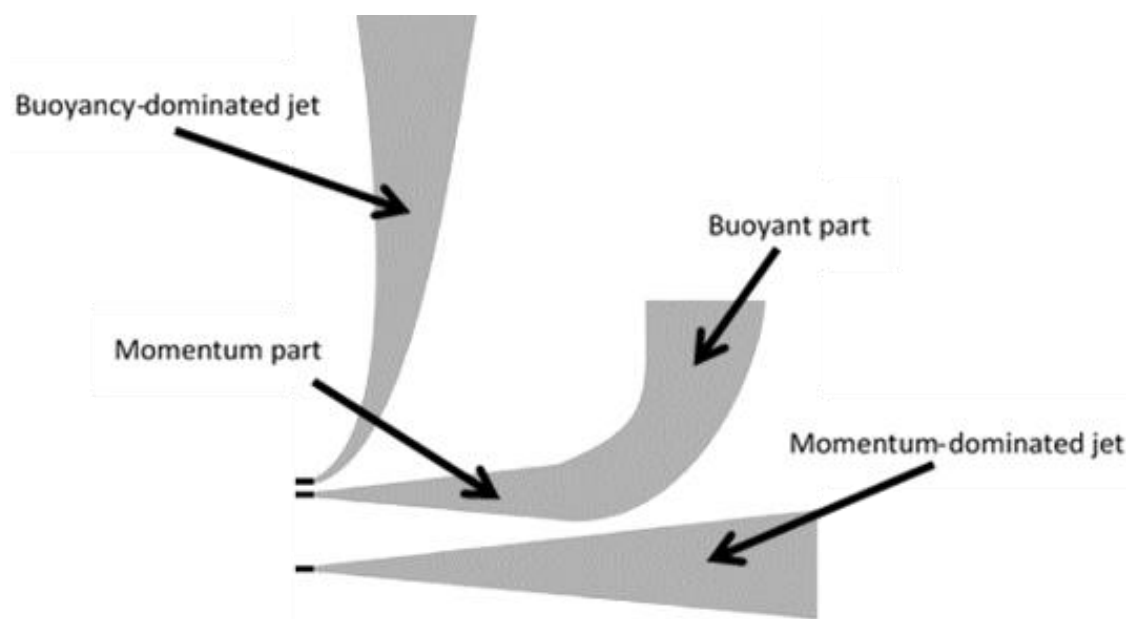


Figura 26 - Getto momento dominante, transizione e galleggiabilità dominante

I getti completamente dominati dalla quantità di moto non sono influenzati dalla galleggiabilità, mentre i getti completamente dominati dalla galleggiabilità vengono rapidamente deviati dalla direzione del flusso orizzontale a quella verticale.

I getti di transizione sono inizialmente dominati dalla quantità di moto in prossimità dell'ugello e poi, man mano che la velocità diminuisce e il diametro del getto aumenta, diventano dominati dalla spinta idrostatica.

Quando si considera l'ingegneria della sicurezza dell'idrogeno, è importante sapere quando avviene questa transizione, poiché ha conseguenze dirette sulla distanza di pericolo richiesta per mantenere la sicurezza.

Utilizzando i calcoli della lunghezza della fiamma eseguiti, è possibile calcolare la distanza di pericolo richiesta quando si considerano fiamme diritte dominate dalla quantità di moto per ciascuno dei criteri elencati di seguito.

I cosiddetti “*HARM CRITERIA*” (criteri di danno) per le persone possono essere espressi in termini di lesioni o morte, LaChance 2010 [171].

Questi criteri possono essere scritti come segue:

- LIMITE DI NON DANNO, 70°C, $x = 3,5 * L_F$;
- LIMITE DI DOLORORE PER ESPOSIZIONE DI 5 MINUTI, 115°C, $x = 3 * L_F$;
- USTIONI DI TERZO GRADO (20 s) 309°C, $x = 2 * L_F$;

È opportuno sottolineare che gli autori hanno selezionato gli “*HARM CRITERIA*” di LaChance [171] come base per il calcolo della distanza di pericolo a solo scopo dimostrativo. Uno standard universalmente accettato per questo calcolo non è ancora stato concordato a livello nazionale, europeo o internazionale.

6.4 Calculation of Fireball Diameter for Rupture in a Fire of a Stand-Alone and Under-Vehicle Hydrogen Storage Tanks / Fireball

Questo modello consente di calcolare le dimensioni della palla di fuoco per il serbatoio autonomo e per quello sotto il veicolo (a bordo).

La metodologia si basa sul lavoro di Dadashzadeh et al 2017 [172].

Il calcolo delle dimensioni della palla di fuoco dopo la rottura di un serbatoio autonomo fa parte della metodologia per il calcolo del decadimento dell'onda d'urto dopo la rottura del contenitore del gas compresso [173] e della distanza di pericolo attribuita ai parametri dell'esplosione.

Secondo la tecnica, la dimensione della palla di fuoco è calcolata come un'emisfera occupata dai prodotti di combustione derivanti dalla combustione completa dell'idrogeno rilasciato nell'aria (la combustione turbolenta non premiscelata sulla superficie di contatto avviene ad una concentrazione stechiometrica dei reagenti).

La dimensione stimata della palla di fuoco per il serbatoio autonomo viene quindi scalata per il serbatoio di bordo (serbatoio "sotto-veicolo" nella terminologia [173]) sulla base dei dati sperimentali [174, 175].

6.5 Blast Wave from High-Pressure Tank Rupture Without and With Combustion / Blast Wave

Per tutte e tre le diverse tipologie di rotture di serbatoi il modello utilizzato è lo stesso:

- Serbatoio isolato sul terreno (STAND-ALONE TANK LOCATED ON THE GROUND);
- Serbatoio montato sul veicolo (UNDER-VEHICLE TANK);
- Serbatoio isolato in aria (STAND-ALONE TANK LOCATED IN THE AIR)

Il modello impiegato si basa sul lavoro di Baker 1983 ed è ampiamente descritto in dettaglio in Molkov e Kashkarov 2015 [173] e tiene conto dei gas non ideali. Consente la stima della sovrappressione e dell'impulso di un'onda d'urto a diverse distanze dal serbatoio.

La metodologia può essere utilizzata per calcolare distanze di pericolo deterministiche in caso di esplosione fisica di un serbatoio di gas ad alta pressione (rottura senza combustione del gas rilasciato) per qualsiasi motivo.

Il processo complessivo di stima delle caratteristiche dell'onda d'urto prevede il calcolo dello shock iniziale e dell'onda d'urto nel campo vicino/lontano.

Si presume che lo shock iniziale (talvolta chiamato anche pressione di contatto) abbia luogo quando la parete del serbatoio scompare istantaneamente [176].

In questo caso viene utilizzata la metodologia originale per il calcolo della sovrappressione e dell'impulso in un'onda d'urto derivante dalla rottura di un serbatoio di stoccaggio di gas ad alta pressione in un incendio.

La metodologia è sviluppata utilizzando il nuovo modello di combustione dell'idrogeno nell'aria sulla superficie di contatto e dietro di esse, in seguito all'onda d'urto che si propaga verso l'esterno.

L'equazione di stato di Able Noble per i gas reali viene applicata per calcolare i parametri dell'idrogeno in un serbatoio, inclusa la quantità di energia meccanica (interna) immagazzinata in modo simile al modello di Brode.

L'onda d'urto adimensionale iniziale viene calcolata nel modello utilizzando la velocità del suono nel gas reale.

6.6 Ventilazione Forzata - Modello Semplificato

I calcoli sono stati fatti con *Elab*, ma senza che ci sia stato fornito un modello dal software. Quindi lo scopo di questo capitolo è fornire un modello semplificato per il calcolo della portata volumetrica di aria, necessario per lo sviluppo del sistema di ventilazione ad aria forzata.

Ipotesi del modello:

1. H₂ è considerato un gas perfetto, quindi è idrogeno biatomico puro con un comportamento fisico e chimico ideale, rappresentabile partendo dalla *Legge di Boyle*.
2. Le condizioni di pressione e temperatura sono quelle ambiente (pressione a 101325 Pa e temperatura a 288 K e 312 K).
3. Il flusso è stazionario, quindi l'equilibrio termodinamico tra l'ambiente interno ed esterno al serbatoio è raggiunto istantaneamente.

I parametri che abbiamo a disposizione sono:

- pressione all'interno del serbatoio [Pa];
- Portata massica di idrogeno nel serbatoio [kg/s], dipendente dalla pressione all'interno del serbatoio;
- Frazione molare target dell'idrogeno, nell'intervallo 0.04-1;
- Temperatura e Pressione ambiente

Per sviluppare questo modello si è partito dalla *Legge di Boyle* per i gas perfetti:

$$P * V = n * R * T$$

Equazione 4

Dove:

- P è la pressione [Pa];
- V è il volume [m³];
- n è il numero di moli [mol];
- R è la costante universale dei gas perfetti, uguale a 8.3145 [J/(mol*K)];
- T è la temperatura [K].

Questa espressione è stata valutata per unità di massa, quindi dividendo ciascun termine dell'equazione per la massa, ottenendo:

$$\frac{P}{\rho} = R * \frac{T}{MM}$$

Equazione 5

Dove:

- ρ è la densità del gas [kg/m³];
- MM è la massa molare del gas [kg/mol].

Dunque, la densità dell'idrogeno può essere scritta come:

$$\rho_{H_2} = P * \frac{MM_{H_2}}{R * T}$$

Equazione 6

Il nostro scopo è calcolare la portata volumetrica di aria, partendo da quella dell'idrogeno, che si può scrivere come:

$$v_{H_2} = \frac{m_{H_2}}{\rho_{H_2}}$$

Equazione 7

Dove:

- v_{H_2} è la portata volumetrica di H₂ [m³/s];
- m_{H_2} è la portata massica di H₂ [kg/s].

Inoltre, possiamo scrivere il volume di aria, e quindi la portata volumetrica di aria v_{air} in funzione della portata volumetrica di idrogeno e della sua frazione molare X_{H_2} , partendo dalla definizione di frazione molare:

$$X_{H_2} = \frac{v_{H_2}}{v_{H_2} + v_{air}}$$

Equazione 8

Svolgendo i calcoli si ottiene:

$$v_{air} = v_{H_2} * \left(\frac{1}{X_{H_2}} - 1 \right)$$

Equazione 9

Sostituendo le espressioni della densità ρ_{H_2} e della portata volumetrica v_{H_2} all'Equazione 9, si ottiene l'Equazione 10:

$$v_{air} = m_{H_2} * R * \frac{T}{MM_{H_2} * P} * \left(\frac{1}{X_{H_2}} - 1 \right)$$

Equazione 10

Inoltre, sono stati svolti dei calcoli utilizzando questa formula, e si è notato che il rapporto tra i risultati ottenuti con *Elab* e questi sono circa costanti e uguali a 1.666 (circa 5/3). Quindi il modello di *Elab* per il calcolo della portata di aria per il sistema di ventilazione forzata può essere scritto come:

$$v_{air} = k_{elab} * m_{H_2} * R * \frac{T}{MM_{H_2} * P} * \left(\frac{1}{X_{H_2}} - 1 \right)$$

Equazione 11

dove $k_{elab} = 5/3$ [/], che rappresenta il coefficiente correttivo empirico per ricavare risultati uguali a quelli ottenuti tramite il software.

7 Risultati Ottenuti

Sul software *Elab* vengono impostati diversi parametri di input, che permettono di ottenere risultati numerici. Tali risultati vengono successivamente convertiti in grafici, utilizzando il software *MATLAB*, per condurre un'analisi più approfondita sul comportamento del veicolo studiato.

È fondamentale ribadire una delle ipotesi del nostro modello:

Il flusso è stazionario: l'equilibrio termodinamico tra il serbatoio e l'ambiente esterno viene raggiunto istantaneamente; quindi, la temperatura interna al serbatoio è considerata uguale a quella dell'ambiente esterno.

Di seguito sono riportati i grafici più rilevanti relativi alle prestazioni del nostro veicolo a idrogeno (Toyota Mirai).

7.1 Risultati Jet Parameters Model

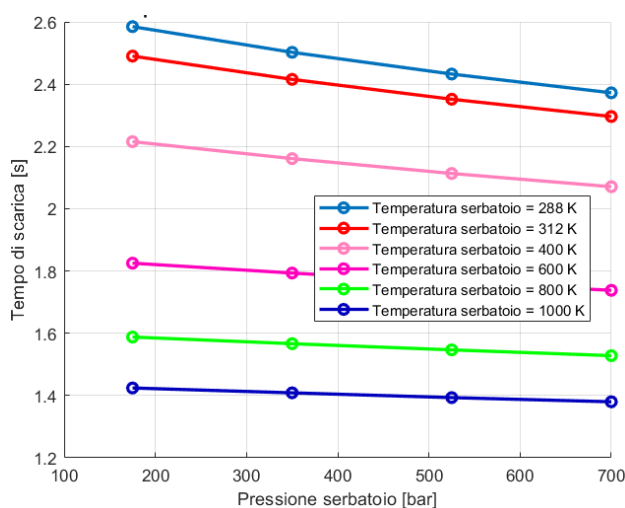


Figura 27 - Tempo di Scarica vs Pressione Serbatoio - $ds=9,5\text{ mm}$

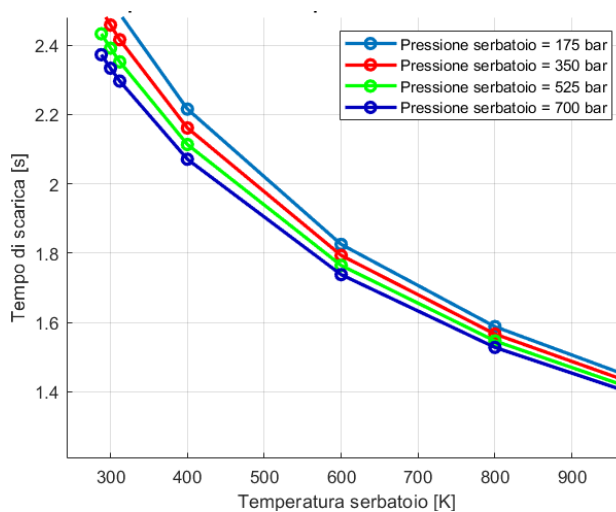


Figura 28 - Tempo di Scarica vs Temperatura Serbatoio - $ds=9,5\text{ mm}$

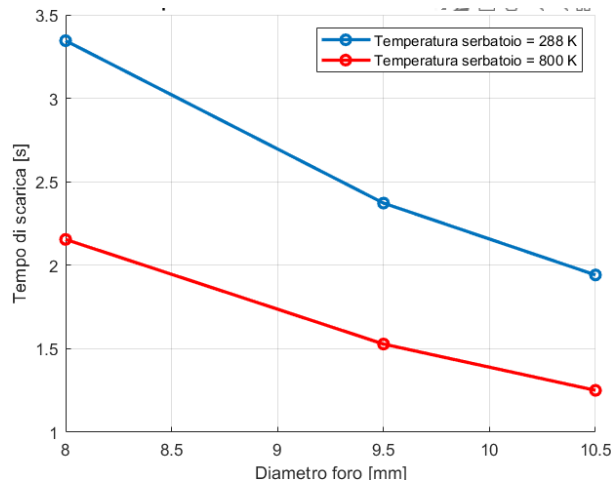


Figura 29 - Tempo di Scarica vs Diametro Foro

I grafici presentati mostrano il tempo di scarica di un serbatoio di idrogeno in relazione a vari parametri. Nei primi due grafici il diametro del foro di scarico del serbatoio in cui è stoccato l'idrogeno è mantenuto costante pari a 9,5 mm. Nel primo grafico, il tempo di scarica è rappresentato in funzione della pressione iniziale del serbatoio per diverse temperature, mentre nel secondo grafico si osserva il tempo di scarica in funzione della temperatura a varie pressioni del serbatoio, e nel terzo la variazione del tempo di scarica rispetto al diametro del foro di scarico.

- **Primo grafico: Tempo di scarica versus Pressione serbatoio** Si può notare come il tempo di scarica diminuisca all'aumentare della pressione all'interno del serbatoio, indipendentemente dalla temperatura considerata. Questo è dovuto al maggior gradiente di pressione che facilita un flusso più rapido di idrogeno attraverso il foro di scarico. Inoltre, si nota che a temperature più elevate il tempo di scarica è generalmente più basso; ciò è coerente con l'aumento dell'energia interna del gas che favorisce una maggiore velocità di rilascio.

Si può inoltre osservare che, a temperature elevate del serbatoio, la variazione del tempo di scarica al variare della pressione è piuttosto limitata. In particolare, a 1000 K, il tempo di scarica rimane quasi costante intorno a 1.4 secondi, anche passando dalla pressione minima di 175 bar a quella massima di 700 bar. Al contrario, a una temperatura più bassa, come 288 K, il tempo di scarica mostra una maggiore variazione nello stesso intervallo di pressione, passando da circa 2.6 secondi a 2.4 secondi. Questo indica che all'aumentare della temperatura, l'effetto della pressione sul tempo di scarica diventa meno rilevante.

- **Secondo grafico: Tempo di scarica versus Temperatura serbatoio** Si nota che, a parità di pressione, il tempo di scarica diminuisce con l'aumentare della temperatura del serbatoio. Questo comportamento si spiega considerando che temperature più elevate comportano una maggiore energia cinetica delle molecole di idrogeno, quindi una velocità maggiore nel flusso di scarico. Inoltre, le curve relative alle diverse pressioni mostrano che la pressione influisce maggiormente sul tempo di scarica a temperature più basse; al crescere della temperatura, i tempi tendono a convergere diminuendo l'effetto differenziale della pressione.

Da questi due grafici emerge chiaramente che la variazione della temperatura ha un impatto più significativo sul tempo di scarica rispetto alla variazione della pressione. Per questo motivo, nell'ultimo grafico si è scelto di mantenere costante la pressione e di far variare solo la temperatura per evidenziarne l'effetto in modo più evidente.

- **Terzo grafico: Tempo di scarica versus Diametro foro serbatoio.** Il grafico mostra il tempo di scarica in funzione del diametro del foro a due diverse temperature del serbatoio, 288 K e 800 K, mantenendo costante la pressione. Si osserva che, per entrambi i casi, il tempo di scarica diminuisce all'aumentare del diametro del foro, confermando che un foro più grande facilita il rilascio più rapido del gas. Inoltre, a parità di diametro del foro, il tempo di scarica è significativamente inferiore alla temperatura più alta (800 K), sottolineando ancora una volta l'effetto dominante della temperatura nel ridurre il tempo necessario per scaricare il serbatoio. Ad esempio, per un foro di 9.5 mm, il tempo scende da circa 2.5 secondi a 1.5 secondi passando dalla temperatura bassa a quella alta, evidenziando l'importanza della temperatura nelle prestazioni del sistema di scarico del serbatoio.

7.2 Risultati Similarity Law

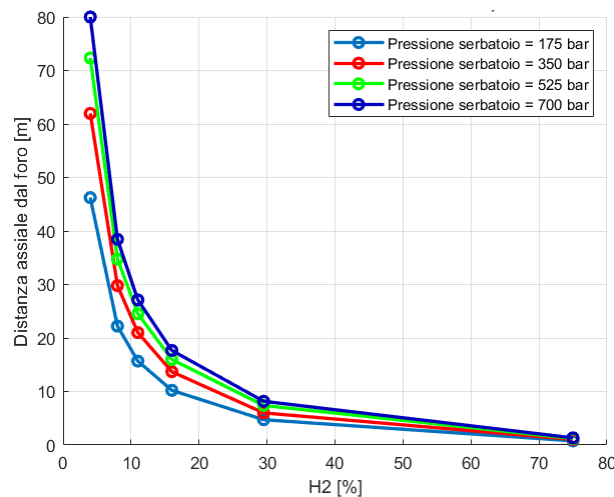


Figura 30 - Distanza Assiale dal Foro vs H2 % - $d_s=9,5\text{mm}$ - $T_s=293\text{K}$

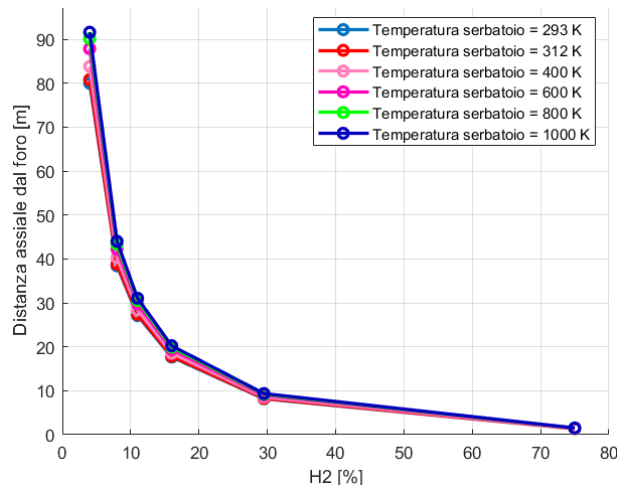


Figura 31 - Distanza Assiale dal Foro vs H2 % - $d_s=9,5\text{mm}$ - $p_s=700\text{bar}$

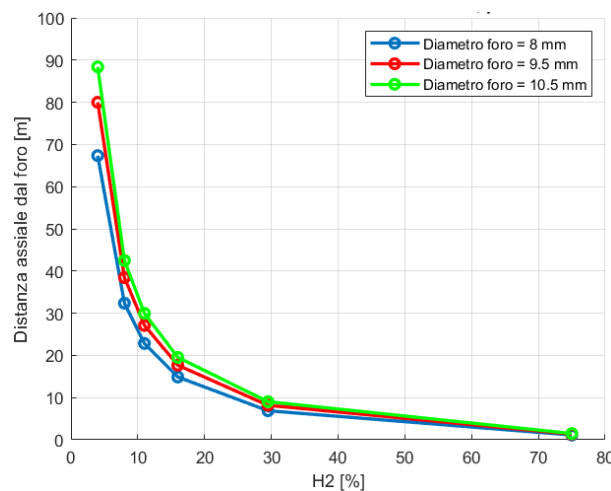


Figura 32 - Distanza Assiale dal Foro vs H2 % - Ts=293K - ps=700 bar

I tre grafici mostrano la distanza assiale dal foro di scarico in funzione della concentrazione percentuale di idrogeno (H2%) per diverse condizioni operative, mantenendo alcune variabili costanti per analizzare il comportamento del sistema.

- **Primo grafico: Distanza assiale dal foro versus Pressione serbatoio** Nel grafico vengono mostrate varie curve a diverse pressioni del serbatoio, mantenendo costante il diametro del foro a 9,5 mm e la temperatura del serbatoio a 293 K. Si nota che la distanza assiale diminuisce rapidamente con l'aumentare della concentrazione di idrogeno, raggiungendo valori molto bassi oltre il 30% di H2. Inoltre, la pressione del serbatoio influisce moderatamente sulla distanza, con pressioni più alte che tendono a mantenere una distanza leggermente maggiore alle basse concentrazioni di idrogeno.
- **Secondo grafico: Distanza assiale dal foro versus Temperatura serbatoio** Questo grafico analizza la distanza assiale mantenendo il diametro del foro fisso a 9.5 mm, e la pressione del serbatoio a 700 bar, che rappresenta la condizione più critica, in cui la pressione all'interno del serbatoio è massima. Si mostrano diverse curve, ognuna a temperatura costante, da 293 K fino a 1000 K. Si osserva che la temperatura non ha un impatto evidente sulla distanza assiale rispetto alla variazione della concentrazione di idrogeno. Le curve risultano molto vicine tra loro, indicando che, a pressione massima, la temperatura ha un effetto trascurabile sulla distanza assiale con il variare dell'H2%.
- **Terzo grafico: Distanza assiale dal foro versus Diametro foro serbatoio.** Si può notare l'effetto del diametro del foro sulla distanza assiale per una pressione di 700 bar e temperatura di 293 K, variando il diametro da 8 a 10,5 mm. Anche qui, l'andamento della distanza rispetto alla concentrazione di idrogeno mantiene un trend simile: la distanza diminuisce rapidamente all'aumentare della percentuale di H2. Il diametro del foro influenza leggermente la distanza, con diametri maggiori che generalmente corrispondono a distanze assiali leggermente più elevate alle basse concentrazioni di idrogeno, ma le differenze non sono marcate.

In sintesi, dai grafici si evince che la pressione è il fattore che più incide sulla distanza assiale del gas rispetto al foro di scarico, soprattutto in condizioni di bassa concentrazione. La temperatura, anche a valori elevati, mostra un impatto minimo, mentre il diametro del foro modifica la distanza in misura marginale rispetto agli altri parametri. Questo conferma che la pressione massima di 700 bar rappresenta la condizione più critica da considerare, specialmente per la sicurezza e l'efficienza del sistema di scarico del serbatoio di idrogeno. Inoltre, oltre il 30% di concentrazione di H₂, le varie curve a pressione, temperatura e/o diametro costante convergono verso lo stesso valore.

7.3 Risultati Flame Length

I prossimi grafici che verranno discussi sono relativi a scenari critici che si possono avere all'interno di un veicolo ad idrogeno: *flame length* e ustioni di terzo grado (discussi insieme), *fireball* e *blastwave*.

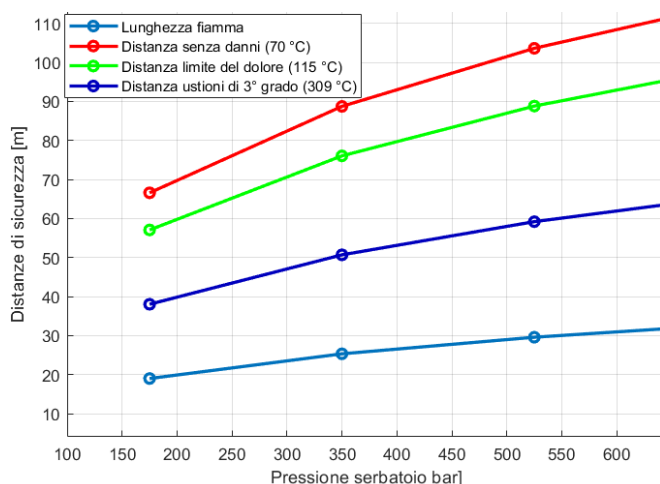


Figura 34 - Distanze di Sicurezza vs Pressione Serbatoio - $d_s=9,5\text{mm}$ - $T_s=400\text{K}$

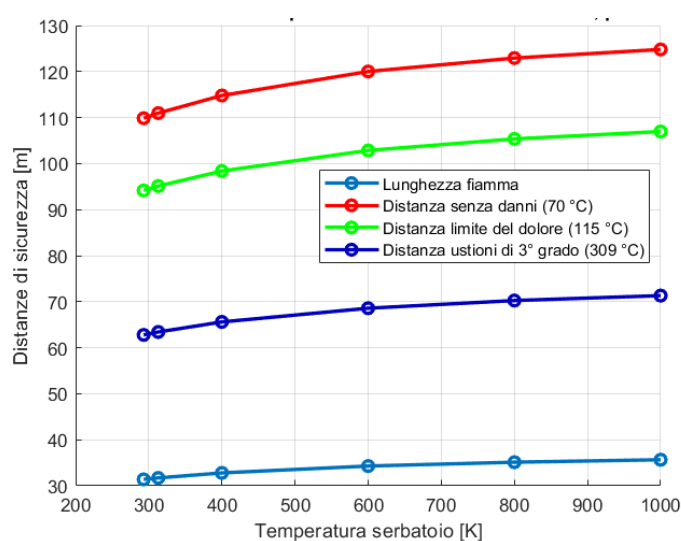


Figura 33 - Distanza di Sicurezza vs Temperatura Serbatoio - $d_s=9,5\text{mm}$ - $p_s=700\text{bar}$

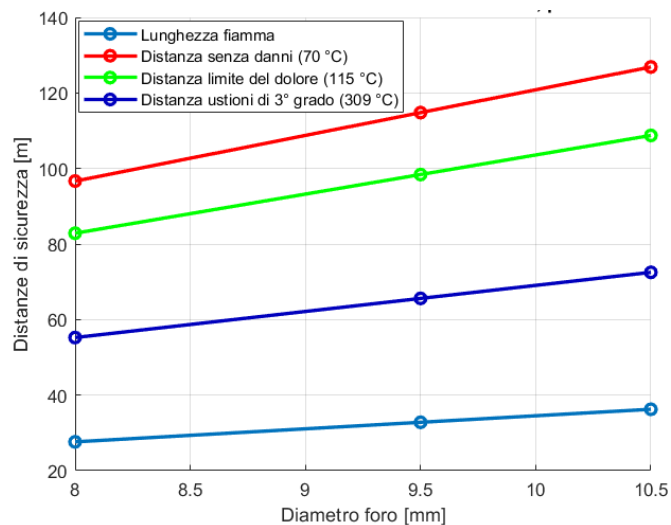


Figura 35 - Distanze di Sicurezza vs Diametro Foro - $T_s=400K$ - $p_s=700bar$

I tre grafici rappresentano l'andamento delle distanze di sicurezza in funzione di tre parametri critici nei fenomeni di rilascio e combustione di gas: la pressione del serbatoio, la temperatura del serbatoio e il diametro del foro da cui fuoriesce il gas.

- Primo grafico: Distanze di sicurezza versus Pressione serbatoio** Nel grafico vengono mantenuti fissi il valore del diametro del foro, uguale a 9.5mm, e la temperatura del serbatoio a 400 K. È stato scelto questo valore di temperatura poiché rappresenta, in maniera approssimata, la temperatura di apertura delle valvole TPRD (circa 380 K). Si osserva che aumentando la pressione del serbatoio tutte le distanze di sicurezza crescono sensibilmente. Questo avviene perché una pressione più alta genera una fiamma significativamente più lunga, amplificando il rischio termico nell'ambiente circostante. Anche le distanze corrispondenti agli effetti fisiologici del calore — senza danni (70°C), limite del dolore (115°C) e ustioni di terzo grado (309°C) — aumentano con la pressione, anche se la lunghezza della fiamma rimane il parametro con i valori più bassi. In altre parole, più il serbatoio è pressurizzato, più spazio è necessario per garantire la sicurezza.
- Secondo grafico: Distanze di sicurezza versus Temperatura serbatoio** Anche in questo grafico viene mantenuto costante il diametro del foro a 9.5 mm, insieme al valore pressione del serbatoio, imposto uguale al suo limite massimo di 700 bar. Viene mostrato come la temperatura del serbatoio influisca sulle distanze di sicurezza. Qui le curve sono tutte crescenti: a temperature maggiori la fiamma si propaga più lontano e cresce anche il rischio associato alle alte temperature raggiunte vicino al punto di emissione. Questo significa che, in presenza di gas ad alte temperature, è fondamentale aumentare le distanze di sicurezza, soprattutto per evitare danni alle persone e alle cose.
- Terzo grafico: Distanze di sicurezza versus Diametro foro serbatoio.** Il terzo grafico analizza invece il diametro del foro di emissione. È evidente che un foro più grande comporta distanze di sicurezza maggiori. La fiamma cresce linearmente con il diametro,

così come le zone in cui si raggiungono temperature critiche per la salute e la sicurezza. Questo comporta che in strutture dove è possibile la formazione di ampie aperture di rilascio, bisogna prevedere zone di rispetto molto estese.

Per concludere, tutti e tre i parametri — pressione, temperatura e diametro del foro — sono fattori che amplificano l'estensione dei rischi associati a incendi o esplosioni di gas. Per questo la progettazione di sistemi industriali e la gestione delle emergenze devono tenere conto di questi elementi, prevedendo sempre distanze di sicurezza adeguate a tutelare sia l'incolumità delle persone che l'integrità degli impianti. Si può notare che la lunghezza fiamma è il parametro, in tutti e tre i grafici, che mostra valori più bassi, con valori nell'intervallo 18-20 m. Per quanto riguarda le distanze rappresentanti gli effetti del calore a diverse temperature, si nota che, minore è il rischio di danni dovuti al calore, maggiore è il valore della distanza.

7.4 Risultati Fireball

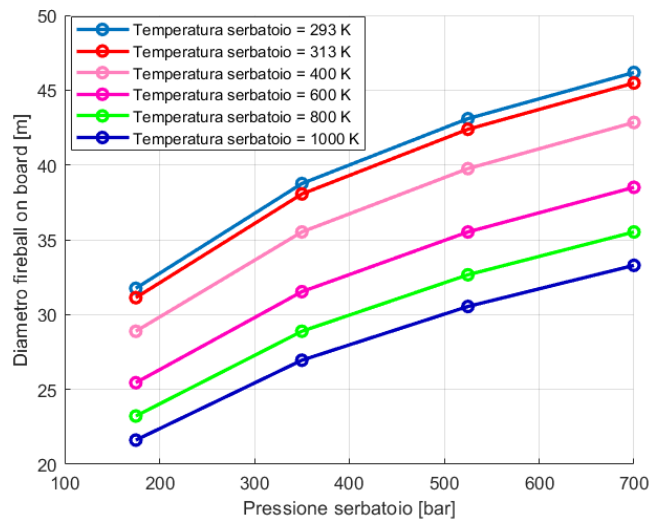


Figura 36 - Diametro Fireball On Board vs Pressione Serbatoio

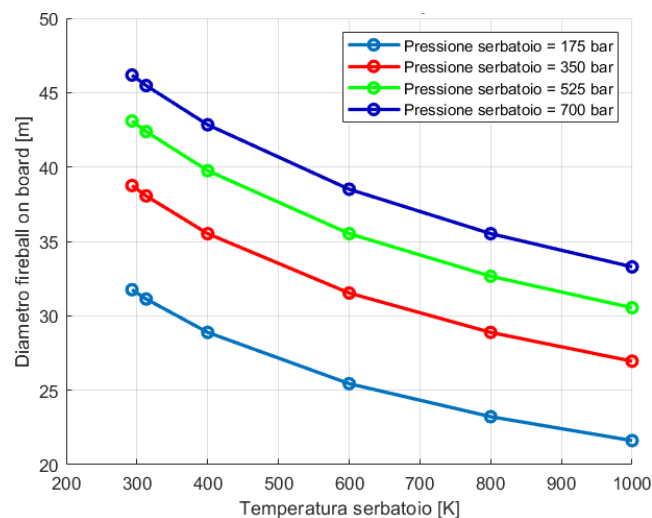


Figura 37 - Diametro Fireball On Board vs Temperatura Serbatoio

Questi due grafici illustrano come varia il diametro della *fireball* a bordo del veicolo in funzione della pressione e della temperatura del serbatoio, mostrando i trend per diversi valori di ciascun parametro.

- **Primo grafico: Diametro *fireball* a bordo versus Pressione serbatoio** In questo grafico vi sono diverse curve, a temperatura del serbatoio costante, che rappresentano la variazione del diametro della *fireball* in funzione della pressione del serbatoio. All'aumentare della pressione, l'energia liberata dal gas cresce e di conseguenza la palla di fuoco raggiunge dimensioni maggiori. Inoltre, a parità di pressione, temperature più basse del serbatoio tendono a produrre *fireball* leggermente più grandi rispetto alle temperature più elevate. La differenza tra le varie curve diminuisce all'aumentare della pressione, ma rimane evidente che la temperatura influisce comunque sulla dimensione finale della *fireball*.
- **Secondo grafico: Diametro *fireball* a bordo versus Temperatura serbatoio** Nel grafico a destra, invece, è mostrato l'effetto della temperatura del serbatoio a diverse pressioni. Qui si nota un comportamento opposto rispetto al precedente: all'aumentare della temperatura, il diametro della *fireball* diminuisce per ogni valore di pressione. Ciò significa che, a pressioni costanti, temperature elevate riducono le dimensioni della palla di fuoco. Le curve mostrano che la variazione è più marcata alle pressioni più basse. Questo fenomeno è dovuto probabilmente alle diverse proprietà di espansione e miscelazione del gas con l'aria al variare della temperatura, che modificano la struttura della *fireball* stessa.

Per riassumere, la pressione del serbatoio tende a far crescere la *fireball*, mentre la temperatura agisce in senso opposto: una maggiore temperatura riduce le sue dimensioni, a parità di pressione. Questi risultati sono fondamentali in fase di valutazione del rischio e di progettazione delle distanze di sicurezza negli impianti in cui possano verificarsi fenomeni di rilascio ed incendio di gas.

Inoltre, sono state condotte analisi numeriche sul diametro della *fireball* in un ambiente aperto, quindi non a bordo del veicolo, e si è notato che i valori sono in un rapporto costante, pari a 2.6. Quindi, si può scrivere la seguente espressione:

$$F_{OB} = 2,6 * F_A$$

Equazione 12

Dove:

- F_{OB} è la *fireball* sviluppata all'interno del veicolo [m];
- F_A è la *fireball* autonoma, sviluppata all'aria aperta [m].

7.5 Risultati Blast Wave

I seguenti grafici mostrano l'andamento della sovrappressione (Δp) in funzione della distanza (r) dal veicolo a idrogeno a seguito del rilascio esplosivo del gas, considerando sia scenari con combustione che senza combustione. Questi grafici sono stati ottenuti con *Elab*.

Tra un caso e l'altro, ciò che cambiano sono le due costanti α e β .

- La costante “energia meccanica” α riguarda l'energia meccanica disponibile nel sistema. In questo contesto, essa sintetizza tutta l'energia derivante da movimenti, pressioni e deformazioni meccaniche, cioè l'energia cinetica e potenziale che può essere convertita in onda d'urto. In pratica, α rappresenta quanto “energia meccanica” viene rilasciata durante l'esplosione o il rilascio di pressione.
- La costante “energia chimica” β rappresenta invece l'energia liberata dalla reazione chimica di combustione, cioè l'energia effettiva rilasciata dalla combustione dell'idrogeno o di un altro combustibile. Questa parte di energia può amplificare l'intensità dell'onda d'urto rispetto a una situazione in cui non avviene combustione.

7.5.1 Risultati Blast Wave con Combustione

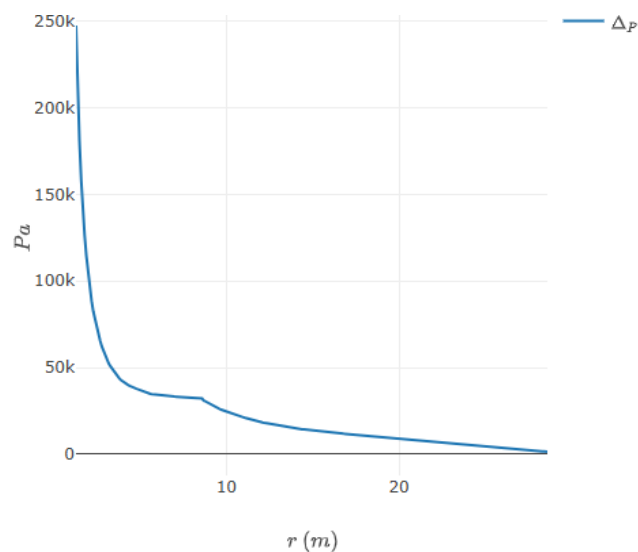


Figura 38 - Blast Wave con Combustione – $\beta=0,05$ – $\alpha=0,12$

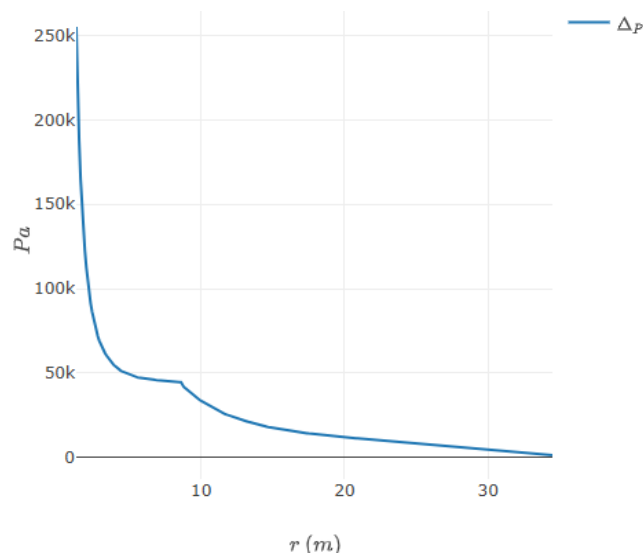


Figura 39 - Blast Wave con Combustione – $\beta=0,09$ – $\alpha=0,12$

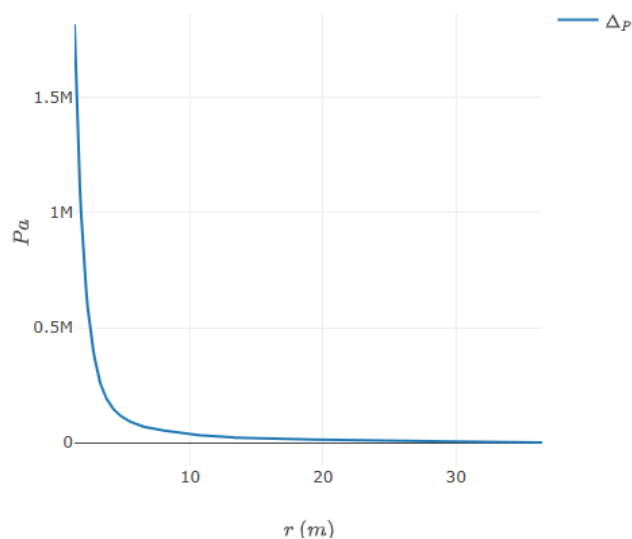


Figura 40 - Blast Wave con Combustione – $\beta=0,05$ – $\alpha=2$

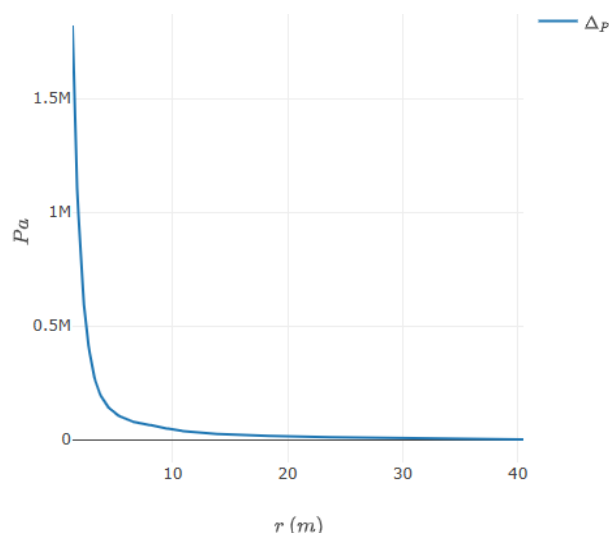


Figura 41 - Blast Wave con Combustione – $\beta=0,09$ – $\alpha=2$

In tutti e quattro i grafici, la costante β è > 0 , indicando che vi è combustione. Nei due grafici a sinistra la costante è uguale a 0.05, mentre in quelli a destra è uguale a 0.09. Nei due grafici superiori vi è un coefficiente $\alpha = 0.12$, indicando che la quantità di energia meccanica liberata è relativamente bassa; quindi, la sovrappressione generata dall'onda d'urto sarà minore e l'effetto dannoso più contenuto. Infatti, in questi due casi, la sovrappressione massima è di 250 kPa, e la distanza massima dal veicolo è di circa 30 m, nel caso con $\beta = 0.05$, e di 35 m, nel caso di $\beta = 0.09$. Inoltre, possiamo notare in questi due grafici due picchi visibili sui 7-10 m dal veicolo. Sono probabilmente legati a fenomeni di riflessione e interferenza dell'onda d'urto che creano un comportamento non monotono della pressione, un fenomeno fisico noto nelle esplosioni e propagazioni di onde in mezzi complessi.

Negli ultimi due casi (grafici sottostanti), il coefficiente $\alpha = 2$, indicando una grande quantità di energia meccanica liberata, e quindi un livello di sovrappressione più alto rispetto ai casi

precedenti (massimo circa 1.8 MPa), e una distanza massima del veicolo ancora maggiore (circa 37 m nel caso di $\beta = 0.05$, e di circa 41 m per $\beta = 0.09$).

Basandoci sugli “Harm Criteria” possiamo affermare che, a qualche metro dal veicolo, vi sia rischio enorme di fatalità (rischio di *Fatality* vi è sopra i 100 kPa di sovrappressione, con rischio di danno polmonare, lesioni gravi, o addirittura morte). Per quanto riguarda i danni alle infrastrutture, osservando i grafici, si vede che le soglie di distruzione totale dell’edificio (sopra i 34–70 kPa) vengono superate nei primi 10–15 metri dal punto di rilascio.

Si nota che subito attorno al veicolo la pressione dell'onda d'urto è molto elevata e decresce man mano che ci si allontana. Questa pressione elevata nei primi metri indica un impatto potenzialmente molto pericoloso sia per le persone presenti che per le infrastrutture circostanti. La presenza della combustione amplifica l'energia chimica liberata, aumentando così l'intensità dell'onda d'urto complessiva.

7.5.2 Risultati Blast Wave senza Combustione

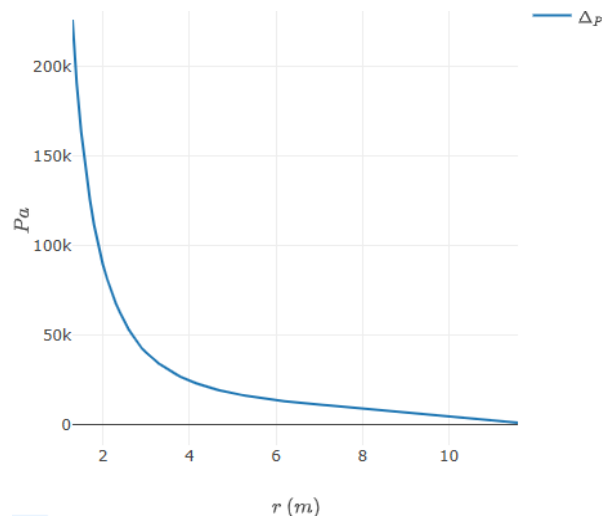


Figura 42 - Blast Wave senza Combustione - $\beta=0$ – $\alpha=0,12$

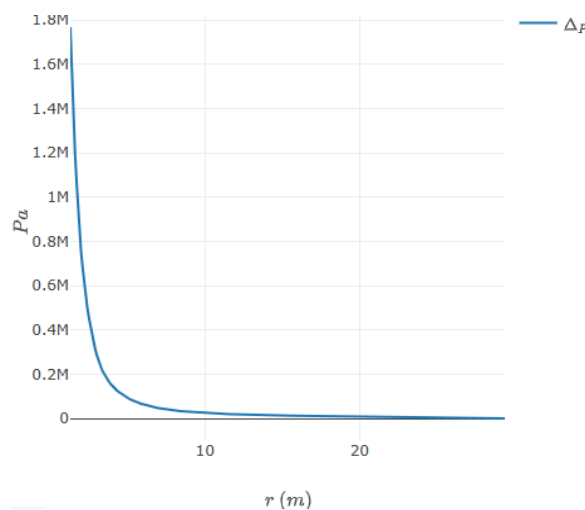


Figura 43 - Blast Wave senza Combustione – $\beta=0$ – $\alpha=2$

Questi ultimi 2 grafici rappresentano prove senza combustione, ovvero il coefficiente $\beta = 0$. Anche in questo caso si possono distinguere due casi diversi, dovuti a due valori di α diversi:

- $\alpha = 0.12$ (grafico a sinistra), in cui vi è meno energia meccanica rilasciata e un picco di sovrappressione di 230 kPa; la distanza massima dal veicolo è di circa 15 m.
- $\alpha = 2$ (grafico a destra), con maggiore energia meccanica rilasciata e un picco di un ordine di grandezza superiore di sovrappressione; inoltre, l'onda d'urto si propaga per una distanza doppia rispetto al caso precedente (circa 30 m).

Anche in questo caso, basandoci sugli "Harm Criteria", possiamo affermare che, a qualche metro dal veicolo, vi sia rischio enorme di fatalità. Per quanto riguarda i danni alle infrastrutture, osservando i grafici, si vede che le soglie di distruzione totale dell'edificio (sopra i 34–70 kPa) vengono superate nei primi 3-4 m dal punto di rilascio in questo caso.

7.6 Risultati Sistema di Ventilazione Forzata

Gli ultimi grafici che vengono mostrati di seguito mostrano i calcoli eseguiti per ideare un sistema di ventilazione ad aria forzata per prevenire e limitare i danni dovuti a *flame length*, ustioni di terzo grado, *fireball* e *bast wave*.

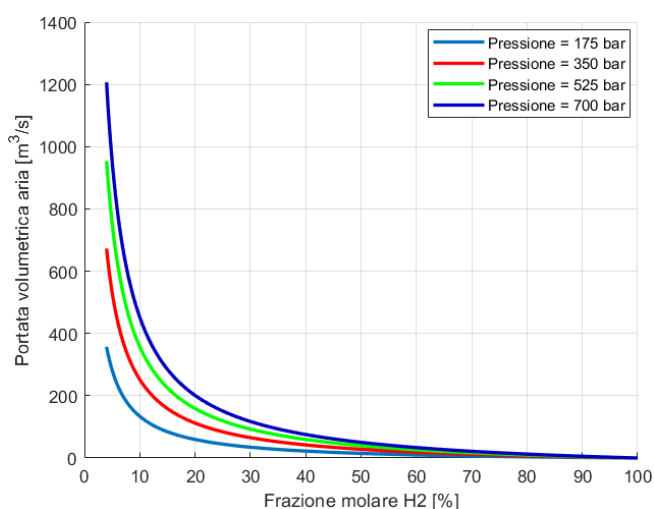


Figura 44 - Portata Volumetrica Aria vs Frazione Molare H2 - $T_s=312K$

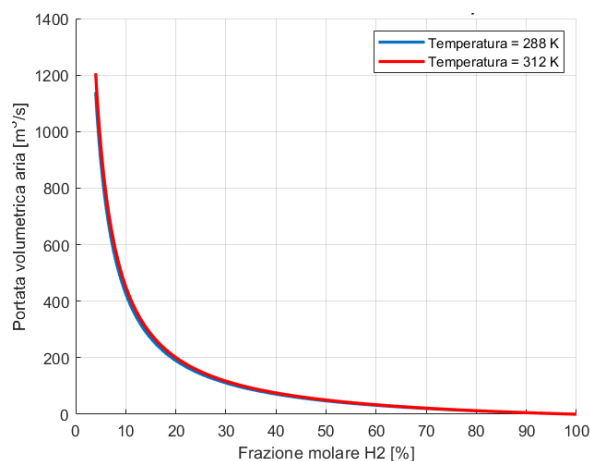


Figura 45 - Portata Volumetrica Aria vs Frazione Molare H2 - $p_s=700\text{ bar}$

I due grafici rappresentano la variazione della portata volumetrica di aria rispetto alle variazioni di pressione e temperatura del serbatoio e della frazione molare target di H₂ nel serbatoio. Quest'ultimo termine rappresenta la percentuale di H₂ che vorremmo ottenere con l'introduzione di aria per la ventilazione forzata.

- **Grafico a sinistra: Portata volumetrica aria vs frazione molare H₂ a temperatura costante**

In questo grafico si osserva la relazione tra la quantità di aria che fluisce (portata volumetrica) e la percentuale target di idrogeno presente nel serbatoio, espressa come frazione molare.

Qui la temperatura è mantenuta costante a 312K, cioè circa 39°C. Quello che varia è la pressione, rappresentata da quattro curve diverse.

Si nota una diminuzione della portata volumetrica con l'aumento della frazione molare di idrogeno, indipendentemente dalla pressione. Questo perché più alto è il contenuto di idrogeno nella miscela, meno aria totale è necessaria per la stessa portata volumetrica.

Inoltre, per pressioni più alte a parità di frazione molare, la portata volumetrica è generalmente maggiore, evidenziando come l'aumento della pressione comporti un aumento di aria nel serbatoio per unità di tempo.

- **Grafico a destra: Portata volumetrica aria vs frazione molare H₂ a pressione costante**

Nel secondo grafico, l'attenzione si concentra invece su come varia la portata volumetrica dell'aria al variare della frazione molare di idrogeno mantenendo la pressione costante a 700 bar, ma variando la temperatura.

Qui sono riportate due curve:

1. Temperatura a 288 K (circa 15°C)
2. Temperatura a 312 K (circa 39°C)

Le curve sono molto vicine, quasi sovrapposte, segnalando che la variazione della temperatura in questo intervallo ha un effetto molto limitato sulla portata volumetrica dell'aria alla stessa pressione.

Essenzialmente:

- La pressione influenza fortemente la portata volumetrica: più alta è la pressione nel serbatoio, maggiore è la quantità d'aria necessaria per la ventilazione
- La temperatura, nell'intervallo considerato, ha un impatto trascurabile.
- Aumentando la frazione target di idrogeno nella miscela, la portata volumetrica dell'aria diminuisce perché l'aria stessa è meno richiesta. Infatti, quando la frazione molare target di H₂ è 100%, l'aria richiesta nel serbatoio è pari a 0; viceversa, quando è del 4% (valore minimo richiesto di H₂), l'aria richiesta nel serbatoio è massima.

8 Conclusioni

8.1 Osservazioni Finali

Il presente lavoro di tesi si è proposto di esplorare in maniera sistematica e approfondita il complesso ruolo dell'idrogeno nella sua veste di vettore energetico promettente per la mobilità del futuro. Il percorso analitico intrapreso ha spaziato dall'esame delle proprietà fondamentali della molecola di idrogeno, con le sue peculiarità fisico-chimiche che ne definiscono tanto il potenziale quanto le criticità, fino all'analisi dettagliata delle architetture tecnologiche che ne permettono l'utilizzo pratico sui veicoli. Un'attenzione particolare è stata riservata, in particolare, alla questione cruciale e non eludibile della sicurezza, con uno studio mirato dei fenomeni critici associati a un suo rilascio accidentale e delle corrispondenti strategie ingegneristiche di mitigazione del rischio.

Uno degli aspetti più significativi di questo studio risiede, a nostro avviso, nella metodologia adottata: l'integrazione di una solida base teorica, costruita su un'ampia e aggiornata revisione della letteratura scientifica, con l'applicazione pratica di modelli numerici avanzati. L'utilizzo del software Elab per la determinazione delle distanze di sicurezza in scenari di incidente ha permesso di tradurre principi fisici astratti in parametri progettuali tangibili e quantitativi. La disamina dei vari eventi incidentali potenziali – dal *jet fire* alla *fireball*, fino alla generazione di *blast wave* – non è stata fine a sé stessa, ma è sempre stata correlata a una discussione sulle soluzioni ingegneristiche, come i sistemi di ventilazione forzata, che rappresentano oggi la frontiera per la progettazione sicura non solo dei veicoli, ma anche delle infrastrutture di supporto.

Infine, la valutazione comparativa tra le due principali filiere tecnologiche – i motori a combustione interna a idrogeno e le celle a combustibile – ha cercato di fornire un quadro obiettivo e bilanciato, mettendo in luce tanto i vantaggi in termini di efficienza e impatto ambientale, quanto le sfide legate ai costi, alla maturità tecnologica e all'integrazione di sistema, contribuendo così a una comprensione più esaustiva del posizionamento di queste soluzioni nell'ambito della più ampia transizione energetica.

8.2 Problemi e Limitazioni

Nonostante l'approfondimento e la completezza che hanno caratterizzato la trattazione, è necessario e doveroso riconoscere le limitazioni inerenti al lavoro svolto, le quali delimitano il campo di validità dei risultati ottenuti e indicano direzioni per un loro affinamento futuro.

Innanzitutto, la modellazione numerica degli scenari incidentali, sebbene robusta e basata su standard riconosciuti, poggia su una serie di ipotesi semplificative che sono funzionali a rendere il problema trattabile dal punto di vista computazionale. Assunzioni come quella di flusso stazionario o di equilibrio termodinamico quasi-istantaneo tra il gas nel serbatoio e l'ambiente esterno, sebbene giustificabili in una fase di analisi preliminare, rischiano di non catturare la piena complessità transiente e dinamica di un evento reale, dove i tempi caratteristici, le turbolenze e le condizioni al contorno variabili giocano un ruolo determinante.

Un'altra fonte di incertezza risiede nell'affidabilità stessa dei modelli, la quale è intrinsecamente legata alla precisione e accuratezza dei dati di input utilizzati. Alcuni di questi parametri, specialmente quelli relativi alle proprietà meccaniche e di degrado dei materiali compositi di ultima generazione per i serbatoi, o quelli che descrivono il comportamento fluidodinamico dell'idrogeno in condizioni estreme (altissime pressioni, temperature criogeniche), possono essere soggetti a una variabilità non trascurabile, legata sia a limiti sperimentali sia a tolleranze di processo.

È altrettanto importante considerare il contesto applicativo dei risultati. Le simulazioni e le conclusioni tratte fanno riferimento a configurazioni specifiche e a casi studio ben definiti, come l'analisi del serbatoio di una vettura specifica (la Toyota Mirai). L'estrapolazione di questi risultati a tipologie di veicoli diversi (es. autocarri, autobus) o a condizioni operative marcatamente differenti non è automatica e potrebbe richiedere significativi riadattamenti del modello. Infine, sebbene il lavoro abbia cercato di allinearsi al quadro normativo più recente, il settore dell'idrogeno è in una fase di evoluzione normativa estremamente rapida a livello internazionale. Questa dinamicità intrinseca impone un inevitabile vincolo temporale alla validità delle considerazioni di carattere regolatorio qui espresse, che dovranno essere aggiornate in funzione dei futuri sviluppi.

8.3 Miglioramenti e Lavori Futuri

I risultati conseguiti in questo lavoro, sebbene significativi, non rappresentano un punto di arrivo, bensì una base di partenza da cui far sviluppare future e più approfondite indagini. Per rafforzare la solidità delle conclusioni e ampliare il perimetro della conoscenza, diverse sono le direttrici di ricerca che si prospettano come particolarmente promettenti.

In primo luogo, e questo costituisce forse la lacuna più significativa del presente studio, è imperativo avviare un'estesa campagna di validazione sperimentale. I modelli numerici qui implementati, per quanto sofisticati, producono output di natura previsionale. La loro affidabilità può essere pienamente confermata solo attraverso un confronto sistematico con dati empirici raccolti in condizioni controllate. Esperimenti che misurino con precisione il profilo di dispersione dell'idrogeno in un ambiente confinato o semi-confinato, la temperatura e l'estensione reale di una fiamma di jet fire, o l'efficacia di un sistema di ventilazione forzata in scenari realistici, sarebbero indispensabili per calibrare i parametri dei modelli e verificarne l'accuratezza predittiva, colmando così l'attuale divario tra simulazione e realtà.

Parallelamente, lo studio potrebbe essere potenziato tramite l'implementazione di simulazioni di Fluidodinamica Computazionale (CFD) tridimensionali e transienti. Questi strumenti di alta fedeltà permetterebbero di abbandonare molte delle ipotesi semplificative adottate, catturando con maggiore dettaglio la fisica complessa degli eventi, come l'effetto della turbolenza, la stratificazione della miscela aria-idrogeno e l'influenza dell'architettura specifica del veicolo sul comportamento del gas rilasciato.

Sul versante tecnologico, la ricerca di soluzioni progettuali sempre più efficaci e passive per la sicurezza rimane una priorità. Ulteriori studi potrebbero essere dedicati all'ottimizzazione di serbatoi con caratteristiche "autoventilanti" avanzate o all'integrazione di sistemi di rilascio termico controllato di nuova concezione, in grado di gestire l'energia in eccesso in modo più efficiente e sicuro.

Un altro fronte cruciale è quello normativo: sarà essenziale istituire un processo di monitoraggio continuo e di adattamento proattivo all'evoluzione degli standard di sicurezza internazionali, garantendo che qualsiasi sviluppo futuro sia in perfetto allineamento con il quadro legislativo in divenire.

Infine, per completare la valutazione della fattibilità di queste tecnologie, un ambito di studio di grande rilevanza sarebbe l'approfondimento degli aspetti economico-strategici e di sostenibilità di lungo periodo. Un'analisi di ciclo di vita (LCA) completa, "dal pozzo alla ruota", e una valutazione dei costi totali di possesso (TCO) per differenti scenari di diffusione, fornirebbero agli stakeholder gli elementi necessari per valutare non solo la sicurezza e la fattibilità tecnica, ma anche la reale sostenibilità economica e ambientale della mobilità a idrogeno.

Ringraziamenti

Questi anni universitari sono passati velocemente e mi sento in dovere di fare dei ringraziamenti: in primis i miei genitori per il continuo supporto, per aver sempre creduto in me, per essermi stati vicino nei momenti di sconforto e per avermi dato la forza di raggiungere questo traguardo tanto atteso.

Ringrazio mia sorella Annalisa per l'aiuto, la pazienza e la sua immensa bontà d'animo.

In questi mesi non è sicuramente mancata la vicinanza dei miei nonni, figure per me di essenziale importanza, dell'intera famiglia e degli amici più cari.

Ringrazio profondamente il docente Davide Papurello per avermi seguito e aiutato nella fase finale di questo percorso.

Grazie!

Emanuele

Bibliografia

1. Edizioni PLUS, UNI PISA, 2004
2. Leung, W. B., March, N. H., Motz, H., “Primitive Phase Diagramm for Hydrogen”, Physics Letters 56A, 6 (1976), pp. 425-426.
3. Prof. Papurello Davide, Tema Idrogeno 6.2, Presentazione Power Point, Anno Accademico 2025/2026
4. Tesi dottorato: Riccardo Secchi, Giampaolo Manfrida, Maurizio De Lucia, Sviluppo di un piano cottura per uso domestico alimentabile ad Idrogeno e commercializzabile in ambito Europeo, 2011/2013
5. Weast, R.C., “CRC Handbook of Chemistry and Physics”, 50th ed., The Chemical Rubber Co., 1969
6. Gregory, F. D., “SAFETY STANDARD FOR HYDROGEN AND HYDROGEN SYSTEMS”, Guidelines for Hydrogen System Design, Materials Selection, Operations, Storage, and Transportation, Office of Safety and Mission Assurance, Washington, DC 20546, National Aeronautics and Space Administration NASA (1997).
7. UNI ISO/TR 15916:2008, “Considerazioni di base per la sicurezza dei sistemi a Idrogeno”, Febbraio 2008.
8. Alcock, J.L., Shirvill, L.C., Cracknell, R.F., “Compilation of Existing Safety Data on Hydrogen and Comparative Fuels”, EIHP2 - Contract N° ENK6-CT2000-00442.
9. Roads2HyCom website, <http://www.ika.rwth-aachen.de/r2h/index.php/Hydrogen>.
10. Lez3.pdf, *Capitolo 2: Combustione Omogenea*, Lezioni di Combustione
11. J. Heywood. Internal Combustion Engine Fundamentals. McGraw-Hill Education, Apr. 1, 1988. 968 pp. ISBN: 978-0-07-028637-5. Google Books: u9FSAAAAMAAJ
12. M.Chaichan. “The Impact of Equivalence Ratio on Performance and Emissions of a Hydrogen-Diesel Dual Fuel Engine with Cooled Exhaust Gas Recirculation”. In: International Journal of Scientific and Engineering Research 6 (June 18, 2015), pp. 938–941.
13. K. Takizawa et al. “Quenching Distance Measurement of Highly to Mildly Flammable Compounds”. In: Fire Safety Journal 71 (Jan. 1, 2015), pp. 58–68. ISSN: 0379-7112. DOI: 10.1016/j.firesaf.2014.11.013.

14. IRENA (2021), Renewable Energy Statistics 2021 The International Renewable Energy Agency, Abu Dhabi
15. C. Acar and I. Dincer. “Review and Evaluation of Hydrogen Production Options for Better Environment”. In: Journal of Cleaner Production 218 (May 1, 2019), pp. 835–849. ISSN: 0959-6526. DOI: 10.1016/j.jclepro.2019.02.046.
16. I. Dincer and C. Acar. “Review and Evaluation of Hydrogen Production Methods for Better Sustainability”. In: International Journal of Hydrogen Energy 40.34 (Sept. 14, 2015), pp. 11094–11111. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2014.12.035.
17. D.-Y. Lee, A. Elgowainy, and Q. Dai. “Life Cycle Greenhouse Gas Emissions of Hydrogen Fuel Production from Chlor-Alkali Processes in the United States”. In: Applied Energy 217 (May 1, 2018), pp. 467–479. ISSN: 0306-2619. DOI: 10.1016/j.apenergy.2018.02.132.
18. F. Colmati et al. “Production of Hydrogen and Their Use in Proton Exchange Membrane Fuel Cells”. In: Advances In Hydrogen Generation Technologies (Nov. 5, 2018). DOI: 10.5772/intechopen.76663.
19. T. Bourgeois et al. “The Temperature Evolution in Compressed Gas Filling Processes: A Review”. In: International Journal of Hydrogen Energy 43.4 (Jan. 25, 2018), pp. 2268–2292. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2017.11.068. Review Paper EU.
20. The First Commercial Type V Composite Pressure Vessel.
<https://www.compositesworld.com/articles/next-generation-pressure-vessels> (Accessed 31/05/2021).
21. USDepartment of Energy. Hydrogen Storage. URL:
<https://www.energy.gov/eere/fuelcells/hydrogen-storage> (visited on 09/07/2021).
22. US DoE, US Department of Energy (2008). Hydrogen safety training for first responders. Available from: <http://hydrogen.pnl.gov/FirstResponders/> [accessed on 06.11.20].
23. Mafeld, A. (2015). CPVs: Regional trends in the global market. JEC Asia: Composite Pressure Vessels Forum. Singapore, October 22, 2015.
24. European Hydrogen Train the Trainer Programme for Responders, «Lecture 3: Hydrogen storage,» [Online]. Available: <https://hyresponder.eu/wp-content/uploads/2021/06/Lecture-3-slides.pdf>.
25. Klebanoff, L (Ed) (2012). Hydrogen storage technology: Materials and applications. Boca Raton: CRC Press. Taylor&Francis.

26. Fonte: Electrochemical Power Sources: Fundamentals, Systems, and Applications, Ch 13 Hydrogen storage
27. Sito ufficiale Toyota, <http://www.toyota.com/mirai/fcv.html>
28. B. C. Tashie-Lewis and S. G. Nnabuife. “Hydrogen Production, Distribution, Storage and Power Conversion in a Hydrogen Economy- A Technology Review”. In: Chemical Engineering Journal Advances (Aug. 24, 2021), p. 100172. ISSN: 2666-8211. DOI: 10.1016/j.cej.2021.100172.
29. J. O. Abe et al. “Hydrogen Energy, Economy and Storage: Review and Recommendation”. In: International Journal of Hydrogen Energy 44.29 (June 7, 2019), pp. 15072–15086. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2019.04.068.
30. European Hydrogen Train the Trainer Programme for Responders, «Lecture 2: Properties of hydrogen relevant to safety,» [Online]. Available: <https://hyresponder.eu/wp-content/uploads/2021/04/Lecture-2-slides.pdf>.
31. DoE. storage (2015). Available Hydrogen <http://energy.gov/eere/fuelcells/hydrogen-storage> [accessed on 06.11.20].
32. E. Rivard, M. Trudeau, and K. Zaghib. “Hydrogen Storage for Mobility: A Review”. In: Materials 12.12 (June 19, 2019), p. 1973. ISSN: 1996-1944. DOI: 10.3390/ma12121973. pmid: 31248099.
33. J. Moreno-Blanco, G. Petitpas, F. Espinosa-Loza, F. Elizalde-Blancas, J. Martinez-Frias e S. M. Aceves, «The storage performance of automotive cryo-compressed hydrogen vessels,» International Journal of Hydrogen Energy
34. DoE targets for on-board hydrogen storage systems for light-duty vehicles (2009). Published on DOE/EERE website. Available from: http://energy.gov/sites/prod/files/2014/03/f12/targets_onboard_hydro_storage.pdf [accessed on 06.11.20].
35. A. M.Elberry et al. “Large-Scale Compressed Hydrogen Storage as Part of Renewable Electricity Storage Systems”. In: International Journal of Hydrogen Energy 46.29 (Apr. 26, 2021), pp. 15671–15690. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2021.02.080.
36. O. Barrera et al. “Understanding and Mitigating Hydrogen Embrittlement of Steels: A Review of Experimental, Modelling and Design Progress from Atomistic to Continuum”. In: Journal of Materials Science 53.9 (May 1, 2018), pp. 6251–6290. ISSN: 1573-4803. DOI: 10.1007/s10853-017-1978-5
37. M.Aziz, A. T. Wijayanta, and A. B. D. Nandiyanto. “Ammonia as Effective Hydrogen Storage: A Review on Production, Storage and Utilization”. In: Energies 13.12 (12 Jan. 2020), p. 3062. DOI: 10.3390/en13123062.

38. K. E. Lamb, M. D. Dolan, and D. F. Kennedy. “Ammonia for Hydrogen Storage; A Review of Catalytic Ammonia Decomposition and Hydrogen Separation and Purification”. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 44.7 (Feb. 5, 2019), pp. 3580–3593. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2018.12.024.
39. F. C. S. Committee. “Fueling Protocols for Light Duty and Medium Duty Gaseous Hydrogen Surface Vehicles J2601 201612”. In: *SAE International Standards* (Dec. 6, 2016), p. 267. DOI: 10.4271/j2601_201612
40. Risø Energy Report 3: Hydrogen and its competitors (2004). Edited by Larsen, H, Feidenhans, R and Petersen, LS. Risø National Laboratory. ISBN 87-550-3349-0.
41. Zuettel, A (2013). Hydrogen: production, storage, applications and safety. H2FC European Technical School on Hydrogen and Fuel Cells. 23-27 September 2013, Crete, Greece.
42. Abbott D. Keeping the energy debate clean: how do we supply the world’s energy needs? *Proc IEEE* 2010;98(1):42-66.
43. ISO 14687:2019; Standard. Hydrogen Fuel Quality—Product Specification. International Organization for Standardization: Geneva, Switzerland, 2019.
44. Vittorio Ravello (2023), Lecture 8: Fuel Cell basics, E-Powertrain Components, Politecnico di Torino, Automotive Engineering
45. Fayaz, H.; Saidur, R.; Razali, N.; Anuar, F.S.; Saleman, A.R.; Islam, M.R. An overview of hydrogen as a vehicle fuel. *Renew. Sustain. Energy Rev.* 2012, 16, 5511–5528. [CrossRef]
46. Verhelst, S.; Wallner, T. Hydrogen-fueled internal combustion engines. *Prog. Energy Combust. Sci.* 2009, 35, 490–527. [CrossRef]
47. Verhelst, S.; Verstraeten, S.; Sierens, R. A comprehensive overview of hydrogen engine design features. *J. Automot. Eng.* 2007, 221, 911–920. [CrossRef]
48. Stockhausen, W.F.; Natkin, R.J.; Kabat, D.M.; Reams, L.; Tang, X.; Hashemi, S.; Szwabowski, S.J.; Zanardell, V.P. Ford P2000 Hydrogen Engine Design and Vehicle Development Program. In *Proceedings of the SAE 2002 World Congress*, Detroit, MI, USA, 4–7 March 2002
49. Maher, A.R.; Sadig, A.-B. Effect of compression ratio, equivalence ratio and engine speed on the performance and emission characteristics of a spark ignition engine using hydrogen as a fuel. *Renew. Energy* 2004, 29, 2245–2260.
50. Lee K, Kim Y, Byun C, Lee J. Feasibility of compression ignition for hydrogen fueled engine with neat hydrogen-air pre-mixture by using high compression. *Int J Hydrogen*

Energy 2013; 38:255-64.

51. Niu,R.; Yu, X.; Du, Y.; Xie, H.; Wu, H.; Sun, Y. Effect of hydrogen proportion on lean burn performance of a dual fuel SI engine using hydrogen direct-injection. Fuel 2016, 186, 792–799. [CrossRef]
52. Shi, C.; Ji, C.; Wang, S.; Jinxin, Y.; Li, X.; Ge, Y. Effects of hydrogen direct-injection angle and charge concentration on gasoline hydrogen blending lean combustion in a Wankel engine. Energy Convers. Manag. 2019, 187, 316–327. [CrossRef]
53. J. Gao et al. “Review of the Backfire Occurrences and Control Strategies for Port Hydrogen Injection Internal Combustion Engines”. In: Fuel 307 (Jan. 1, 2022), p. 121553. ISSN: 0016-2361. DOI: 10.1016/j.fuel.2021.121553.
54. A. Menaet al. “CFD Analysis of Hydrogen Injection Pressure and Valve Profile Law Effects on Backfire and Pre-Ignition Phenomena in Hydrogen-Diesel Dual Fuel Engine”. In: International Journal of Hydrogen Energy 44.18 (Apr. 5, 2019), pp. 9408–9422. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2019.02.123.
55. Kondo, T., S. Iio, and M. Hiruma, A Study on the Mechanism of Backfire in External Mixture Formation Hydrogen Engines -About Backfire Occurred by Cause of the Spark Plug. 1997, SAE International
56. Stockhausen, W.F., et al., Ford P2000 Hydrogen Engine Design and Vehicle Development Program. 2002, SAE International.
57. Shudo T, Oba S. Mixture distribution measurements using laser induced breakdown spectroscopy in hydrogen direct injection stratified charge. Int J Hydrogen Energy 2009; 34:2488-93.
58. Wimmer A, Wallner T, Ringler J, Gerbig F. H2-direct injection- a highly promising combustion concept. SAE International; 2005. SAE paper no. 2005-01-0108.
59. Ji C, Wang S. Experimental Study on Combustion and Emissions Characteristics of a Spark Ignition Engine Fueled with Gasoline– Hydrogen Blends. Energy Fuels 2009;23(6):2930–6
60. Navale SJ, Kulkarni RR, Thipse SS. An experimental study on performance, emission and combustion parameters of hydrogen fueled spark ignition engine with the timed manifold injection system. Int J Hydrogen Energy 2017;42(12): 8299–309
61. Lata DB, Misra A, Medhekar S. Effect of hydrogen and LPG addition on the efficiency and emissions of a dual fuel diesel engine. Int J Hydrogen Energy 2012; 37(7):6084-96
62. Lee SJ, Yi HS, Kim ES. Combustion characteristics of intake port injection type hydrogen fueled engine. Int J Hydrogen Energy 1995;20(4):317–22

63. Faizal, M.; Chuah, L.S.; Lee, C.; Hameed, A.; Lee, J.; Shankar, M. Review of hydrogen fuel for internal combustion engines. *J. Mech. Eng. Res. Dev.* 2019, 42, 35–46.
64. Stępień, Z. A Comprehensive Overview of Hydrogen-Fueled Internal Combustion Engines: Achievements and Future Challenges. *Energies* 2021, 14, 6504. [CrossRef]
65. Welch, A.; Mumford, D.; Munshi, S.; Holbery, J.; Boyer, B.; Younkins, M.; Jung, H. Challenges in Developing Hydrogen Direct Injection Technology for Internal Combustion Engines; Powertrains, Fuels & Lubricants Meeting: Rosemont, IL, USA, 2008.
66. T. Tsujimura and Y. Suzuki. “Development of a Large-Sized Direct Injection Hydrogen Engine for a Stationary Power Generator”. In: *International Journal of Hydrogen Energy. Production, Storage and Valorization of Hydrogen Energy (PSVHE)* 44.22 (Apr. 26, 2019), pp. 11355–11369. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2018.09.178
67. A.Mohammadietal. “Performance and Combustion Characteristics of a Direct Injection SI Hydrogen Engine”. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 32.2 (Feb. 1, 2007), pp. 296–304. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2006.06.005.
68. Y. Li et al. “Effects Study of Injection Strategies on Hydrogen-Air Formation and Performance of Hydrogen Direct Injection Internal Combustion Engine”. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 44.47 (Oct. 4, 2019), pp. 26000–26011. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2019.08.055.
69. T. Rogers. “Mixture Preparation of Gaseous Fuels for Internal Combustion Engines Using Optical Diagnostics”. PhD thesis. RMIT University, 2014.
70. Peschka W. Hydrogen: the future cryofuel in internal combustion engines. *Int J Hydrogen Energy* 1998; 23:27-43.
71. Simi, A. Hydrogen Direct Injection Inreciprocating Engines Using Commercial Injectors. Ph.D. Thesis, Universita Di Pisa, Pisa, Italy, 2011.
72. Walter, L. Hydrogen Use In Internal Combustion Engines. In *Hydrogen Fuel Cell Engines and Related Technologies*; College of the Desert: Palm Desert, CA, USA, 2001; pp. 3-9–3-14.
73. Krishnan Unni J, Govindappa P, Das LM. Development of hydrogen fuelled transport engine and field tests on vehicles. *Int J Hydrogen Energy* 2017;42(1): 643–51.
74. Lee J, et al. High power performance with zero NOx emission in a hydrogenfueled spark ignition engine by valve timing and lean boosting. *Fuel* 2014;128: 381–9

75. H. L. Yip et al. "A Review of Hydrogen Direct Injection for Internal Combustion Engines: Towards Carbon-Free Combustion". In: *Applied Sciences* 9.22 (22 Jan. 2019), p. 4842. DOI: 10.3390/app9224842.
76. M. Liet al. "A Comprehensive Review of Pilot Ignited High Pressure Direct Injection Natural Gas Engines: Factors Affecting Combustion, Emissions and Performance". In: *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 119 (Mar. 1, 2020), p. 109653. ISSN: 1364-0321. DOI: 10.1016/j.rser.2019.109653.
77. A. Welch et al. *Challenges in Developing Hydrogen Direct Injection Technology for Internal Combustion Engines*. SAE Technical Paper 2008-01-2379. Warrendale, PA: SAE International, Oct. 6, 2008. DOI: 10.4271/2008-01-2379.
78. S. R. Turns. *An Introduction to Combustion: Concepts and Applications*. 3 edition. New York: McGraw-Hill Education, Mar. 1, 2011. 752 pp. ISBN: 978-0-07-338019-3.
79. Shivaprasad, K.V.; Raviteja, S.; Parashuram, C.; Kumar, G.N. Experimental Investigation of the Effect of Hydrogen Addition on Combustion Performance and Emissions Characteristics of a Spark Ignition High Speed Gasoline Engine. *Procedia Technol.* 2014, 14, 141–148. [CrossRef]
80. Shi, W.; Yu, X.; Zhang, H.; Li, H. Effect of spark timing on combustion and emissions of a hydrogen direct injection stratified gasoline engine. *Int. J. Hydrogen Energy* 2016, 42, 5619–5626. [CrossRef]
81. Vancoillie J, Demuynck J, Sileghem L, Van De Ginste M, Verhelst S. Comparison of the renewable transportation fuels, hydrogen and methanol formed from hydrogen, with gasoline- engine efficiency study. *Int J Hydrogen Energy* 2012; 37:9914-24.
82. Nande, A.M., S. Szwaja, and J. Naber, Impact of EGR on Combustion Processes in a Hydrogen Fuelled SI Engine. 2008, SAE International.
83. H. Park, J. Kim, and C. Bae. "Effects of Hydrogen Ratio and EGR on Combustion and Emissions in a Hydrogen/Diesel Dual-Fuel PCCI Engine". In: (Sept. 1, 2015). DOI: 10.4271/2015-01-1815.
84. Salvi BL, Subramanian KA. Experimental investigation on effects of compression ratio and exhaust gas recirculation on backfire, performance and emission characteristics in a hydrogen fuelled spark ignition engine. *Int J Hydrogen Energy* 2016;41(13):5842–55.
85. Heffel, J.W. NO_x emission and performance data for a hydrogen fueled internal combustion engine at 1500 rpm using exhaust gas recirculation. *Int. J. Hydrogen Energy* 2003, 28, 901–908. [CrossRef]

86. Dennis PA, et al. Performance of a port fuel injected, spark ignition engine optimised for hydrogen fuel. SAE International; 2012.
87. Dennis P, RJ D, Abbasi Atibeh P, Watson H, Brear M, Voice G. Performance of a port fuel injected, spark ignition engine optimised for hydrogen fuel. SAE International; 2012. SAE paper no. 2012-01-0654.
88. Pana C, et al. An investigation of the hydrogen addition effects to gasoline fueled spark ignition engine. SAE International; 2007.
89. Shivaprasad, K.V., P.R. Chitrakar, and G.N. Kumar, Effect of Hydrogen Addition on Combustion and Emission Characteristics of High Speed Spark Ignition Engine An Experimental Study. 2015, SAE International.
90. P. Dimitriou and T. Tsujimura. "A Review of Hydrogen as a Compression Ignition Engine Fuel". In: International Journal of Hydrogen Energy 42.38 (Sept. 21, 2017), pp. 24470–24486. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2017.07.232.
91. L. Wei and P. Geng. "A Review on Natural Gas/Diesel Dual Fuel Combustion, Emissions and Performance". In: Fuel Processing Technology 142 (Feb. 1, 2016), pp. 264–278. ISSN: 0378-3820. DOI: 10.1016/j.fuproc.2015.09.018
92. G. A. Karim. "Combustion in Gas Fueled Compression: Ignition Engines of the Dual Fuel Type". In: Journal of Engineering for Gas Turbines and Power 125.3 (Aug. 15, 2003), pp. 827–836. ISSN: 0742-4795. DOI: 10.1115/1.1581894.
93. Callum James Ramsay (March 2022), "Numerical Investigation of Hydrogen Fuelled Internal Combustion Engines", University of Southampton, Faculty of Engineering and Physical Sciences School of Engineering, PhD Thesis
94. R. Babayev et al. "Computational Characterization of Hydrogen Direct Injection and Nonpremixed Combustion in a Compression-Ignition Engine". In: International Journal of Hydrogen Energy 46.35 (May 20, 2021), pp. 18678–18696. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2021.02.223.
95. V. Chintala and K. A. Subramanian. "A Comprehensive Review on Utilization of Hydrogen in a Compression Ignition Engine under Dual Fuel Mode". In: Renewable and Sustainable Energy Reviews 70 (Apr. 1, 2017), pp. 472–491. ISSN: 1364-0321. DOI: 10.1016/j.rser.2016.11.247
96. T. Tsujimura and Y. Suzuki. "The Utilization of Hydrogen in Hydrogen/Diesel Dual Fuel Engine". In: International Journal of Hydrogen Energy. Special Issue on The 21st World Hydrogen Energy Conference (WHEC 2016), 13-16 June 2016, Zaragoza, Spain 42.19 (May 11, 2017), pp. 14019–14029. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2017.01.152

97. M.Choi, K. Mohiuddin, and S. Park. “Effects of Methane Ratio on MPDF (Micro-Pilot Dual-Fuel) Combustion Characteristic in a Heavy-Duty Single Cylinder Engine”. In: Scientific Reports 11.1 (1 May 7, 2021), p. 9740. ISSN: 2045-2322. DOI: 10.1038/s41598-021-89161-z
98. S. Frankl et al. “Investigation of Ammonia and Hydrogen as CO₂-free Fuels for Heavy Duty Engines Using a High Pressure Dual Fuel Combustion Process”. In: International Journal of Engine Research 22.10 (Oct. 1, 2021), pp. 3196–3208. ISSN: 1468-0874. DOI: 10.1177/1468087420967873.
99. C. M.White, R. R. Steeper, and A. E. Lutz. “The Hydrogen-Fueled Internal Combustion Engine: A Technical Review”. In: International Journal of Hydrogen Energy 31.10 (Aug. 1, 2006), pp. 1292–1305. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2005.12.001.
100. W.B. Santoso, R. A. Bakar, and A. Nur. “Combustion Characteristics of Diesel-Hydrogen Dual Fuel Engine at Low Load”. In: Energy Procedia. International Conference on Sustainable Energy Engineering and Application (ICSEEA) 2012 32 (Jan. 1, 2013), pp. 3–10. ISSN: 1876-6102. DOI: 10.1016/j.egypro.2013.05.002
101. P. Dimitriou et al. “Combustion and Emission Characteristics of a Hydrogen-Diesel Dual-Fuel Engine”. In: International Journal of Hydrogen Energy 43.29 (July 19, 2018), pp. 13605–13617. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2018.05.062.
102. P. Dimitriou, T. Tsujimura, and Y. Suzuki. “Low-Load Hydrogen-Diesel Dual-Fuel Engine Operation– A Combustion Efficiency Improvement Approach”. In: International Journal of Hydrogen Energy 44.31 (June 21, 2019), pp. 17048–17060. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2019.04.203.
103. C. Liew et al. “Exhaust Emissions of a H₂-enriched Heavy-Duty Diesel Engine Equipped with Cooled EGR and Variable Geometry Turbocharger”. In: Fuel 91.1 (Jan. 1, 2012), pp. 155–163. ISSN: 0016-2361. DOI: 10.1016/j.fuel.2011.08.002.
104. K. A. Subramanian and V. Chintala. “Reduction of GHGs Emissions in a Biodiesel Fueled Diesel Engine Using Hydrogen”. In: (Oct. 13, 2013), V002T02A005. DOI: 10.1115/ICEF2013-19133
105. T. Miyamoto et al. “Effect of Hydrogen Addition to Intake Gas on Combustion and Exhaust Emission Characteristics of a Diesel Engine”. In: International Journal of Hydrogen Energy. 3rd Iranian Fuel Cell Seminar 36.20 (Oct. 1, 2011), pp. 13138–13149. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2011.06.144
106. V. Chintala and K. A. Subramanian. “An Effort to Enhance Hydrogen Energy Share in a Compression Ignition Engine under Dual-Fuel Mode Using Low Temperature Combustion Strategies”. In: Applied Energy 146 (May 15, 2015), pp. 174–183. ISSN: 0306-2619. DOI: 10.1016/j.apenergy.2015.01.110.

107. P. Sharma and A. Dhar. “Compression Ratio Influence on Combustion and Emissions Characteristic of Hydrogen Diesel Dual Fuel CI Engine: Numerical Study”. In: *Fuel* 222 (June 15, 2018), pp. 852–858. ISSN: 0016-2361. DOI: 10.1016/j.fuel.2018.02.108
108. M.ElHannach et al. “Life Cycle Assessment of Hydrogen and Diesel Dual-Fuel Class 8 Heavy Duty Trucks”. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 44.16 (Mar. 29, 2019), pp. 8575–8584. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2019.02.027.
109. J. E. Dec. “Advanced Compression-Ignition Engines—Understanding the in-Cylinder Processes”. In: *Proceedings of the Combustion Institute* 32.2 (Jan. 1, 2009), pp. 2727–2742. ISSN: 1540-7489. DOI: 10.1016/j.proci.2008.08.008
110. H. Mabadi Rahimi, S. A. Jazayeri, and M. Ebrahimi. “Hydrogen Energy Share Enhancement in a Heavy Duty Diesel Engine under RCCI Combustion Fueled with Natural Gas and Diesel Oil”. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 45.35 (July 10, 2020), pp. 17975–17991. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2020.04.263.
111. De Wolf 2023, <https://doi.org/10.3390/wevj14090262>
112. <https://www.leaseplan.com/it-it/news-auto/futuro-della-mobilita/auto-a-idrogeno-come-funzionano-costi-e-modelli/>
113. C. Acar and I. Dincer. “The Potential Role of Hydrogen as a Sustainable Transportation Fuel to Combat Global Warming”. In: *International Journal of Hydrogen Energy. Hydrogen Energy Technologies for Mitigating Global Warming* 45.5 (Jan. 29, 2020), pp. 3396–3406. ISSN: 0360-3199. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2018.10.149
114. I. Staffell et al. “The Role of Hydrogen and Fuel Cells in the Global Energy System”. In: *Energy & Environmental Science* 12.2 (Feb. 13, 2019), pp. 463–491. ISSN: 1754-5706. DOI: 10.1039/C8EE01157E
115. «Fuel Cell Hydrogen Observatory,» [Online]. Available: <https://www.fchobservatory.eu/observatory/technology-and-market/levelised-cost-of-hydrogen-grid-connected-electrolysis>.
116. B. Tashie-Lewis e S. Nnabuife, «Hydrogen Production, Distribution, Storage and Power Conversion in a Hydrogen Economy - A Technology Review,» *Chemical Engineering Journal Advances*, vol. 8, p. 6, 2021.
117. GTR, Proposal for a Global Technical Regulation (GTR) on hydrogen fuelled vehicles, 2013. ECE/TRANS/WP.29/GRSP/2013/41. United Nations. Economic Commission for Europe. Inland Transport Committee. World Forum for Harmonization of Vehicle Regulations, 160th Session, Geneva, 25-28 June 2013.

118. Daughty D. H., Roth P. E., A General Discussion of Li Ion Battery Safety, The Electrochemical Society Interface, 2012
119. Mikolajczak C, Kahn M., White K., Long R. T., Lithium-Ion Batteries Hazard and Use Assessment. Final Report, Exponent Failure Analysis Associates, Inc. – The Fire Protection Research Foundation, 2011
120. Lecocq A., Bertana M., Truchot B., Marlair G., Comparison of the fire consequences of an electric, Boars: 2. International Conference on Fires in Vehicles, FIVE, 2012
121. Willmann C., Truchot B., User's safety in tunnels – additional risks of new energy carrier vehicles, interscience communication, International Conference and Exhibition on Fire Science and Engineering, 4-6 September 2019
122. Foßleitner P., Sturm P., Schirmer A., Full Scale Tests of battery electric vehicles – first results from the BRAFA Project, International Conferences on Tunnel Safety and Ventilation, Graz, Dec 1st to 3rd 2020, www.tunnel-graz.at/archive (accessed December 15th 2020)
123. Sturm P., Foßleitner P., Fruhwirt D., Galler R., Wenighofer R., Heindl S., Krausbar S., Heger O., Fire tests with lithium-ion battery electric vehicles in road tunnels, Fire Safety Journal 134 (2022) 103695, <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2022.103695>, 2022
124. Marlair G., Rapport INERIS DRA-10-111085-11390D, Approche de la maitrise des risques spécifiques de la filière véhicules électriques – 2011
125. House V. E., Nano-based Lithium-ion batteries for Electric Vehicles – EPA Pollution Prevention Through nanotechnology, - 2007
126. Howard J., Li-ion Technology Overview – NTSB Hearing, Washington D.C. – July 12-13,2006
127. Long, T. et al – Best Practices for Emergency Response to Incidents Involving Electric Vehicles Battery Hazards: A Report on Full-Scale Testing Results
128. Golubkov A. W., Scheikl S., Planteu R., Voitic G., Wiltsche H., Stangl C., Fauler G., Thaler A., Hacker V., Thermal runaway of commercial 18650 Li-ion batteries with LFP and NCA cathodes – impact of state of charge and overcharge, Royal Society of Chemistry publishing, 22nd June 2015
129. Colella F, Bateau H., Ponchaut N., Marr K., Somandepalli V., Horn Q, Long R., Electric Vehicle Fires, Proceedings of the Seventh International Symposium on Tunnel Safety and Security, Montreal, Canada, 629-636, 2016

130. LaFleur C.B., Muna A.B., Ehrhart B.D., Bran-Anleu G., Blaylock M., Houf W.G. Hydrogen Fuel Cell Electric Vehicle Tunnel Safety Study, Sandia report SAND 2017-11157, Sandia National Laboratories, 2017
131. HyResponder, <https://hyresponder.eu/>
132. Kohl, B. K. (2022). Einfluss von Fahrzeugen mit neuen Antriebstechnologien auf die Tunnelsicherheit – FE 15.0675/2020/ERB, Unveröffentlichter Projektbericht der ILF Consulting Engineers und der TU Graz im Auftrag der Bundesanstalt für Straßenwesen. German Federal Highway REsearch Institute BASt
133. Willmann C., Truchot B., New energy carriers and additional risks for user's safety in tunnels. International symposium on tunnel safety and security -, 5-7 May 2021
134. Arrêté du 29 septembre 2005 relatif à l'évaluation et à la prise en compte de la probabilité d'occurrence, de la cinétique, de l'intensité des effets et de la gravité des conséquences des accidents
135. Deliverable D6.9 Recommendations for inherently safer use of hydrogen vehicles in underground traffic systems, Version 220730, (2022), https://hytunnel.net/wordpress/wp-content/uploads/2022/09/HyTunnel-CS_D6.9_Recommendations-for-safer-use-HV.pdf
136. Vladimir Molkov, *Fundamentals of Hydrogen Safety Engineering I*, Bookboon, 2012
137. Vladimir Molkov, *Fundamentals of Hydrogen Safety Engineering I*, Bookboon, 2012, Capitoli 1 e 4: "Introduction" e "Hydrogen Safety Engineering: Framework and Technical Subsystem"
138. Vladimir Molkov, *Fundamentals of Hydrogen Safety Engineering I*, Bookboon, 2012, Capitoli 5 e 9: "Unignited Releases" e "Jet Fires"
139. ANSFISA, *Linee guida per l'autorizzazione di veicoli ferroviari ad idrogeno*, 2023
140. Vladimir Molkov, *Fundamentals of Hydrogen Safety Engineering I*, Bookboon, 2012, capitoli relativi a "Unignited releases", "Jet fires", e modellazione sottoespansa, pp. 67-105, 171-220, 206-215
141. Health and Safety Laboratory (HSL), studi sperimentali e analisi sull'effetto di accensione ritardata e sovrapressioni in jet di idrogeno, riportati in Molkov, cap. 9.11,

pp. 206-213

142. Vladimir Molkov, *Fundamentals of Hydrogen Safety Engineering I*, Bookboon, 2012, Capitolo 9 "Jet fires", pp. 171-214
143. Tamura et al., 2011, studi sperimentali su TPRD e fiamme a getto in veicoli a idrogeno (citato in Molkov, 2012)
144. UK Health and Safety Laboratory HSL, progetto HYPER, studi su accensione ritardata ed effetti di deflagrazione (Royle e Willoughby, 2009)
145. Vladimir Molkov, "Hazards and Associated Risks of Hydrogen Vehicles in Underground Traffic Infrastructure," *Chemical Engineering Transactions*, 2023
146. R. Zalosh, "Blast Waves and Fireballs Generated by Hydrogen Fuel Tank Rupture," *Motor Vehicle Fire Research Institute*, 2012
147. Vladimir Molkov, "Blast wave from a high-pressure gas tank rupture in a fire," *International Journal of Hydrogen Energy*, 2015
148. Vladimir Molkov, *Fundamentals of Hydrogen Safety Engineering I*, Bookboon, 2012, Capitolo 9 "Jet fires" e sezioni dedicate a fireball e fenomeni di combustione, pp. 171-214
149. Tamura et al., 2011, studi sperimentali su incendi e fireball di veicoli a idrogeno (citato in Molkov)
150. Marco Triulzi, Le auto ad idrogeno sono sicure?, 30/05/2024 [lautomobile.aci+1](#)
151. Matteo Russo, Le auto ad idrogeno possono esplodere come nei film?, 07/08/2024, [allgreenfriends+1](#)
152. Dräger, Idrogeno: Affrontare i rischi per la sicurezza, [draeger+2](#)
153. Auto ad idrogeno, sono loro il futuro della mobilità?, 28/04/2023, [autoo+1](#)
154. <https://elab.hysafer.ulster.ac.uk/>
155. Atlas Copco Italia S.r.l., 5 suggerimenti per garantire la sicurezza degli impianti di idrogeno, [atlascopco](#)
156. HySchools, Valutazione del rischio, [hyschools+1](#)

157. Department of Defense (DoD). (2008). *Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions (UFC 3-340-02) *. Washington, DC: Department of Defense.
158. Health and Safety Executive (HSE). (2012). *Assessment of the effects of explosions: Guidance*. Bootle, UK: Health and Safety Executive
159. Lees, F. P. (1996). *Loss Prevention in the Process Industries* (2nd ed.). Butterworth-Heinemann.
160. R. Karl Zipf, Jr., Ph.D., P.E. Kenneth L. *Cashdollar Explosions and Refuge Chambers*, Explosions and Refuge Chambers
161. Mercx, J. Weerheijm and Th.L.A. Verhagen Explosion Prevention Department, TNO Prins Maurits Laboratory, Rijswijk, The Netherlands, *124 SOME CONSIDERATIONS ON THE DAMAGE CRITERIA AND SAFETY DISTANCES FOR INDUSTRIAL EXPLOSIONS W.P.M.*, ICHME SYMPOSIUM SERIES NO. 124
162. James Stuhmiller, Kevin Ho, Michael J. Vander Vorst, Kenneth T. Dodd, Thomas Fitzpatrick (1996), Maria Mayorga, *A model of blast overpressure injury to the lung*, Journal of Biomechanics
163. Fernando Díaz Alonso, Enrique González Ferradás, J.F. Sánchez, Sacher Peez, Minaña Agustí, Aznar, Joseuiz Gimeno, Jesu Martiez
164. Molkov, V. and Bragin, M., *High-pressure hydrogen leak through a narrow channel*, In: Nonequilibrium phenomena: plasma, combustion, atmosphere. Moscow: Torus Press; 2009, pp. 332 (Molkov, 2009).
165. 1 S. L. Brennan, D. V. Makarov, and V. Molkov, ‘LES of high pressure hydrogen jet fire’, *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 22, no. 3, pp. 353–9, May 2009.
166. 2 C. Chen and W. Rodi, *Vertical turbulent buoyant jets - a review of experimental data*. Oxford: Pergamon Press, 1980.
167. 3 V. Molkov, *Fundamentals of Hydrogen Safety Engineering, parts I & II*. bookboon.com, ISBN: 978-87-403-0279-0, 2012.
168. 4 V. Molkov, D. Makarov, and M. Bragin, ‘Physics and modelling of under-expanded jets and hydrogen dispersion in atmosphere’, in *Proceedings of the 24th International Conference on Interaction of Intense Energy Fluxes with Matter, 1st - 6th March, 2009*, Elbrus, Russia, 2009, p. 146.

169. V. Molkov and J.-B. Saffers, 'Hydrogen jet flames', *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 38, no. 19, pp. 8141–58, Jun. 2013.
170. Molkov, V. and Saffers, J.-B., 'The correlation for non-premixed hydrogen jet flame length in still air', in *10th International Symposium on Fire Safety Science, June 19, 2011 - June 24, 2011*, 2011, pp. 933–943.
171. LaChance, J.L., 'Progress in risk assessment methodologies for emerging hydrogen applications', presented at the Sixth International Short Course and Advanced Research Workshop 'Progress in Hydrogen Safety - Regulations, Codes and Standards' 25th - 29th January, 2010, Belfast, Northern Ireland, 2010.
172. M. Dadashzadeh, S. Kashkarov, D. Makarov, and V. Molkov, "Socio-Economic Analysis and Quantitative Risk Assessment Methodology for Safety Design of Onboard Storage Systems," in *International Conference on Hydrogen Safety*, Hamburg, 2017, vol. 184.
173. V. Molkov and S. Kashkarov, "Blast wave from a high-pressure gas tank rupture in a fire: Stand- alone and under-vehicle hydrogen tanks," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 40, no. 36, pp. 12581–12603, Sep. 2015.
174. N. Weyandt, "Analysis of Induced Catastrophic Failure Of A 5000 psig Type IV Hydrogen Cylinder," Southwest Research Institute report for the Motor Vehicle Fire Research Institute, 01.06939.01.001, 2005.
175. N. Weyandt, "Vehicle bonfire to induce catastrophic failure of a 5,000-psig hydrogen cylinder installed on a typical SUV," Southwest Research Institute report for the Motor Vehicle Fire Research Institute, 2006.
176. Ineris, Divisione Rischi Incidenti, 2012