



UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA

UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

Dipartimento di Ingegneria Industriale DII

Istituto Nazionale di Fisica Nucleare INFN-Laboratori Nazionali di Legnaro

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

Tesi di laurea Magistrale

**PROGETTAZIONE MECCANICA DEL SISTEMA A SGANCIO
RAPIDO PER IL COLLIMATORE DEL PROGETTO SPES
OPERANTE IN AMBIENTE RADIOATTIVO ED ALTA
TEMPERATURA**

Relatore (DII)

Prof. Giovanni Meneghetti

Correlatori (INFN)

Dott. Alberto Andrighetto

Ing. Alberto Monetti

Laureando

Alberto Raccanello

1108677

Anno Accademico 2016/2017

INDICE

SOMMARIO.....	V
CAPITOLO I-IL PROGETTO SPES AI LABORATORI NAZIONALI DI LEGNARO: PRODUZIONE ED UTILIZZO DEI FASCI DI IONI ESOTICI	1
1.1 INTRODUZIONE.....	1
1.2 IL PROGETTO SPES.....	3
1.3 LA PRODUZIONE DI FASCI DI IONI RADIOATTIVI (SPES- β).....	4
1.4 CONFIGURAZIONE DELLA FACILITY	5
1.4.1 L'acceleratore primario	6
1.4.2 Il target di produzione e il sistema di estrazione e di ionizzazione.....	7
1.4.3 Il Front End (FE)	11
1.5 APPLICAZIONI DEI FASCI DI IONI ESOTICI	14
1.5.1 Applicazioni in fisica nucleare	14
1.5.1.1 Miglioramento e verifica del modello standard	14
1.5.1.2 Studio della struttura di nuclei complessi	15
1.5.1.3 Misure della dimensione del nucleo: i nuclei halo	15
1.5.1.4 Produzione di elementi superpesanti	16
1.5.2 Applicazioni nella fisica dello stato solido	16
1.5.2.1 Drogaggio dei semiconduttori	17
1.5.3 Applicazioni in medicina nucleare	17
1.5.3.1 La tomografia ad emissione positronica (PET)	17
1.5.3.2 La produzione di radiofarmaci	19
1.5.4 Applicazioni in astrofisica	19
1.6 CONTESTUALIZZAZIONE DEL PRESENTE LAVORO DI TESI ALL'INTERNO DEL PROGETTO SPES	20
BIBLIOGRAFIA CAPITOLO I	21
CAPITOLO II-STUDIO PRELIMINARE DELLE GUARNIZIONI IN PIOMBO	23
2.1 PREMESSA.....	23
2.2 NOZIONI DI BASE PRELIMINARI SULLA MECCANICA DELLA TENUTA	25
2.3 STATO DELL'ARTE NELL'UTILIZZO DEL PIOMBO PER GUARNIZIONI DA VUOTO.....	27
2.4 STUDIO DELLE PROPRIETÀ DEL PIOMBO DI INTERESSE PER APPLICAZIONI SU GUARNIZIONI	28
2.4.1 Proprietà meccaniche in generale	29
2.4.2 Ritorno elastico.....	31
2.4.3 Duttilità.....	35
2.4.4 Resistenza all'ossidazione	35
2.4.5 Resistenza alle radiazioni ionizzanti.....	36

2.4.6 Rilassamento e ricristallizzazione della guarnizione	39
2.4.7 Danneggiamento per fatica	39
2.4.8 Tossicità del piombo	39
2.5 ANALISI DELLA COMPATIBILITÀ DEL PIOMBO CON L'ALLUMINIO DELLE FLANGE	40
2.5.1 Compatibilità chimica.....	40
2.5.2 Compatibilità elettrochimica.....	40
2.5.3 Compatibilità termica	42
2.6 CONCLUSIONI.....	43
CAPITOLO III-PROGETTAZIONE MECCANICA DISPOSITIVO DI TEST PER GUARNIZIONI.....	45
3.1 DESCRIZIONE DEL DISPOSITIVO VLTD.....	45
3.2 DIMENSIONAMENTO TERMICO	52
3.2.1 Calcolo potenza termica regime stazionario	52
3.2.2 Calcolo potenza termica regime transitorio	63
3.3 VERIFICA STRUTTURALE.....	64
3.4 PROGETTAZIONE DEL SISTEMA DI RISCALDAMENTO E DEL CONTROLLO DI TEMPERATURA.....	66
3.4.1 Scelta del sistema riscaldante.....	66
3.4.2 Progettazione del sistema di controllo	68
3.4.3 Realizzazione del sistema di controllo e descrizione dei componenti	70
3.4.4 Installazione elettrica e programmazione del termoregolatore “nanodac”	74
3.4.4 Collaudo dell'impianto di riscaldamento.....	79
3.4.5 Calcolo della resistenza termica di contatto per guarnizioni in piombo	80
3.5 DIMENSIONAMENTO DELLA CAVA.....	81
3.5.1 Modellazione analitica cava.....	82
3.5.2 Realizzazione e controllo delle cave.....	85
CAPITOLO IV-TEST SPERIMENTALI SULLE GUARNIZIONI IN PIOMBO.....	87
4.1 INTRODUZIONE.....	87
4.2 CATENA DI MISURA E APPARATO SPERIMENTALE	88
4.3 PROCEDURA SPERIMENTALE.....	99
4.3.1 Analisi delle perdite in un sistema a vuoto	99
4.3.2 Analisi di varie soluzioni per misure delle prestazioni di una guarnizione	100
4.4 ANALISI DELLE GRANDEZZE DI DISTURBO NELLA MISURA DELLA PRESSIONE.....	104
4.5 STUDIO SPERIMENTALE DELLA PROCEDURA DI REALIZZAZIONE DELLA GUARNIZIONE.....	107
4.5.1 Tipologia di giunzione	108
4.5.2 Dimensioni della cava.....	112
4.5.3 Coppia di serraggio.....	112

4.5.4 Procedura di assemblaggio	113
4.6 TEST DI CARATTERIZZAZIONE DEL COMPORTAMENTO DELLA GUARNIZIONE	115
4.6.1 Effetto dell'ambiente ad alte temperature.....	115
4.6.2 Effetto del ciclaggio termico;	116
4.6.3 Rilassamento.....	116
4.6.4 Benchmark con guarnizione polimerica	119
4.7 RISULTATI SPERIMENTALI E DISCUSSIONI SUL PROCESSO DI REALIZZAZIONE DELLA GUARNIZIONE	119
4.7.1 Tipologia di giuntura	120
4.7.2 Dimensioni della cava.....	126
4.7.3 Coppia di serraggio.....	130
4.8 RISULTATI SPERIMENTALI E DISCUSSIONI SUI TEST DI CARATTERIZZAZIONE.....	133
4.8.1 Effetto dell'ambiente ad alte temperature.....	133
4.8.2 Effetto del ciclaggio termico	134
4.8.3 Rilassamento.....	138
4.8.4 Benchmark con guarnizione polimerica	140
CAPITOLO V-CONCLUSIONI E COMMENTI SULLA GUARNIZIONI IN PIOMBO	141
5.1 SCELTA DELLA PROCEDURA DI REALIZZAZIONE.....	141
5.2 TEST DI CARATTERIZZAZIONE.....	142
5.3 COMMENTI SUI TEST SPERIMENTALI	142
5.4 CONSIDERAZIONI FINALI SULLE GUARNIZIONI IN PIOMBO	143
5.5 SVILUPPI FUTURI.....	144
BIBLIOGRAFIA CAPITOLI II-III-IV-V INERENTI ALLO STUDIO DELLE GUARNIZIONI IN PIOMBO	145
CAPITOLO VI-PROGETTAZIONE FINALE DISPOSITIVO FRONT END PROTONICO	147
6.1 INTRODUZIONE.....	147
6.2 UNITA' DI DOSIMETRIA E NORMATIVA VIGENTE IN ITALIA	148
6.3 DESCRIZIONE DEL FRONT-END PROTONICO PREESISTENTE	149
6.3.1 Principali modifiche da attuare al canale protonico.....	157
6.4 OBIETTIVI DI RIPROGETTAZIONE DEL CANALE PROTONICO	157
6.4.1 Modifiche inerenti all'obiettivo radioprotezionistico	157
6.4.1.2 Analisi del canale protonico preesistente.....	158
6.4.1.3 Soluzioni adottate per ridurre l'attivazione nel canale protonico ____	158
6.4.2 Modifiche inerenti alla progettazione strutturale del canale protonico.....	160
6.5 PROGETTAZIONE DEL SISTEMA DI COPERTURA IN PIOMBO	160
6.6 PROGETTAZIONE DEL SISTEMA DI MOVIMENTAZIONI DEL COLLIMATORE	170

6.6.1 Telaio del collimatore	170
6.6.2 Carrellino	173
6.7 RISOLUZIONI PROBLEMI CONNESSIONI IDRAULICHE BOX DIAGNOSTICA	176
6.7.1 Lato sinistro	176
6.7.2 Lato destro	177
6.8 PROGETTAZIONE DEFINITIVA CANALE PROTONICO	180
6.9 PROCEDURA DI ESTRAZIONE DEI COLLIMATORI.....	184
6.9.1 Considerazioni	193
6.10 CONCLUSIONI.....	193
BIBLIOGRAFIA CAPITOLO VI.....	194
APPENDICE A-TECNOLOGIA PER LA PRODUZIONE DEL VUOTO.....	195
A.1 Pompa primaria roots	196
A.2 Pompa secondaria turbomolecolare	198
APPENDICE B-TECNOLOGIA PER LA MISURA DEL VUOTO.....	201
B.1 Manometro di Pirani.....	202
B.2 Manometro a catodo freddo.....	203
APPENDICE C-DISEGNI COSTRUTTIVI DISPOSITIVO VLTD.....	205
APPENDICE D-DATASHEET PRINCIPALI COMPONENTI SISTEMA RISCALDANTE	215
RINGRAZIAMENTI.....	227

SOMMARIO

Questo lavoro di tesi è stato condotto presso i Laboratori Nazionali di Legnaro (LNL) dell'Istituto Nazionale di Fisica Nucleare (INFN) in particolare all'interno del progetto SPES. Il progetto SPES (Selective Production of Exotic Species), opera nell'ambiente della fisica nucleare in particolare prevede la costruzione di una facility per la produzione di fasci di ioni radioattivi (RIB) ricchi di neutroni e di alta qualità nel range di massa compreso tra 80 e 160 uma per obiettivi di ricerca nucleare, astrofisica e medica.

Questo progetto richiede l'impegno di un grande team di fisici nucleari compreso un altrettanto grande team di ingegneri che hanno l'arduo compito di rendere realizzabile tale progetto.

La produzione di fasci di ioni radioattivi richiede l'impiego di tecnologie estremamente complesse ed innovative; come sarà descritto dettagliatamente nel capitolo I, il progetto SPES prevede il bombardamento di un bersaglio (target di produzione) in carburo di uranio con un fascio primario di protoni, in modo da generare, tramite una reazione nucleare, specie radioattive all'interno del target. Tale target di produzione è posizionato all'interno di un dispositivo chiamato camera target, a sua volta inserita nel sistema che comprende tutte le attrezzature necessarie a trattare il fascio radioattivo prodotto, sistema denominato "Front-End". Le particelle radioattive così generate vengono successivamente estratte, ionizzate, separate in massa ed accelerate come fascio di ioni radioattivo.

Come è stato spiegato, per colpire i dischi di uranio è necessario prevedere la progettazione di un apparato in grado di produrre un fascio di protoni opportunamente calibrato. Questo fascio è prodotto da un ciclotrone installato all'interno della facility mentre la calibrazione è indotta da uno strumento detto collimatore. Il fascio collimato deve essere inoltre monitorato nella sua forma e intensità da alcuni tools di diagnostica. Deve essere necessario quindi la presenza di un sistema di supporto che contenga il collimatore e questi tools di diagnostica insieme ad altri non meno importanti componenti.

È in questa parte del progetto che si contestualizza il presente lavoro di tesi:

Infatti il collimatore ed altri componenti del canale, durante il passaggio del fascio protonico, vengono irradiati e di conseguenza si attivano cioè diventano radioattivi, rilasciando radiazioni ionizzanti pericolose per gli operatori addetti alle fasi di manutenzione del front end. Per questo motivo, dove possibile, il materiale utilizzato per la realizzazione dei canali è l'alluminio che tende ad attivarsi molto meno dell'acciaio. È quindi innanzi tutto importante progettare un banco di sostegno che accolga i componenti del canale protonico (già progettati e realizzati) e che ne renda possibile lo smontaggio rapido (in particolare del collimatore) in modo da ridurre al minimo le dosi assorbite nelle fasi di manutenzione.

Il canale protonico assieme al canale radioattivo (spiegato al capitolo I) richiede la presenza al suo interno del vuoto necessario per ridurre la resistenza al passaggio del fascio protonico e anche la riduzione dell'ossidazione dei componenti del target causato dalle alte temperature in gioco. Per sigillare tra loro i vari componenti del canale da vuoto sono necessarie delle guarnizioni che nella pratica tecnica sono tipicamente costituite da merlino polimerico.

All'interno del front end le elevate dosi di radiazioni proibiscono l'uso di materiali polimerici a causa del decadimento delle loro prestazioni se irradiati, quindi si è dovuto sostituire le guarnizioni polimeriche con guarnizioni metalliche. Le guarnizioni metalliche comuni commerciali richiedono tipicamente come materiale delle flange l'acciaio inossidabile. Essendo i materiali costituenti il canale da vuoto in alluminio è necessario utilizzare un altro tipo di materiale che è l'indio. Questo materiale trafilato in fili è molto versatile per l'utilizzo della tenuta in vuoto in criogenia. Il problema però è la bassa temperatura di fusione (125°C). Nel canale protonico le temperature raggiungono tipicamente questi valori ed è stato quindi necessario pensare di sostituire tale materiale delle guarnizioni con un altro sempre economico ma adatto alle alte temperature. Si è quindi provato a testare il piombo trafilato in fili da un millimetro. In letteratura non sono disponibili molte informazioni in merito di conseguenza si è reso necessario uno studio approfondito sperimentale per

valutare le caratteristiche fondamentali di tenuta per questo materiale. Che è stato quindi il secondo obiettivo di questa tesi.

Per studiare i due problemi si è strutturata la tesi in 6 capitoli:

- **Capitolo I:** Nel primo capitolo si è descritto il funzionamento della tecnologia ISOL per la produzione di fasci di ioni radioattivi. Successivamente si passa ad illustrare le principali caratteristiche del progetto SPES in particolar modo il layout costruttivo soffermandosi sulla descrizione del front-end protonico. In seguito vengono elencate le principali applicazioni dei fasci di ioni radioattivi nei campi di interesse della fisica nucleare, dell'astrofisica, della scienza dei materiali e della medicina e infine verrà fornita una contestualizzazione di dettaglio del presente lavoro di tesi all'interno del progetto SPES;

A questo punto inizia la prima parte della tesi inerente allo studio delle guarnizioni in piombo che coinvolge i capitoli II, III, IV e V:

- **Capitolo II:** Nel secondo capitolo si è eseguito un attento lavoro di preparazione per lo studio sperimentale della tenuta di guarnizioni in piombo. Si sono cercati in letteratura e nei cataloghi commerciali delle principali aziende di guarnizioni esempi di utilizzo del piombo per la tenuta in vuoto. Successivamente si è studiata la meccanica della tenuta per valutare le proprietà meccaniche, fisiche e chimiche richieste da una guarnizione e le si sono quindi confrontate con quelle fornite dal piombo in modo da dare un giudizio preliminare sulla tenuta e individuare così le criticità che saranno oggetto di studio sperimentale;

- **Capitolo III:** Nel terzo capitolo si è proceduto alla progettazione di un apparato di test per la guarnizione in piombo che fosse in grado di testare in vuoto ed alte temperature le guarnizioni. Si è resa necessaria una progettazione termica del dispositivo per calcolare la potenza termica richiesta per portarlo ad alte temperature (200°C) compresa la scelta del dispositivo riscaldante. Infine si è proceduto a realizzare un sistema di controllo automatico della temperatura;

- **Capitolo IV:** Il quarto capitolo è dedicato completamente alla sperimentazione delle guarnizioni in piombo: prima si è descritta la catena di misura e l'apparato sperimentale utilizzato, segue la procedura sperimentale e infine sono forniti i vari risultati sperimentali con relative discussioni.

La procedura sperimentale utilizzata consiste nel mandare in vuoto la guarnizione registrando i valori di pressione nel tempo, quindi confrontando diversi diagrammi pressione-tempo ottenuti con diverse configurazioni della guarnizione, è possibile dare un giudizio sul livello di tenuta di ogni configurazione. Questo sistema di misura però è soggetto a forte dispersione causato dal fenomeno dell'outgassing che sarà discussa in dettaglio in apposito paragrafo. Per testare la guarnizione in piombo innanzi tutto è stato necessario creare una procedura di realizzazione delle stesse ripetibile che potesse fornire delle guarnizioni affidabili, semplici da realizzare e che garantiscono una buona tenuta. Per definire questa procedura è stato necessario testare diverse soluzioni di parametri di realizzazione che sono: la forma della cava, il tipo di giunzione dei lembi e la coppia di serraggio. Una volta definita una procedura univoca è stato possibile testare la guarnizione. In particolare si è valutato: la resistenza ad alte temperature per un breve periodo di tempo, ciclaggio termico, rilassamento della guarnizione e infine è stato eseguito un benchmark con una guarnizione polimerica.

- **Capitolo V:** Nel capitolo V vengono trattate le conclusioni delle prove sperimentali e dato un giudizio finale sulle prestazioni delle guarnizioni in piombo.

In generale si può affermare dall'analisi del capitolo II e dai risultati sperimentali del capitolo III che le guarnizioni in piombo sembrano offrire una buona capacità di tenuta, i punti critici che sono l'elevato rilassamento e lo scarso ritorno elastico, dai risultati sperimentali sembrano non influire molto sulla tenuta.

Naturalmente si è lungimiranti ad affermare che la guarnizione sia pronta per un utilizzo in ampia scala nel front end perché sono necessari ancora molti test in particolare inerenti allo scarso ritorno elastico della guarnizione.

- **Capitolo VI:** Il capitolo 6 è interamente dedicato alla riprogettazione del canale protonico. Prima viene discusso il funzionamento del canale protonico e illustrato nel dettaglio i vari componenti, in seguito verrà riassunto lo studio di attivazione condotto nel front end per comprenderne così le criticità dal punto di vista radioprotezionistico, dando particolare attenzione al canale protonico. Successivamente verranno illustrate: la nuova versione del canale protonico e i componenti progettati per la rimozione del collimatore. Infine sarà descritta la procedura di dettaglio per la rimozione del collimatore con tempi e dosi. Con la nuova versione del canale protonico il tempo minimo stimato per la rimozione del collimatore è di circa 4 minuti con dose assorbita di circa $10\mu\text{Sv}$. Rispetto alla versione precedente del canale protonico si è ridotto sia il tempo ma soprattutto la dose assorbita, infatti si è stimato un calo delle dosi del 93-97%.

CAPITOLO I

IL PROGETTO SPES AI LABORATORI NAZIONALI DI LEGNARO: PRODUZIONE ED UTILIZZO DEI FASCI DI IONI ESOTICI

1.1 INTRODUZIONE

Alla base della materia sono presenti gli atomi e i suoi costituenti, atomi diversi comportano proprietà fisiche e chimiche differenti: le proprietà chimiche sono dovute principalmente alla nube elettronica esterna, mentre le proprietà fisiche sono dovute alla combinazione di più atomi disposti ed organizzati in reticoli cristallini. Essendo la massa dell'atomo è concentrata per il 99,9% nel nucleo è quest'ultimo che ne determina le caratteristiche principali e l'elemento di appartenenza. I costituenti del nucleo sono definiti come nucleoni e contengono i protoni e i neutroni di massa molto simile ($1,67 \cdot 10^{-24}$ g) ma con cariche differenti, in particolare il protone ha una carica positiva ($1,6 \cdot 10^{-19}$ C) e il neutrone carica nulla.

In un atomo il numero di protoni è identificato con il simbolo Z e identifica in maniera esclusiva l'elemento di appartenenza, mentre il numero di neutroni (indicato con il simbolo N) può essere variabile. La somma di questi due numeri viene detta numero di massa ed è convenzionalmente indicata con $A = Z + N$.

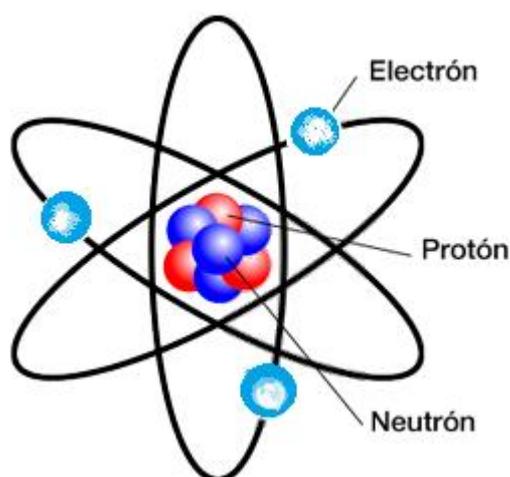


Fig. 1.1: Struttura simbolica dell'atomo.

Stessi atomi (con lo stesso numero di protoni) possono differenziarsi per il numero di neutroni definendo così degli isotopi dello stesso elemento. Essendo le cariche dei protoni positive questi si respingono tra loro ma contemporaneamente è presente una seconda forza nucleare detta interazione forte che tende a manifestarsi tipicamente per distanze tipiche delle dimensioni nucleari.

Il ramo della scienza che si occupa della definizione e dello studio delle proprietà dei nuclei è detta fisica nucleare. I nuclei stabili (non radioattivi) in genere possiedono lo stesso numero di protoni e di neutroni, dal momento che la forza attrattiva tra neutroni e protoni è leggermente più intensa di quella tra nucleoni dello stesso tipo. Tuttavia per numeri di massa atomica superiori al 40 le forze elettrostatiche diventano più significative, spostando quindi la stabilità degli atomi verso quelli con numero di neutroni più elevato rispetto ai protoni. Infatti, l'aggiunta di un maggior numero di particelle neutre non alimenta l'azione della repulsione elettrostatica ma consente di aumentare solamente l'interazione nucleare. Tuttavia la presenza della forza coulombiana limita superiormente la presenza di atomi superpesanti. Infatti con l'aumento della massa dell'atomo si manifesta necessariamente un aumento delle sue dimensioni e quindi delle distanze tra i nucleoni. Questo si traduce in una perdita di efficacia dell'interazione nucleare forte, che si ricorda essere un'azione a

corto raggio, rendendo quindi il nucleo instabile (ovvero soggetto a decadimento nucleare). Queste informazioni sono visibili nella carta dei nuclidi (fig.1.2).

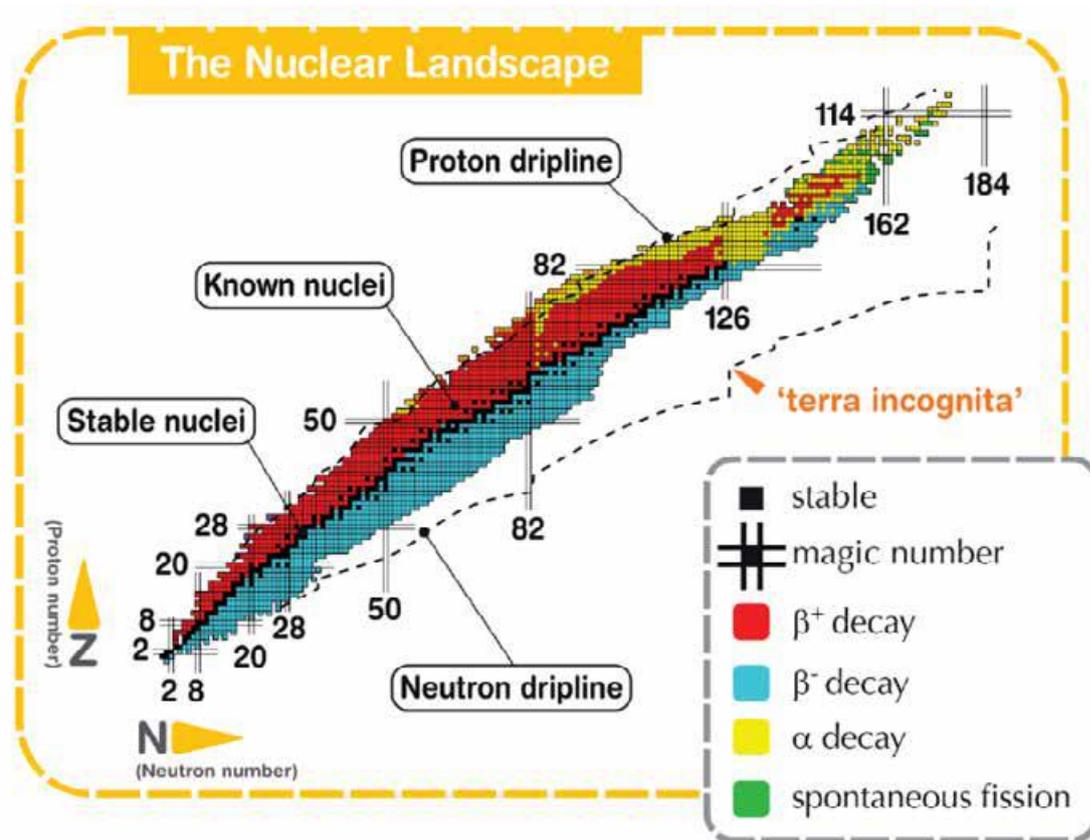


Fig. 1.2: Carta dei nuclidi.

La carta dei nuclidi individua gli isotopi in base al loro numero di neutroni e di protoni. In ordinata sono posti il numero di protoni (Z), mentre l'asse delle ascisse rappresenta il numero di neutroni (N). In nero sono indicati i nuclei stabili cioè nuclei che decadono in tempi molto lunghi (miliardi di anni). Per bassi numeri di massa i nuclei stabili sono distribuiti pressoché lungo una retta inclinata di 45° ($Z=N$) mentre i nuclei con eccesso o difetto di neutroni (proton-rich e neutron-rich rispettivamente) sono distanti dalla valle di stabilità e decadono con emissione di particelle (neutrini) o radiazioni elettromagnetiche (raggi) a seconda della loro natura. Tali nuclei instabili vengono comunemente chiamati "esotici".

Si individuano quindi quattro tipologie di decadimenti nucleari possibili:

- **Decadimento α :** Tipico di atomi con $Z > 83$, avviene per mezzo dell'emissione di una particella α . Tali particelle equivalgono ad un nucleo di ${}^4\text{He}$ (2 protoni e 2 neutroni), pertanto il risultato è la diminuzione sia del numero di massa A , che del numero atomico Z .
- **Decadimento β ,** che si può manifestare secondo due schemi di reazione:
 - $n \rightarrow p^+ + \beta^- + \bar{\nu}$
 - $p^+ \rightarrow n + \beta^+ + \nu$

Nel primo caso si ha il decadimento β^- caratteristico dei nuclidi rappresentati in blu in Fig. 1.2, cioè isotopi con un eccesso di neutroni e quindi al di sotto della valle di stabilità. L'emissione di particelle β^- comporta la perdita dei neutroni in eccesso, e quindi la tendenza ad avvicinarsi alla valle di stabilità. Il decadimento consiste nella trasformazione di un neutrone in un protone, accompagnato dalla perdita di una particella β^- (elettrone) e di un antineutrino in modo da garantire il bilanciamento della reazione sia per la carica che per la massa.

Il secondo schema di reazione invece è chiamato decadimento β^+ ed è tipico dei nuclei con eccesso di protoni e quindi al di sopra della valle di stabilità (in rosso in Fig. 1.2). Tali nuclidi tendono a trasformare i protoni in neutroni per riacquisire stabilità, con emissione di un positrone (β^+) e di un neutrino.

- **Fissione spontanea:** avviene in alcuni nuclei molto pesanti (in verde in Fig. 1.2) e consiste nella loro spontanea suddivisione in due diversi atomi. Ad esempio l'isotopo $^{252}_{98}\text{Cf}$ dà luogo spontaneamente alla reazione $^{252}_{98}\text{Cf} \rightarrow ^{140}_{54}\text{Xe} + ^{108}_{44}\text{Ru} + ^1_0\text{n} + Q$, in cui Q è l'energia liberata nel processo.
- **Emissione di raggi γ :** è in genere una forma di decadimento successiva o contemporanea ad una di quelle elencate in precedenza in quanto consiste solamente nell'emissione di radiazioni elettromagnetiche e non provoca alcuna variazione a livello delle specie atomiche interessate. Tale fenomeno è imputabile al fatto che i nuclei neoformati, chiamati nuclei figli, sono caratterizzati spesso da uno stato di eccitazione che provoca l'emissione di radiazione elettromagnetica ad alta frequenza.

Attualmente sono state studiate le proprietà nucleari di circa 3600 nuclei esotici, che possono essere prodotti con più o meno facilità nelle diverse facilities nel mondo. Calcoli teorici prevedono tuttavia l'esistenza di un numero di nuclei esotici molto più elevato (più di 6000), cosicché è possibile che un gran numero di essi sia presente nella cosiddetta terra incognita, che comprende la regione ricca di neutroni ("neutron rich") e quella dei nuclei superpesanti ("SHE: Super Heavy Elements"). È soprattutto nella regione dei nuclei neutron-rich, cioè al di sotto della valle di stabilità, che si trovano la maggior parte dei nuclei esotici non ancora esplorati. Il campo di esistenza dei possibili nuclei è definito dalle cosiddette "driplines", indicate in fig. 1.2; oltre tali linee l'instabilità risulta tale da impedirne l'esistenza.

Lo studio dei nuclei instabili ha aperto nuovi campi di ricerca in fisica nucleare e ha portato ad importanti applicazioni in fisica dello stato solido, astrofisica ed infine in medicina nucleare grazie allo studio e alla produzione di radionuclidi per la terapia e la diagnosi.

1.2 IL PROGETTO SPES

SPES è un progetto multidisciplinare il cui scopo è quello di costruire un apparato sperimentale per la produzione di fasci di ioni radioattivi, il cosiddetto RIB (Radioactive Ion Beam), al fine di indagare sui nuclei atomici instabili, oggetto di studio della fisica nucleare, che sono presenti in grandi quantità durante le fasi terminali della vita delle stelle (da cui derivano gran parte degli elementi chimici conosciuti in natura). La maggior parte delle proprietà dei nuclei atomici conosciute oggi derivano dagli studi condotti sui nuclei che si trovano nella cosiddetta valle di stabilità beta, oppure da nuclei con carenze di neutroni. Nuclei atomici con combinazioni fortemente asimmetriche di protoni e neutroni si pensa siano in grado di rivelare nuove funzioni della struttura nucleare.

Gli obiettivi del progetto SPES sono suddivisi in 4 aree interdisciplinari distinte:

- **SPES- α :** prevede l'acquisizione, l'installazione e la messa in servizio di un ciclotrone, avente elevata corrente di uscita ($\sim 0,7$ mA) ed alta energia erogata (fino a 70 MeV), unitamente alla definizione delle infrastrutture per l'acceleratore e per le stazioni sperimentali. Il ciclotrone sarà dotato di due porte di uscita, una configurazione molto adatta per la duplice missione che si prefigge il progetto, ovvero la ricerca di base e le applicazioni tecnologiche. In particolare uno dei due fasci sarà dedicato alla fisica nucleare (produzione di ioni ricchi di neutroni prodotti dalle collisioni dei protoni su un bersaglio UCx), mentre la seconda sarà dedicata alla fisica applicata;
- **SPES- β :** prevede lo studio e l'approfondimento di nuove specie prodotte dalle collisioni di elementi ricchi di neutroni accelerati contro opportuni bersagli. Da tali collisioni saranno prodotti nuovi nuclei, estremamente ricchi di neutroni, che sono simili a quelli generati nelle fasi stellari avanzate e che non sono presenti sulla Terra a causa della loro breve vita.

L'indagine su tali sistemi è una nuova frontiera della fisica, perché permette di ampliare la nostra conoscenza sui nuclei in condizioni estreme e fornisce un valido contributo alle informazioni di base dello studio dell'evoluzione stellare;

- **SPES- γ** : riguarda la produzione di radionuclidi di interesse medico, che utilizza lo stesso ciclotrone previsto per SPES- α . L'obiettivo è la produzione di radiofarmaci innovativi (ad esempio quelli basati sulle combinazioni degli elementi Sr-82 / Rb-82 e Ga-68 / Ge-68), così come la produzione di radionuclidi convenzionali con nuovi approcci che utilizzino l'acceleratore come sorgente.
- **SPES- δ** : prevede lo sviluppo di una fonte di neutroni intensa, che utilizza il ciclotrone e/o un acceleratore lineare ad alta intensità basato sulla tecnologia quadrupolo a radiofrequenza (RDA). Applicazioni della sorgente di neutroni gamma ha risvolti notevoli in astrofisica nucleare, per verificare l'elettronica nello spazio, il trattamento dei rifiuti nucleari e in campo medico per i trattamenti sperimentali dei tumori.

1.3 LA PRODUZIONE DI FASCI DI IONI RADIOATTIVI (SPES- β)

La produzione di fasci di ioni radioattivi richiede la costruzione di apparati, detti *facilities*, capaci di produrre fasci (RIB, *Radioactive Ion Beams*) di elevata purezza, intensità ed energia. In Europa e nel resto del mondo vi sono numerose *facilities* operanti per la produzione di fasci radioattivi; la maggior parte di esse sono basate sulla tecnica ISOL [4].

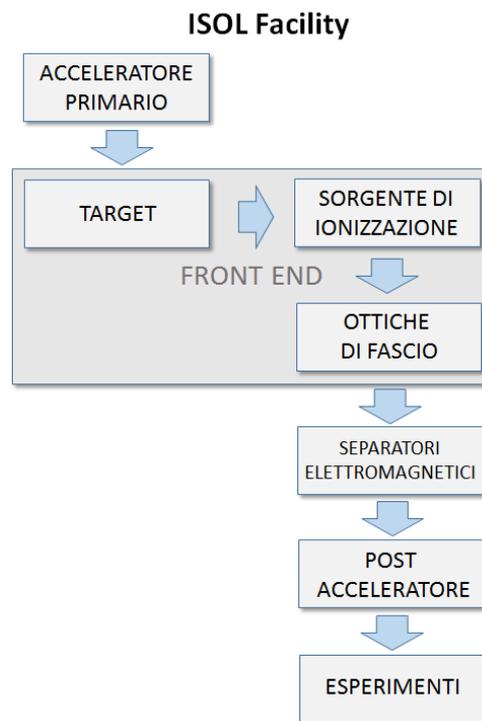


Fig. 1.3: Schema di una facility di tipo ISOL

La tecnica ISOL (Isotope Separation On-Line) consiste nella separazione degli isotopi in linea. Facilities di questa tipologia sono generalmente composte da:

- *l'acceleratore primario*;
- *il complesso target-sistema di estrazione e ionizzazione*;
- *il front-end*;
- *i separatori di massa ed isobari*;
- *il post acceleratore*.

L'acceleratore primario è studiato per fornire un fascio di particelle della voluta energia che viene quindi fatto collidere su un bersaglio (**target**) di materiale fissile. In quest'ultimo, a seguito di reazioni nucleari di vario tipo (fissione, spallazione, frammentazione, ecc.), si ha la generazione di isotopi radioattivi. I radioisotopi così prodotti possono uscire dal target ed essere ionizzati; grazie alla carica acquisita possono quindi essere estratti ed accelerati con una differenza di potenziale, formando un fascio di particelle radioattive (RIB). Il primo stadio di accelerazione avviene nel **front-end** in cui il fascio viene opportunamente focalizzato e successivamente separato in massa tramite dei separatori elettromagnetici. L'azione di tali separatori permette di ottenere un fascio chimicamente ed isobaricamente puro. Infine il fascio è accelerato dal post acceleratore al livello di energia richiesto dal particolare esperimento.

L'intensità del fascio radioattivo prodotto è usualmente descritta dall'equazione (1.1):

$$I = \sigma \cdot \Phi \cdot N \cdot \varepsilon_1 \cdot \varepsilon_2 \cdot \varepsilon_3 \quad (1.1)$$

Dove:

- σ è la sezione d'urto per le reazioni nucleari, ossia la probabilità che avvenga una certa reazione nucleare;
- Φ è l'intensità del fascio primario;
- N è lo spessore del target;
- ε_1 è l'efficienza di rilascio del target;
- ε_2 è l'efficienza di ionizzazione;
- ε_3 è l'efficienza del processo di estrazione e trasporto.

Una corretta configurazione del complesso target – sistema di estrazione e ionizzazione è cruciale per un efficiente funzionamento di una facility di tipo ISOL. Gli obiettivi che stanno alla base del dimensionamento sono:

- la riduzione del tempo di ritardo;
- la massimizzazione della produzione senza deterioramento della purezza del fascio.

La separazione dei prodotti radioattivi dal substrato del target e l'estrazione dei nuclei esotici, sono processi fortemente dipendenti dalla temperatura; infatti all'aumentare del livello termico, la velocità di diffusione delle particelle manifesta un incremento. Ciò risulta importante soprattutto per atomi radioattivi a breve emivita, in quanto un rapido rilascio evita una perdita di questi atomi per decadimento. Per questo motivo il sistema deve essere mantenuto alla maggior temperatura possibile.

In ambito europeo le opportunità scientifiche offerte dai RIB ed i notevoli problemi tecnologici ad essi associati hanno portato la comunità scientifica a proporre la costruzione di una rete di facilities complementari, definite di intermedia generazione, fondamentali per arrivare alla costruzione di un'unica grande facility europea di tipo ISOL, chiamata EURISOL [5]. Data la portata di tale progetto, sono coinvolti nell'iniziativa i principali laboratori nucleari europei con l'obiettivo dello studio e della progettazione di una struttura per la produzione di fasci di ioni radioattivi di qualità significativamente superiore a quella attualmente disponibile. In tale direzione sono orientati anche i Laboratori Nazionali di Legnaro (LNL), presso i quali è in corso la costruzione di una facility ISOL per la produzione di fasci di ioni esotici: il progetto SPES (Selective Production of Exotic Species) [6]. Tale progetto è coordinato a livello nazionale da INFN, ENEA (Bologna), Dipartimenti di Ingegneria Meccanica e di Scienze Chimiche dell'Università degli Studi di Padova e a livello internazionale prevede strette collaborazioni con CERN (Svizzera) ed i Laboratori di Oak Ridge (USA).

1.4 CONFIGURAZIONE DELLA FACILITY

La facility è principalmente dedicata alla produzione di radioisotopi **neutron-rich** con masse da 80 a 160 una a seguito di fissione di ^{238}U con una resa massima di 10^{13} fissioni/s; la fissione è resa possibile dal bombardamento con un fascio protonico a 40 MeV, detto fascio primario, di un adeguato target costituito da sette dischi in carburo di uranio (UC_x). Essendo il livello di radioattività

stimato nel target di produzione molto elevato, è necessaria la progettazione di speciali infrastrutture in modo da garantire la sicurezza in termini di radioprotezione.

Nella figura 1.4 è rappresentata la struttura dei laboratori esistenti, dove si distinguono il post acceleratore "ALPI" (acceleratore LINAC superconduttore), il CB (Charge Breeder) per aumentare lo stato di carica del fascio, l'HRMS (High-Resolution Mass Separator) per selezionare isobaricamente il fascio voluto ed il RFQ (Radio-Frequency Quadrupole) per la riaccelerazione. Essi sono collegati ed integrati al laboratorio SPES, che si inserisce quindi perfettamente nel complesso delle strutture esistenti dei Laboratori Nazionali di Legnaro. In figura 1.5 viene mostrata una schematica rappresentazione della facility SPES.

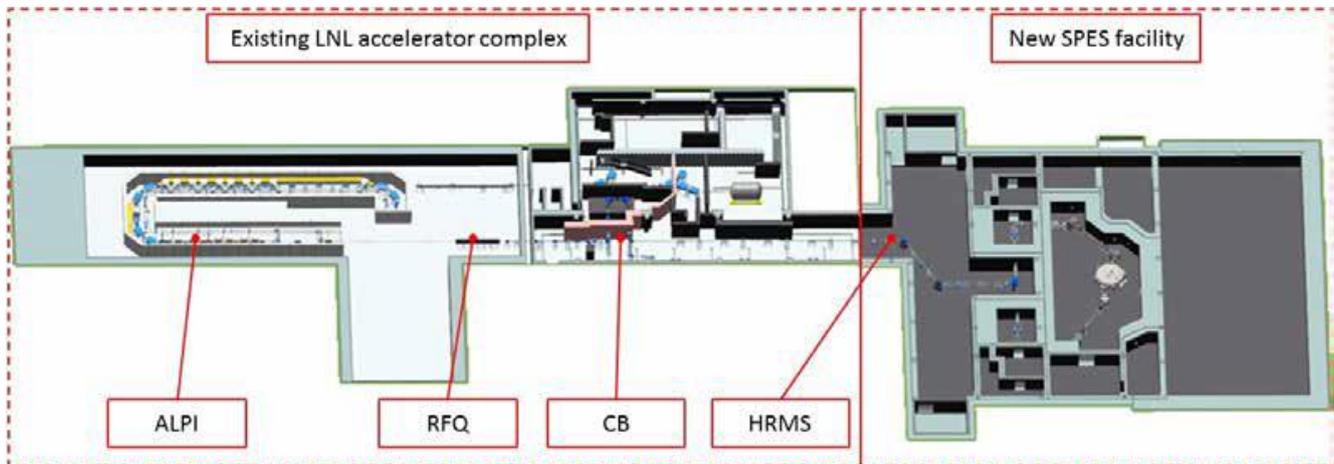


Fig. 1.4: Layout facility ai laboratori nazionali di Legnaro.

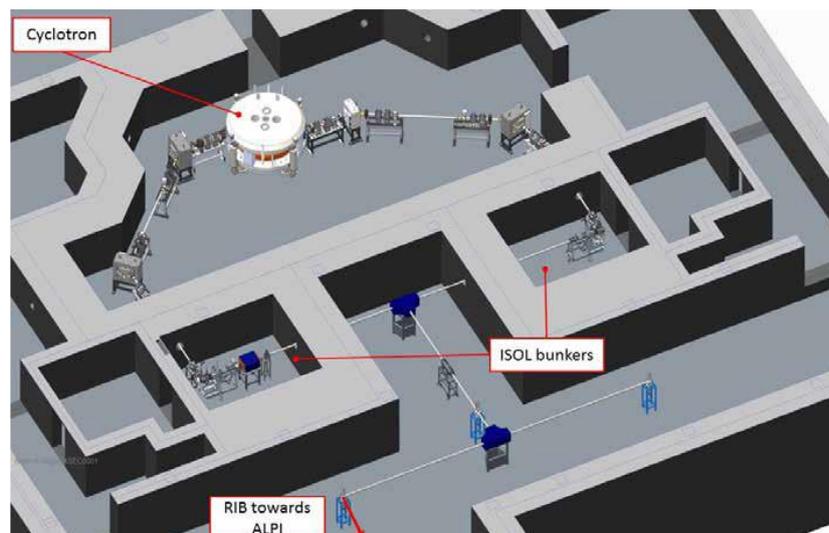


Fig. 1.5: Ingrandimento layout facility SPES.

Vengono di seguito descritti i principali elementi che compongono la facility.

1.4.1 L'acceleratore primario

L'acceleratore primario ha la funzione di produrre un fascio protonico in grado di colpire il target di uranio in cui avviene la reazione di fissione nucleare. L'acceleratore utilizzato per la facility SPES è un Ciclotrone. Ed è visibile all'interno della facility SPES in fig. 1.5. Tale dispositivo è in grado di garantire le performance richieste per la produzione di fasci di ioni esotici ed offre la possibilità di utilizzare una seconda linea di fascio in modo completamente indipendente. Il mercato offre oggi la possibilità di produrre, con la tecnologia del ciclotrone, fasci di intensità molto vicina alle richieste del progetto SPES.

Il ciclotrone scelto per il progetto SPES è il BEST 70p, sviluppato dalla Best Cyclotron e mostrato in figura 1.6, il quale è in grado di fornire due fasci di protoni indipendenti fino a 70 MeV di energia ed aventi una corrente massima di 750 μA .

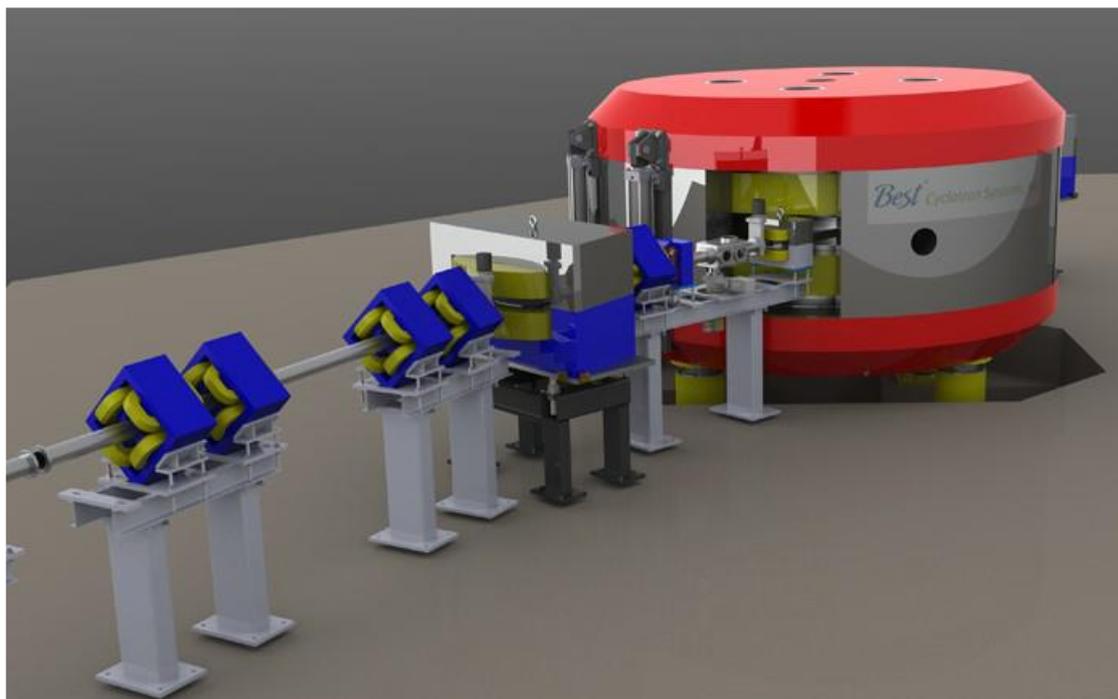


Fig. 1.6: Rendering del ciclotrone BEST 70p prodotto dalla Best Cyclotron installato all'interno della facility SPES con localizzazione in figura 1.5.

Il ciclotrone è già stato installato e inaugurato in dicembre 2016.



Fig. 1.7: Ciclotrone installato all'interno della facility SPES.

1.4.2 Il target di produzione e il sistema di estrazione e di ionizzazione

Sia il target di produzione dei radioisotopi, sia il sistema di estrazione e ionizzazione degli stessi sono contenuti all'interno di una camera di forma cilindrica (camera target), la quale viene raffreddata mediante un opportuno circuito dell'acqua per le elevate potenze in gioco (vedi figura 1.8). Sempre a causa delle alte temperature, per evitare l'ossidazione dei componenti presenti, l'interno della camera viene mantenuto in condizioni di alto vuoto (con pressioni dell'ordine dei 10^{-6} mbar); questa condizione è inoltre necessaria per aumentare il cammino libero medio delle particelle radioattive prodotte. Il volume della camera è delimitato dallo spallamento di una flangia (plate) e da un coperchio (cover) a forma di pentola, entrambi realizzati in lega di alluminio, mentre la tenuta a vuoto è garantita da un *O-Ring*.

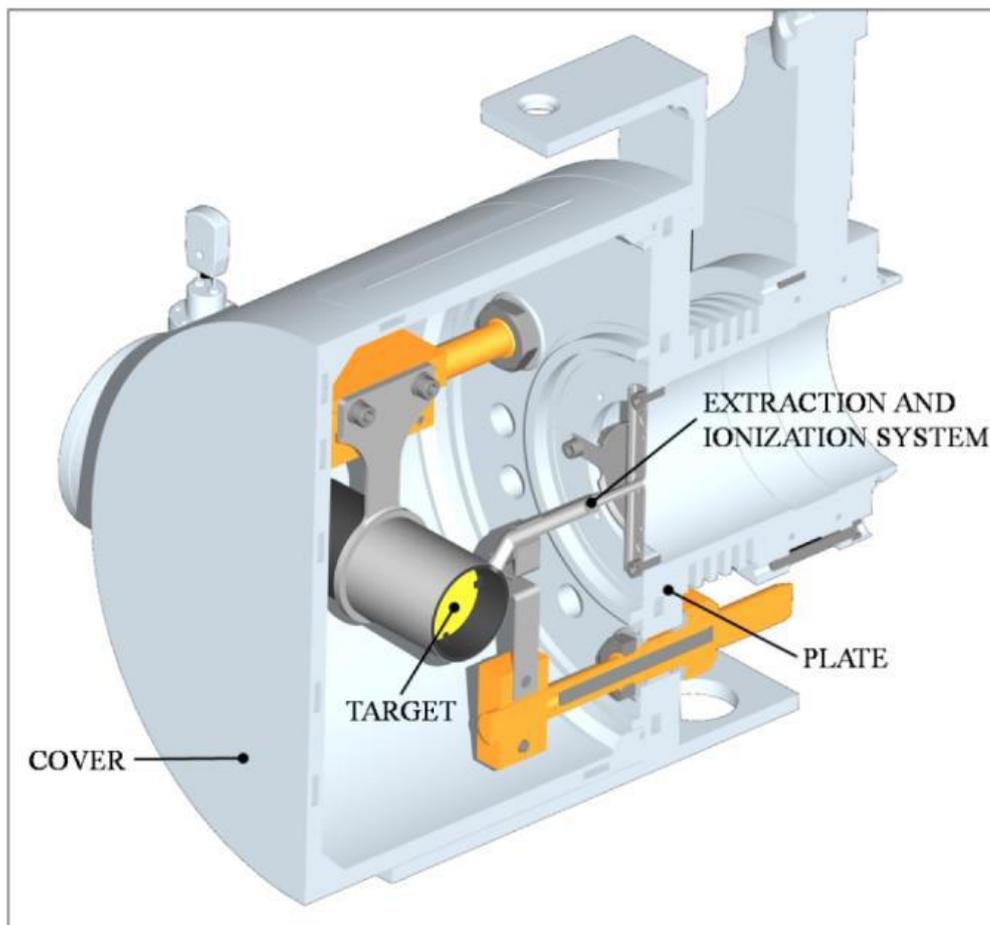


Fig. 1.8: Configurazione della camera target

Il target è composto da sette dischi coassiali in UCx, aventi 40 mm di diametro e circa 1 mm di spessore ed opportunamente distanziati in direzione assiale, al fine di dissipare attraverso radiazione termica la potenza sviluppata dal fascio di protoni. Essi sono contenuti in una scatola (box), un tubo cavo di grafite, avente un diametro esterno e una lunghezza di 49 e 200 mm rispettivamente (vedi figura 1.9). Il fascio di protoni, prima di impattare contro i dischi, attraversa una finestra in grafite (window), molto sottile per non attenuare l'intensità del fascio, ma di fondamentale importanza poiché consente di schermare la zona attiva e di evitare un eccessivo raffreddamento del materiale fissile in corrispondenza dell'ingresso del fascio. Dopo aver investito la finestra di grafite e i dischi di UCx, il fascio primario va a impattare su tre dumper e sul fondo scatola (box base); questi elementi provvedono sia all'assorbimento definitivo del fascio, per evitare l'attivazione della camera esterna, sia ad evitare la fuoriuscita di particelle dal lato posteriore del target.

La scatola deve mantenere la temperatura media di 2000°C, in modo da migliorare l'estrazione dei prodotti di fissione. Essendo la potenza del fascio di protoni non sufficiente a portare il target al livello di temperatura richiesto, è necessario introdurre un dispositivo indipendente avente la funzione di riscaldare e schermare il target. Inoltre, il sistema di riscaldamento supplementare consente di evitare improvvisi sbalzi di temperatura molto pericolosi per l'integrità strutturale dei dischi. Il riscaldatore (heater) è composto da un tubo molto sottile (tube) saldato ai bordi a due ali (wings) direttamente collegate a morsetti in rame (clamps); attraverso i morsetti è possibile far dissipare per effetto Joule il desiderato quantitativo di potenza al riscaldatore. La dissipazione di potenza (dovuta all'effetto Joule) in aggiunta al calore sviluppato dalla fissione nucleare, fa in modo che la temperatura del sistema scatola-dischi sia mantenuta al valore di utilizzo. Il materiale scelto per il riscaldatore è il tantalio: si tratta di un metallo altamente resistente alla corrosione, in grado di condurre energia elettrica e termica e di raggiungere temperature molto elevate [7].

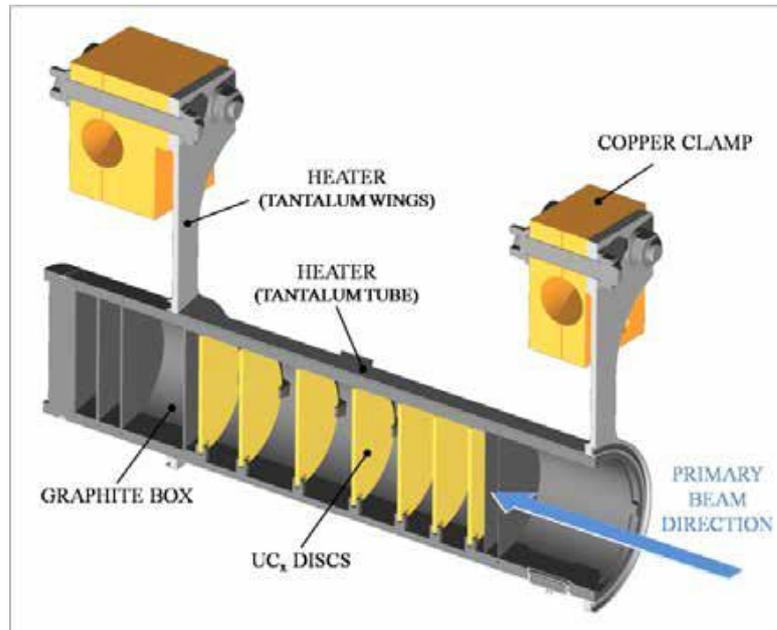


Fig. 1.9: Rappresentazione di un prototipo di bersaglio diretto del progetto SPES.

Il processo di fissione nucleare, che si manifesta quando il fascio di protoni investe i sette dischi in carburo di uranio, produce nuclei radioattivi aventi massa compresa tra gli 80 ed i 160 uma; per la produzione di un RIB, la specie esotica desiderata deve essere estratta dal target e ionizzata. Tale processo richiede del tempo e non può essere applicato ad isotopi aventi una vita media inferiore a poche decine di millisecondi.

Il processo di estrazione avviene mediante la linea di trasferimento (transfer line), attraverso la quale gli isotopi in uscita dal target vengono indirizzati verso la sorgente di ionizzazione (ion source) dove sono ionizzati positivamente (ioni +1). Nell'attuale configurazione la linea di trasferimento (transfer line) è un tubo sottile di tantalio saldato al riscaldatore ad un'estremità e connesso meccanicamente alla sorgente di ionizzazione all'estremità opposta (vedi figura 1.11). Come accade per il riscaldatore, anche il sistema linea di trasferimento - sorgente di ionizzazione viene riscaldato mediante dissipazione di potenza per effetto Joule; in questo modo la temperatura della sorgente arriva fino ai 2400°C.

A seconda del potenziale di ionizzazione dell'elemento possono essere utilizzati diversi metodi di ionizzazione. Il potenziale di ionizzazione è rappresentato dall'energia necessaria per portare un elettrone della sfera di valenza ad una distanza infinita dall'atomo. Metalli alcalini e alcalino-terrosi hanno bassi potenziali di ionizzazione per cui una energia relativamente bassa sarà richiesta per ottenere la loro ionizzazione. In questo caso si può optare per l'uso di una sorgente di ionizzazione superficiale (SIS – Surface Ionization Source), descritta in seguito più dettagliatamente. Altri tipi di sorgenti utilizzabili nel front-end SPES sono la sorgente di ionizzazione al plasma (PIS – Plasma Ionization Source), in grado di ionizzare elementi con alto potenziale di ionizzazione, ma senza selettività e la sorgente di ionizzazione laser in grado di ionizzare selettivamente elementi con medio potenziale di ionizzazione. In figura 1.10 vengono visualizzati gli elementi e il metodo di ionizzazione di elezione per ciascuno. Gli elementi di transizione da $Z = 40$ a $Z = 46$ sono prodotti nel target, ma non estratti per la loro bassa volatilità (refrattari).

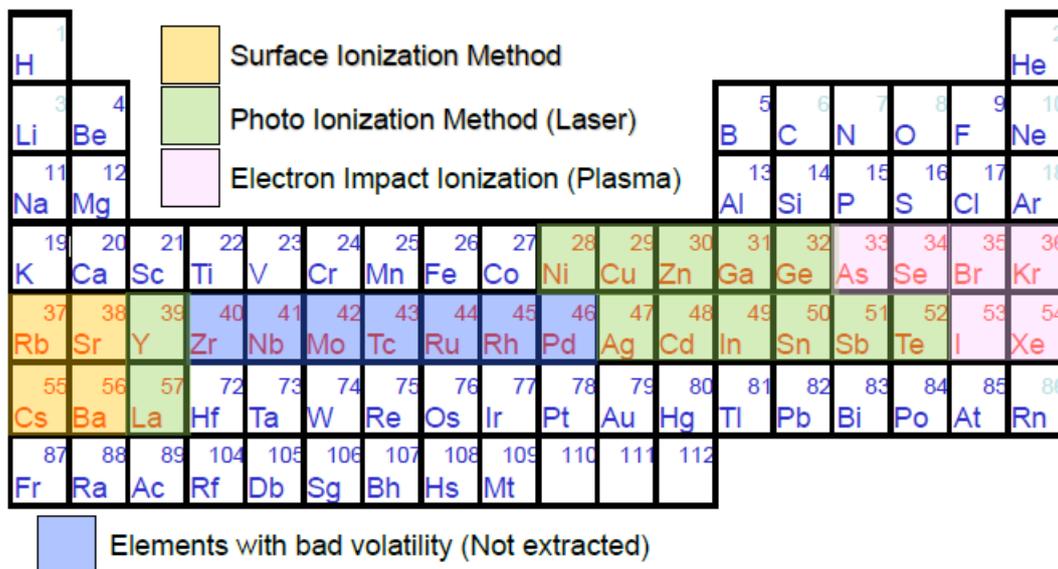


Fig. 1.10: Tavola periodica e metodi di ionizzazione.

La camera target è collegata al front end e tra i due componenti è presente una differenza di potenziale ($V_{camera} - V_{front-end}$) pari a 30 kV, per questo è necessario, al fine di evitare il contatto diretto, interporre un isolante elettrico (electricalinsulator). La differenza di potenziale presente attira gli ioni radioattivi verso il front end; in particolare il componente che accoglie gli ioni in uscita dalla sorgente di ionizzazione è un elettrodo (electrode) realizzato in lega di titanio (Ti6Al4V) e visibile in figura 1.11. In questo modo si forma il fascio di ioni radioattivi che verrà, dopo il passaggio attraverso i separatori elettromagnetici ed il post acceleratore, inviato alle sale sperimentali.

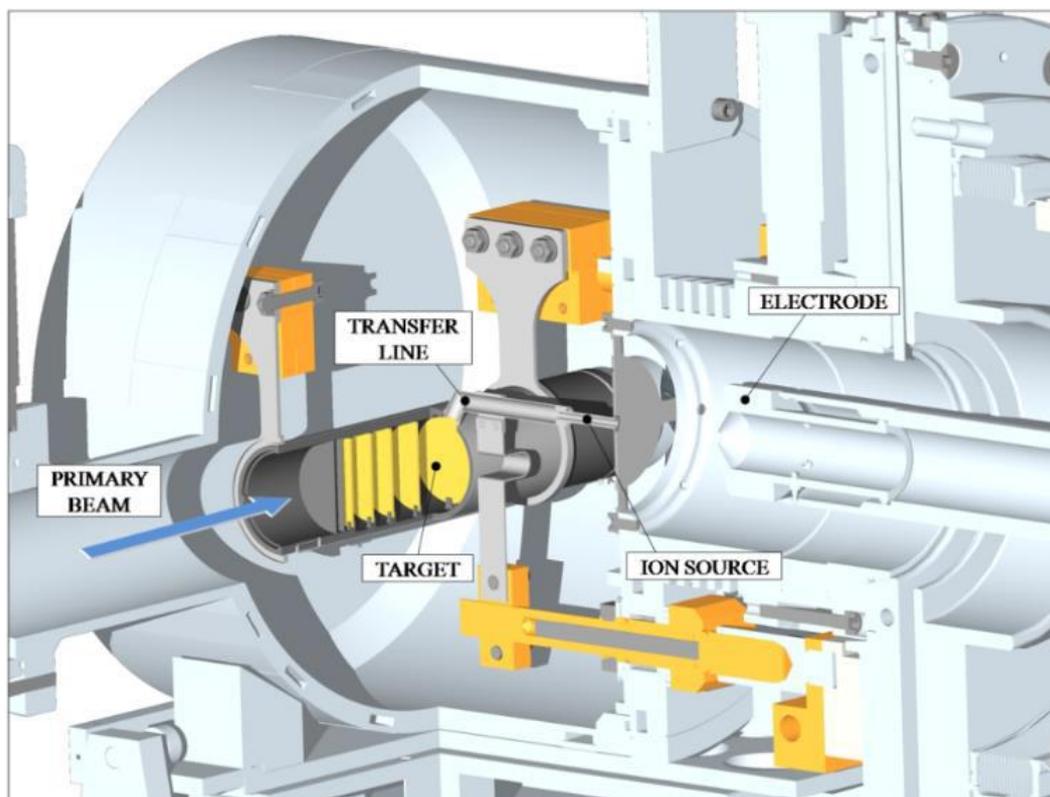


Fig. 1.11: Rappresentazione del sistema di estrazione e ionizzazioni del progetto SPES.

1.4.3 Il Front End (FE)

Con il termine Front-End si indica l'insieme dei diversi dispositivi che concorrono allo scopo di permettere la produzione ed il trasporto dei fasci di ioni radioattivi e che verranno installati all'interno dell'ISOL bunker. Il Front-End del Progetto SPES, rappresentato in figura 1.13, si compone essenzialmente di due parti:

- Il Front-End protonico (FEP), impropriamente detto canale protonico (il canale protonico, in realtà, corrisponde a tutto ciò che è compreso tra la sorgente di ioni, ovvero il ciclotrone, e il Front-End), che è la parte responsabile del trasporto del fascio protonico;
- Il Front-End radioattivo (FER), impropriamente detto canale radioattivo, che è responsabile del trasporto e dell'accelerazione del fascio radioattivo.

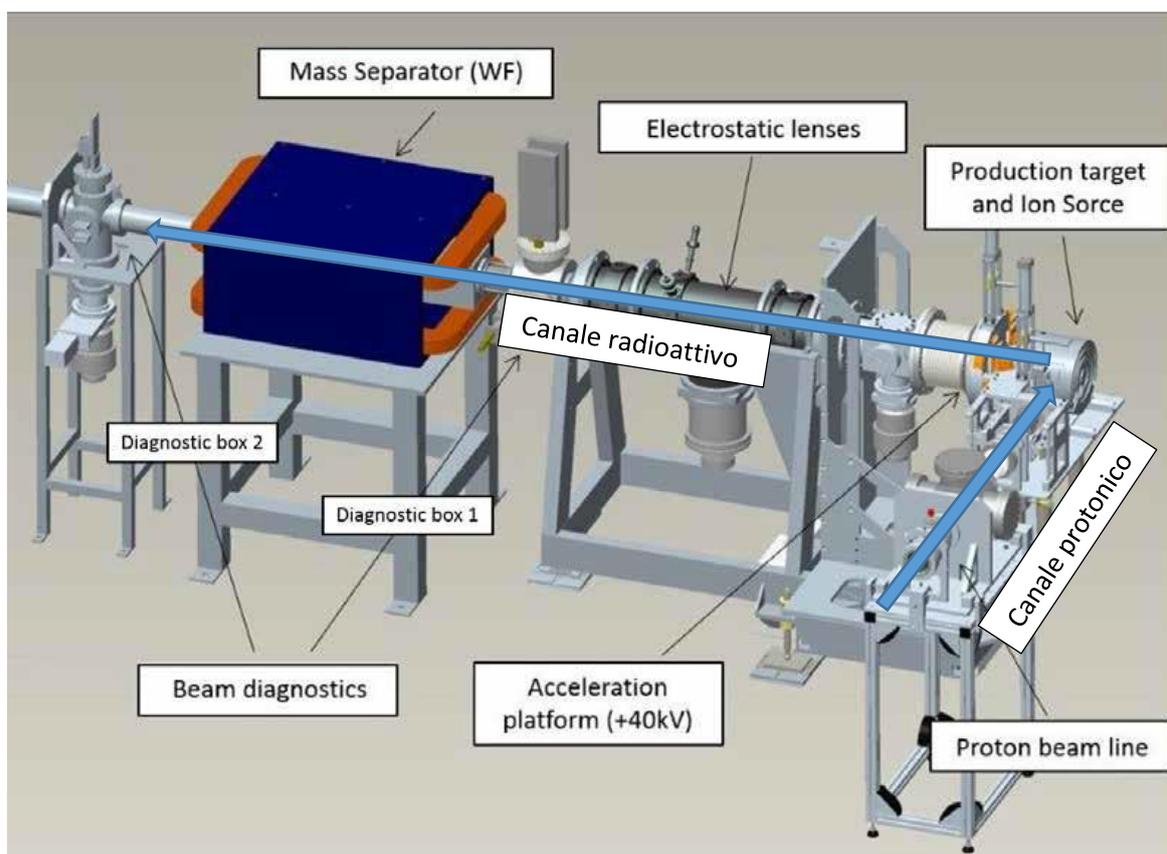


Fig. 1.19: Rappresentazione del front-end di SPES.

Il Front-End raccoglie anche tutti i dispositivi ausiliari necessari al funzionamento dell'intero sistema. A differenza di quanto avviene, ad esempio, per la camera target che viene periodicamente sostituita, l'insieme dei componenti del Front-End rimangono fissi all'interno del bunker e sono sottoposti soltanto alla manutenzione programmata. Le zone più prossime alla camera target, infatti, sono soggette ad un notevole danneggiamento dovuto all'alta dose radioattiva assorbita e proveniente dal target, la quale varia approssimativamente con il quadrato della distanza dalla fonte irradiante. Proprio per questo motivo si stima la sostituzione della camera target ogni 15 giorni di lavoro.

Il Front-End svolge le seguenti funzioni:

- Garantisce sostegno e stabilità al canale protonico, alla camera target e agli apparati necessari al trasporto del fascio radioattivo;
- Realizza un grado di vuoto sufficientemente spinto per il corretto funzionamento di tutti gli organi al suo interno e a esso collegati;
- Consente un rapido aggancio della camera target;

- *Provvede all'apporto verso la camera target di energia elettrica per il riscaldamento del blocco target e di acqua per il raffreddamento della camera stessa.*

L'alto livello di vuoto, dell'ordine di 10^{-5} mbar, facilita il cammino dei due fasci ed evita l'ossidazione dei componenti del target, aspetto di grande importanza dato che la camera target lavora ad alte temperature. Il vuoto si ottiene in due passaggi: inizialmente una serie di pompe volumetriche tipo scroll raggiungono vuoti dell'ordine di 10^{-2} - 10^{-3} mbar, successivamente, azionando delle pompe turbo-molecolari si raggiungono le pressioni richieste in esercizio. Vuoti superiori a valori di 10^{-5} - 10^{-6} mbar non sono raggiungibili per problemi di degassamento superficiali legati al materiale scelto per la costruzione del Front-End (alluminio), ma soprattutto per il rilascio di atomi da parte dei componenti all'interno della camera target sottoposti ad elevate temperature compresa la presenza di guarnizioni polimeriche. L'alluminio è stato preferito all'acciaio poiché quest'ultimo ha la tendenza ad attivarsi in modo significativo e duraturo in presenza di radiazione neutronica.

- *Il canale protonico (FEP):*

Il canale protonico collega il ciclotrone alla camera target permettendo l'isolamento elettrico tra le due estremità tramite isolatore in allumina. Infatti come è stato spiegato al paragrafo 1.4.2, per estrarre gli ioni radioattivi è necessario applicare una differenza di potenziale di 40kV al front end radioattivo. Il collimatore (Figura 1.20) è il primo elemento del canale protonico ed è formato da una serie di blocchi di grafite con fori coassiali di diverso diametro: i blocchi sono posti in modo tale che il diametro del foro sia decrescente nel verso del fascio, in questo modo riduce l'area d'impatto del fascio stesso adattandola alla dimensione dei dischi di uranio. Nella struttura esterna, che contiene i dischi di grafite, è stato ricavato un condotto per la circolazione di acqua per il raffreddamento.

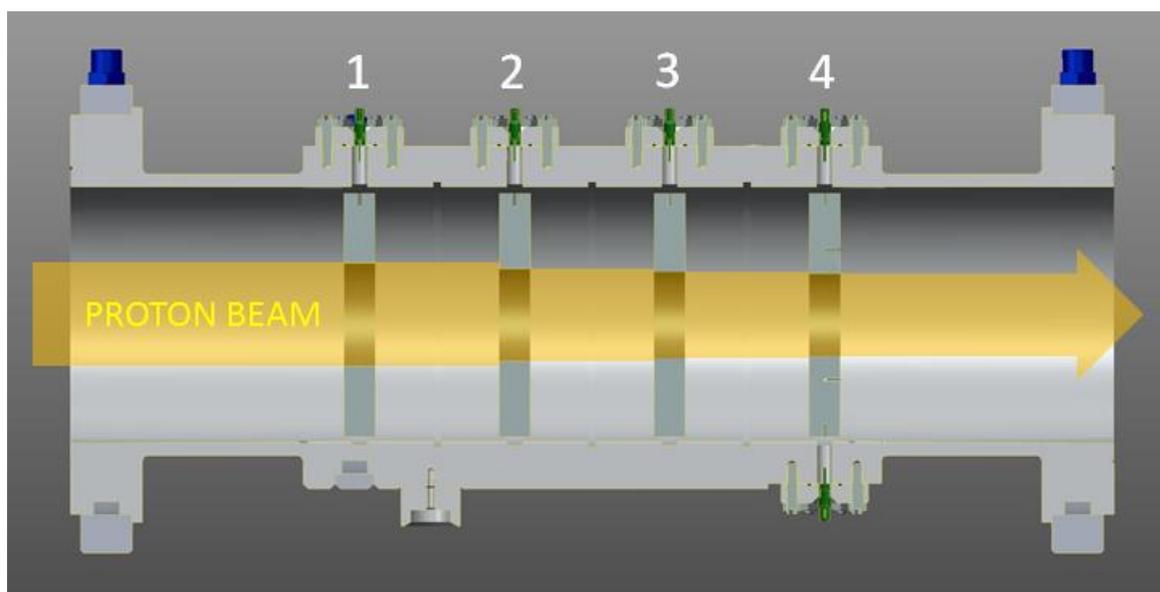


Fig. 1.20: Illustrazione del funzionamento del collimatore sviluppato per il progetto SPES



Fig. 1.21: Renderinging del nuovo canale protonico progettato in questo lavoro di tesi.

Collimato il fascio, questo viene caratterizzato tramite appositi strumenti di diagnostica tra cui un beam profiler e una faraday cup contenute in una box di diagnostica. Tali dispositivi permettono rispettivamente di misurare il diametro del fascio e l'intensità. L'isolatore, in allumina (Al_2O_3), provvede al collegamento degli organi precedenti alla piattaforma a 40 kV mantenendo l'isolamento elettrico. Ulteriori dettagli sul funzionamento di tale dispositivo sono indicati al capitolo 6.

➤ Il canale radioattivo (*FER*):

Il canale radioattivo riceve e trasporta il fascio radioattivo. Esso è composto da due parti:

- parte di telaio fissata con il gruppo di quadripoli che controlla il fascio;
- parte di telaio rimovibile che comprende la tavola di accoppiamento che sostiene la camera target e tutti gli oggetti vicini ad essa.

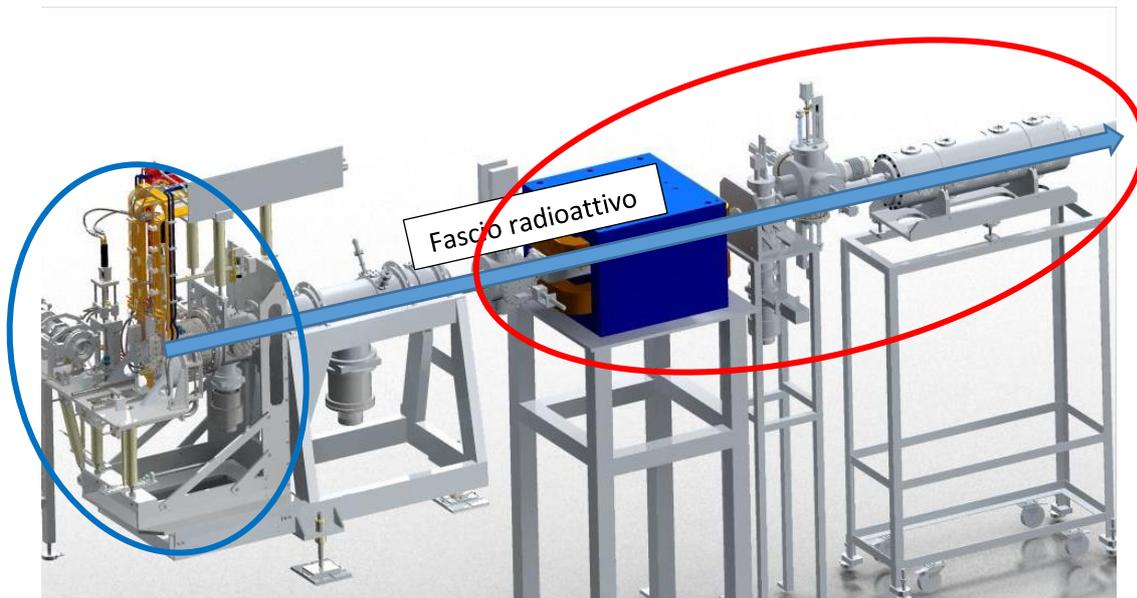


Fig. 1.22: Rendering del canale radioattivo. Cerchiato in blu la parte di telaio rimovibile e in rosso la parte di telaio fissata con il gruppo quadrupoli.

Le zone più prossime alla camera target sono soggette a un notevole danneggiamento dovuto all'alta dose radioattiva assorbita proveniente dal target, la quale varia approssimativamente con il quadrato della distanza dalla fonte irradiante. Proprio per questo motivo si stima la sostituzione della camera target ogni 15 giorni di lavoro.

La parte fissa del telaio contiene i componenti più sollecitati dell'intero Front-End. La sua funzione principale è quella di accoppiare la camera target al Front-End attraverso le connessioni pneumatiche ed elettriche, ed estrarre, attraverso l'elettrodo estrattore, il fascio radioattivo. Questa zona prossima alla camera viene sostituita ogni 7 anni di lavoro, mentre il resto del Front-End (telaio fisso) è a una distanza tale per cui è accettabile il danneggiamento da radiazione. Il telaio fisso è assicurato a terra tramite dei piedini regolabili in altezza che poggiano su basi che consentono un buon allineamento dell'intera struttura al piano di appoggio; qui alloggianno il gruppo di quadrupoli elettrostatici che focalizzano il fascio radioattivo.

1.5 APPLICAZIONI DEI FASCI DI IONI ESOTICI

I fasci di ioni esotici hanno suscitato, nel corso degli anni, un crescente interesse dovuto alle loro molteplici applicazioni non solo nel campo della fisica nucleare ma anche in astrofisica, medicina e fisica dello stato solido. Nei prossimi paragrafi viene data una breve panoramica delle applicazioni nei vari ambiti di ricerca.

1.5.1 Applicazioni in fisica nucleare

Sono elencate di seguito le principali applicazioni nell'ambito della fisica nucleare.

1.5.1.1 Miglioramento e verifica del modello standard

L'attuale modello su cui si basa la fisica nucleare comprende tre delle quattro interazioni fondamentali, cioè l'interazione nucleare forte, l'elettromagnetismo e l'interazione nucleare debole (queste ultime talvolta identificate con il termine interazione elettrodebole) e descrive la funzione e le proprietà di tutte le particelle (note ed osservate) che costituiscono la materia. Sebbene tale modello abbia avuto un notevole successo l'aspetto poco soddisfacente è che è stato costruito facendo uso di alcune assunzioni ad hoc non ancora pienamente verificate. Per chiarire l'origine e confermare la validità di tali assunzioni sono stati ideati complessi esperimenti di fisica nucleare, suggeriti da convincenti basi di natura teorica. La messa in opera di tali procedure sperimentali comporterebbe l'effettuazione di misure precise sulle proprietà di decadimento di alcuni isotopi, che possono essere ricavate utilizzando come sorgente pura di ioni i fasci radioattivi prodotti nelle facilities.

1.5.1.2 Studio della struttura di nuclei complessi

I nucleoni (protoni e neutroni) sono a loro volta costituiti da subparticelle dette quark. Esse esercitano un'azione fisica che va oltre i nucleoni nei quali sono confinate. Si osserva in particolare che tale interazione si manifesta in maniera diversa tra nucleoni liberi e nucleoni appartenenti allo stesso nucleo, in quanto influenzata dalla densità di protoni e neutroni associata al particolare tipo di nucleo. Attualmente non è stata ancora identificata una formula generale in grado di quantificare l'entità delle interazioni nucleari per tutti i tipi di nuclei, in quanto calcoli di natura quantomeccanica sono applicabili solamente ai nuclei più leggeri. La fisica nucleare quindi si è posta l'obiettivo di ottenere una trattazione unitaria in grado di:

- Permettere di determinare l'effettiva interazione tra le particelle nucleari;
- Eliminare le incongruenze presenti nel modello corrente;
- Essere applicabile anche ai nuclei esotici, ossia quelli con rapporto protoni/neutroni estremo.

A questo proposito i fasci di ioni radioattivi possono fornire un prezioso contributo.

1.5.1.3 Misure della dimensione del nucleo: i nuclei halo

Le dimensioni del nucleo sono direttamente correlate al numero di nucleoni che lo costituiscono, ovvero il numero di massa (A). Tale correlazione è espressa dalla formula:

$$R = R_0 A^{\frac{1}{3}}$$

Dove:

- Con R è espresso il raggio del nucleo;
- A indica il numero di massa;
- R_0 rappresenta una costante pari a 1.2 fermi (1 fermi = 10^{-15} m).

Tuttavia in particolari condizioni, lontane dalla stabilità, si possono incontrare notevoli deviazioni dalla legge poiché le interazioni tra i nucleoni possono diventare così piccole da non garantire la formazione di un nucleo sotto forma di aggregato. Si possono quindi formare nuclei ad anello, detti nuclei "halo". Nuclei di questo tipo presentano una diversa distribuzione dei neutroni; si tratta in particolare di nuclei con sovrabbondanza di neutroni rispetto al corrispondente isotopo stabile, inoltre uno o due di questi neutroni risentono di una debole interazione con il nucleo, e vi orbitano intorno rimanendo quindi separati da esso (neutroni di valenza).

Un esempio di nucleo "halo" è l'isotopo ^{11}Li , il cui nucleo presenta due neutroni di valenza. In questo nuclide la dimensione media del nucleo è paragonabile a quella dell'isotopo ^{48}Ca , se però si considera anche l'alone racchiuso dalle orbite dei due neutroni di valenza le dimensioni diventano confrontabili con quelle del nucleo molto più massivo dell'isotopo ^{208}Pb (figura 1.23).

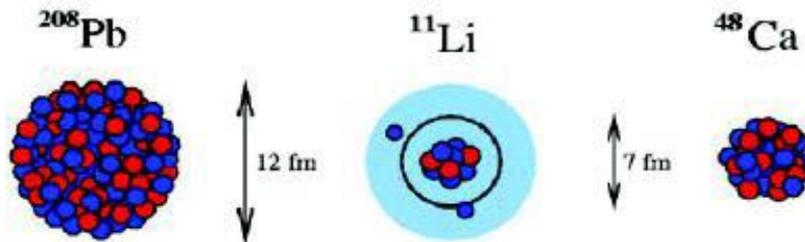


Fig. 1.23: Paragone tra la dimensione del nucleo di ^{11}Li e quella di altri nuclei più massivi.

Il nucleo ^{11}Li è un particolare sistema a tre corpi (i due neutroni ed il core), infatti rappresenta un esempio naturale di sistema borromeico. In topologia si definisce borromeico un sistema costituito

da tre anelli tra loro legati inscindibilmente in maniera tale che tuttavia la soppressione di uno comporti la separazione degli altri due (figura 1.24).



Figura 1.24: Gli anelli Borromeici.

I nuclei ad anello sono detti anche borromeici perché infatti se il costituente di uno degli anelli viene in qualche modo rimosso, l'intero sistema diviene immediatamente instabile e i due anelli rimanenti si separano e si allontanano facilmente.

Attualmente è possibile determinare la distribuzione dei protoni con esperimenti di spettroscopia atomica, utilizzando fasci radioattivi di bassa energia e luce laser collineata. Se si cerca invece di determinare la distribuzione di tutti i nucleoni è necessario disporre di fasci ad alta energia, come quelli prodotti nelle facilities.

1.5.1.4 Produzione di elementi superpesanti

In natura si ritrovano all'incirca 90 elementi, dall'idrogeno all'uranio. Grazie a reazioni di fusione nucleare negli ultimi anni è stato possibile sintetizzare elementi con elevato numero di massa estendendo il numero dei costituenti della tavola periodica fino ad elementi con numero atomico pari a 112, prospettando una futura estensione a 116. In particolare partendo da osservazioni preliminari si ritiene che questi elementi detti superpesanti, in cui la repulsione coulombiana assume valori elevati, riescano a formarsi intorno alla cosiddetta isola di stabilità, una configurazione formata da 114 protoni e 184 neutroni che sembra garantire la stabilità del nucleo. Le tecnologie più recenti consentono la disponibilità di fasci intensi, costituiti da nuclei instabili ricchi di neutroni (n-rich). Se questi vengono accoppiati a target stabili, anch'essi ricchi di neutroni, potrebbero crearsi le condizioni adatte per approfondire tale fenomeno e aprire definitivamente la strada ad uno studio più accurato di questa realtà.

1.5.2 Applicazioni nella fisica dello stato solido

Nel 1920 è stata ideata la tecnica del Radio Tracer Diffusion, che consiste nell'impiantare in un sistema solido dei nuclei radioattivi e studiarne il decadimento, rilevando le particelle e le radiazioni gamma che emettono. È possibile rilevare anche il segnale di pochissimi atomi, pertanto questa tecnica risulta particolarmente utile e diffusa per lo studio dei processi di diffusione all'interno dei sistemi solidi.

Il sistema ospitante può essere drogato con radioisotopi sonda sia per diffusione mediante reazione nucleare, sia per impianto ionico. La scelta dello specifico isotopo radioattivo da utilizzare nello specifico esperimento viene effettuata in base sia alle caratteristiche chimico-fisiche sia alle proprietà nucleari di quest'ultimo [9].

L'utilizzo della tecnica Radio Tracer Diffusion consente di:

- Osservare, tramite i prodotti del decadimento le interazioni tra l'atomo sonda e la struttura del reticolo cristallino che lo circonda;
- Ricavare informazioni riguardanti il campo elettrico e magnetico all'interno del reticolo cristallino;
- Studiare i processi diffusivi e le interazioni tra gli atomi sonda;
- Evidenziare la presenza, la distribuzione e la tipologia dei difetti nel reticolo cristallino.

1.5.2.1 Drogaggio dei semiconduttori

Per poter sviluppare semiconduttori di piccole dimensioni è necessario poter avere il miglior controllo possibile sui difetti che governano tali proprietà, cioè sia sulle caratteristiche intrinseche (vacanze, difetti interstiziali) sia su quelle estrinseche (droganti, impurità atomiche) del reticolo cristallino. Per questo motivo sia la ricerca di base, sia quella applicata stanno concentrando i propri sforzi nello studio dei difetti e dell'attivazione elettrica dei droganti in diversi tipi di semiconduttori.

Analogamente agli isotopi droganti stabili, anche quelli radioattivi possono alterare le proprietà elettriche ed ottiche dei semiconduttori nei quali vengono inseriti. Queste caratteristiche sono influenzate dalle loro proprietà chimiche e dalla posizione in cui vengono inseriti nel reticolo. Oltre alla tipologia di semiconduttore le loro proprietà ottiche ed elettroniche sono sensibilmente influenzate anche dalle dimensioni. È stato dimostrato infatti che nel caso i conduttori particolarmente piccoli tali proprietà possono essere alterate in maniera significativa se vi è un difetto con concentrazione inferiore a 10^{12} atomi/cm³. Per avere quindi un controllo affidabile delle prestazioni di semiconduttori di questo tipo è indispensabile poter disporre di tecniche sperimentali con elevata sensibilità sia dal punto di vista chimico, sia da quello della concentrazione dei difetti.

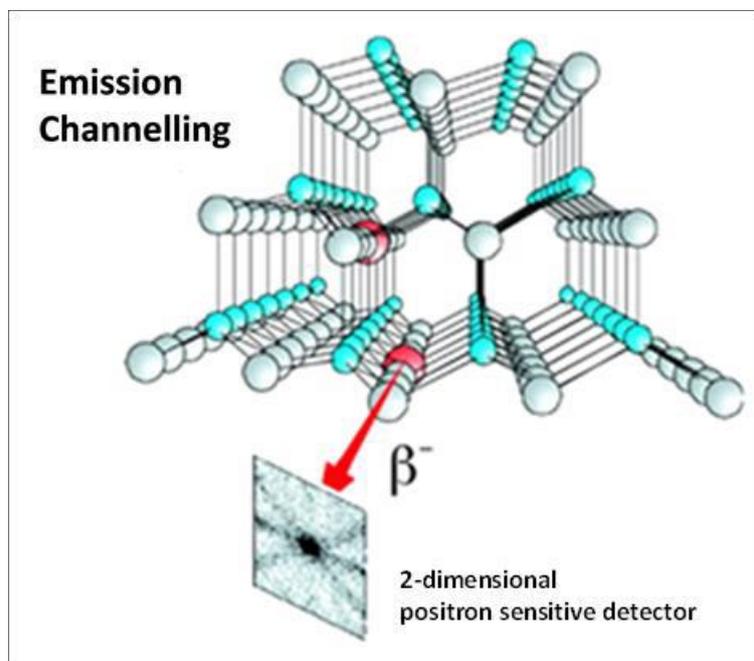


Fig. 1.25: Emission channelling degli elettroni emessi da atomi radioattivi situati in una riga atomica del reticolo.

La tecnica diffusa da decenni per la rilevazione delle impurezze è stata il **channeling** (figura 1.25): tale procedura consiste nell'indirizzare un fascio di ioni attraverso le righe atomiche dei cristalli o lungo i piani del cristallo (canali), tuttavia non è possibile determinare concentrazioni di difetti inferiori a 10^{18} atomi/cm³. La sensibilità subisce un notevole miglioramento se all'interno del reticolo cristallino sono impiantate impurezze radioattive che emettono particelle cariche (emission channelling). Misurando l'emissione lungo direzioni diverse è possibile determinare la posizione nel reticolo cristallino dell'atomo emittente con un'accuratezza di pochi decimi di Å.

1.5.3 Applicazioni in medicina nucleare

I fasci di ioni radioattivi possono avere interessanti applicazioni mediche sia nel campo della diagnosi sia nel campo del trattamento di patologie tumorali. Di seguito sono illustrate le principali applicazioni in campo medico che attualmente sono state prese in considerazione.

1.5.3.1 La tomografia ad emissione positronica (PET)

Prima di trattare quest'altra applicazione è bene introdurre alcune definizioni:

- Si dice antimateria la materia costituita dalle antiparticelle: esse hanno massa uguale a quella delle corrispettive particelle della materia ordinaria, ma caratteristiche opposte.
- Viene chiamata positrone (o anche antielettrone) l'antiparticella corrispondente all'elettrone, avente quindi carica +1. Quando un positrone viene associato ad un elettrone la loro carica si annulla e la loro massa viene convertita in energia sotto forma di due fotoni ad altissima energia, nella banda dei raggi gamma. I positroni possono essere generati dal decadimento radioattivo con emissione di positroni o dall'interazione con la materia di fotoni con energia superiore a 1.022 MeV.

L'antimateria è generalmente utilizzata nello studio delle interazioni tra le particelle elementari, tuttavia presenta anche un'importante applicazione tecnologica: la Tomografia ad emissione Positronica (PET- Positron Emission Tomography). Si tratta di una tecnica di medicina nucleare e diagnostica medica che sfrutta l'emissione positronica per monitorare il funzionamento degli organi interni dei pazienti creando mappe tridimensionali ad alta risoluzione della parte del corpo che si vuole osservare.

La procedura PET prevede di iniziare in genere con l'iniezione per via endovenosa di alcuni isotopi traccianti a vita media breve, legati ad una molecola metabolicamente attiva (generalmente uno zucchero). Trascorso un certo periodo di tempo nel quale la molecola contenente il tracciante ha avuto modo di diffondersi nel corpo e legarsi alle cellule con una certa concentrazione nei vari tessuti da esaminare, il soggetto viene posizionato all'interno dello scanner.

L'isotopo di vita media breve decade emettendo un positrone. Dopo un percorso breve, di al massimo pochi millimetri il positrone si annichila con un elettrone, emettendo due fotoni con energia paragonabile a quella della radiazione gamma. I fotoni sono essi lungo una stessa retta ma con direzione opposte (sfasate quindi di 180° tra loro) e vengono poi rilevati dal dispositivo di scansione mediante particolari tubi fotomoltiplicatori. Il principio fondamentale su cui si basa l'efficacia della tecnica è la rilevazione simultanea di coppie di fotoni. Coppie di fotoni che non arrivano al rilevatore in un intervallo di tempo sufficientemente ristretto (pochi nanosecondi) tra loro non vengono presi in considerazione. Misurando la posizione in cui ciascun fotone colpisce il rilevatore (ciascuna coppia identifica una retta) è possibile determinare la posizione del corpo da cui sono stati emessi (teoricamente due coppie di fotoni identificano due rette tra loro incidenti nel punto di emissione), permettendo quindi di monitorare l'attività degli organi osservati.



Fig. 1.26: Esempio di scanner impiegato nella tecnica di rilevazione PET

Lo scanner (figura 1.26) utilizza l'emissione di fotoni per determinare la densità di isotopo nei tessuti analizzati. La mappa risultante rappresenta i tessuti in cui la molecola tracciante si è

concentrata maggiormente e viene letta e interpretata da uno specialista in medicina nucleare o in radiologia al fine di effettuare una diagnosi e stabilire il trattamento adeguato per l'eventuale patologia o anomalia riscontrata. Molto spesso i risultati ottenuti dalla Tomografia ad Emissione di Positroni sono integrati e confrontati con gli esiti della Risonanza Magnetica Nucleare, ottenendo così una mappatura completa dei tessuti analizzati, comprendente informazioni sia morfologiche ed anatomiche, sia metaboliche.

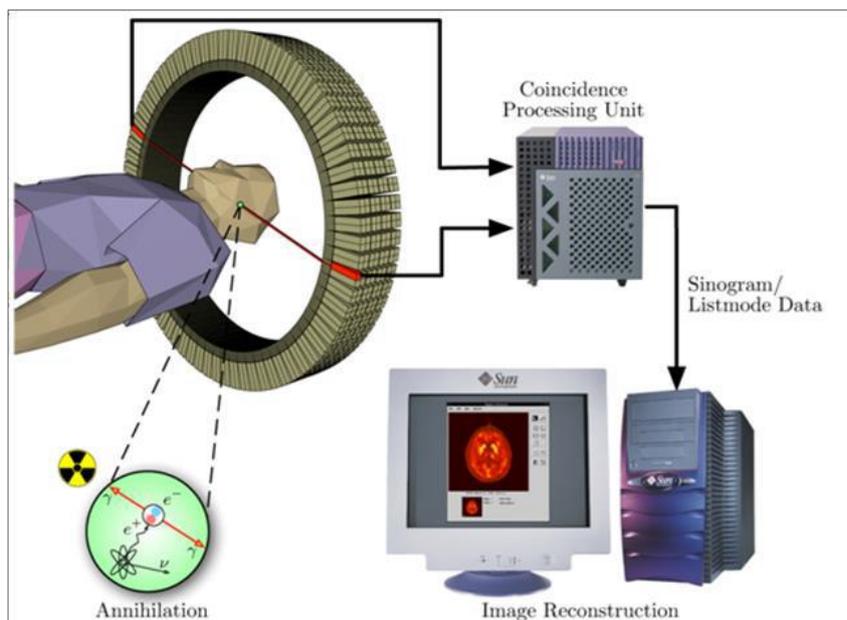


Fig. 1.27: Schema riassuntivo della tecnica di analisi PET e modalità di acquisizione e presentazione dei dati

In ogni caso mentre diagnosi effettuate con i metodi di scansione come la RMN e la TAC permettono di identificare alterazioni morfologiche e anatomiche dei tessuti organici, le scansioni PET sono in grado di mostrare eventuali variazioni a livello biologico molecolare con l'utilizzo di marcatori che presentano diversa velocità di assorbimento a seconda del tessuto interessato. Questo tipo di alterazioni in genere precedono quelle morfologiche, pertanto permettono di diagnosticare con maggiore anticipo eventuali anomalie.

Con una scansione PET si può inoltre determinare con una certa precisione il cambio di afflusso sanguigno nei vari tessuti attraverso la determinazione di concentrazione dell'emissione positronica. I radionuclidi più utilizzati nella scansione PET sono isotopi a breve tempo di dimezzamento, come ^{11}C (~20 min), ^{13}N (~10 min), ^{15}O (~2 min), ^{18}F (~110 min). Per via del loro basso tempo di dimezzamento i radioisotopi devono essere prodotti in prossimità dello scansionatore PET.

1.5.3.2 La produzione di radiofarmaci

Nell'ambito del progetto SPES è in fase di studio la possibilità di produzione di radioisotopi utili per applicazioni di medicina nucleare. In tale ambito la ricerca è molto viva e nell'ottica di una collaborazione tra i laboratori di fisica nucleare e gli ospedali, si stanno studiando i possibili radiofarmaci producibili. Saranno prodotti soprattutto radioisotopi *neutron-rich- β -emitters*, dalle applicazioni in campo terapeutico molto promettenti. Ciò che rende questo studio significativo è la possibilità di produrre radiofarmaci ad altissima purezza, privi di contaminanti. Attualmente è stata condotta con successo una sperimentazione pilota con ^{89}Sr , uno dei radioisotopi più promettenti, per la verifica della realizzabilità del progetto.

1.5.4 Applicazioni in astrofisica

L'astrofisica nucleare è fondamentale per la comprensione delle strutture, dell'evoluzione, delle dinamiche e della composizione dell'universo e dei suoi costituenti. Nelle stelle avvengono reazioni nucleari che liberano grandi quantità di energia e che coinvolgono sia nuclei stabili sia nuclei instabili. Tali reazioni possono essere costanti nel tempo, permettendo

quindi alla stella di continuare a brillare per bilioni di anni prima di esaurire il carburante nucleare, oppure liberare un'enorme quantità di energia in un unico evento esplosivo distruggendo di fatto la stella in pochi minuti o secondi.

Nelle differenti fasi della vita di una stella vengono sintetizzati nuovi elementi chimici, sia attraverso reazioni di nucleosintesi che seguono strettamente la valle di stabilità, sia attraverso processi non ancora identificati dal momento che si svolgono in un territorio sconosciuto.

Per sviluppare un modello che descriva il processo di nucleosintesi è necessario valutare le rese delle reazioni nucleari dei principali cicli astrofisici e le caratteristiche di decadimento di nuclei tuttora sconosciuti. Queste essenziali informazioni includono i tempi di vita, le masse ed i principali canali di decadimento di un numero di nuclei chiave lontani dalla stabilità. Le reazioni nucleari coinvolgenti nuclei instabili possono essere misurate unicamente con un fascio radioattivo: per tale motivo si prevede che la nuova generazione di facilities per la produzione di fasci radioattivi risulterà di fondamentale importanza per la comprensione della sintesi elementare nell'Universo.

1.6 CONTESTUALIZZAZIONE DEL PRESENTE LAVORO DI TESI ALL'INTERNO DEL PROGETTO SPES

Analizzato tutto il progetto SPES nella sua configurazione e finalità è possibile ora comprendere dove il seguente lavoro di tesi andrà a focalizzarsi.

Come si ha avuto modo di comprendere, uno dei problemi fondamentali all'interno del front-end è cercare di mantenere un grado di vuoto alto all'interno delle camere da vuoto affrontando quindi il problema delle alte temperature e delle radiazioni ionizzanti. L'unico componente che verrà cambiato con cadenza frequente è la camera target, quindi per questo dispositivo è possibile utilizzare guarnizioni in materiale polimerico che riescono a tollerare le alte temperature e le radiazioni per un breve periodo di tempo (15 giorni). Successivamente tale componente dovrà essere sostituito perché l'efficienza del sistema comincerà a diminuire dovuto alle difficili condizioni in cui opera (alte temperature e radiazioni). Il resto del front end non deve essere sostituito per almeno 7 anni di utilizzo, quindi l'uso di guarnizioni in polimero per il mantenimento del vuoto è escluso. La soluzione alternativa è l'uso di guarnizioni metalliche disponibili in commercio, ma esse presentano alcune problematiche come: l'alto costo, la possibilità di utilizzo per una sola volta e la scarsa compatibilità con le flange in alluminio. Una alternativa valida sono le guarnizioni in indio utilizzate in criogenia ma soffrono del problema che il punto di fusione è di circa 150°C, molto vicino alle temperature di utilizzo. Una soluzione alternativa non commerciale, che si è studiata in questo lavoro di tesi, sono le guarnizioni in piombo. Esse offrono la possibilità di resistere alle temperature richieste nel front end, sono a bassissimo costo e resistono alle radiazioni.

Nella prima parte della tesi, quindi, si studierà la tenuta in vuoto di guarnizioni in piombo non commerciali con lo scopo di sostituire le guarnizioni metalliche e in indio all'interno del front-end, ma soprattutto nel canale protonico dove le temperature previste sono maggiori.

Si è già spiegato come le dosi di radiazioni siano particolarmente elevate in corrispondenza della camera target e nel canale protonico a causa dell'attivazione indotta dal fascio protonico. Quindi secondo obiettivo della tesi sarà riprogettare il canale protonico in modo che nelle fasi di manutenzione all'interno del bunker le dosi assorbite dagli operatori vengano ridotte sia attraverso l'utilizzo di schermi che riducendo i tempi di intervento. Contemporaneamente si dovrà procedere alla progettazione di dettaglio del canale protonico in modo da renderlo definitivo e pronto per la realizzazione.

BIBLIOGRAFIA CAPITOLO I

- [1]. M. Manzolaro, Analisi termica e strutturale del bersaglio diretto per la produzione di fasci radioattivi per il progetto SPES, Tesi di Laurea Specialistica, Università degli Studi di Padova, 2006/2007.
- [2]. G. Diavola, Fasci di ioni radioattivi ai laboratori nazionali del sud dell'INFN: il progetto EXCYT, Il Saggiatore, 1999.
- [3]. M. Deicher, Radioactive isotopes in solid state physics, Europhysics News, Vol. 33 No 3, 2002.
- [4]. «EURISOL,» Indirizzo: <http://www.ganil.fr/eurisol/EURISOLlinks.html>.
- [5]. G. Meneghetti, M. Manzolaro, A. Andrighetto, Design of the SPES Target Heating System: theoretical analyses and comparison with experimental data, TNC CAE, 2008.
- [6]. A. G. Prete, «SPES Technical Design Report,» 2008. Indirizzo: http://www.lnl.infn.it/~spes/TDR2008/tech_design08_index.htm.
- [7]. M. Lindroos, of ISOL-type radioactive beam facilities, EPAC, 2004.
- [8]. A. Andrighetto et al., The SPES Project At LNL, AIP (American Institute of Physics), 2009.
- [9]. «Wikipedia,» Indirizzo: <http://wikipedia.org>.

CAPITOLO II

STUDIO PRELIMINARE DELLE GUARNIZIONI IN PIOMBO

2.1 PREMESSA

In questa prima parte del lavoro di tesi ci si occupa dello studio di tenuta del vuoto di guarnizioni innovative in piombo per applicazioni speciali nel progetto SPES presso i Laboratori Nazionali di Legnaro-INFN. Per prima cosa è stata fatta una revisione scientifica basata sulla letteratura per analizzare le proprietà del piombo per l'applicazione su guarnizioni, in seguito è stato studiato un apparato sperimentale per eseguire dei test in grado di verificare le specifiche richieste dalle guarnizioni per il vuoto. È bene ribadire che tale studio è solo preliminare e richiede altri approfonditi studi che sono oggetti di analisi di altre tesi.

Più in dettaglio lo scopo dello studio eseguito è quello di verificare la tenuta del vuoto di guarnizioni di piombo formate da un filo di composizione: 98% Pb e 2% Sb di diametro un millimetro posto tra due flange di alluminio riscaldate a temperatura di 150 °C e chiuse tra loro tramite una catena rapida di chiusura commerciale prodotta dall'azienda EVAC™ (nome commerciale del prodotto: *EVAC ISO Tapered™ chain clamps, UHV*).

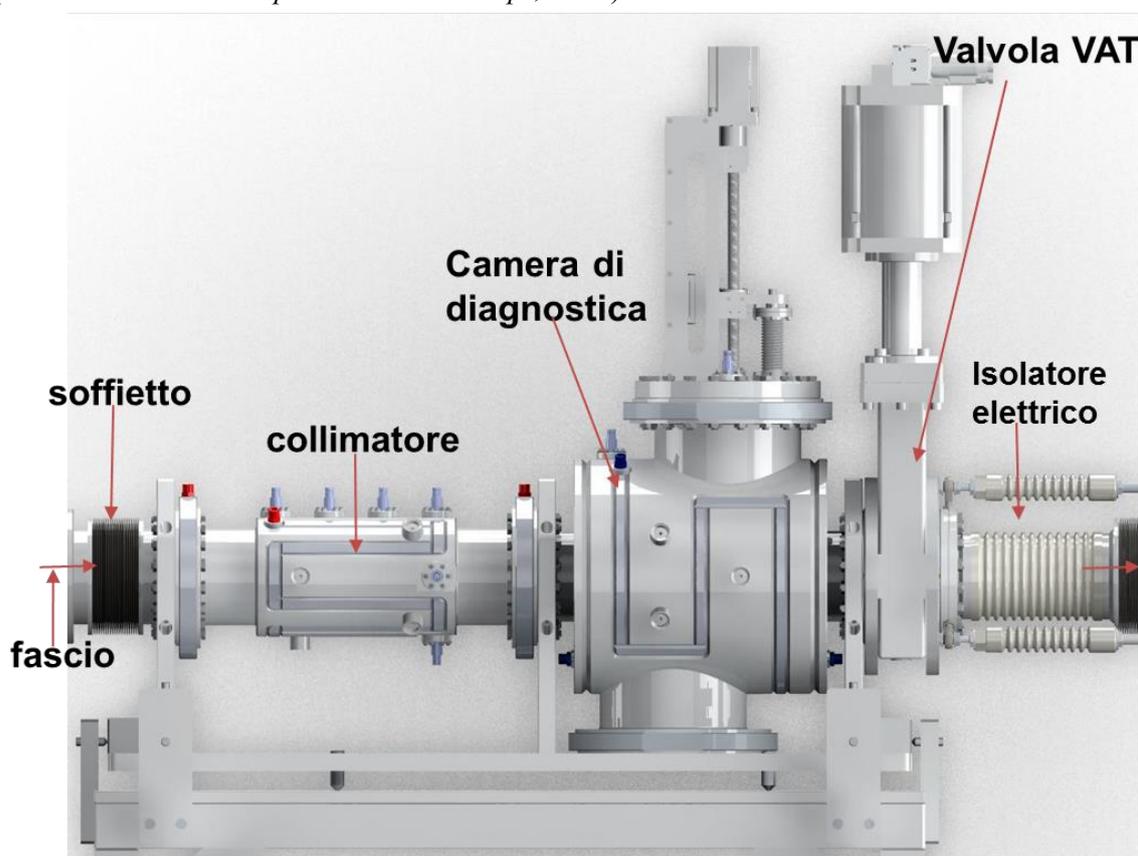


Fig. 2,1: Rendering del canale protonico. Si può notare il collimatore alla sinistra e le relative flange oggetto di analisi.

Il fine è quello di valutare le caratteristiche del piombo in tali condizioni di utilizzo per eventualmente poter estendere tale applicazione all'intero progetto SPES e in particolar modo in tutti quei casi dove l'utilizzo di guarnizioni commerciali non sono possibili per motivi ingegneristici ed economici. In particolar modo il fine principali è valutare la fattibilità di utilizzo del piombo nel collimatore del canale protonico indicato in fig. 2,1 dal quale sono state assunte le condizioni ambientali di impiego della guarnizione. Per altre informazioni in merito si rimanda al capitolo 6.

Lo studio di fattibilità da eseguire per poter decidere la tipologia di guarnizione da utilizzare in tale applicazione deve tenere in considerazione le seguenti condizioni di utilizzo:

1. Tenuta per alto vuoto (10^{-5} - 10^{-6} mbar);
2. Flange in lega di alluminio 6082 T6;
3. Chiusura tramite catena rapida EVAC;
4. Temperature prossime ai 150°C ;
5. Elevati campi neutronici che *escludono l'uso di polimeri*.
6. Tempo di utilizzo 7 anni con cicli di funzionamento di 15 giorni.

Le soluzioni classiche commerciali adottabili sono:

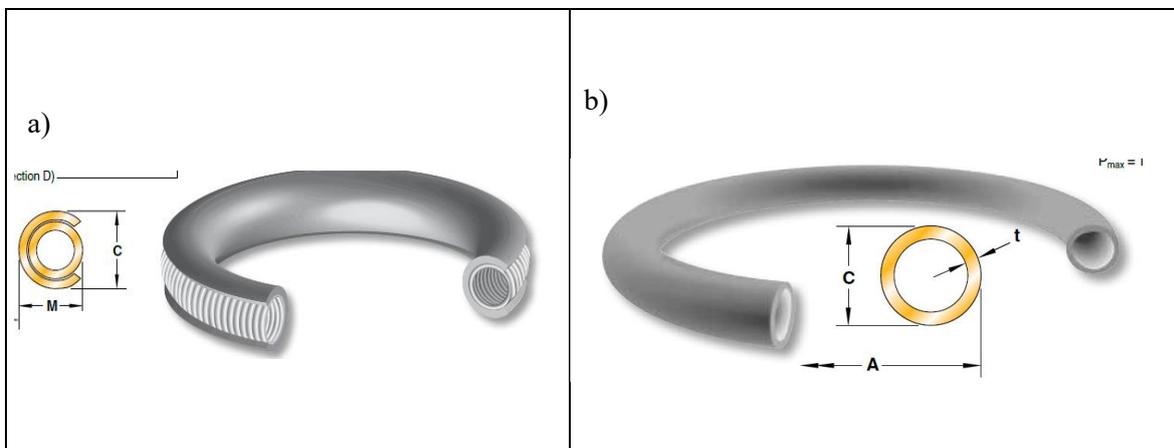


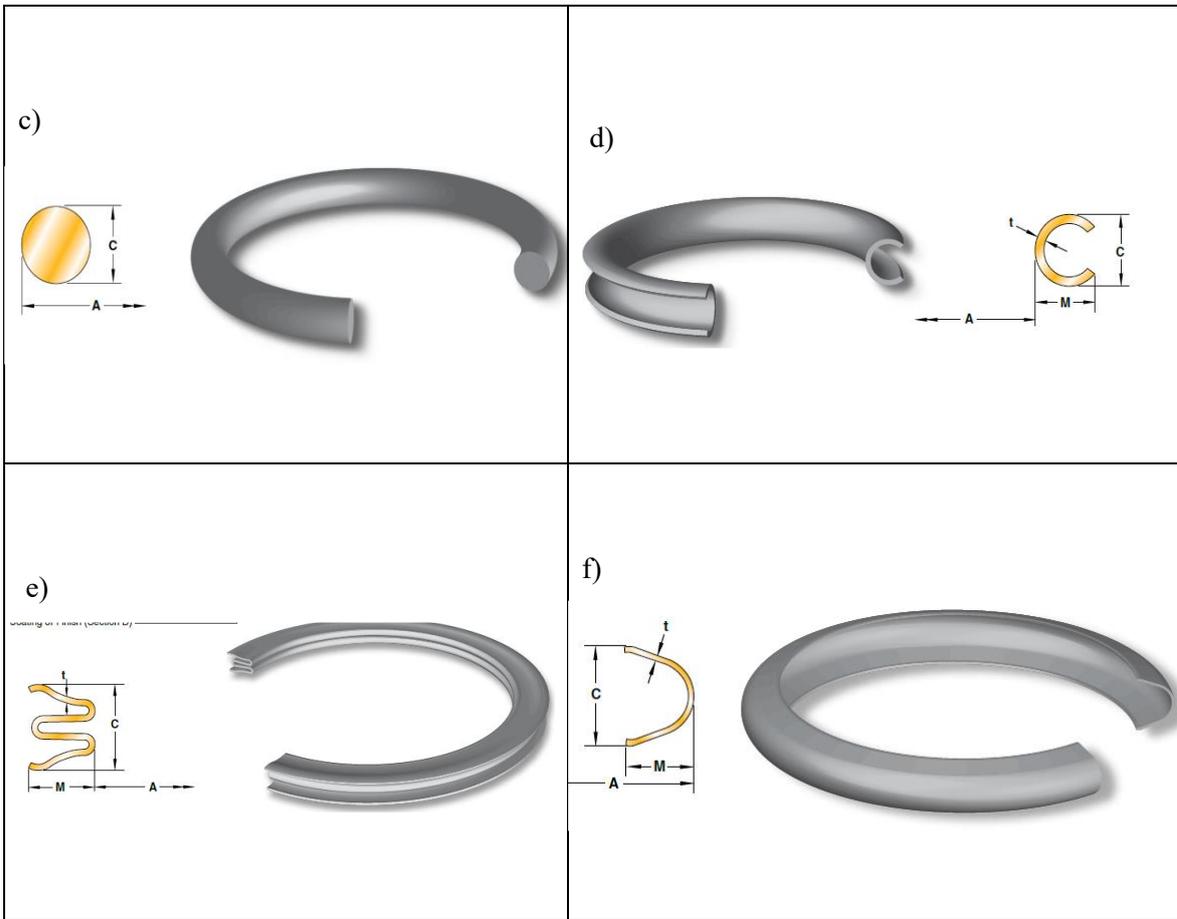
1. Guarnizioni polimeriche
2. Guarnizioni metalliche;
3. Guarnizione in indio.

1. Il mondo delle guarnizioni polimeriche è escluso a priori perché incompatibile con la radiazione presente. Da questo punto di vista è stato condotto uno studio presso i LNL (1) oggetto di una tesi condotta in collaborazione con l'università di Brescia il quale ha concluso l'incompatibilità alle radiazioni delle guarnizioni polimeriche per il periodo di 7 anni.

2. Il mondo delle guarnizioni metalliche è molto vasto, in questo caso la maggior parte delle guarnizioni metalliche in rame, acciaio, inconel ecc. sono scartate perché hanno una durezza maggiore dell'alluminio e anche perché richiedono altre pressioni di serraggio incompatibili con l'uso delle catene rapide.

Esistono delle soluzioni fattibili che sono le guarnizioni in alluminio C-ring, O-ring (sezione tubolare) e in particolare la soluzione C-ring spring energized prodotte da numerose aziende tra cui la PARKER[®], TECHNETICS[®], TRELLEBORG[®], HTMS[®] ecc. Queste soluzioni offrono una possibilità di tenuta anche se richiedono una attenta preparazione della sede della guarnizione e precise coppie di serraggio. Inoltre il problema fondamentale di queste guarnizioni è che sono utilizzabili una sola volta e sono molto costose (alcune centinaia di euro ciascuna).





Tab. 2,1: Esempi di guarnizioni metalliche: a) C-ring spring energized, b) O-ring, c) Wire ring, d) C-ring, e)E-ring f)U-ring. Immagini tratte dal catalogo PARKER. (2)

3. La guarnizione in indio è utilizzata spesso nel mondo del vuoto soprattutto in criogenia, in questo caso essendo la temperatura di esercizio di 150°C superiore alla temperatura di fusione dell'indio (125°C) la soluzione è scartata.

In questo lavoro di tesi non si è approfondito lo studio per la scelta della guarnizione commerciale più adatta alle esigenze ma si è valutato l'utilizzo di un materiale alternativo che in questo caso è stato il piombo.

La scelta del piombo è stata preceduta da uno studio preliminare di tenuta del vuoto condotto presso i LNL nel quale si sono valutati diversi tipi di materiali tutti costituiti da fili di diametro di circa 1 mm tra cui leghe di stagno, indio puro e lega di piombo. Da questa analisi è emerso come a temperature prossime ai 150°C il piombo possa offrire migliori risultati rispetto agli altri materiali (3). Per questo motivo si è optato l'utilizzo di questo materiale per lo studio della guarnizione.

2.2 NOZIONI DI BASE PRELIMINARI SULLA MECCANICA DELLA TENUTA [tratto dal catalogo HTMS® (4)]

Il principio di funzionamento delle guarnizioni metalliche si basa essenzialmente sull'elevato carico di contatto esistente tra la guarnizione e la superficie di accoppiamento. Questa forza di serraggio, espressa anche come carico lineare, è formata dalla compressione sulla guarnizione all'interno della sede e sul ritorno elastico della guarnizione metallica.

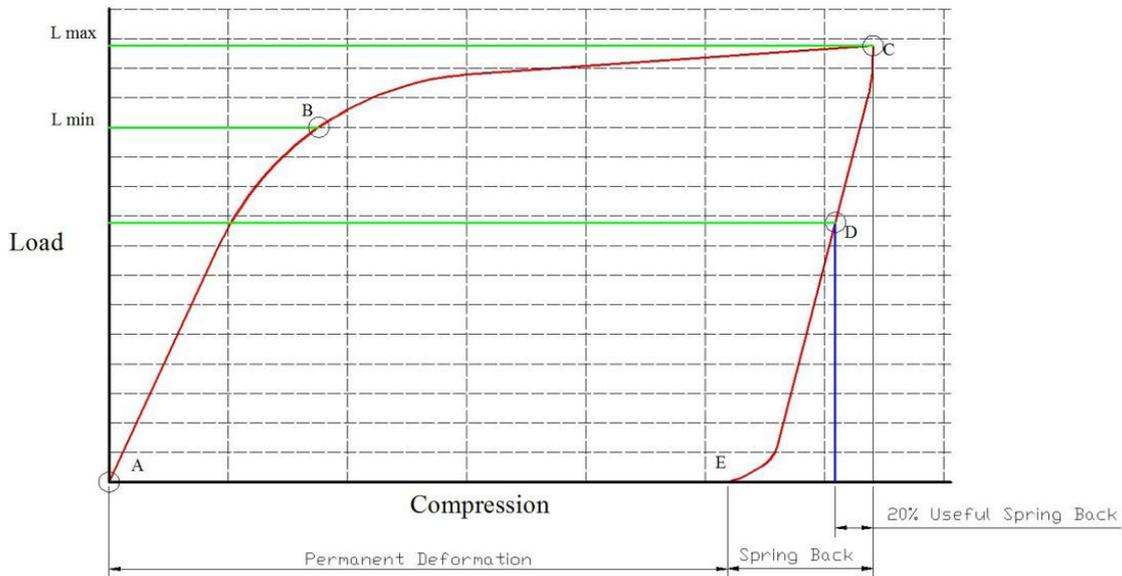


Fig.2,2: Diagramma di compressione qualitativo di una guarnizione C-ring energizzato da molla. (4)

La figura 2,2 rappresenta le caratteristiche di compressione e decompressione di una guarnizione metallica. Il tratto “A-B-C” raffigura l'aumento del carico di serraggio in base alla compressione fornita che termina quando la guarnizione è entrata del tutto all'interno della sede, mentre la curva “C-D-E” rappresenta la riduzione del carico lineare quando le flange della guarnizione vengono aperte e la compressione si riduce.

Il punto “B” sulla curva della compressione indica il punto di transizione tra la deformazione elastica e quella plastica. Il punto “C” indica invece il punto di massima compressione (profondità minima della sede). Un tipico valore di compressione per guarnizioni metalliche è di circa il 20%, poiché aumentando il rapporto di compressione si corre il rischio di pregiudicare la tenuta.

Il ritorno o recupero elastico totale (springback) è situato dal punto “C” al punto “E”. In generale il ritorno elastico varia fra il 4 e il 6% della sezione originale della guarnizione. Non appena le flange subiscono uno spostamento pari al ritorno elastico, la forza di serraggio tornerà ad azzerarsi. A questo punto l'efficacia della tenuta ne risentirà notevolmente. Perciò si suggerisce di progettare flangia e bulloni così che lo spostamento della flangia nel punto di tenuta sia inferiore a 1/3 del ritorno elastico totale. Questa zona è indicata dalla sezione colorata di verde della curva di compressione.

Per un utilizzo sicuro della guarnizione la rotazione della flangia deve mantenersi nella sezione verde (linea C-D) della curva di compressione.

• Scelta della guarnizione

La scelta della guarnizione dipende fortemente dalle condizioni di esercizio ed è il risultato di un difficile compromesso tra il carico e il ritorno elastico della guarnizione. Il carico di compressione è in relazione diretta con la capacità di tenuta ottenibile, mentre il ritorno elastico della guarnizione determina la capacità di tenuta in caso di variazioni di temperature, pressioni e spostamenti delle flange.

Per determinate sezioni e tipologie di guarnizioni, abitualmente ad un carico massimo corrisponde il minimo ritorno elastico. Mentre una guarnizione con un carico minimo genererà il ritorno elastico maggiore.

Tipicamente si scelgono guarnizioni in materiale più duro come leghe ad alto contenuto di nichel e acciai inossidabili che consentono carichi lineari maggiori garantendo migliori tenute, mentre in casi di ciclaggi termici o di pressione o spostamenti delle flange si adottano guarnizioni più elastiche e quindi meno caricate.

Per migliorare la tenuta si può optare per delle placcature di materiale duttile come argento, oro, stagno, rame ecc. che consentono una volta estruse di ricoprire la rugosità della flangia e anche gli eventuali difetti. Naturalmente tali guarnizione possono essere utilizzate una sola volta.

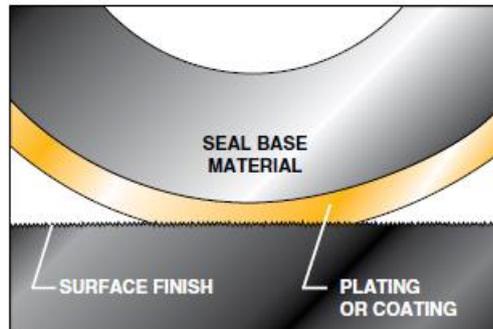


Fig.2,3: Rappresentazione schematica della placcatura su guarnizioni metalliche. (2)

- **Parametri di influenza nella tenuta**

Esistono altri parametri e altre circostanze che incideranno sulle prestazioni della guarnizione metallica prescelta, ad esempio: il tipo di flange e il metodo di montaggio, i cicli di pressione e di temperatura, la tensione e il metodo di serraggio dei bulloni.

La finitura della superficie delle facce di accoppiamento delle flange è uno dei parametri fondamentali in grado di influenzare le prestazioni della guarnizione metallica. La rugosità della superficie e il metodo di lavorazione utilizzato per ottenerla incideranno notevolmente sul tasso di perdita della guarnizione metallica.

Per le flange è indispensabile che la loro superficie sia lavorata tramite rivoluzione intorno ad un asse come per il tornio dando così origine a segni di lavorazione circolari.

Altro parametro fondamentale è il rilassamento della forza di serraggio causato dal rilassamento dei bulloni e della flangia, dallo scorrimento viscoso della guarnizione e dalle applicazioni cicliche dei carichi meccanici e termici. Questi parametri sono importanti da tenere in considerazione soprattutto per materiali duttili come il piombo e con flange di alluminio chiuse da bulloni di acciaio.

2.3 STATO DELL'ARTE NELL'UTILIZZO DEL PIOMBO PER GUARNIZIONI DA VUOTO

Prima della campagna sperimentale messa in opera durante questo lavoro di tesi si è fatto uno studio approfondito della letteratura disponibile per valutare se fossero già stati fatti altri studi precedenti su questa tipologia di guarnizioni. La revisione della letteratura ha interessato sia i cataloghi delle principali aziende mondiali di guarnizioni metalliche come la PARKER[®], TECHNETICS[®], TRELLEBORG[®], HTMS[®] sia la letteratura scientifica a disposizione.

- Analizzando i cataloghi online si è osservato come il piombo in alcune aziende come la PARKER possa essere utilizzato come rivestimento in guarnizioni metalliche per applicazioni in vuoto garantendo ottima sigillatura ma con bassi carichi di serraggio e un incremento della resistenza a corrosione. Inoltre è riportato anche che può essere “occasionalmente usato commercialmente puro per wire-rings ad una temperatura massima di 204°C”. (2).

Quindi evidentemente esiste già un Know-How nell'utilizzo di tale materiale anche se di fatto non è utilizzato frequentemente;

- Analizzando invece la letteratura scientifica si sono ritrovate diverse soluzioni di sigillatura del vuoto tramite fili o fogli sottili di piombo. Nel libro “engineer-Vacuum sealing techniques-Oxford-A. ROTH” (5) sono indicati diversi utilizzi del piombo come guarnizioni. Tipicamente essi sono utilizzi speciali per particolari applicazioni.

Per esempio è riportato un esperimento condotto da Green dove è stato utilizzato del piombo per flange piatte di vetro con interposto un filo di piombo di diametro 1,6 mm

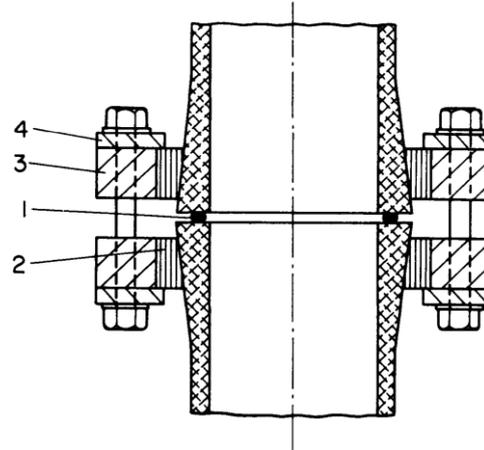


Fig. 2,4: Sigillatura con un filo di piombo di due flange in vetro (Courtesy of The Institute of Physics and The Physical Society, London) (5)

Oppure il piombo può essere utilizzato anche come dischi sottili da interporre tra due flange. Un altro esempio di utilizzo è l'uso di una lega piombo-stagno (50/50) usato per un filo di 1,5 mm per sigillare una sottile finestra di metallo.

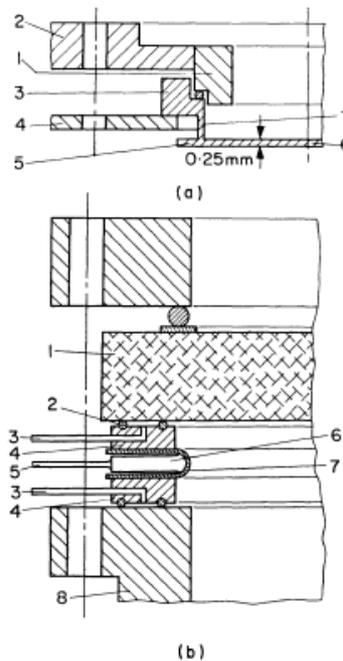


Fig. 2,5: Finestra sigillata con un filo in piombo: (a) lead-tin alloy seal; (b) guarnizione con doppio filo; (1) finestra; (2) guarnizione in piombo; (3) pompa; (4) guarnizione ad anello; (5) iniezione di elio; (6) tubo immissione (0,010 in. wall); (7) diaframma di sigillatura (0.015 in. piombo dolce saldato all'anello); (8) recipiente (Scott). (5)

2.4 STUDIO DELLE PROPRIETÀ DEL PIOMBO DI INTERESSE PER APPLICAZIONI SU GUARNIZIONI

In questo paragrafo saranno esaminate alcune proprietà del piombo per determinare se esistano talune criticità che possano interferire nel processo di tenuta del vuoto. Le proprietà esaminate sono:

- PROPRIETÀ MECCANICHE IN GENERALE;
- RITORNO ELASTICO;
- DUTTILITÀ;
- RESISTENZA ALL'OSSIDAZIONE;
- RESISTENZA ALLE RADIAZIONI IONIZZANTI;

- RILASSAMENTO E RICRISTALLIZZAZIONE DELLA GUARNIZIONE;
- DANNEGGIAMENTO PER FATICA;
- TOSSICITÀ.

2.4.1 Proprietà meccaniche in generale

Il piombo a temperatura ambiente presenta una temperatura omologa di 0,07. Considerando che ha una temperatura di fusione di 327 °C presenta proprietà meccaniche molto scarse e modulo elastico molto basso a temperatura ambiente rispetto agli altri metalli e notevolmente variabili in funzione della temperatura e composizione come mostrato nelle seguenti tabelle.

TEORICO		MISURATO	
Temperatura °C	Modulo E MPa	Lega	Modulo E MPa
20	16700	Piombo raffinato (laminato)	13700
100	16200	Piombo al 4% di Sn (colato)	20600
200	14000	Piombo al 5% di Sn (colato)	22700
		Piombo al 6% di Sn (colato)	24070
		Piombo al 10% di Sn (colato)	27500

Tab.2.2: La tabella mostra la variazione del modulo elastico in funzione della temperatura e della composizione di Sn. (6)

TEMPERATURA °C	CARICO A ROTTURA MPa	ALLUNGAMENTO %
20	13.0	31
82	7.2	24
150	4.9	33
195	3.9	20
260	2.0	20

Tab 2.3.: La tabella mostra la variazione del carico di rottura e allungamento a rottura in funzione della temperatura del piombo dolce. (6)

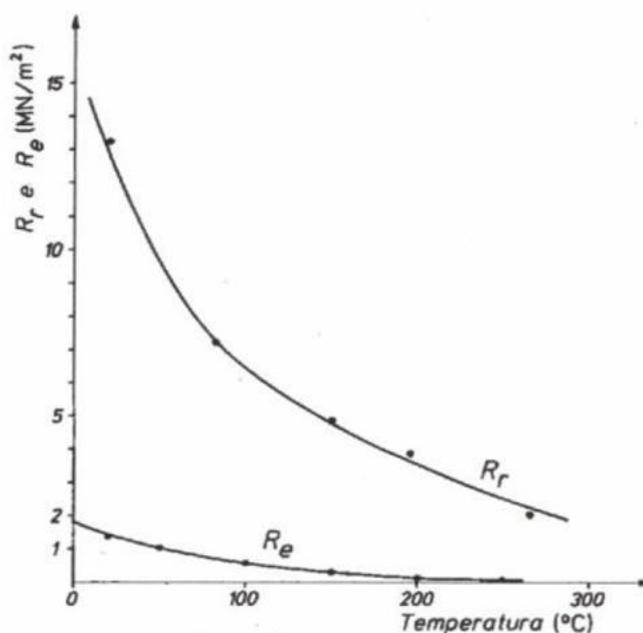


Fig. 2,6: Il diagramma mostra la variazione del carico di rottura R_r e dello snervamento R_e in funzione della temperatura per il piombo dolce. (6)

Bisogna tenere in considerazione inoltre che il piombo non ha comportamento simmetrico in trazione e compressione. Infatti per il piombo dolce a temperatura di 20°C, in compressione il modulo elastico aumenta fino a 42460 MPa mentre a 0,6 MPa la deformazione è di 0,125 % e con 1,5 MPa si ha una deformazione del 25%. Mentre in trazione a temperatura ambiente il modulo elastico è di circa 16200 MPa e carico di rottura di circa 13,0 MPa.

Per quanto riguarda il coefficiente di Poisson esso vale 0,44.

Un altro fattore importante è la composizione del piombo perché essa varia notevolmente tutte le proprietà meccaniche fisiche e chimiche. In particolare nella applicazione studiata si è utilizzato un filo di piombo con 2% di antimonio (Sb).

Questa particolare lega conferisce un notevole incremento della proprietà meccaniche come resistenza a trazione e durezza come mostrato nelle seguenti tabelle.

	SNERVAMENTO [MPa]
Piombo puro	6,0
Piombo al 4% Sb	19,0
Piombo al 5% Sb	19,6
Piombo al 6% Sb	21,0
Piombo al 6% Sb (laminato)	15,4
Piombo al 10% Sb	22,4

Tab.2,4: Variazione del carico di snervamento al variare della composizione di Sb. (6)

LEGA DI PIOMBO	DUREZZA HB
Piombo al 1% di Sb	7.0
Piombo al 2% di Sb	8.0
Piombo al 3% di Sb	9.1
Piombo al 4% di Sb	10.1
Piombo al 5% di Sb	11.0
Piombo al 6% di Sb	11.8
Piombo al 7% di Sb	12.5
Piombo al 5% di Sn	8.0

Tab. 2,5: Variazione della durezza Brinell al variare della composizione di Sb misurate con una sfera di 10mm di diametro, carico di 100Kg per 30 secondi. (6)

L'incremento delle proprietà meccaniche aumenta fino al valore di composizione di Sb di circa il 10% poi decresce velocemente. Infatti con la composizione di 16,7% Sb è presente un eutettico con temperatura di fusione di 252,2 °C come si vede dal diagramma di fase Pb-Sb di fig.2,7.

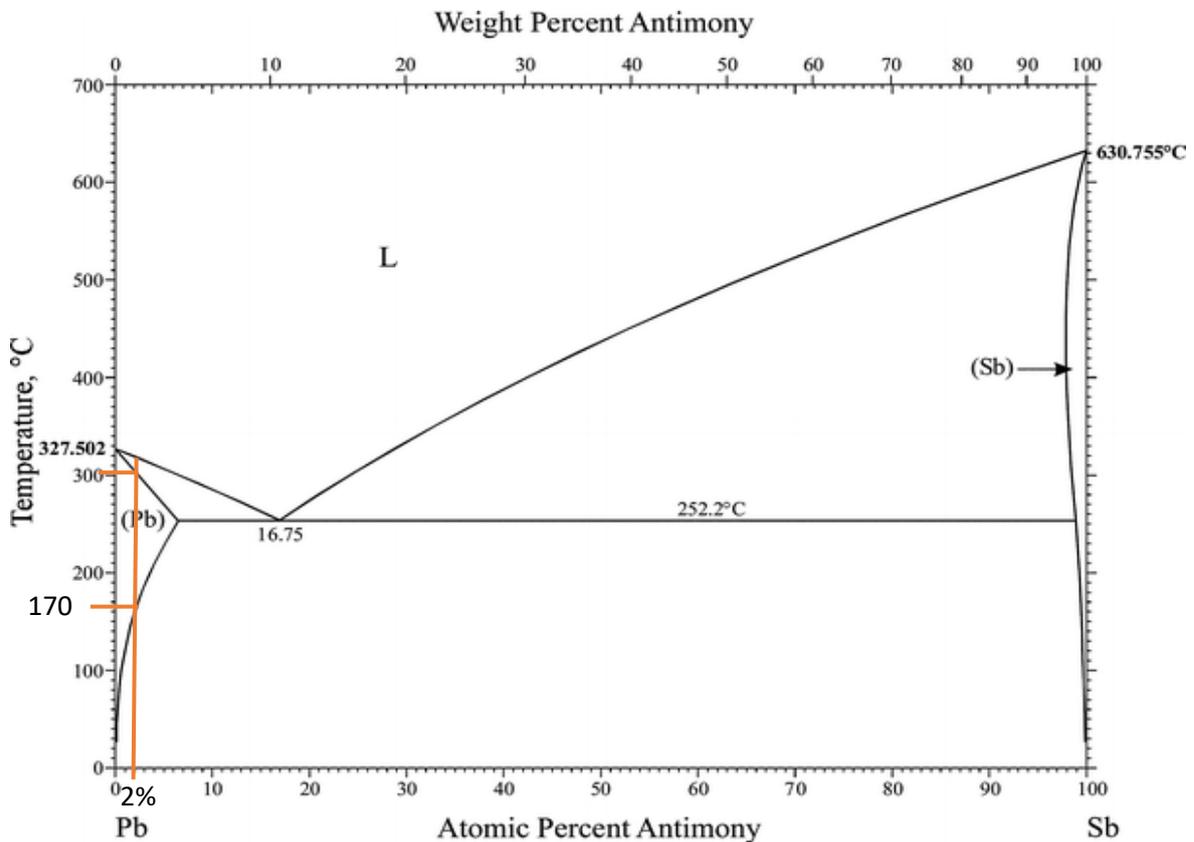


Fig. 2,7: Diagramma di fase Pb-Sb

Nel nostro caso con una composizione del 2% di Sb la temperatura di liquidus è di circa 320°C e la temperatura di comparsa del primo liquido è di circa 300°C che è quindi la temperatura massima ipotetica di utilizzo di tale guarnizione.

Altra informazione interessante è che per temperature comprese tra 170-300°C l'antimonio si separa completamente da piombo diventando immiscibile.

Inoltre come spiegato più avanti l'introduzione di questa soluzione solida influenza notevolmente il processo di ricristallizzazione.

2.4.2 Ritorno elastico

È interessante conoscere il diagramma di compressione per dare un giudizio sul ritorno elastico della guarnizione e quindi lo spostamento concesso delle flange per valutare anche la pressione di serraggio da applicare alla guarnizione. Di fatto però, analizzando i cataloghi di guarnizioni metalliche, si possono notare dei diagrammi di compressione di confronto validi per diversi tipi di guarnizioni metalliche esposte nel paragrafo 2,1 e da questi si possono concludere interessanti osservazioni senza la necessità di eseguire alcun test sperimentale.

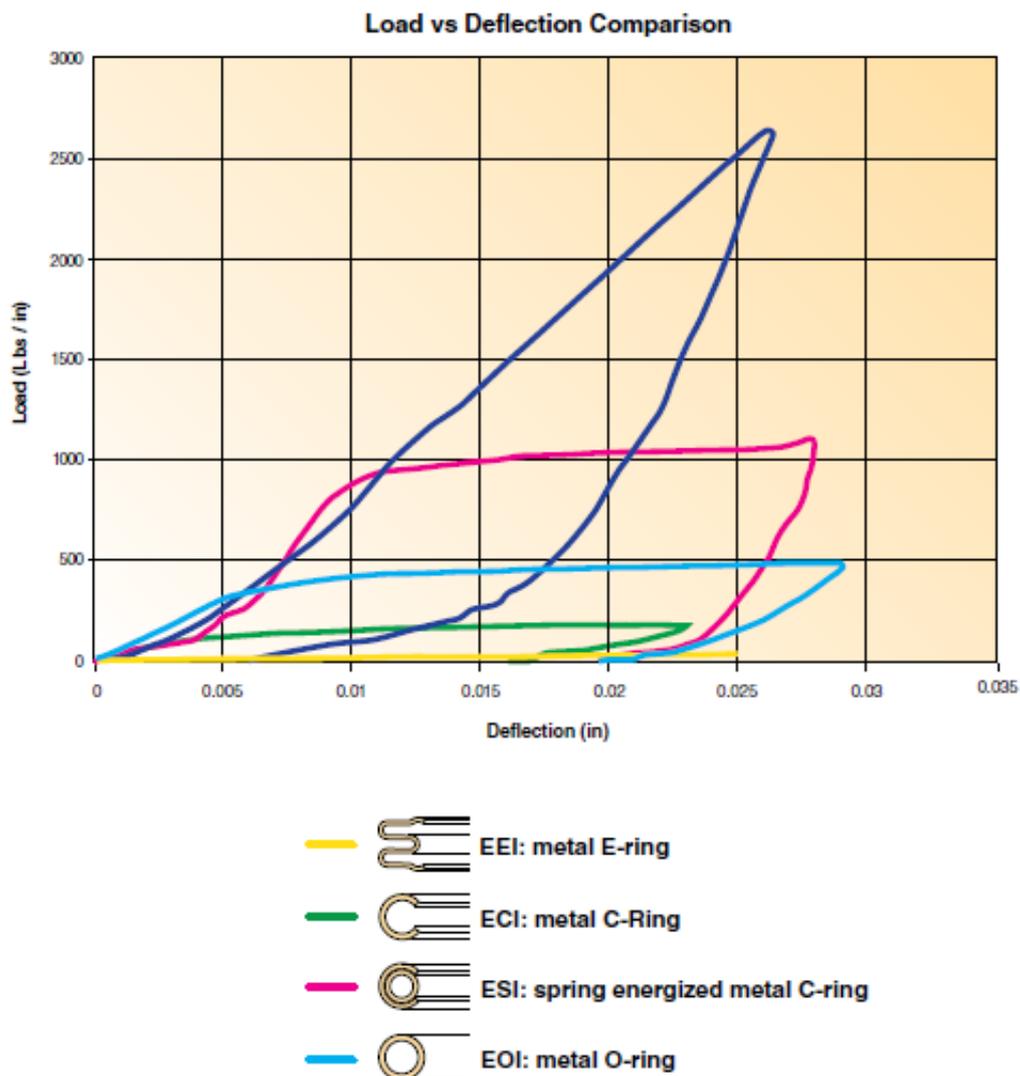
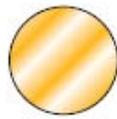


Fig. 2,8: Diagrammi di compressione ottenute per differenti tipologie di guarnizioni metalliche. (2)

Per quanto riguarda la guarnizione wire-ring, cioè a sezione piena, come è nel caso della guarnizione in piombo, il diagramma di compressione è mostrato in fig. 2,9 e si può notare come questa tipologia di guarnizione offra alte pressioni di serraggio e un ritorno elastico praticamente nullo.



EWE Metal E-Ring Performance

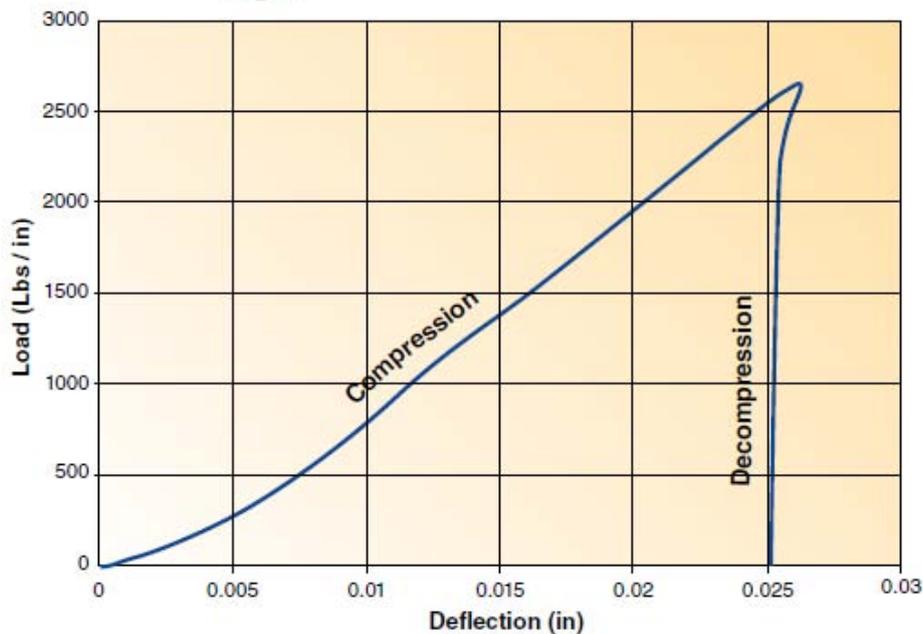


Fig. 2,9: Diagramma di compressione per guarnizione metallica wire-ring. (2)

Questo è dovuto al fatto che tali tipologie di guarnizione subiscono una elevata deformazione plastica per alloggiarsi nella sede mentre il ritorno elastico è molto piccolo e dipende solamente dal tipo di materiale e dal diametro della guarnizione. Infatti dalla definizione di deformazione ε si ottiene:

$$SB = \varepsilon_{el} \cdot l_0 \quad (2.1)$$

Dove SB è lo spring back (ritorno elastico) mentre ε_{el} è la deformazione puramente elastica che dipenderà in generale dal tipo di materiale, dalle condizioni ambientali e dal trattamento termico della guarnizione, mentre l_0 per la conservazione del volume possiamo definirlo come diametro iniziale della guarnizione.

Come si può notare dalla tabella 2,6 della pagina seguente, lo spring back è praticamente nullo per diametri di 1/32" (0,8mm) e tende aumentare aumentando il diametro della guarnizione fino a valori di 0,002" (0,5 mm) per un diametro della guarnizione di 1/8" (3,175 mm) a parità di materiale come indicato appunto dalla equazione 2.1.

Questi valori sono indicati per materiali come oro, argento, acciaio inossidabile, rame, alluminio e nichel molto più elastici rispetto al piombo, per cui si può considerare praticamente nullo lo spring back per guarnizioni in piombo di 1 mm.

Per aumentare lo spring back si può aumentare il diametro della guarnizione ottenendo però sempre dei valori molto limitati rispetto agli altri materiali a causa del valore basso del modulo elastico.

Metal Wire Ring Performance							
Nominal Cross Section	Free Height	Cross Section Code	Temper Code	Material	Seating Load (pounds per inch circum.)	Springback (Inches)	Working Pressure Rating (psi)
1/32	0.035	03	-4	Silver/Gold	900	0	7500
				Aluminum	1000	0	7500
				Copper	2400	0	15000
				Nickel	3000	0	20000
				304 Stainless Steel	4200	0	20000
1/16	0.062	05	-4	Silver/Gold	1200	0.0005	7500
				Aluminum	1400	0	7500
				Copper	3400	0	15000
				Nickel	4200	0	20000
				304 Stainless Steel	6000	0.0005	20000
3/32	0.094	06	-4	Silver/Gold	1200	0.001	7500
				Aluminum	1400	0.0005	7500
				Copper	3400	0.0005	15000
				Nickel	4200	0.0005	20000
				304 Stainless Steel	6000	0.001	20000
1/8	0.125	07	-4	Silver/Gold	1200	0.002	7500
				Aluminum	1400	0.001	7500
				Copper	3400	0.001	15000
				Nickel	4200	0.001	20000
				304 Stainless Steel	6000	0.002	20000

Tab. 2.6: Tabella che confronta lo spring back di guarnizioni wire ring con differenti materiali e differenti diametri. (2)

Altro fattore importante che si può osservare dai diagrammi di compressione di fig. 2.8 è come il carico lineare applicato alle tipologie di guarnizione wire-ring è molto elevato rispetto alle altre tipologie. Come indicato al paragrafo 2.1, un maggior carico comporta una migliore tenuta (a discapito del ritorno elastico) e come si nota dal diagramma di fig. 2.10 il tasso di perdita misurato con il leak detector è molto basso, compreso tra 10^{-6} - 10^{-11} mbar*1/s.

Una misura di perdita è stata rilevata sperimentalmente sulla guarnizione in piombo (si veda capitolo 4) ottenendo un tasso di perdita di $<3 \cdot 10^{-9}$ mbar*1/s ed è un ottimo valore di tenuta confrontabile con i valori forniti da presente diagramma.

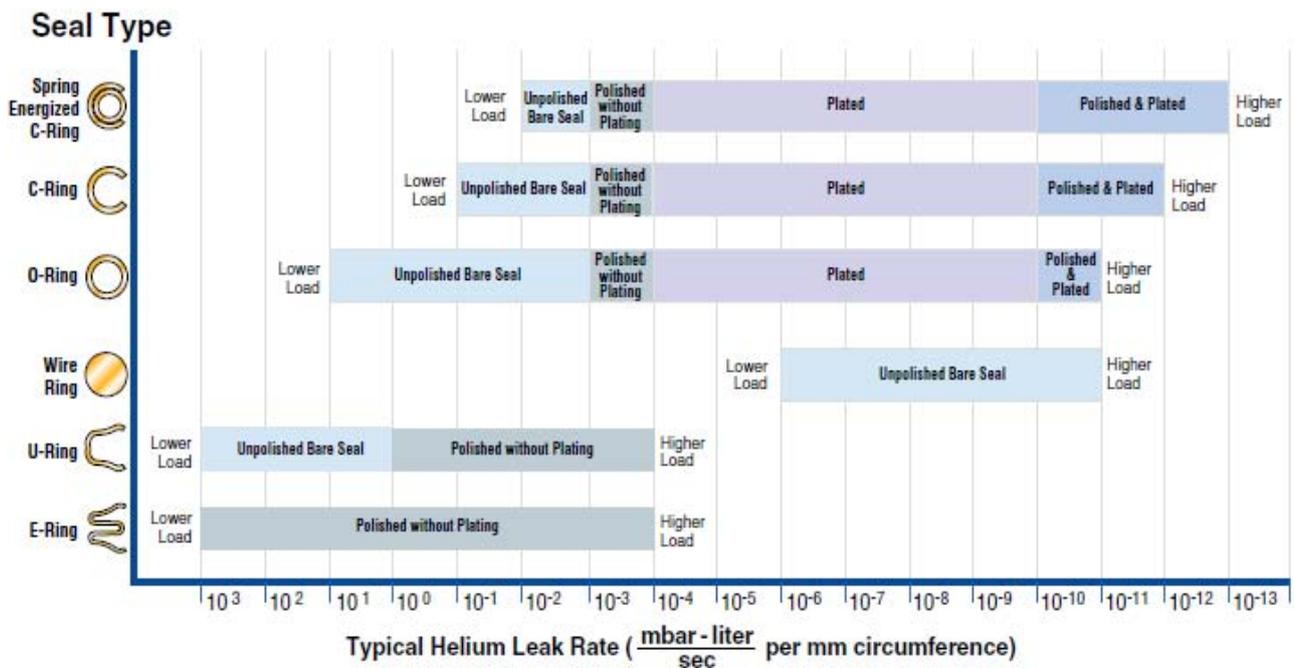


Fig. 2.10: Diagramma che mostra i tassi di perdita misurati con il leak-detector per elio al variare della tipologia di guarnizione, del carico di serraggio e della finitura della guarnizione. (2)

2.4.3 Duttività

Grande importanza per la tenuta in vuoto è rivestita dalla rugosità delle superfici in contatto tra guarnizione e flange. È bene che tale rugosità sia la più bassa possibile e ci si può fare idea dei valori di rugosità della cava richiesti osservando la tabella 2.7. Come valori medi per il vuoto si è attorno a $Ra=0,2-0,4 \mu m$. Per esaudire tale richiesta le guarnizioni metalliche sono rivestite di materiali duttili come oro, argento e rame e lo stesso piombo che ricoprono le asperità delle superfici come già spiegato al paragrafo 2.2.

Application/Medium Being Sealed	Surface Roughness, R_a	
	μ inch	μ m
Dynamic Axial Seal	4 – 8	0,1 – 0,2
Vacuum Applications	8 – 16	0,2 – 0,4
Helium Gas Hydrogen Gas Freon	8 – 16	0,2 – 0,4
Air Nitrogen Gas Argon Natural Gas Fuel (aircraft and automotive)	16 – 32	0,4 – 0,8
Water Hydraulic Oil Crude Oil Sealants	16 – 63	0,4 – 1,6

Tab. 2.7: Nella tabella sono indicati i valori di rugosità richiesta a seconda della tipologia di fluido su cui devono operare. Meno il fluido è viscoso più bassa è la rugosità richiesta. (2)

Un grande vantaggio dell'utilizzo del piombo è proprio la sua elevata duttilità che rende superfluo l'utilizzo della placcatura. Quindi in presenza sia di rugosità elevate che di difetti sulle flange e guarnizioni, il piombo non ne risente.

2.4.4 Resistenza all'ossidazione

Il piombo è soggetto se esposto all'aria ed alte temperature a fenomeni di forte ossidazione producendo sulla superficie uno strato di ossido di piombo PbO che tende a creare un film continuo che tende a spessire la guarnizione per assorbimento di ossigeno e visibile dallo scurire della superficie. Questo effetto è detto passivazione e in generale è ben voluto perché protegge il piombo sottostante da una continua ossidazione tanto che la lega piombo zinco è usata per ricoprire le lamiere di acciaio per proteggerle dall'ossidazione.

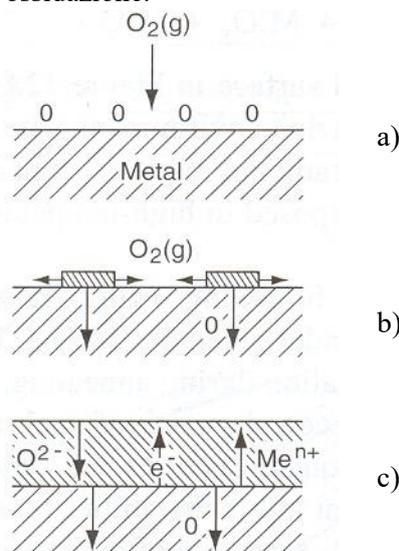


Fig. 2.11: Meccanismo di formazione dell'ossido in superficie dei metalli: a) Iniziale assorbimento di ossigeno b) Nucleazione dell'ossido più dissoluzione dell'ossigeno, c) Crescita del film. (7)

L'ossidazione a temperatura ambiente risulta essere molto rapida e ben visibile ad occhio nudo tanto che questa caratteristica è stata utilizzata nel corso degli esperimenti per capire se durante le varie prove ci fossero state eventuali trafilamenti.

Il rischio però è che tale ossido in superficie durante l'estrusione della guarnizione vada a finire all'interno del materiale creando alcune imperfezioni che possono portare eventuali perdite. Per questo immediatamente prima della chiusura delle flange si è pulita la superficie della guarnizione con un panno imbevuto di acetone per rimuoverne l'ossido.

Per dare un riferimento della criticità del processo di ossidazione, le guarnizioni metalliche in rame OFHC (oxygen free) limitano il campo di applicazione alla temperatura massima di 800°C (5) a causa del forte effetto dell'ossidazione del rame a quella temperatura.

2.4.5 Resistenza alle radiazioni ionizzanti

Esistono diverse tipologie di radiazioni che possono danneggiare i materiali in generale. In particolare si distinguono radiazioni prodotte da particelle cariche (elettroni, protoni, particelle alfa e frammenti di fissione) che radiazioni elettricamente neutre, che includono fotoni (raggi γ e X) e neutroni. Alcune caratteristiche sono riassunte nella tabella sottostante.

Characteristic	Radiation ($E=1$ MeV)				
	Alpha (α)	Proton (p)	Beta (β) or Electron (e)	Photon (γ or X ray)	Neutron (n)
Symbol	${}^4_2\alpha$ or He^{2+}	1_1p or H^{1+}	${}^0_{-1}e$ or β	${}^0_0\gamma$	1_0n
Charge	+2	+1	-1	neutral	neutral
Ionization	Direct	Direct	Direct	Indirect	Indirect
Mass (amu)	4.00277	1.007276	0.000548	—	1.008665
Velocity (cm/sec)	6.944×10^8	1.38×10^9	2.82×10^{10}	$c = 2.998 \times 10^{10}$	1.38×10^9
Speed of Light	2.3%	4.6%	94.1%	100%	4.6%
Range in Air	0.56 cm	1.81 cm	319 cm	82,000 cm*	39,250 cm*

* range based on a 99.9% reduction

Tab. 2.8: Tabella indicante le varie caratteristiche delle particelle radioattive. (7)

Per la stessa energia cinetica, le particelle più pesanti sono più lente, si fermano più facilmente e depositano la loro intera energia in una distanza più breve. Come schematizzato nella figura 2,12.

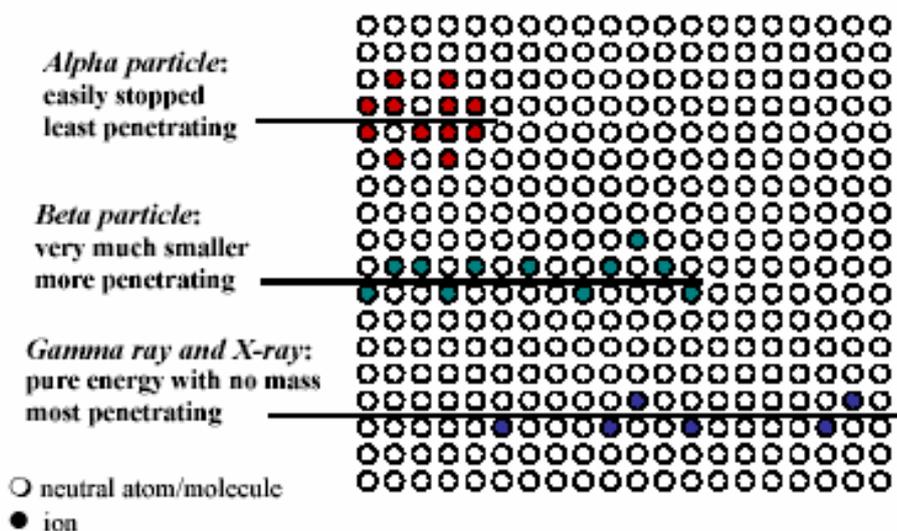


Fig. 2.12: Rappresentazione indicativa delle distanze percorse dalle particelle all'interno del corpo metallico. (7)

Il comportamento delle particelle cariche (α , β , p) attraverso la materia è fondamentalmente differente da quello delle radiazioni neutre (n , γ , X). In particolare, le particelle cariche interagiscono fortemente con gli elettroni orbitali degli atomi del materiale all'interno del quale si muove la particella. La tipologia delle interazioni fra le particelle cariche ed un materiale dipende dalla loro massa.

Quelle a cui è soggetta la guarnizione sono radiazioni causate da particelle cariche, in particolare protoni.

Le particelle cariche pesanti, come α e protoni, in movimento inizialmente perdono energia a piccole quantità per le interazioni con gli elettroni del materiale attraverso il quale stanno passando; quando la particella ha perso abbastanza energia tale da non poter più eccitare un elettrone allora perderà energia mediante collisioni nucleari. Quando la particella ulteriormente rallenta, cattura elettroni in modo da diventare un atomo neutro (un protone diviene idrogeno, una particella alfa diviene un atomo di elio). In questo modo le particelle cariche pesanti rallentano in modo continuo e lungo un percorso rettilineo.

Gli effetti di danneggiamento sui materiali sono molteplici e in generale possono causare:

- Produzione di impurezze, ovvero trasmutazione di nuclei in altri nuclei che possono anche essere radioattivi (da neutroni per fissione ed attivazione mediante cattura, oppure formazione di H ed He, rispettivamente da un protone da una particella α);
- Spostamento di un atomo dalla sua normale posizione reticolare con formazione di vacanze ed interstiziali, oppure con interscambio di posizioni reticolari fra atomi differenti. Questo è il tipico danneggiamento dovuto alle particelle come protoni, neutroni e elettroni con sufficiente energia. La particella colpendo gli atomi del materiale può causare eccitazione degli elettroni orbitali e spostamento dei nuclei creando così vacanze.

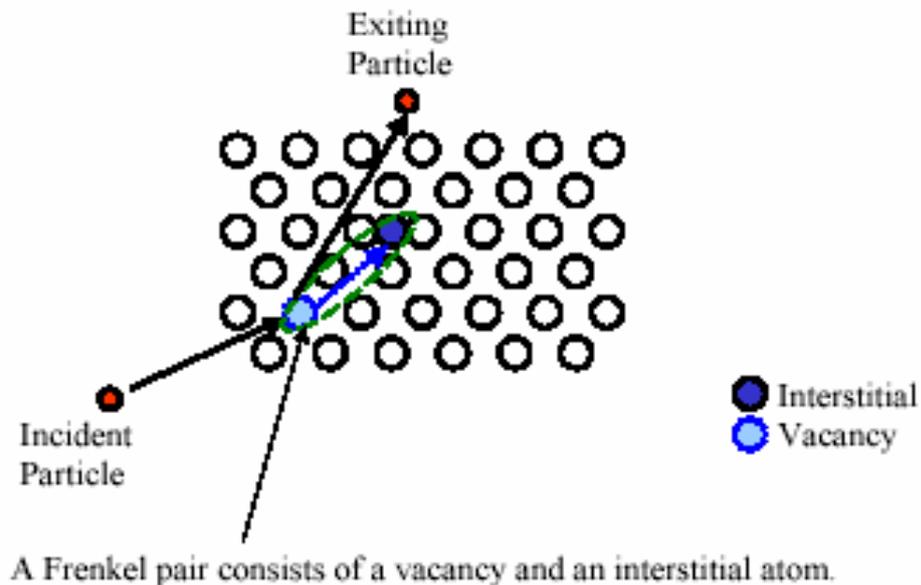


Fig. 2.13: Rappresentazione indicativa del processo di creazione di vacanze e atomi interstiziali.
(7)

Ogni singola particella può causare una catena di collisioni lungo il percorso della particella carica creando una serie di difetti (vacanze, interstiziali, coppie di Frenkel, dislocazioni) che terminano nella parte finale del percorso sotto forma di cluster come indicato in figura 2.14. Tale tipologia di difetti sono mobili quindi con una ricottura essi scompaiono.

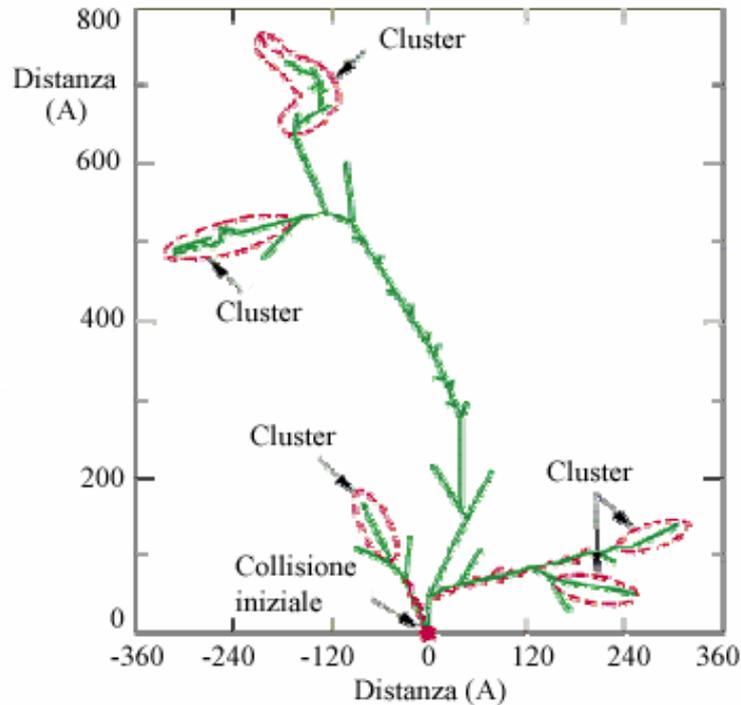


Fig. 2.14: Rappresentazione indicativa del percorso compiuto da una particella carica attraverso un corpo metallico. Al termine del percorso si formano dei cluster. (7)

- **Ionizzazione**, dovuto all'allontanamento o aggiunta di elettroni dagli atomi. Questo effetto può danneggiare il legame molecolare atomico. Tanto più il legame è debole, più è facile che il legame si rompa. Nel legame metallico la ionizzazione comporta un aumento dell'energia cinetica degli elettroni, che però rapidamente ritornano al loro normale livello energetico, con una temporanea produzione di calore. Nel legame ionico invece le radiazioni comportano una temporanea ionizzazione degli atomi reticolari, che divengono rapidamente neutri. Nel legame covalente invece, essendo il più debole, possono avvenire rotture dei legami e quindi variazione di tutte le proprietà del materiale.

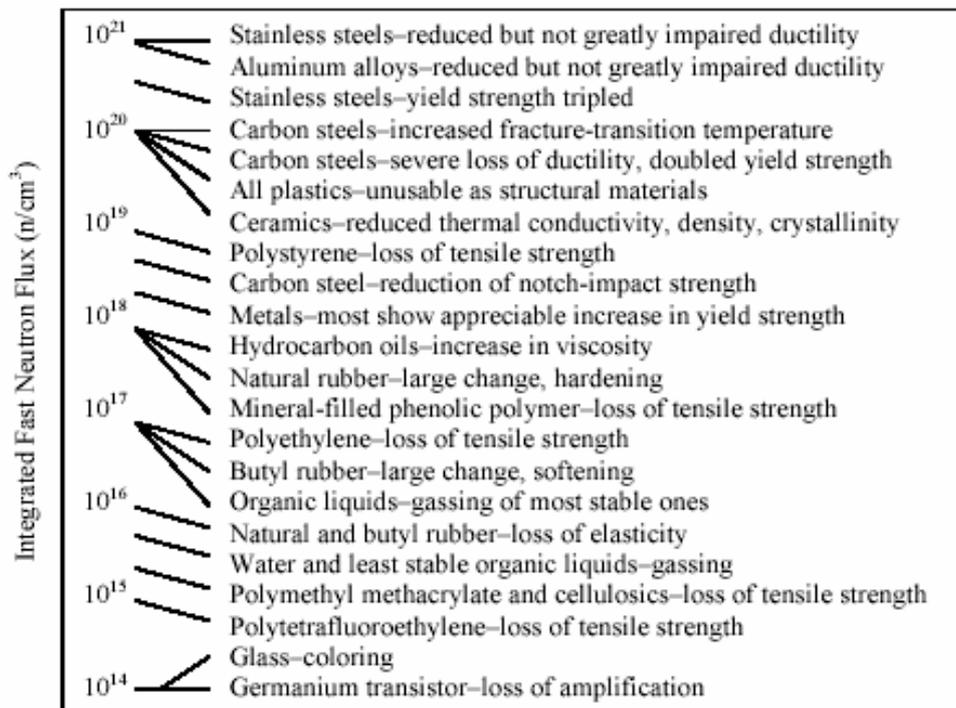


Fig. 2.15: Schema indicativo del danneggiamento dei materiali per irraggiamento di neutroni a seconda dell'intensità del fascio. (7)

In generale a parità di radiazione, il danneggiamento interessa inizialmente i materiali plastici poi i ceramici e in ultimo i metalli.

La guarnizione è essenzialmente interessata da neutroni e, in misura inferiore, da gamma. Il problema però comunque non sussiste.

2.4.6 Rilassamento e ricristallizzazione della guarnizione

Il rilassamento nelle guarnizioni e dei bulloni è un effetto dannoso e difficile da prevedere e può portare perdite nel lungo periodo. In letteratura esistono molti studi che consentono di determinare i periodi di intervallo in cui si prevede il risserraggio dei bulloni. Per le guarnizioni in piombo ovviamente non esistono in letteratura informazioni in merito quindi si è dovuto procedere ad una fase di sperimentazione dedicata.

Il piombo è soggetto molto a creep a temperatura ambiente e ancora di più a temperature elevate, essendo la temperatura di ricristallizzazione per il piombo puro di circa -40-50 °C. È possibile studiare il rilassamento del piombo analizzando la struttura cristallina. Considerando il fatto che durante la chiusura della guarnizione essa è soggetta a una estrusione con grado di incrudimento elevato, è importante studiare assieme al rilassamento anche la ricristallizzazione della guarnizione. Riferendosi all'esperienza pregressa nel campo delle guarnizioni in indio presente in letteratura (8) (9) (10) (10) la ricristallizzazione ha luogo molto velocemente subito dopo l'importante deformazione plastica che avviene durante la chiusura delle flange. Per il piombo puro la ricristallizzazione avviene in 25 minuti a temperatura ambiente. Con l'aggiunta di soluzioni solide il tempo può variare notevolmente. Per esempio, per il piombo con percentuale di antimonio maggiore del 2% a temperatura ambiente e con grado di incrudimento del 50%, la ricristallizzazione ha inizio dopo 2h e termina dopo 12 giorni (11). Lo studio della struttura cristallina consente di ottenere informazioni sulle fasi del rilassamento e quindi capire se, per esempio, è presente una fase di ingrossamento del grano in parallelo allo scorrimento dei giunti indice della presenza della fase terziaria del creep.

Lo studio della ricristallizzazione e del rilassamento permette di capire, prima di tutto, se questi effetti sono dannosi per la tenuta e se sono necessari stringimenti periodici dei bulloni delle flange.

2.4.7 Danneggiamento per fatica

Se vengono applicati molti cicli di vuoto, spostamenti delle flange o cicli di riscaldamento/raffreddamento, le guarnizioni metalliche possono soffrire a fatica. Utilizzando una guarnizione in piombo il problema è praticamente trascurabile essendo il piombo molto duttile quindi poco soggetto all'insorgenza di cricche.

2.4.8 Tossicità del piombo

Il piombo risulta essere una sostanza molto tossica per l'organismo. La sua tossicità è nota da molto tempo. Il piombo può essere assunto per via respiratoria o per ingestione. La prima via è importante nei soggetti esposti ai fumi o vapori della lavorazione del piombo o delle sue leghe. Questa via è molto importante in quanto le piccole particelle che raggiungono i polmoni sono assorbite in una quota di poco inferiore al 50%. Particelle di diametro maggiore, polveri ingerite per contaminazione di cibo, liquidi o tessuti, raggiungono invece il tratto gastrointestinale dove circa il 10% negli adulti e il 40% nei bambini sono assorbite. Una volta assorbito, il piombo si distribuisce in larga parte negli eritrociti e, in una piccola frazione (circa il 10%), nel plasma. (12) da qui è libero di distribuirsi in diversi compartimenti corporei.

La manifestazione più pericolosa dell'avvelenamento da piombo è quella a carico del sistema nervoso. Negli adulti il danno da piombo si manifesta soprattutto con neuropatia periferica, che si ritiene dovuta a un processo di demielinizzazione delle fibre nervose. L'esposizione intensa ad elevate dosi di piombo (da 100 a 200µg/dl) provoca encefalopatia.

Nel campo delle applicazioni del piombo su guarnizioni, il rischio è molto limitato a causa della piccola quantità di piombo utilizzato per guarnizione. In caso di utilizzo ad alta temperatura in ambienti chiusi si consiglia di areare il locale frequentemente.

2.5 ANALISI DELLA COMPATIBILITÀ DEL PIOMBO CON L'ALLUMINIO DELLE FLANGE

Altro fattore importante da tenere in considerazione per valutare la tenuta delle guarnizioni in piombo è la compatibilità del piombo con il materiale delle flange, in questo caso alluminio.

2.5.1 Compatibilità chimica

Innanzitutto osservando il diagramma di fase Pb-Al si può notare come non siano presenti eventuali composti intermetallici che possono creare problemi di rigatura della flangia durante il distacco della guarnizione.

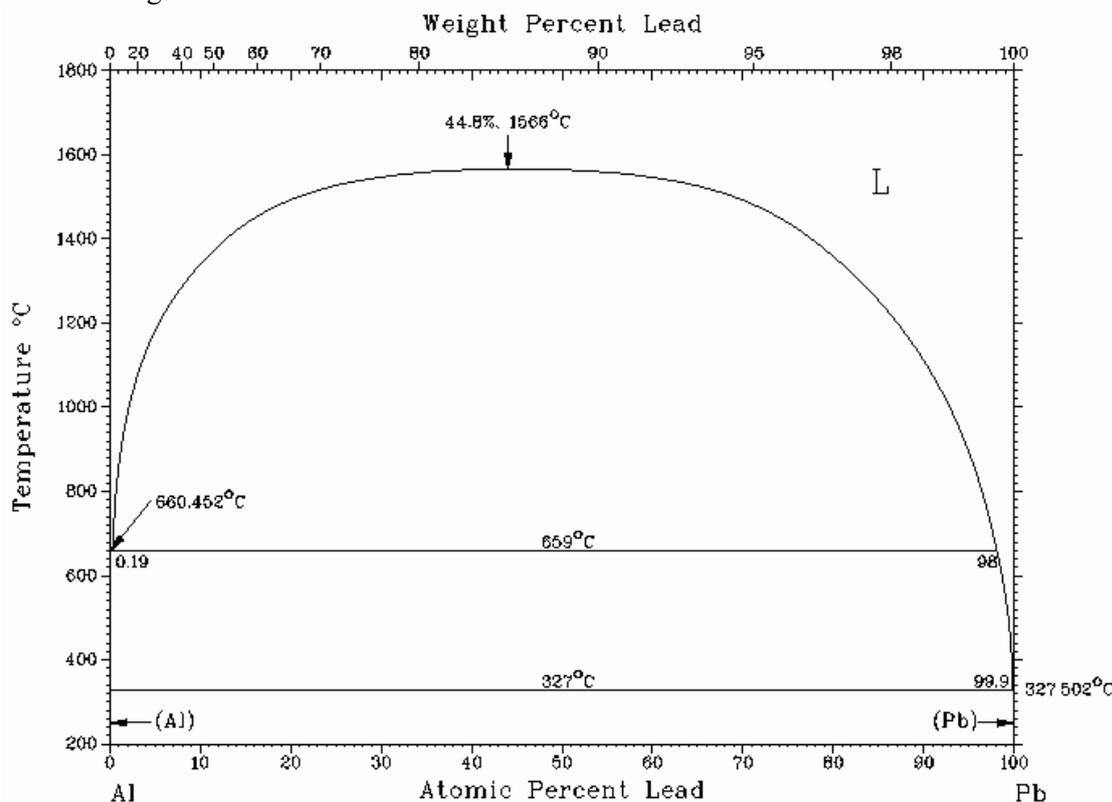


Fig. 2.16: Diagramma di fase Pb-Al

2.5.2 Compatibilità elettrochimica

È molto importante considerare anche la corrosione in umido del piombo associato alle flange in alluminio perché molte volte nella pratica tecnica si registrano perdite per effetto della corrosione in umido delle flange e guarnizioni se poste in ambienti umidi e corrosivi. Nel caso in analisi la tenuta avviene in aria atmosferica e in ambiente protetto per cui questi rischi sono molto limitati se non del tutto assenti. Per completezza però si vuole integrare lo studio della compatibilità elettrochimica tra piombo e alluminio per capire se esiste un rischio effettivo di corrosione se il sistema è posto in ambiente umido.

Quando un corpo metallico, come il piombo, è immerso in una soluzione elettrolitica gli ioni positivi del metallo, detto in questo caso anodo, passano nella soluzione secondo la reazione:



Tra gli ioni positivi disciolti nella soluzione e gli elettroni dell'anodo si instaura un equilibrio elettrico definito dal **potenziale di equilibrio** del metallo Pb sulla soluzione acquosa quindi di fatto si è creato un condensatore. All'aggiunta di un catodo collegato elettricamente all'anodo si crea una corrente che richiama elettroni dall'anodo producendo così una corrosione continua.

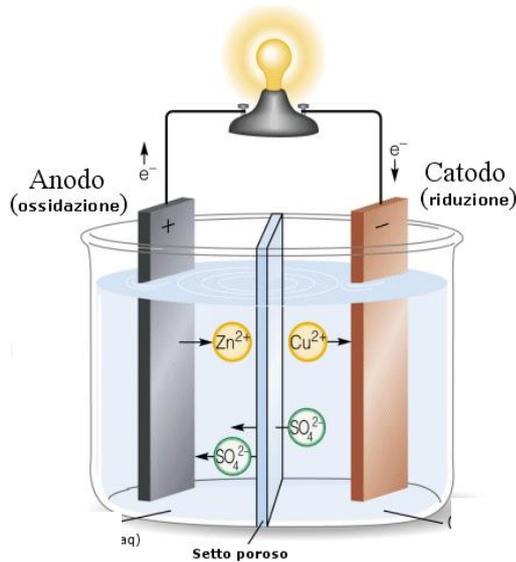


Fig. 2.17: Rappresentazione classica del funzionamento della pila elettrolitica

Questo è il classico principio della pila elettrolitica.

Condizione necessaria ma non sufficiente affinché un processo termodinamico come quello corrosivo possa avvenire spontaneamente è che la reazione globale risultante dal processo anodico di dissoluzione del metallo e da quello catodico complementare abbia l'energia libera di Gibbs negativa cioè:

$$\Delta G = -n * F(E_{cat} - E_{an}) < 0 \quad (2.3)$$

Ed essendo n e F sempre negativi essa si traduce come

$$E_{cat} > E_{an} \quad (2.4)$$

Dove E_{cat} e E_{an} rappresentano il potenziale di equilibrio. In prima approssimazione si può sostituire ai potenziali elettrolitici i potenziali elettrolitici standard cioè definiti come il potenziale di una semipila formata dal metallo immerso in una soluzione di un suo sale con attività cationica unitaria a $T=25^{\circ}\text{C}$, mentre l'altra semipila è costituita dall'elettrodo campione a idrogeno con potenziale di riferimento di 0 V.

Sistema	E° [V]	Sistema	E° [V]
Li / Li ⁺	-3.045	V / V ³⁺	-0.876
Rb / Rb ⁺	-2.925	Zn / Zn ²⁺	-0.762
K / K ⁺	-2.925	Cr / Cr ³⁺	-0.74
Cs / Cs ⁺	-2.923	Ga / Ga ²⁺	-0.53
Ra / Ra ²⁺	-2.92	Fe / Fe ²⁺	-0.440
Ba / Ba ²⁺	-2.90	Cd / Cd ²⁺	-0.402
Sr / Sr ²⁺	-2.89	In / In ³⁺	-0.342
Ca / Ca ²⁺	-2.87	Ti / Ti ⁺	-0.336
Na / Na ⁺	-2.714	Mn / Mn ³⁺	-0.283
La / La ³⁺	-2.52	Co / Co ²⁺	-0.277
Mg / Mg ²⁺	-2.37	Ni / Ni ²⁺	-0.250
Am / Am ³⁺	-2.32	Mo / Mo ³⁺	-0.20
Pu / Pu ³⁺	-2.07	Ge / Ge ⁴⁺	-0.15
Th / Th ⁴⁺	-1.90	Sn / Sn ²⁺	-0.136
Np / Np ³⁺	-1.86	Pb / Pb ²⁺	-0.126
Be / Be ²⁺	-1.85	Fe / Fe ³⁺	-0.036
U / U ³⁺	-1.80	D ₂ / D ⁺	-0.0034
Hf / Hf ⁴⁺	-1.70	H ₂ / H ⁺	0.000
Al / Al ³⁺	-1.66	Cu / Cu ²⁺	+0.337
Ti / Ti ²⁺	-1.63	Cu / Cu ⁺	+0.521
Zr / Zr ⁴⁺	-1.53	Hg / Hg ²⁺	+0.789
U / U ⁴⁺	-1.50	Ag / Ag ⁺	+0.799
Np / Np ⁴⁺	-1.354	Rh / Rh ³⁺	+0.80
Pu / Pu ⁴⁺	-1.28	Hg / Hg ²⁺	+0.857
Ti / Ti ³⁺	-1.21	Pd / Pd ²⁺	+0.987
V / V ²⁺	-1.18	Ir / Ir ³⁺	+1.000
Mn / Mn ²⁺	-1.18	Pt / Pt ²⁺	+1.19
Nb / Nb ³⁺	-1.1	Au / Au ³⁺	+1.50
Cr / Cr ³⁺	-0.913	Au / Au ⁺	+1.68

Tab. 2.9: Nella tabella sono indicati i valori dei potenziali di elettrodo normale standard definito come il potenziale di una semipila formata dal metallo immerso in una soluzione di un suo sale con attività cationica unitaria a $T=25^{\circ}\text{C}$, mentre l'altra semipila è costituita dall'elettrodo campione a idrogeno con potenziale di riferimento di 0V (da N.D. Tomashov).

Dal manuale "engineering properties and applications of lead alloys" (11) si legge che il piombo si comporta da catodo rispetto all'alluminio quindi guardando la tabella 2.9 si nota che

$$E_{cat} > E_{an}$$

$$-0,126 > -1,66 \quad (2.4)$$

Quindi le flange di alluminio essendo l'anodo possono essere soggette a corrosione.

Naturalmente tutto ciò vale in presenza di una soluzione elettrolitica che potrebbe essere l'aria umida cosa non contemplata nelle condizioni ambientali citate nel paragrafo 2.1. In ogni caso la corrosione può non avvenire anche perché il piombo, come l'alluminio, è soggetto a passivazione e questo ostacola il processo di corrosione in umido.

2.5.3 Compatibilità termica

Altra proprietà fisica da tenere in considerazione è la dilatazione termica differenziale tra piombo e alluminio che può creare problemi nel caso di cicli di riscaldamento e raffreddamento. Il rischio è che se fosse il coefficiente di dilatazione termica della guarnizione minore di quello della flangia, durante il riscaldamento potrebbe avvenire un distacco della giunzione nei lembi di chiusura.

Materiale	Coefficiente dilatazione lineare λ [1/°C]	Deformazione della guarnizione in piombo per salto termico di riscaldamento di 175 °C
Piombo	2,9E-5	
Acciaio inox austenitico	1,7E-5	-0,210%
Alluminio (leghe)	2,3E-5	-0,105%
Titanio	8,6E-6	-0,357%

Tab. 2.10: Nella tabella sono indicati i valori dei coefficienti di dilatazione termico lineare dei materiali sotto esame e a sinistra invece la deformazione della guarnizione rispetto alla flangia per un salto termico di riscaldamento di 175°C.

Analizzando il coefficiente di dilatazione termico lineare si scopre che in realtà il piombo ha un coefficiente maggiore dell'alluminio e molto maggiore dell'acciaio quindi per ogni ciclo termico di riscaldamento la guarnizione sarà sempre compressa all'interno della propria cava con deformazione 0,105% per flange in alluminio, 0,21% per flange di acciaio e 0,357% per flange di titanio (meno comuni rispetto agli altri materiali) con una differenza termica di riscaldamento di 175°C.

È ovvio che l'influenza della dilatazione termica differenziale dipende anche dal tipo di flangia e dal sistema di chiusura. Per esempio una flangia CF standard in titanio serrata da bulloni in acciaio inossidabile darà inevitabili problemi di tenuta nel ciclaggio termico di riscaldamento soprattutto se lo spring back della guarnizione è molto piccolo e non compensa l'allontanamento delle flange.

Altro problema può avvenire se si chiudono tra loro due flange di materiale differente con coefficienti di dilatazione molto diversi, infatti in questo caso avvengono degli scorrimenti radiali che possono distaccare la guarnizione.

Nel caso sotto esame sono presenti due flange di alluminio chiuse da una cravatta (si veda capitolo 3) in acciaio inossidabile. Applicando cicli termici di riscaldamento, le due flange dilateranno di più della cravatta e questo comporterà un incremento della pressione di serraggio che quindi non comporta danni al sistema. Mentre come sopra accennato, essendo la guarnizione in piombo su cave di alluminio, durante il riscaldamento si ha una compressione della guarnizione nella direzione circonferenziale della cava. Quindi anche questo non comporta danneggiamento della guarnizione.

2.6 CONCLUSIONI

Dopo aver analizzato la letteratura scientifica in merito all'utilizzo del piombo come guarnizione e dopo aver esaminato le proprietà richieste delle guarnizioni e confrontate con quelle fornite dal piombo, si può affermare che il materiale scelto ha le potenzialità per l'utilizzo come guarnizione per la tenuta del vuoto anche se sono presenti punti a sfavore come lo spring back e il rilassamento.

A questo punto si è potuto procedere alla campagna sperimentale per determinare in modo pratico l'effettiva tenuta della guarnizione, verificando così alcune caratteristiche analizzate in questo paragrafo. Alla fine del capitolo 4 quindi, si potrà dare un giudizio finale sulla guarnizione.

CAPITOLO III

PROGETTAZIONE MECCANICA DISPOSITIVO DI TEST PER GUARNIZIONI

In questo capitolo viene descritto in dettaglio la progettazione e realizzazione di un dispositivo che consenta di testare le guarnizioni in piombo nelle condizioni ambientali richieste al paragrafo 2.1. Per questo è stato necessario utilizzare la lega di alluminio 6082 T6, predisporre la possibilità di utilizzare come dispositivo di chiusura delle flange sia la catena rapida EVAC 160 che le flange standard CF 100, di poter controllare la temperatura fino al valore di 200°C, inserirci delle cave per la guarnizione e predisporlo per l'inserimento in banco prova a vuoto.

Il dispositivo realizzato sarà chiamato nei paragrafi successivi con l'acronimo **VLTD** (Vacuum Lead Test Device).

3.1 DESCRIZIONE DEL DISPOSITIVO VLTD

Nel disegnare il dispositivo il parametro principale che si è dovuto tenere in considerazione è il dimensionamento termico. Infatti il dispositivo VLTD deve essere in grado di portarsi a 200°C utilizzando una soluzione di riscaldamento commerciale quindi è necessario predisporre una geometria che sia in grado di accoglierla ma al contempo riesca a ridurre la potenza termica dispersa all'ambiente. Per questo motivo si è prima proceduto a creare una bozza del modello che è stato verificato termicamente, in seguito si è creato il modello definitivo con opportune miglioramenti verificandolo definitivamente dal punto di vista termico.

Il dispositivo quindi nella sua versione finale è costituito da un totale di 8 componenti configurabili in due versioni: la prima versione utilizza come soluzione di chiusura delle flange la catena rapida EVAC 160, mentre la seconda utilizza una flangia standard CF 100 con 16 bulloni M8. Le due configurazioni sono mostrate nei rendering delle pagine successive e seguirà una descrizione dei vari componenti.

Configurazione N°1 in versione catena rapida EVAC NW 160

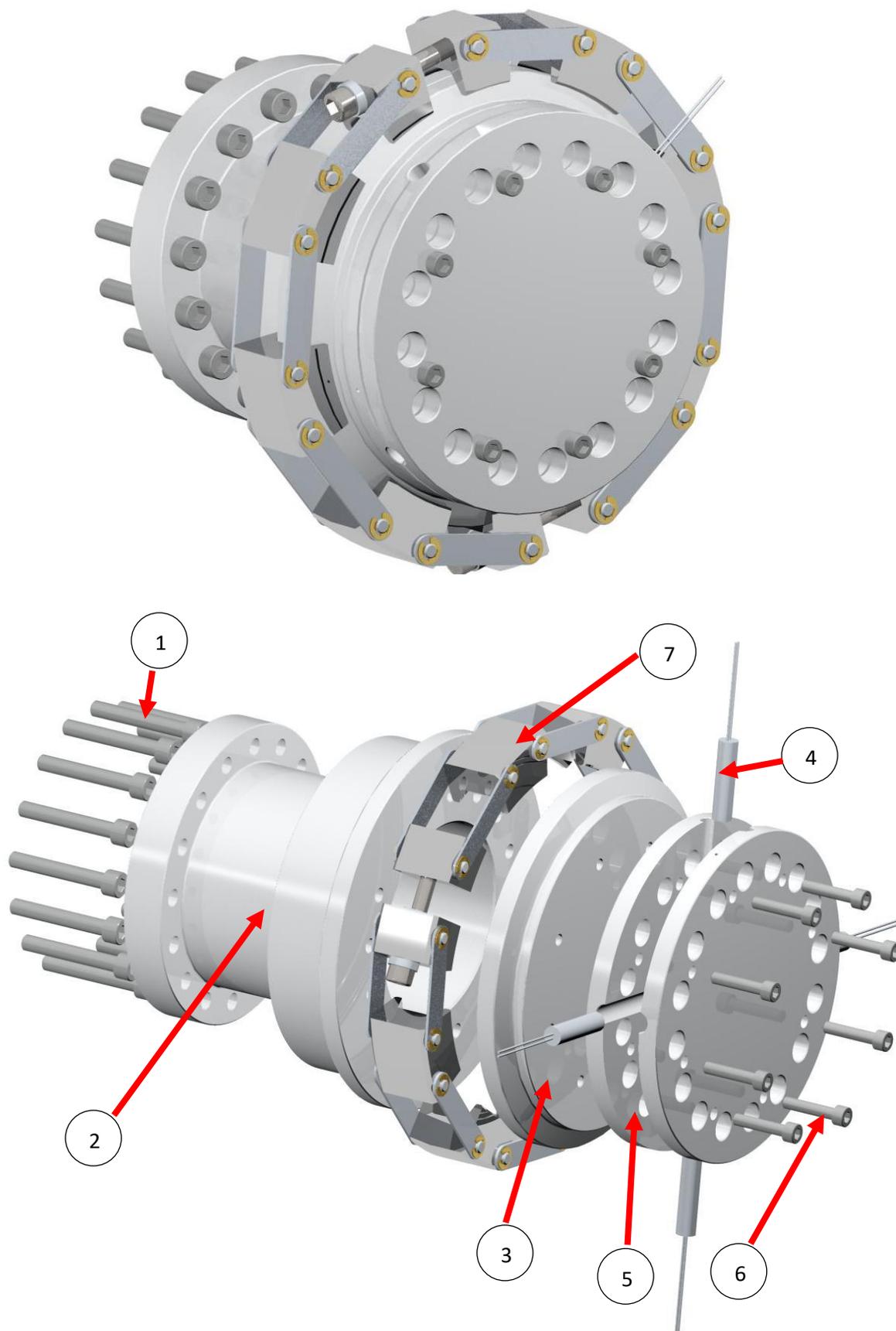


Fig.3.1. Rendering del dispositivo VLTD nella configurazione catena rapida EVAC.

Configurazione N°2 in versione flangia CF100

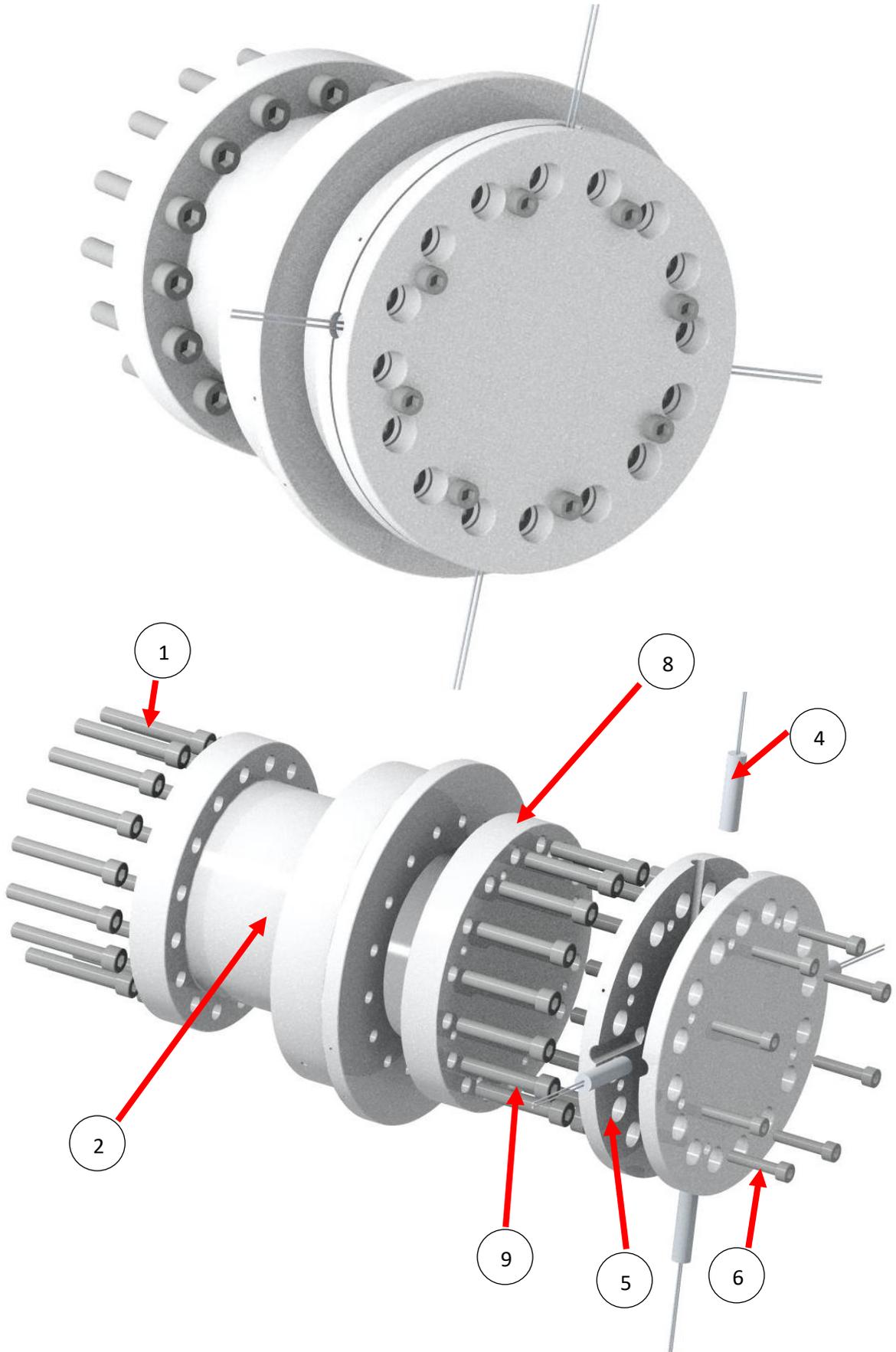


Fig.3.2. Rendering del dispositivo VLTD nella configurazione flangia standard CF 100.

1. Viti A2-70 M8x55;
2. **Raccordo.** Il componente principale del dispositivo è un raccordo di alluminio 6082 T6 ottenuto da pieno. Nella parte sinistra del raccordo (visibile nel rendering di fig. 3.3) è presente una flangia standard CF 100 con guarnizione polimerica FKN che va collegata al banco prova da vuoto, mentre nella parte destra è presente una flangia EVAC ISO TAPERED™ NW 160 opportunamente modificata per ospitare la guarnizione in piombo. Sono visibili anche una serie di 16 fori filettati per poter collegare anche la flangia CF 100.

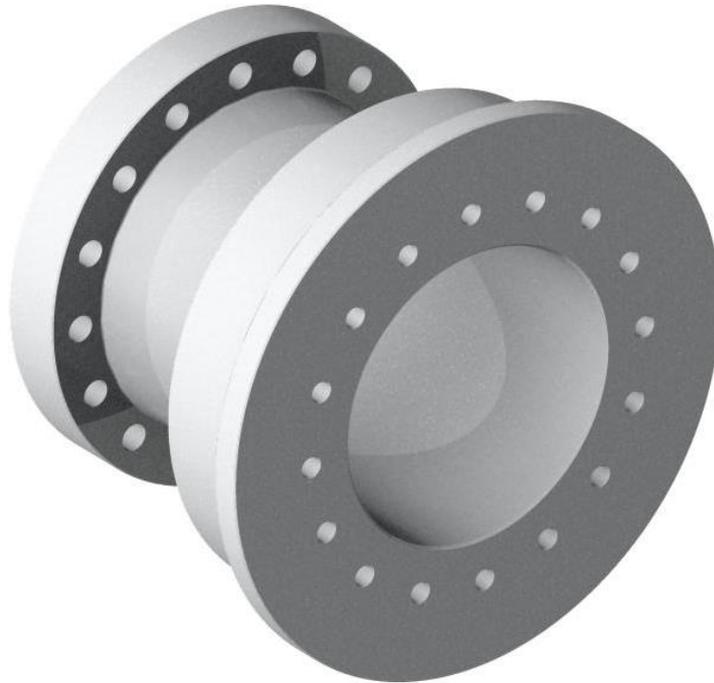


Fig.3.3. Rendering del componente 2.

3. **Flangia EVAC ISO TAPERED™ NW 160** in alluminio 6082 T6 modificata per contenere le sedi della guarnizione in piombo e il riscaldatore.

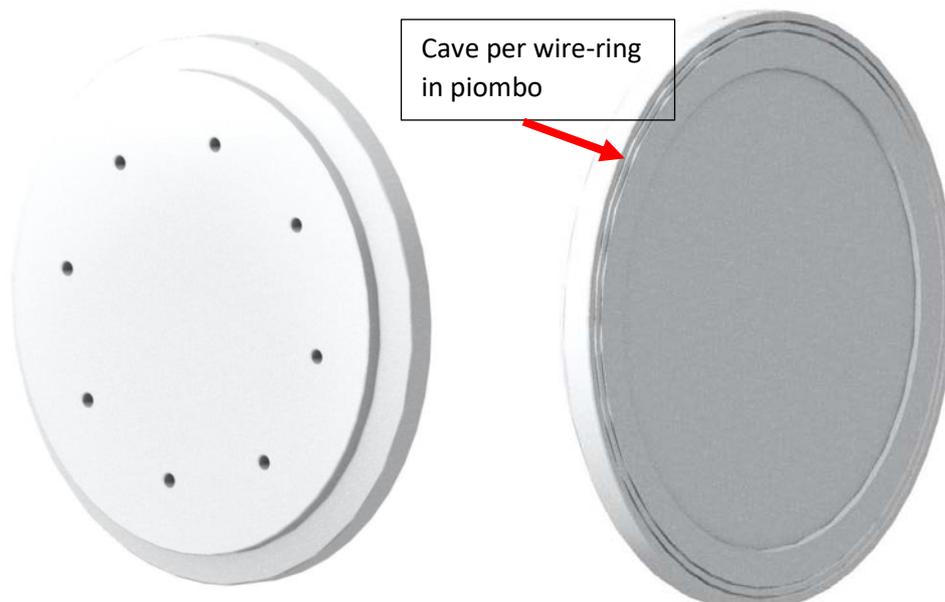


Fig.3.4. Rendering del componente 3.

4. **Cartucce riscaldanti** (si veda 3.4 per ulteriori dettagli).

5. Flange riscaldanti in alluminio. Il sistema di riscaldamento è costituito da 4 cartucce riscaldanti che vanno poste all'interno di sedi semicircolari presenti in due flange riscaldanti in alluminio per migliorare la conduzione. A sua volta le due flange vengono chiuse da 8 viti M6 che si avvitano alla flangia EVAC ISO TAPERED™ NW 160 o alla flangia standard CF100. Il vantaggio di utilizzare questo sistema di chiusura invece del tradizionale foro dove inserire direttamente la cartuccia è il contatto termico diretto presente tra la cartuccia e la flangia eliminando di fatto così il cuscinetto di aria che si formerebbe tra foro e cartuccia che rappresenta una resistenza termica notevole al passaggio del calore. In questo modo inoltre si riduce la temperatura di esercizio delle cartucce e quindi se ne allunga la vita.

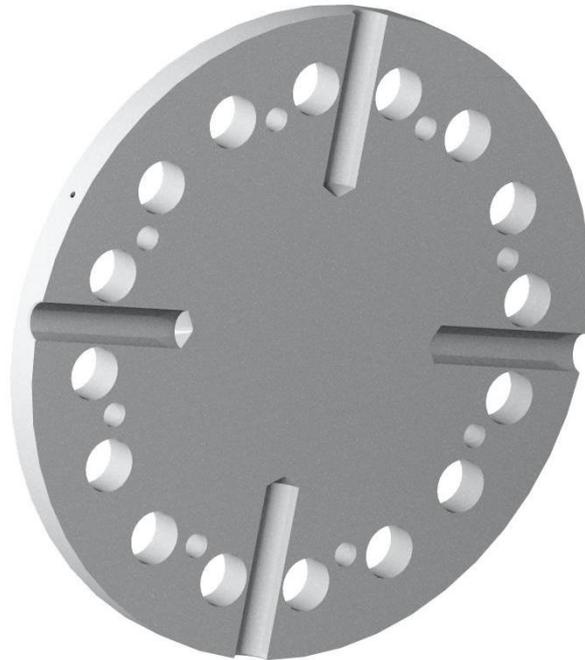


Fig.3.5. Rendering del componente 5.

Per ottenere le due flange si è dapprima costruita un disco spesso il doppio con 4 fori radiali. In seguito tramite elettroerosione con filo di 0,8 mm si è suddivisa la flangia in due parti ottenendo così le due flange riscaldanti;



Fig.3.6. Macchina da elettroerosione utilizzata per dividere in due il disco per ottenere le due flange riscaldanti.

6. Viti A2-70 M6x30;
7. *EVAC ISO TAPERED™ chain clamps, UHV*. Questo componente chiamato nel proseguo della tesi anche come “catena rapida” è una soluzione commerciale di chiusura rapida di due flange mediante catene prodotta dall’azienda svizzera EVAC. Questa metodo di chiusura consente di agire su un numero limitatissimo di viti per serrare due flange, anche di grandi dimensioni, in modo estremamente facile e rapido. Le catene rapide sono disponibili per diametri da DN80 a DN250 normalmente ma fino a DN700 previa richiesta.

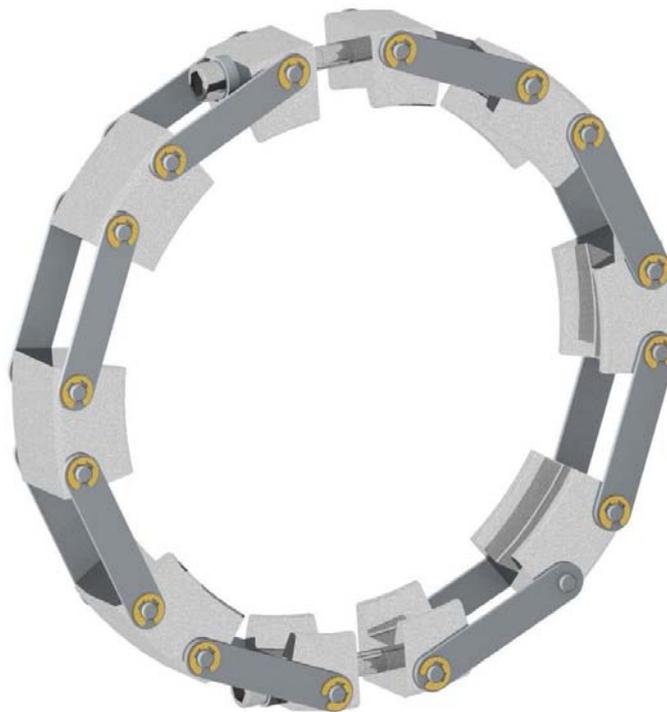


Fig.3.7. Rendering della catena rapida DW160.

Come anticipato, le catene rapide prevedono l'utilizzo di un morsetto a catena, grazie al quale è possibile amplificare la forza di serraggio impressa alla vite nella direzione di contatto tra le flange.



Fig.3.8. Principio di funzionamento di una connessione mediante morsetto a catena (chain clamp).

La figura 3.8 illustra, con una sezione, il suddetto principio. Rispetto ai classici morsetti con vite a galletto, tipici delle connessioni ISO-KF in cui la pressione di contatto è elevata nelle vicinanze della vite di serraggio ma risulta molto più debole negli altri punti lungo la circonferenza, utilizzando un morsetto a catena la pressione di contatto viene distribuita uniformemente lungo l'area di contatto e risulta essere molto più elevata (fino a 10 volte maggiore secondo le stime dell'azienda).

L'EVAC produce due versioni di queste catene, una versione in acciaio inossidabile serrata da due viti adatta per l'uso ad alte temperature, in ambiente radioattivo e per guarnizioni metalliche, e una versione polimerica ad una vite adatta per guarnizioni polimeriche e bassa temperatura.

La catena utilizzata nella sperimentazione è la versione in acciaio inossidabile.

8. Flangia standard CF 100 in alluminio 6082 T6 modificata per contenere le sedi della guarnizione in piombo e il riscaldatore.

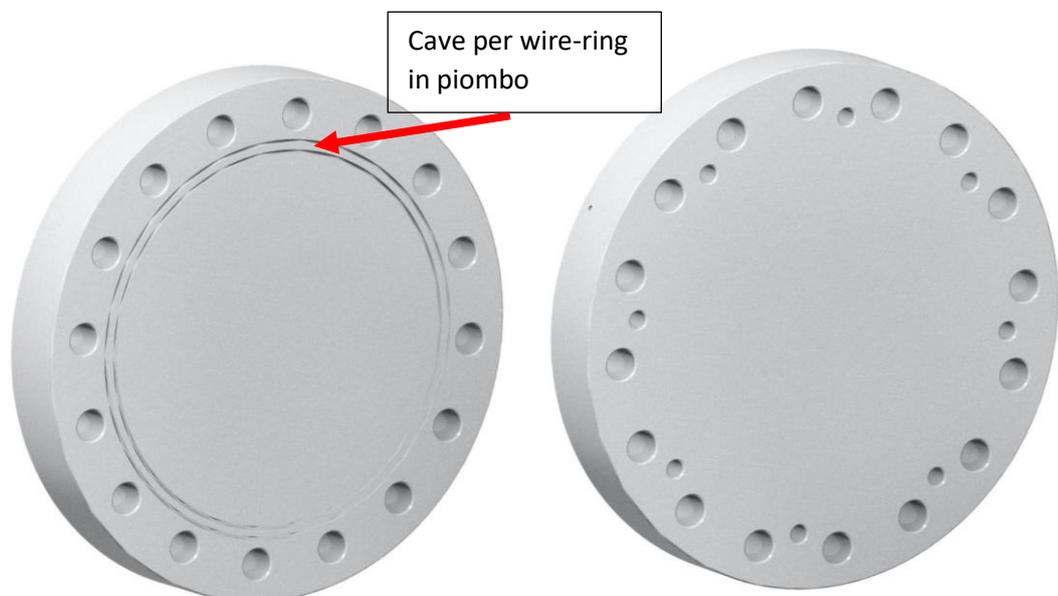


Fig.3.9. Rendering del componente 8.

9. Viti A2-70 M8x45.

In APPENDICE C sono contenuti tutti i disegni costruttivi del dispositivo VLTD.

3.2 DIMENSIONAMENTO TERMICO

Come già annunciato all'inizio del capitolo 3 la procedura eseguita per progettare il dispositivo VLTD ha previsto dapprima l'abbozzamento di un sistema preliminare, successivamente si è calcolata la potenza termica necessaria per portare il sistema a 200°C. Fatto ciò si è potuto scegliere il dispositivo di riscaldamento commerciale compatibile con la potenza termica richiesta e quindi adattarlo al sistema abbozzato; inoltre sono state aggiunte delle modifiche al sistema in modo da renderlo più efficiente termicamente e, quindi, stato possibile calcolare la potenza termica richiesta definitiva a regime stazionario.

In questo paragrafo si procederà alla sola descrizione della procedura utilizzata per calcolare analiticamente la potenza termica richiesta applicandola numericamente alla versione definitiva del VLTD.

3.2.1 Calcolo potenza termica regime stazionario

Prima di tutto è stata modellizzato termicamente il dispositivo VLTD e sono stati individuate 8 fonti principali di dispersione termica che sono rappresentate nella figura e sono elencate di seguito:

- 1) q_1 : Convezione naturale superficie cilindrica orizzontale del raccordo;
- 2) q_2 : Irraggiamento superficie cilindrica orizzontale raccordo;
- 3) q_3 : Conduzione con sorgente fredda a 20°C;
- 4) q_4 : Dispersione termica catena rapida;
- 5) q_5 : Convezione naturale superficie cilindrica orizzontale flangia riscaldante;
- 6) q_6 : Irraggiamento superficie cilindrica orizzontale flangia riscaldante;
- 7) q_7 : Convezione naturale parete circolare verticale flangia riscaldante;
- 8) q_8 : Irraggiamento superficie parete verticale flangia riscaldante.

All'interno del tubo essendoci del vuoto la dispersione termica è stata considerata nulla.

Fatte queste considerazioni si è proceduto al calcolo di ogni componente avendo come requisito fondamentale portare a 200°C la guarnizione in piombo (linea rossa figura 3.10).

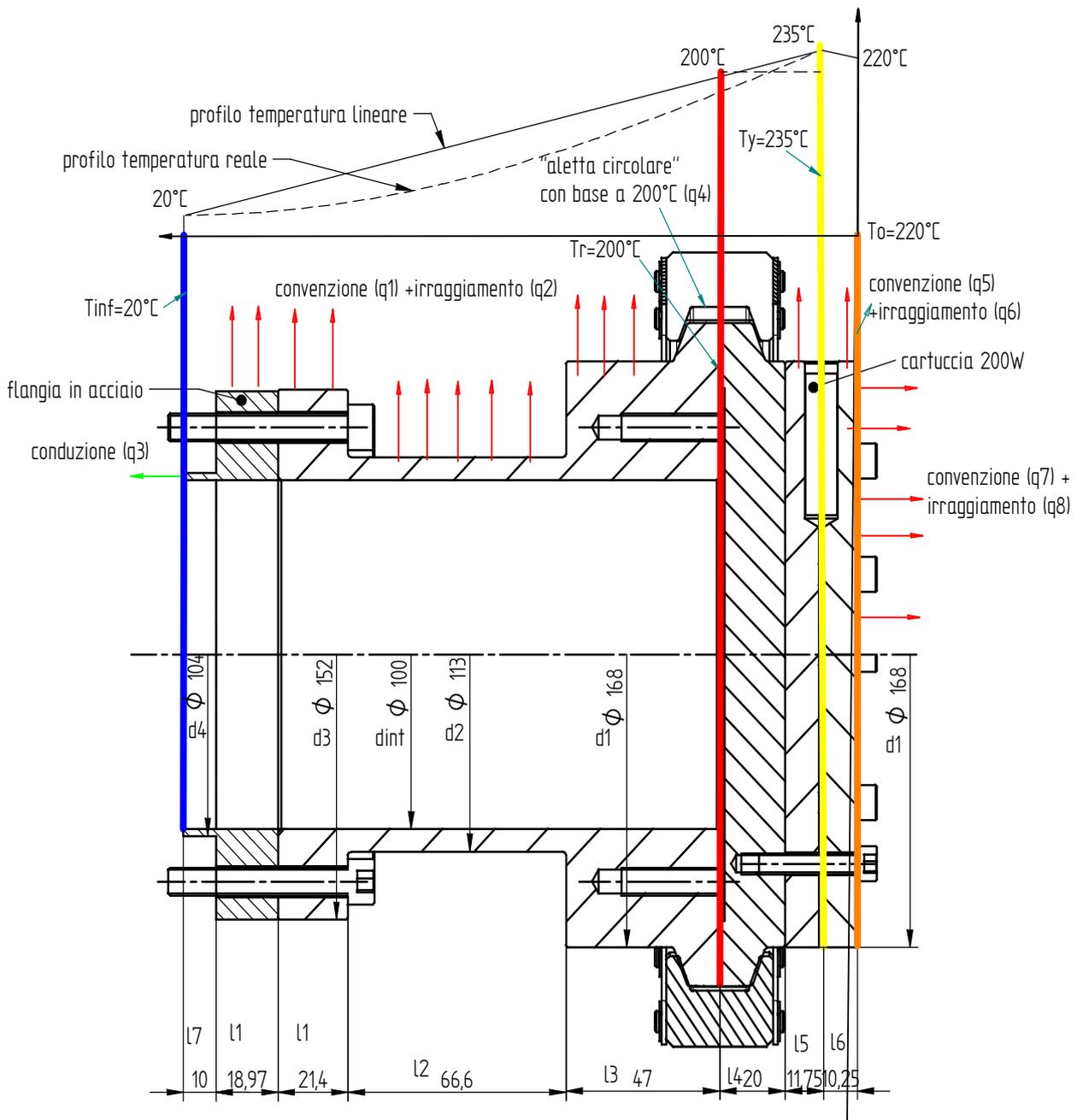


Fig. 3.10: Sezione del dispositivo VLTD con indicati il profilo termico lineare approssimato, le dimensioni principali e la posizione dei vari contributi q_i . Le varie linee indicano le sezioni a temperatura ipotizzata.

1) q_1 : Convezione naturale superficie cilindrica orizzontale del raccordo

Per determinare la potenza termica dispersa per convezione sulla superficie orizzontale del raccordo si è dovuto ipotizzare un profilo di temperatura lineare, in vantaggio di sicurezza, lungo l'intero asse del raccordo avendo posto come vincoli la temperatura $T_r=200^\circ\text{C}$ sulla linea rossa, dove è presente la guarnizione in piombo e $T_\infty=20^\circ\text{C}$ sulla linea blu considerata un sorgente termica fredda a capacità infinita. Questa ipotesi non è del tutto infondata perché a 10 mm dalla flangia di acciaio è presente un sostegno in alluminio della crociera del banco prova (si veda fig.4.2) che dissipa gran parte del calore. Estrapolando la retta nella parte destra della linea rossa fino alla linea gialla, cioè in corrispondenza delle cartucce riscaldanti, si è ricavata una temperatura di $T_y = 235^\circ\text{C}$.

A questo punto è stato possibile scomporre il problema in elementi finiti di grandezza 1mm lungo la direzione dell'asse a partire dalla linea gialla fino alla linea blu, nei quali la temperatura è stata considerata costante, quindi è stato possibile calcolare il coefficiente di convezione naturale

per ogni elemento e successivamente il relativo contributo di potenza termica dispersa. Nel caso in questione per ogni elemento sono stati calcolati i seguenti parametri:

- *Temperatura media dell'elemento a distanza x*: Valutata come la temperatura a $x+1$ mm, più la temperatura a $x-1$ mm diviso 2:

$$T_{mx} = \frac{T_{x+1} + T_{x-1}}{2} \quad (3.1)$$

- *Temperatura media di film*: Cioè la temperatura a cui sono valutate le proprietà del fluido considerando la temperatura T_{∞} come la temperatura del fluido indisturbato (20°C):

$$T_f = \frac{T_{mx} + T_{\infty}}{2} \quad (3.2)$$

- *Coefficiente dell'espansione termica isobara per gas ideale*:

$$\beta = \frac{1}{T_f} \quad (3.3)$$

- *Densità del fluido alla temperatura media del film*:

$$\rho = -1 * 10^{-15} * T_f^5 + 6 * 10^{-12} * T_f^4 - 1 * 10^{-8} * T_f^3 + 9 * 10^{-6} * T_f^2 - 0,0044 * T_f + 1,2946 = \left[\frac{kg}{m^3} \right] \quad (3.4)$$

- *Viscosità dinamica del fluido alla temperatura media di film*:

$$\mu = 0,0002 * T_f^3 - 0,3674 * T_f^2 + 509,23 * T_f + 171029 = \left[\frac{kg}{m * s} \right] \quad (3.5)$$

- *Conducibilità termica del fluido alla temperatura media di film*:

$$\lambda = -3E - 08 * T_f^2 + 8E - 05 * T_f + 0,0241 = \left[\frac{W}{m * K} \right] \quad (3.6)$$

- *Calore specifico del fluido alla temperatura media di film*:

$$C_p = -5E - 07 * T_f^3 + 0,0006 * T_f^2 - 0,0159 * T_f + 1006,9 = \left[\frac{J}{kg * K} \right] \quad (3.7)$$

Rientrando il problema nella convezione naturale in superfici cilindriche orizzontali sono stati calcolati i seguenti numeri adimensionali per ogni elemento:

- *Numero di Grashof*:

$$Gr = \frac{l^3 * \rho^2 * \beta * g * \Delta T}{\mu^2} \quad (3.8)$$

Dove:

- l è la **grandezza geometrica caratteristica** che per la convenzione su superfici cilindriche orizzontali è il diametro esterno. Nel caso in esame esso risultata variabile lungo la direzione del raccordo essendoci tre dimensioni differenti: d_1 , d_2 , d_3 .
- ΔT è la differenza tra la temperatura T_{mx} e T_{∞} .

- Numero di Prandtl:

$$Pr = \frac{C_p * \mu}{\lambda} \quad (3.9)$$

- Numero di Rayleigh:

$$Ra = Pr * Gr \quad (3.10)$$

Nella convezione naturale il numero di Rayleigh sostituisce il numero di Reynolds e serve per stabilire se il moto del fluido è laminare e turbolento. Il limite tra i due moti è definito dal valore di $Ra=10^9$. Come si dimostrerà nella tabella I.2.1 il moto del fluido in ogni elemento è risultato pienamente laminare con $Ra \ll 10^9$. Quindi è stato possibile utilizzare le formulazioni per il numero di Nusselts valide per moto laminare. In particolare sono stati calcolati due Nu, uno ottenuto con formulazione empirica e uno con formulazione analitica:

- Formulazione empirica numero di Nusselts:

$$Nu = \frac{\alpha * l}{\lambda} = 0,53 * Ra^{0,25} \quad (13) \quad (3.11)$$

Dove:

- α è il coefficiente di convezione [$W/m^2 * K$].

- Formulazione analitica numero di Nusselts:

$$Nu = \frac{\alpha * l}{\lambda} = 0,60 + 0,387 * \left[\frac{Ra}{\left[1 + \left(\frac{0,559}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{\frac{16}{9}}} \right]^{\frac{1}{6}} \quad (13) \quad (3.12)$$

- Valido nel campo $10^5 < Ra < 10^{12}$.

Facendo una media dei due valori di Nu si è ottenuto che i risultati di 3.12 concordano entro il 2% dei valori di 3.11.

- Quindi da Nu si ricava il coefficiente di convezione α :

$$\alpha = \frac{\lambda * Nu}{l} = \left[\frac{W}{m^2 * K} \right] \quad (3.13)$$

- È ora possibile calcolare la potenza termica dispersa per convezione da un solo elemento:

$$qx = \alpha * A_x * (T_{mx} - T_{\infty}) = [W] \quad (3.14)$$

Dove:

- $A_x = (d_i * \pi * 0,001)$ è l'area del cilindro esterno del singolo elemento di lunghezza 1mm e diametro d_i variabile lungo la direzione del raccordo essendoci tre dimensioni differenti: d_1, d_2, d_3 .

x[mm]	0	1	2	3	4	5	6	7	8..
l elem [mm]	1	1	1	1	1	1	1	1	...
lunghezza tot[mm]	157	157	157	157	157	157	157	157	...
grand. Carat. [m]		0,168	0,168	0,168	0,168	0,168	0,168	0,168	...
Tx[C°]	235	233,6306	232,2611	230,8917	229,5223	228,1529	226,7834	225,414	...
Tmx [K]		507,4653	506,0959	504,7264	503,357	501,9876	500,6182	499,2487	...
Tf [K]		127,1576	126,4729	125,7882	125,1035	124,4188	123,7341	123,0494
beta [K]		0,002498	0,002502	0,002507	0,002511	0,002515	0,00252	0,002524	...
rho [kg/m^3]		0,861603	0,863351	0,865104	0,866862	0,868626	0,870395	0,872169	...
mhu [kg/(m*s)]		2,3E-05	2,3E-05	2,3E-05	2,29E-05	2,29E-05	2,29E-05	2,28E-05	...
lamda [(W/(m*K))]		0,033788	0,033738	0,033688	0,033639	0,033589	0,033539	0,03349	...
Cp [(J/(kg*K))]		1013,552	1013,475	1013,398	1013,322	1013,247	1013,172	1013,097	...
Gr		34835356	34901164	34966099	35030136	35093253	35155425	35216627	...
Pr		0,690706	0,690792	0,69088	0,690967	0,691055	0,691144	0,691232	...
Ra		24060980	24109462	24157366	24204676	24251376	24297448	24342874	...
laminare? Ra<10^9		VERO	...						
Ra/10^9		0,024061	0,024109	0,024157	0,024205	0,024251	0,024297	0,024343	...
Nu empirica		37,11968	37,13836	37,1568	37,17498	37,19289	37,21055	37,22793	...
Nu numerica		36,56735	36,59011	36,61257	36,63475	36,65662	36,67818	36,69942	...
Nu medio		36,84351	36,86423	36,88469	36,90486	36,92475	36,94436	36,96367	...
alpha[W/(m^2*K)]		7,409831	7,403122	7,39634	7,389485	7,382556	7,375551	7,36847	...
q conv(W)		0,837723	0,831616	0,825511	0,819408	0,813307	0,807207	0,801109	...

Tab. 3.1. Raccolta dei dati numerici per il calcolo della potenza termica di convezione dispersa lungo il raccordo. Nella tabella sono indicati i valori di solo 7 elementi.

Sommando i contributi dei 157 elementi si ottiene come risultato finale:

$$q_1 = 53,5 \text{ W}$$

2) q_2 : Irraggiamento superficie cilindrica orizzontale del raccordo

In analogia con quanto fatto per la convezione si sono calcolati i contributi di potenza termica irraggiata ipotizzando la temperatura costante per ogni elemento di lunghezza 1 mm. In seguito si sono sommati i vari contributi per ottenere la potenza termica complessiva.

La potenza termica irraggiata è stata calcolata come:

$$q_x = \varepsilon * \sigma * A_x * (T_{mx}^4 - T_{\infty}^4) = [W] \quad (3.15)$$

Dove:

- ε è la emissività dell'alluminio valutata in 0,5;
- σ è la costante di Boltzmann $5,67 * 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$,
- $A_x = (d_i * \pi * 0,001)$ è l'area del cilindro esterno del singolo elemento di lunghezza 1mm e diametro d_i variabile lungo la direzione del raccordo essendoci tre dimensioni differenti: d_1, d_2, d_3 .

x[mm]	0	1	2	3	4	5	6	7	8..
l elem [mm]	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	...
lunghezza tot[mm]	157,00	157,00	157,00	157,00	157,00	157,00	157,00	157,00	...
grandezza Caratteristica di [m]		0,17	0,17	0,17	0,17	0,17	0,17	0,17	...
Tx[C°]	235,00	233,63	232,26	230,89	229,52	228,15	226,78	225,41	...
Tmx [K]		507,47	506,10	504,73	503,36	501,99	500,62	499,25	...
q irr [W]		0,881	0,871	0,860	0,850	0,839	0,829	0,819	...

Tab. 3.2. Raccolta dei dati numerici per il calcolo della potenza termica di irraggiamento dispersa lungo il raccordo. Nella tabella sono indicati i valori di solo 7 elementi.

Sommando i contributi dei 157 elementi si ottiene come risultato finale:

$$q_2 = 45,7 \text{ W}$$

3) q_3 : Conduzione con sorgente fredda a 20°C

Nelle ipotesi già discusse per la determinazione della potenza termica di convezione sul raccordo è possibile calcolare la potenza termica di conduzione dispersa dal dispositivo al muletto. È possibile calcolarla considerando il VLTD come un piano composto da una serie di resistenze termiche poste in serie, partendo dalla fonte di calore a $T_y=235^\circ\text{C}$ fino alla temperatura di $T_\infty=20^\circ\text{C}$ nella sorgente fredda si ha:

$$q_3 = \frac{T_y - T_\infty}{\frac{l_4 + l_5}{\lambda_{all} * A1} + \frac{l_3}{\lambda_{all} * A1} + \frac{l_2}{\lambda_{all} * A2} + \frac{l_1}{\lambda_{all} * A3} + \frac{l_1}{\lambda_{SS} * A1} + \frac{l_7}{\lambda_{SS} * A4} + R_{contatto\ al-al}} = [W] \quad (3.16)$$

Dove:

- $l_{i-esima}$ rappresenta la lunghezza indicata in figura 3.10;
- $A_{i-esima}$ rappresenta l'area di passaggio ortogonale al flusso di calore dei relativi diametri $d_{i-esimo}$ indicati in figura 3.10;
- λ_{all} rappresenta la conducibilità termica dell'alluminio pari a 204 W/m*°C;
- λ_{SS} rappresenta la conducibilità termica dell'acciaio inossidabile pari a 17 W/m*°C;
- $R_{contatto\ al-al}$ rappresenta la resistenza di contatto tra le flange di alluminio, il valore utilizzato è $2,67 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2\text{K/W}$ prelevato dalla letteratura. In ogni caso il valore delle resistenze termiche di contatto può essere trascurato perché piccolo rispetto alle altre resistenze;
- $T_y - T_\infty$ è il salto termico presente tra la linea gialla 235°C e la linea blu 20°C.

Sostituendo i valori si ottiene una potenza termica complessiva di:

$$q_3 = 175,5 \text{ W}$$

Come si può notare il contributo di conduzione è quello maggiore fra tutti. Per cercare di ridurlo si è progettata la sezione centrale del VLTD con spessore del tubo ridotto e con lunghezza elevata così da aumentare la resistenza termica e quindi ridurre notevolmente il calore ceduto per conduzione.

4) q_4 : Dispersione termica catena rapida

La catena rapida può essere modellizzata in vantaggio di sicurezza come una singola aletta circolare piena con dimensioni pari a quelle della catena rapida. In realtà le cravatte della catena non circondano completamente la circonferenza esterna delle flange però è altresì vero che la superficie di scambio della catena è maggiore rispetto a quella di una singola aletta circolare. Quindi si è fatta l'ipotesi che i due effetti si possano controbilanciano tra loro ed è allora possibile modellizzare la catena rapida con approssimazione tramite una aletta circolare con base a temperatura costante di $T_b=200^\circ\text{C}$.

I parametri caratteristici dell'aletta assunti per il calcolo coincidono con le dimensioni esterne della catena e sono:

- $R_a=0,1145\text{ m}$;
- $R_b= 0,0765\text{ m}$;
- $2\delta=0,032\text{m}$;
- $\alpha=7\text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$;
- $\lambda_{ss}=17\text{ W/m}\cdot^\circ\text{C}$.

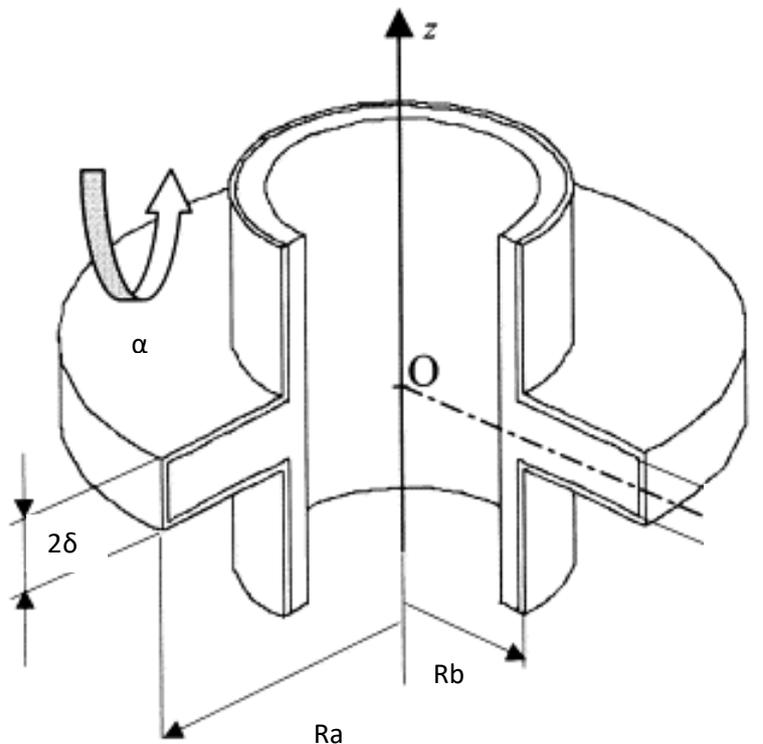


Fig. 3.11. Schema di una letta circolare.

Per il coefficiente di convezione esterno è stato assunto il valore di $\alpha=7\text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$ perché per una temperatura di $T_b=200^\circ\text{C}$ sia per la convezione parete verticale che per cilindri orizzontali risultano entrambi questi valori che sono stati dedotti dai calcoli di q_1 e q_7 .

Mentre la conducibilità termica dell'aletta è $\lambda_{ss}=17\text{ W/m}\cdot^\circ\text{C}$ essendo la catena in acciaio inossidabile.

A questo punto è stato possibile calcolare l'efficienza della aletta utilizzando il diagramma valido per alette circolari 3.12:

- $mL = \sqrt{\frac{\alpha}{\lambda \cdot \delta}} * (Ra - Rb) = 0,193$;
- $\frac{Ra}{Rb} =$ per alette con spessore non trascurabile è $\frac{Ra+\delta}{Ra-Rb+\delta} = 2,42$

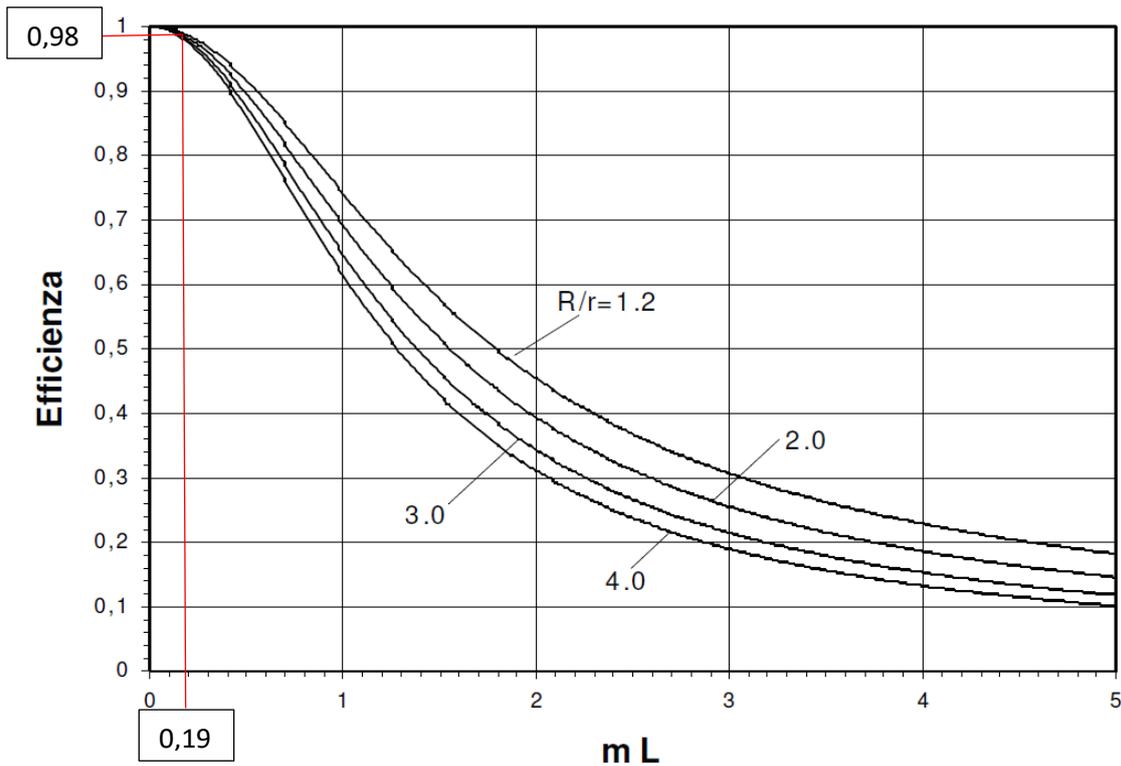


Fig. 3.12. Diagramma $ml-\Omega$ valido per alette circolari.

Quindi dal grafico si ottiene un valore di $\Omega=0,98$.

La potenza termica quindi è calcolabile come:

$$q_4 = \Omega * \alpha * A_l * (T_b - T_\infty) = [W] \quad (3.17)$$

Dove:

- $A_l = \pi * (Ra^2 - Rb^2) * 2 + 2 * \pi * Ra * 2\delta = 0,06859 \text{ m}^2$ è l'area di scambio dell'aletta;
- $(T_b - T_\infty) = 200^\circ\text{C} - 20^\circ\text{C}$ è la differenza di temperatura tra la base dell'aletta e il fluido.

Sostituendo i valori si ottiene una potenza termica complessiva di:

$$q_4 = 84,7 \text{ W}$$

5) q_5 : Convezione naturale superficie cilindrica orizzontale flangia riscaldante

Per calcolare il contributo di potenza termica dispersa dal tratto l6 della superficie cilindrica orizzontale della flangia riscaldante più esterna si è ripetuto il medesimo procedimento del contributo q1. Però essendo questa volta il tratto l5 di lunghezza ridotta (11 mm) è stato possibile con approssimazione ipotizzarlo ad una temperatura media costante di $T_m=225^\circ\text{C}$. Le formule utilizzate sono le stesse del contributo q1 e per il calcolo della potenza termica si è utilizzata la seguente formula:

$$q_5 = \alpha * A_1 * (T_m - T_\infty) = [W] \quad (3.18)$$

Dove:

- $A_1 = l5 * \pi * d1$ è l'area del cilindro della flangia riscaldante di diametro d1 e lunghezza l5;
- $T_m - T_\infty$ è il salto termico tra superficie e fluido indisturbato e risulta come annunciato di $225^\circ\text{C}-20^\circ\text{C}$.

L5 [mm]	0,0110
grand. Carat. d1 [m]	0,1680
Tm [°C]	225,00
Tf [K]	395,65
beta [K]	0,0025
rho [kg/m^3]	0,8736
mhu [kg/(m*s)]	2,2826E-05
lamda [(W/(m*K))]	0,0334
Cp [(J/(kg*K))]	1013,04
Gr	3,53E+07
Pr	0,6913
Ra	2,44E+07
laminare? Ra<10^9	VERO
Ra/10^9 %	0,0244
Nu empirica	37,24
Nu numerica	36,72
Nu medio	36,98
alpha[W/(m^2*K)]	7,3627
q conv(W)	8,7584

Tab. 3.3. Raccolta dei dati numerici per il calcolo della potenza termica di convezione dispersa dalla superficie cilindrica orizzontale della flangia riscaldante.

Quindi il contributo di potenza termica dispersa per convezione nel tratto l5 è di:

$$q_5 = 8,75 \text{ W}$$

6) q_6 : Irraggiamento superficie cilindrica orizzontale flangia riscaldante

Nel tratto l5 è stato calcolato anche il contributo di irraggiamento ipotizzando sempre una temperatura media costante della superficie pari a $T_m = 225^\circ\text{C}$.

La potenza termica irraggiata è stata calcolata come:

$$q_6 = \varepsilon * \sigma * A_1 * (T_m^4 - T_\infty^4) = [W] \quad (3.19)$$

Dove:

- ε è la emissività dell'alluminio valutata in 0,5;
- σ è la costante di Boltzmann $5,67 * 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$,
- $A_1 = (d_1 * \pi * l_5)$ è l'area del cilindro della flangia riscaldante di diametro d1 e lunghezza l5;
- $T_m - T_\infty$ è il salto termico tra superficie e fluido indisturbato e risulta come annunciato di $225^\circ\text{C} - 20^\circ\text{C}$.

Sostituendo i valori si ottiene una potenza termica complessiva di:

$$q_6 = 8,91 \text{ W}$$

7) q_r : Convezione naturale parete verticale circolare flangia riscaldante

Per calcolare il contributo di potenza termica di convezione dispersa dalla superficie verticale esterna della flangia riscaldante sono state utilizzate le correlazioni disponibili in letteratura per la convezione naturale su pareti verticale piane e cilindriche. In questo caso è stata valutata la temperatura sulla faccia della flangia riscaldante (linea arancione) ipotizzando una caduta lineare di temperatura con la medesima pendenza del tratto 200-20°C ottenendo così $T_o = 220^\circ\text{C}$.

La temperatura è stata ipotizzata costante nella superficie quindi si è reso necessario il calcolo di un solo coefficiente di convezione.

Una volta calcolati i parametri di β , ρ , μ , λ e C_p valutati alla temperatura $T_f = (220+20)/2 = 120^\circ\text{C}$ con le formule 3.2, 3.3, 3.4, 3.5, 3.6 e 3.7.

Rientrando il problema nella convezione naturale in superfici cilindriche orizzontali sono stati calcolati i seguenti numeri adimensionali:

- Numero di Grashof:

$$Gr = \frac{l^3 * \rho^2 * \beta * g * \Delta T}{\mu^2} \quad (3.20)$$

Dove:

- l è la grandezza geometrica caratteristica che per la convezione naturale su pareti verticale piane e cilindriche è la lunghezza d_l ;
- ΔT è la differenza tra la temperatura T_o e T_∞ .

- Numero di Prandtl:

$$Pr = \frac{C_p * \mu}{\lambda} \quad (3.21)$$

- Numero di Rayleigh:

$$Ra = Pr * Gr \quad (3.22)$$

Come si dimostrerà nella tabella il moto del fluido è risultato pienamente laminare con $Ra \ll 10^9$. Quindi è stato possibile utilizzare le formulazioni per il numero di Nusselts valide per moto laminare. In particolare sono stati calcolati due Nu , uno ottenuto con formulazione empirica e uno con formulazione analitica:

- Formulazione empirica numero di Nusselts:

$$Nu = \frac{\alpha * l}{\lambda} = 0,59 * Ra^{0,25} \quad (13) (3.23)$$

Dove

- α è il coefficiente di convezione [$\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$].

- Formulazione analitica numero di Nusselts:

$$Nu = \frac{\alpha * l}{\lambda} = 0,677 * \left[\frac{Pr}{0,952 + Pr} \right]^{\frac{1}{4}} * Ra^{\frac{1}{4}} \quad (13) (3.24)$$

- Valido nel campo $10^4 < Ra < 10^9$.

Facendo una media dei due valori di Nu si è ottenuto che i risultati di 3.23 concordano entro il 2% dei valori di 3.24.

Calcolato il coefficiente di convezione con la formula 3.13 per calcolare la potenza termica si è dovuto considerare anche la presenza della resistenza termica di conduzione dovuto allo spessore della flangia e quindi si ha:

$$q_7 = \frac{T_r - T_\infty}{\frac{l_6}{\lambda_{all} * A} + \frac{1}{\alpha}} = [W] \quad (3.25)$$

Dove:

- $A = \frac{\pi * d_1^2}{4}$ è l'area ortogonale al flusso di calore e corrisponde alla superficie verticale esterna della flangia riscaldante di diametro d_1 ;
- $T_r - T_\infty$ è il salto termico tra superficie e fluido indisturbato e risulta come annunciato di $235^\circ\text{C} - 20^\circ\text{C}$.

l 6 [mm]	0,0110
grand. Carat. d1 [m]	0,1680
To [°C]	220,00
Tf [°C]	120
beta [K]	2,54E-03
rho [kg/m^3]	8,80E-01
mhu [kg/(m*s)]	2,2719E-05
lamda [(W/(m*K))]	3,33E-02
Cp [(J/(kg*K))]	1,01E+03
Gr	3,55E+07
Pr	6,92E-01
Ra	2,45E+07
laminare? Ra < 10^9	VERO
Ra/10^9 %	2,45E-02
Nu empirica	4,15E+01
Nu numerica	3,84E+01
Nu medio	4,00E+01
alpha[W/(m^2*K)]	7,91E+00
q conv(W)	3,77E+01

Tab. 3.4. Raccolta dei dati numerici per il calcolo della potenza termica di convezione dispersa dalla superficie circolare verticale della flangia riscaldante

Quindi il contributo di potenza termica dispersa per convezione nel tratto l_6 è di:

$$q_6 = 37,7 \text{ W}$$

8) q_8 : Irraggiamento parete circolare verticale flangia riscaldante

Nell'area circolare della flangia riscaldante è stato considerato anche il contributo di irraggiamento ipotizzando sempre una temperatura media costante della superficie pari a $T_o = 225^\circ\text{C}$.

La potenza termica irraggiata è stata calcolata come:

$$q_8 = \varepsilon * \sigma * A * (T_o^4 - T_\infty^4) = [W] \quad (3.26)$$

Dove:

- ε è la emissività dell'alluminio valutata in 0,5;
- σ è la costante di Boltzmann $5,67 * 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$,
- $A = \left(\frac{d_1^2 * \pi}{4}\right)$ è l'area circolare della superficie esterna della flangia riscaldante;
- $T_o - T_\infty$ è il salto termico tra superficie e fluido indisturbato e risulta come annunciato di $220^\circ\text{C} - 20^\circ\text{C}$.

Sostituendo i valori si ottiene una potenza termica complessiva di:

$$q_8 = 32,5W$$

Sommando i vari contributi di calore si ottiene una potenza termica richiesta minima di:

$$q_{tot} = q_1 + q_2 + q_3 + q_4 + q_5 + q_6 + q_7 + q_8 =$$

$$= 53,5 + 45,7 + 84,7 + 8,75 + 8,91 + 37,7 + 32,5 =$$

$$447,2W$$

Scomponibile nei tre contributi:

	[W]	%
Conduzione	175,5	39,2%
Convezione	184,6	41,3%
Irraggiamento	87,11	19,5%
Totale	447,2	100%

Tab. 3.5: Scomposizione dei contributi di calore dispersi in base alla tipologia di trasmissione.

3.2.2 Calcolo potenza termica regime transitorio

Per avere un'idea della potenza termica necessaria per portare a regime di temperatura il dispositivo VLTD trascurando la potenza termica dissipata nel regime transitorio si è proceduto nel seguente modo:

- 1) È stato scelto come tempo concesso 30 minuti;
- 2) È stata calcolata l'energia necessaria per portare a regime di 200°C ;
- 3) È stata calcolata la potenza termica minima richiesta.

L'energia necessaria è stata calcolata come:

$$Q = (m_{All} * C_{p\ all} + m_{SS} * C_{p\ SS}) * (T_r - T_\infty) = [J] \quad (3.28)$$

Dove:

- m_{All} è la massa dell'alluminio totale pari a 7,7 Kg;
- m_{SS} è la massa dell'acciaio inossidabile totale pari a 1,96 Kg;
- $C_{p\ all}$ è il calore specifico dell'alluminio $880 \text{ J/Kg} * \text{K}$;
- $C_{p\ SS}$ è il calore specifico dell'acciaio inossidabile $502 \text{ J/Kg} * \text{K}$;
- $T_r - T_\infty$ è il salto termico pari a $200 - 20^\circ\text{C}$.

Sostituendo si ottiene:

$$Q = (7,7 * 880 + 1,96 * 502) * (200 - 20) = 1,40 * 10^6 J$$

A questo punto la potenza termica richiesta minima è di circa

$$q = \frac{Q}{t} = \frac{1,40 * 10^{-6}}{60 * 30} = 776W \quad (3.29)$$

In realtà la potenza termica richiesta per portare a 200°C in 30 minuti è maggiore di 776 W perché è stato trascurato nel calcolo la potenza termica dispersa nel regime transitorio.

3.3 VERIFICA STRUTTURALE

Il dispositivo VLTD è sollecitato solo durante le fasi di vuoto dalla pressione esterna atmosferica, durante il riscaldamento non sono presenti tensioni termiche perché il sistema è isostatico. L'unica verifica strutturale che è necessario eseguire è una verifica statica inerente al cilindro di diametro d_2 di figura dove lo spessore del tubo in alluminio è ridotto a 6,5 mm.

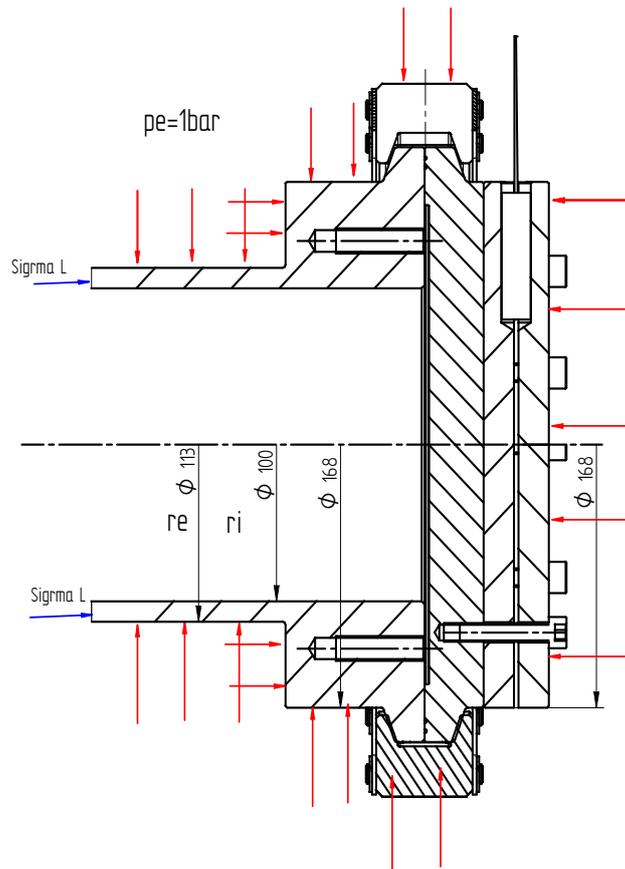


Fig.3.13. Sezione del dispositivo VLTD che indica le aree soggette a pressione atmosferica e la posizione della zona verificata strutturalmente.

In questo caso essendo:

$$\frac{r_m}{t} = \frac{53,25}{6,5} = 8,19 < 10 \quad (3.30)$$

Dove:

- r_m è il raggio medio dello spessore;
- t è lo spessore.

Allora è necessario applicare la teoria dei gusci spessi.

Nel caso di recipiente cilindrico soggetto ad una pressione esterna p_e di 1 bar l'andamento delle tensioni: longitudinale σ_l , tangenziale σ_t e radiale σ_r è dato dalle seguenti espressioni:

$$\sigma_l = \frac{-p_e * r_e^2}{r_e^2 - r_i^2} = [Mpa] \quad (3.31)$$

$$\sigma_r(r) = \frac{-p_e * r_e^2}{r_e^2 - r_i^2} * \left(1 - \frac{r_i^2}{r^2}\right) = [Mpa] \quad (3.32)$$

$$\sigma_t(r) = \frac{-p_e * r_e^2}{r_e^2 - r_i^2} * \left(1 + \frac{r_i^2}{r^2}\right) = [Mpa] \quad (3.33)$$

Sostituendo i valori per $p_e=0,1\text{MPa}$, $r_e=56,5\text{mm}$ e $r_i=50\text{mm}$ si ottiene:

	re	ri
σ_l	-0,46 MPa	
σ_r	-0,1 MPa	0
σ_t	-0,82MPa	-0,92MPa

Tab. 3.6: Valori delle tensioni $\sigma_l, \sigma_t, \sigma_r$ nei raggi r_e e r_i .

Quindi diagrammando le tensioni lungo il raggio si ottiene.

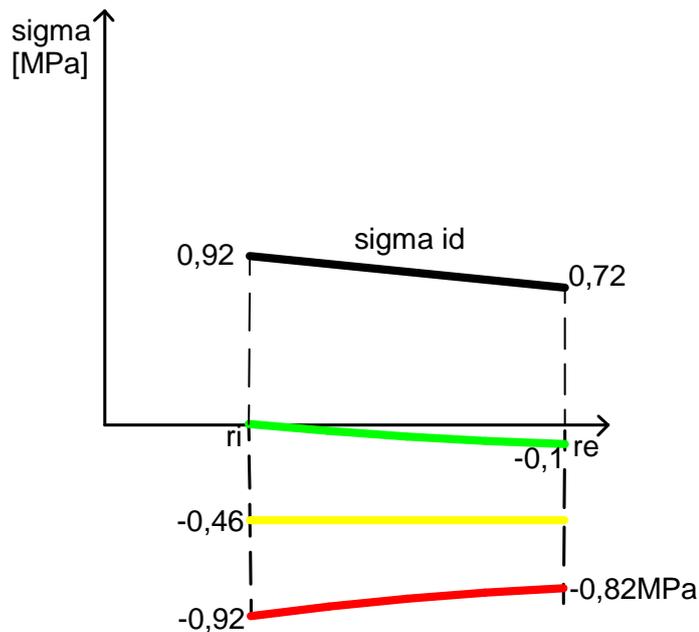


Fig. 3.14. Andamento delle tensioni lungo il raggio. I colori delle curve indicano le corrispondenti tensioni colorate in tabella 3.6.

Si applica ora il criterio di resistenza di Guest nel punto più sollecitato:

$$\sigma_{id} = \sigma_1 - \sigma_3 = 0 - (-0,92) = 0,92\text{MPa} \quad (3.34)$$

Quindi essendo la tensione di snervamento per l'alluminio 6082 T6, 310 MPa, la verifica risulta pienamente soddisfatta:

$$v_s = \frac{\sigma_s}{\sigma_{id}} = \frac{310}{0,92} = 337 \quad (3.35)$$

Non è necessario eseguire una verifica a fatica essendo il dispositivo utilizzato per solo qualche decina di cicli e il coefficiente di sicurezza molto alto.

3.4 PROGETTAZIONE DEL SISTEMA DI RISCALDAMENTO E DEL CONTROLLO DI TEMPERATURA

Dai calcoli termici del paragrafo 3.2 è emerso che la potenza termica necessaria per mantenere il dispositivo a 200°C risulta essere 447 W mentre una stima in difetto della potenza termica necessaria per portare il sistema a 200°C in 30 minuti risulta 776 W.

3.4.1 Scelta del sistema riscaldante

A questo punto sono state analizzate diverse soluzioni commerciali di riscaldatori elettrici di rapida fornitura e basso costo per le quali è stata fatta una analisi per determinare la soluzione più adatta:

- a) Elementi riscaldanti ceramici;
- b) Membrane in silicone riscaldanti;
- c) Riscaldatori a cartuccia.

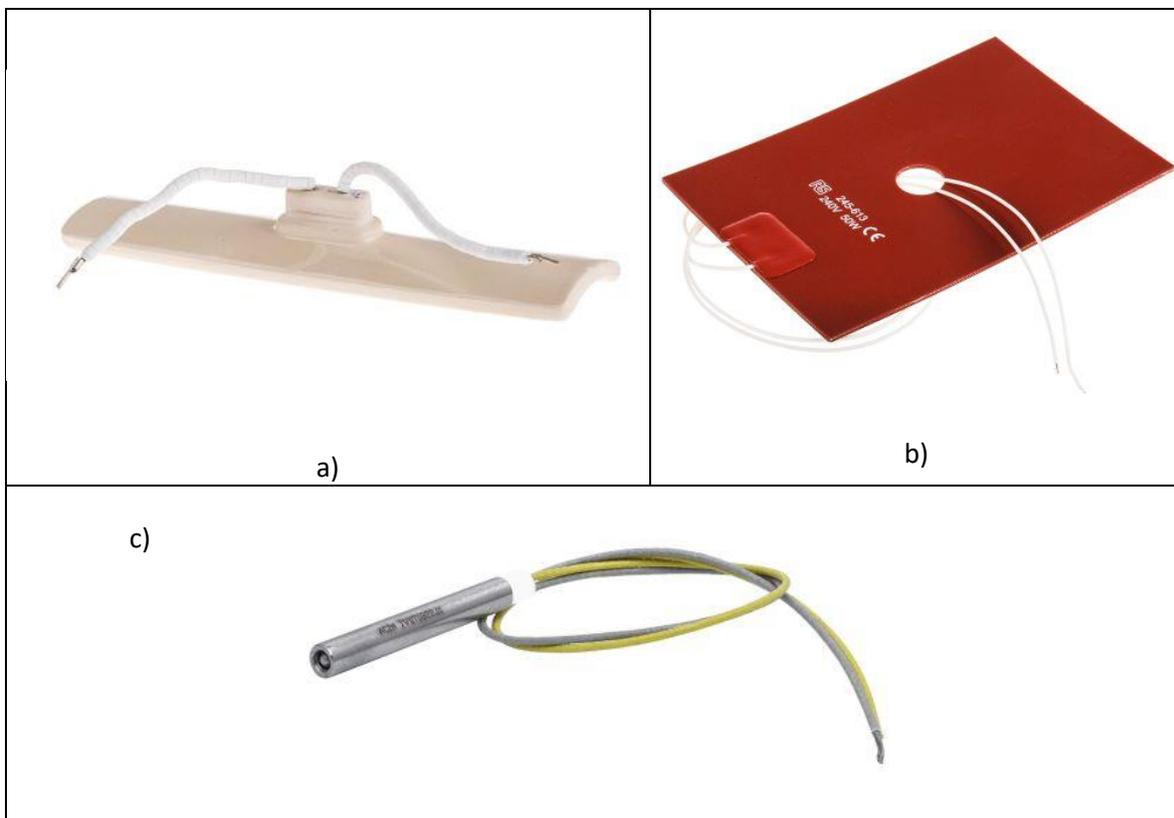


Fig. 3.15. Rappresentazione delle varie soluzioni riscaldanti analizzate.

- a) Gli elementi ceramici sono caratterizzati da alte efficienze, alte potenze termiche e temperature massimo di esercizio elevate. Mentre la geometria rettangolare insieme alla rigidità rendono difficile l'installazione nel dispositivo VLTD, inoltre è la soluzione più costosa tra quelle proposte;
- b) Le membrane in silicone consentono l'adattamento del riscaldatore alle superfici cilindriche inoltre sono meno costose rispetto ai riscaldatori ceramici. I problemi sono la bassa densità di potenza raggiungibile e la bassa temperatura di lavoro che si aggira attorno a 200°C. Quindi questa soluzione è stata esclusa;

- c) I riscaldatori a cartuccia sono tipicamente utilizzati dentro fori di diametri calibrati con lo scopo di riscaldare zone limitate in metalli e liquidi. Il tipico uso avviene negli stampi per materie plastiche. Sono disponibili in varie forme e lunghezze, con densità di potenza termica differenti e per condizioni ambientali differenti. E sono inoltre la soluzione più economica tra le tre.

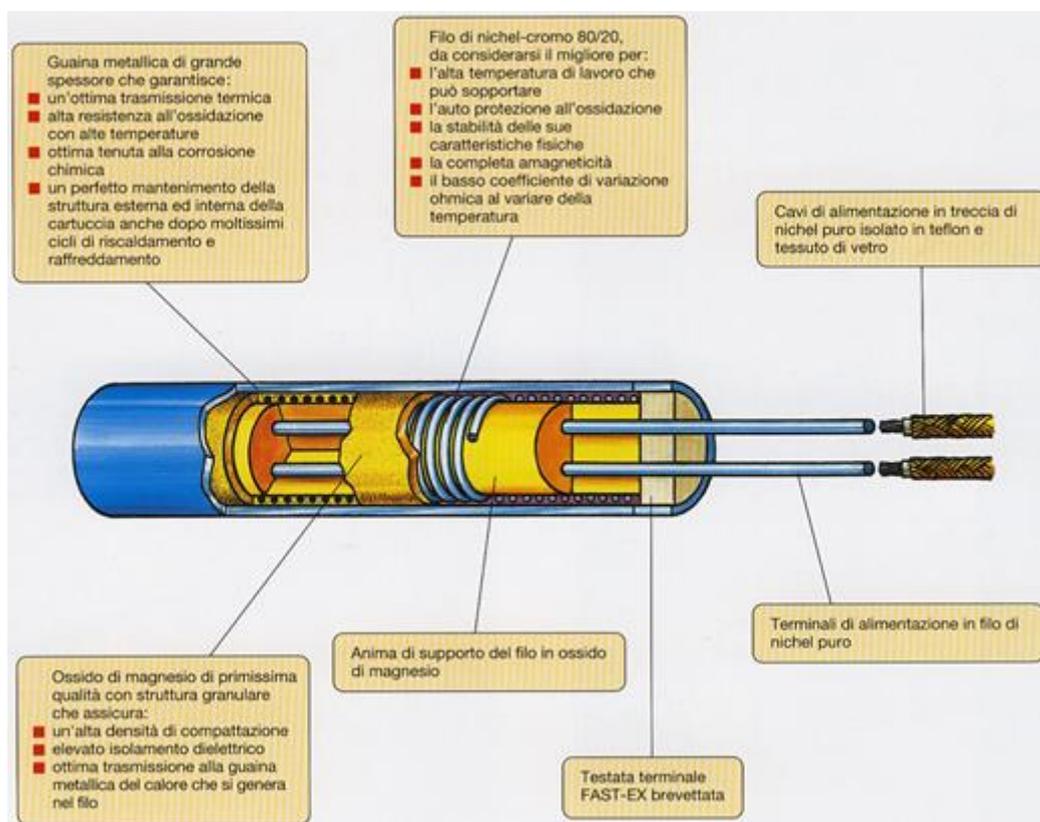


Fig. 3.16. Sezione di una cartuccia di alta densità prodotta dall'azienda ROTFIL che mostra le varie caratteristiche della cartuccia nei vari punti.

Una comune cartuccia riscaldante ad alta densità è composta da un involucro di acciaio inossidabile al cui interno sono contenute molte spire di un filo di nichel-cromo 80/20 immerse in una soluzione ceramica termicamente conduttiva che ne protegge dai cortocircuiti, dalle ossidazioni e dalle contaminazioni di liquidi esterni.

Per garantire un utilizzo ottimale e duraturo delle cartucce il costruttore richiede che siano soddisfatte alcuni requisiti indispensabili:

- Installazione delle cartucce in fori con minimo gioco possibile;
- Utilizzare un sistema di controllo della temperatura;
- Evitare ambienti contaminanti con olii;
- Evitare elevate vibrazioni.

Alla fine è stato scelto l'uso delle cartucce riscaldanti perché compatibile in termini di ingombri, potenza termica, massima temperatura di esercizio ed economicità.

In particolare è stata scelta una cartuccia circolare ad alta densità con le seguenti caratteristiche:

- Diametro esterno 10mm;
- Lunghezza 40 mm;
- Potenza termica 200W;
- Tensione elettrica massima 220V;
- Temperatura massima 450°C.



Fig. 3.17. Cartuccia utilizzata nel dispositivo riscaldante prodotta da RS.

Per soddisfare l'intera potenza termica richiesta sono state utilizzate 4 cartucce quindi con una potenza termica totale di 800W e sono state installate, come descritto nel paragrafo 3.1, tra le due flange riscaldanti. Questa soluzione consente di eliminare del tutto il gioco tra foro e cartuccia riducendo così la temperatura di esercizio della cartuccia e quindi allungandone la vita. Inoltre è stato progettato anche un sistema di controllo della temperatura, come consigliato dai costruttori. In caso di regolazione di basse temperature l'utilizzo di 4 cartucce in logica on-off comporta accensioni e spegnimenti con frequenze molto alte (per una temperatura di 150°C il tempo di azionamento è di circa 7s e spegnimento 8s). Questo comporta rotture anticipate delle cartucce. Per questo motivo due cartucce su quattro possono essere escluse utilizzando un interruttore meccanico dimezzando così la potenza termica fornita e quindi raddoppiando la frequenza di accensione e spegnimento.

3.4.2 Progettazione del sistema di controllo

Per poter controllare la temperatura del dispositivo VLTD è necessario costruire un sistema elettrico di controllo retroazionato (ad anello chiuso) cioè un sistema dotato di un controllore che, letta il valore della variabile in uscita dal sistema e confrontato con il valore di input inserito, elabora un feedback che agisce modificando l'ingresso del sistema riportando il segnale al valore di input.

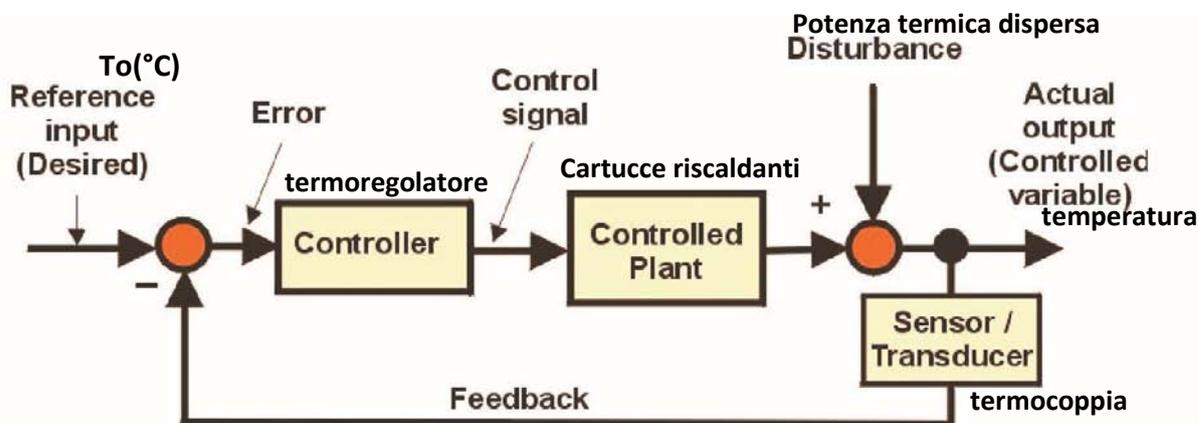


Fig. 3.18. Schema teorico del sistema di controllo realizzato per poter controllare la temperatura.

Nel sistema di controllo reale il segnale analizzato è il segnale di tensione/temperatura misurato nel sistema fisico da una termocoppia, il controllore è un termoregolatore commerciale che riceve l'input iniziale di temperatura prestabilita T_0 inserita dall'operatore e il segnale di temperatura letto dalla termocoppia. L'uscita governa l'impianto di riscaldamento che è composto dall'alimentazione elettrica e dalle cartucce riscaldanti. Queste agiscono sul sistema fisico insieme ai disturbi, che nel nostro caso sono le potenze termiche disperse, variandone la temperatura.

Il diagramma di flusso può essere trasformato in uno schema elettrico che poi può essere trasferito a sua volta su una tavola porta componenti.

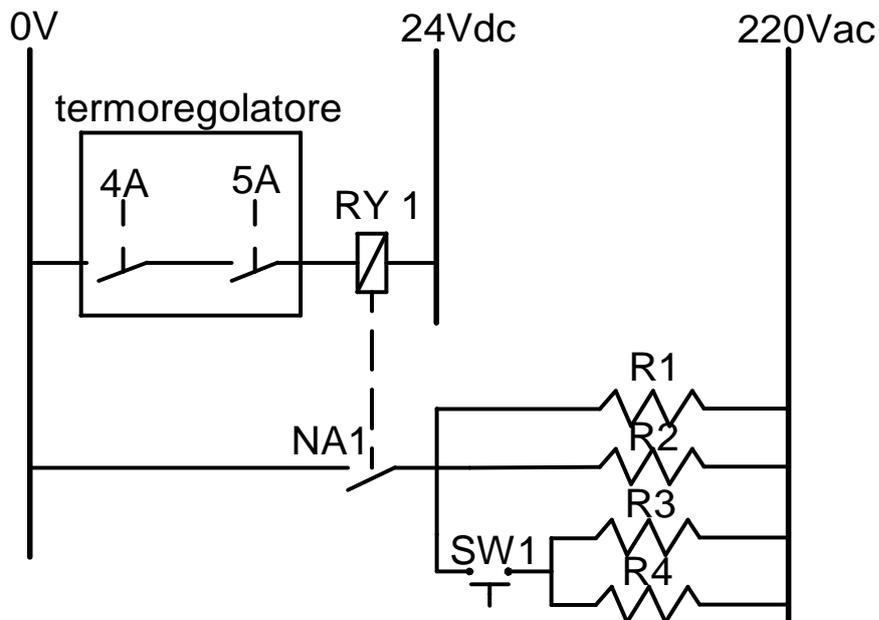


Fig. 3.19. Schema elettrico realizzato per controllare la temperatura del dispositivo VLTD.

Come si può notare il termoregolatore è stato utilizzato nella versione on-off utilizzando come uscite di controllo due relè interni posti in serie 4A e 5A di cui il relè 5A in fase operativa è sempre normalmente chiuso ed è utilizzato solo come sistema di sicurezza. Quando il relè 5A si eccita a sua volta attiva un relè esterno normalmente aperto RY1 di potenza da 24V. Il comando meccanico del relè NA1 aziona il circuito di potenza costituito dalle 4 cartucce R1, R2, R3, R4 alimentate a 220Vac. Le resistenze R3e R4 possono essere escluse utilizzando l'interruttore meccanico SW1 in caso di potenze termiche richieste modeste.

È stato progettato anche un secondo circuito che sarà utilizzato nel ciclaggio termico del dispositivo VLTD.

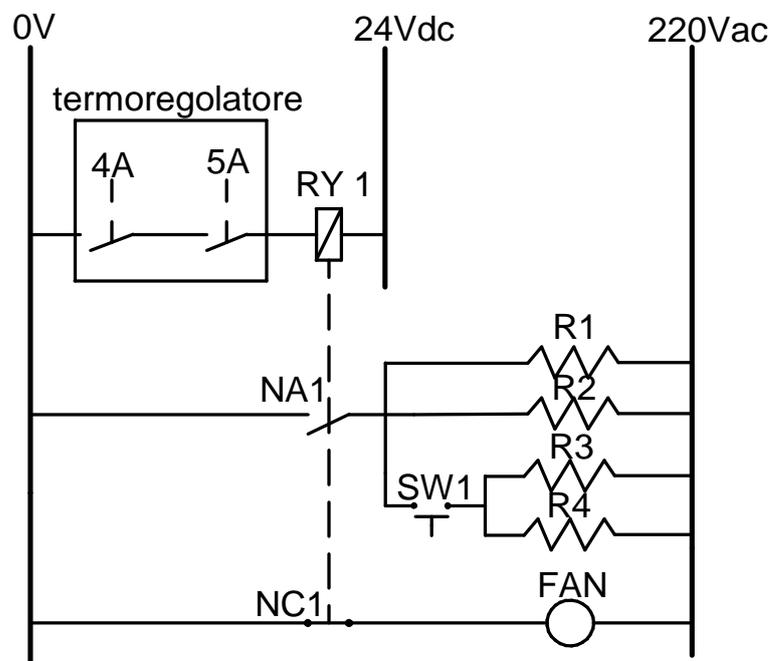


Fig. 3.20. Schema elettrico realizzato per impostare un ciclaggio termico di riscaldamento e raffreddamento per il dispositivo VLTD.

In questo caso il termoregolatore è stato programmato in modo tale che il relè 5A si attivi solo nella fase di riscaldamento. In questa fase il relè RY1 attiva l'interruttore NA1 che alimenta le

cartucce. Sopraggiunta una certa temperatura il relè 5A si disattiva e quindi si apre il contatto NA1 e si chiude il contatto NC1 che controlla l'azionamento di una ventola che raffredda il sistema VLTD. Quando il sistema raggiunge la temperatura minima il ciclo si ripete.

3.4.3 Realizzazione del sistema di controllo e descrizione dei componenti

Il circuito elettrico è stato realizzato all'interno dei Laboratori Nazionali di Legnaro ed è visibile nella configurazione dello schema 3.19 nella foto di figura 3.21.

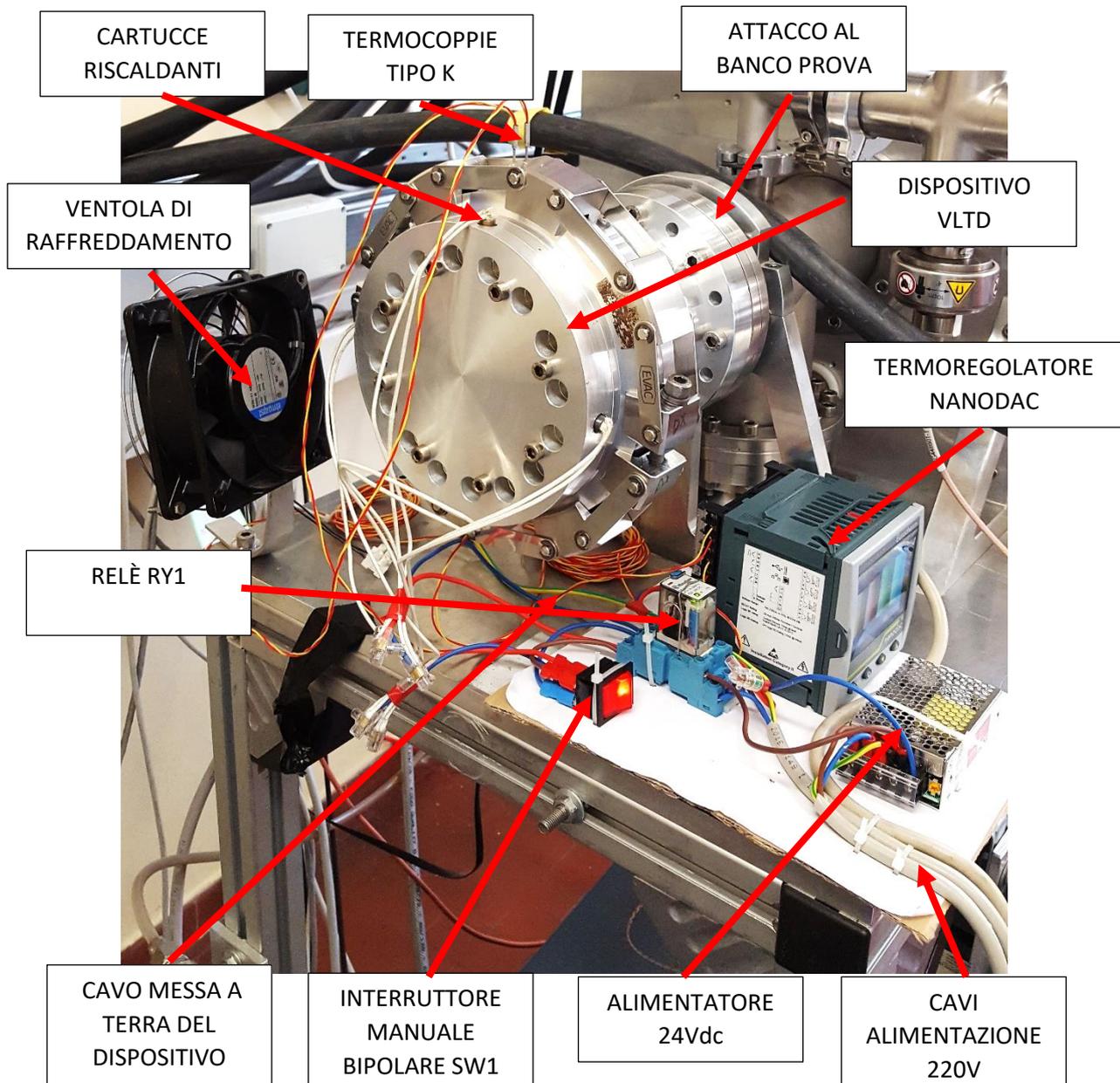


Fig. 3.21. Circuito elettrico di riscaldamento installato nel dispositivo VLTD. Il cavo di messa a terra è meglio visibile in figura 3.26.

I componenti utilizzati per realizzare il circuito sono:

- 1) Termoregolatore NANODAC™ della EUROTHERM;

Il registratore/regolatore nanodac™ è un'unità compatta, 1/4 DIN, con montaggio a pannello, che dispone di 4 ingressi universali ad elevata accuratezza per la registrazione di dati e offre il controllo PID. Il display da 3,5" TFT offre una visualizzazione dei parametri di processo con un'ampia selezione di schermate configurabili. È possibile visualizzare: trend orizzontali e verticali, grafici a barre orizzontali e verticali, pagine numeriche, stato degli allarmi e loop di controllo. Il

prodotto, oltre a fornire molteplici visualizzazioni in tempo reale e storiche, fornisce diverse strategie di archiviazione dei dati utilizzando la memoria flash integrata da 50 MB, un dispositivo USB rimovibile e il trasferimento di dati via FTP verso un server specificato. I quattro canali di ingresso universali offrono elevata accuratezza (adatta all'uso in applicazioni Nadcap - National Aerospace and Defense Contractors Accreditation Program) e campionamento da 125 ms. Si possono inoltre utilizzare altri 14 canali virtuali per funzioni matematiche, contatori, comunicazioni Slave e totalizzatori. Lo strumento nanodac può fornire anche due loop di controllo indipendenti. Questa funzionalità di controllo utilizza un algoritmo PID, garantendo prestazioni e affidabilità elevate. Tra le sue funzionalità sono incluse le possibilità di effettuare l'autotune, l'eliminazione degli overshoot (cutback) e la compensazione per variazioni dell'alimentazione grazie al feedforward. Ulteriori dettagli tecnici sono disponibili nel datasheet dell'APPENDICE D.1



Fig. 3.22. Termoregolatore “nanodac” prodotto dalla EURO THERM.

In questa applicazione del nanodac ci si è limitati ad utilizzare due canali su quattro con input due termocoppie e come output due relè interni utilizzati in logica on-off controllati da due allarmi impostati. Ulteriori dettagli sulla installazione elettrica e programmazione sono indicati al paragrafo 3.4.4.

2) Termoregolatore GEFRA 1000;

I regolatori della famiglia 1000 forniscono un'interfaccia operatore completa, protetta da una membrana in lexan che garantisce un livello di protezione frontale IP54 e composta da una tastiera a 3 tasti, doppio display a led verdi di 3 (1000) o 4 cifre (1001 e 1101), led rossi di segnalazione per le 3 uscite relè di allarme, led verde per segnalazione dell' uscita principale di controllo (MAIN). Sono disponibili come segnali di input segnali in tensione, termocoppie e termoresistenze. Come output sono disponibili 3 relè e alcune uscite analogiche. Ulteriori dettagli tecnici sono disponibili nel datasheet dell'APPENDICE D.2.



Fig. 3.23. Termoregolatore GEFRAN 1001 utilizzato solo nelle prime prove sperimentali.

Per l'applicazione dello schema elettrico di fig. 3.19 si è utilizzato anche il termoregolatore Gefran 1001 perché di più rapida configurazione ma di limitata capacità di programmazione. In particolare si è utilizzato sempre un relè interno in logica on-off con sistema di controllo tipo PID.

3) Interruttore meccanico bipolare 20A;

L'interruttore ha lo scopo di escludere due cartucce su quattro nelle fasi di riscaldamento per temperature inferiori a 200°C. Questo consente di ridurre la frequenza di accensione e spegnimento delle cartucce allungandone quindi la vita.



Fig. 3.24. Comune interruttore bipolare 20 A utilizzato per escludere due cartucce.

4) Relè industriale monostabile della FINDER modello 55.33;

Le caratteristiche principali nominali di questo relè sono:

- Corrente nominale: 10 A;
- Tensione nominale: 250 V;
- Tensione alimentazione bobina: 24V;
- Durata meccanica: 50 milioni di cicli;



Fig. 3.25. Relè monostabile modello 55.33 della FINDER. Questo relè deve essere montato su uno specifico zoccolo serie 94 che ne consente il collegamento tramite cavi.

Per ulteriori specifiche tecniche si rimanda al datasheet nell'APPENDICE D.3.

5) Termocoppia tipo K;

Sono termocoppie di uso generale, economiche e disponibili in una grande varietà di formati. Il loro intervallo di misura va da $-200\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $1260\text{ }^{\circ}\text{C}$. La sensibilità è di circa $41\text{ }\mu\text{V}/^{\circ}\text{C}$. Le due termocoppie sono state installate in appositi fori di 1,5 mm in vari punti del dispositivo VLTD e per migliorare la conduzione si è utilizzato in aggiunta anche una pasta termica.

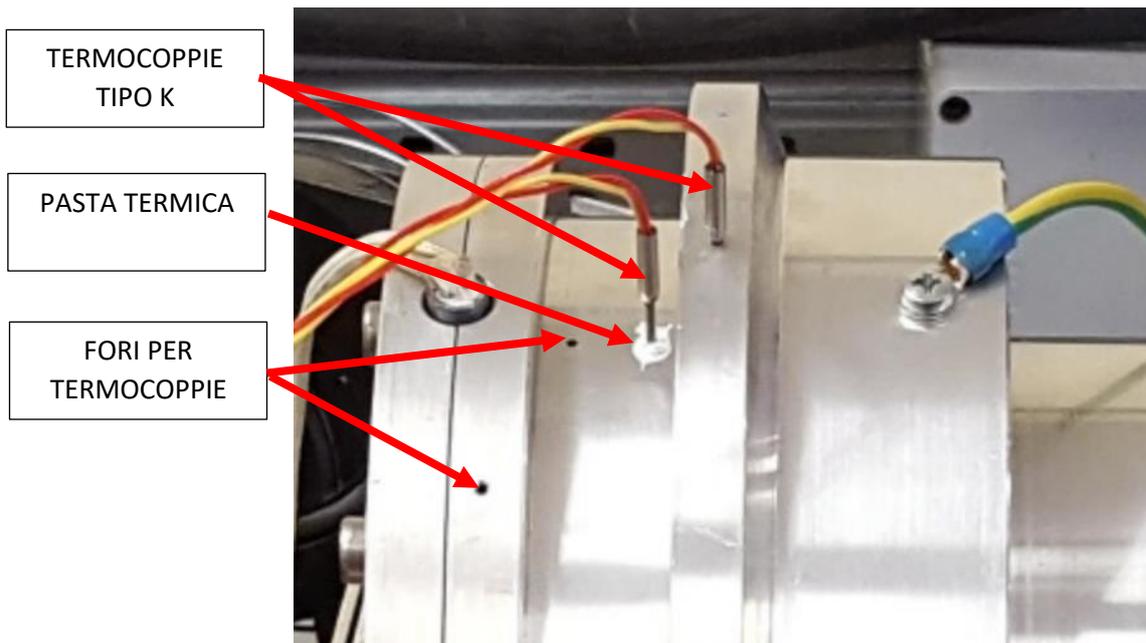


Fig. 3.26. Installazione delle termocoppie nel dispositivo VLTD.

6) Alimentatore $24 \pm 5\% \text{Vdc}$ -1,5 A;

L'alimentatore da 24 Vdc ha il solo scopo di alimentare la bobina del relè RY1.

7) Ventola di raffreddamento;

La ventola di raffreddamento da 19 W e diametro esterno 100 mm è stata usata per il solo circuito di ciclaggio termico ed ha lo scopo di accelerare il processo di raffreddamento.

3.4.4 Installazione elettrica e programmazione del termoregolatore “nanodac”

La Figura mostra l'ubicazione delle varie terminazioni dei cavi nelle specifiche morsettiere.

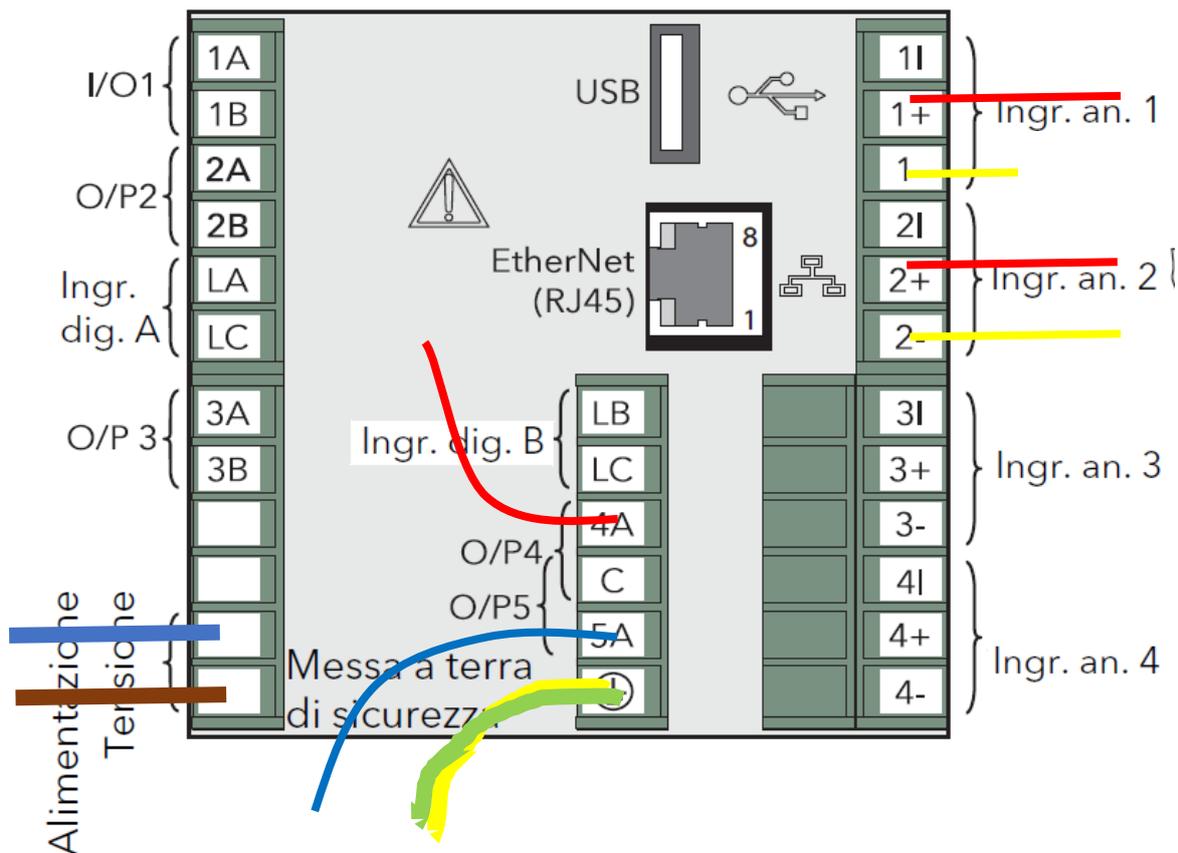


Fig. 3.27. Schema collegamenti elettrici utilizzati per il cablaggio del termoregolatore nanodac.

Il termoregolatore richiede le seguenti connessioni elettriche:

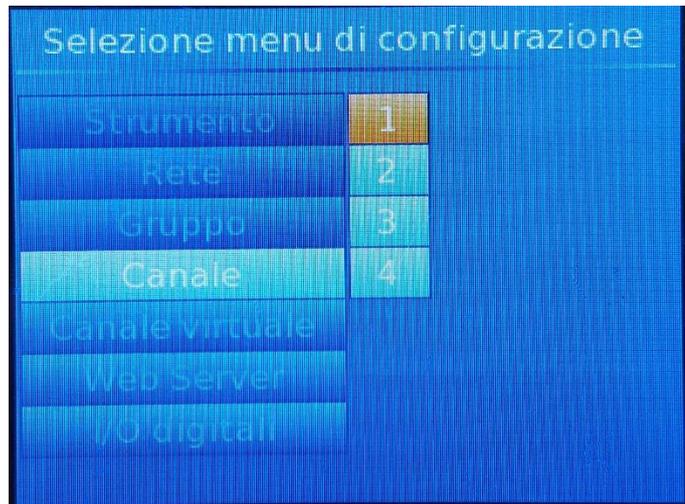
- Alimentazione elettrica a 220V con relativa messa a terra;
- Input: i segnali di input sono dati dalle termocoppie: la termocoppia principale è stata assegnata al canale 2 mentre la termocoppia di sicurezza al canale 1;
- Output: come segnali di output sono stati utilizzati i relè interni 4A e 5A. Il relè 4A è stato assegnato al canale 1 mentre il relè 5A al canale 2.

A questo punto si è passati alla fase di programmazione del nanodac. Essa consiste in tre fasi:

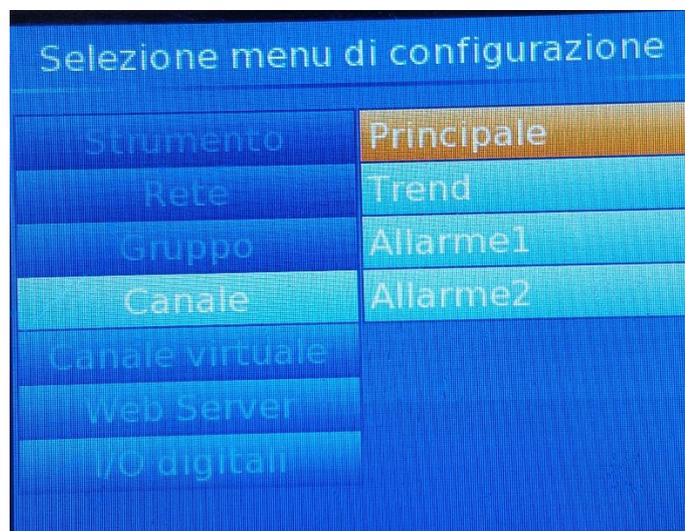
1. Configurazione dei canali per la ricezione dei segnali delle termocoppie;
2. impostazioni degli allarmi nei due canali;
3. programmazione delle uscite nei relè.

Utilizzando i 4 pulsanti di navigazione si devono effettuare le seguenti operazioni:

- 1) Effettuare il log-in in “configurazione” inserendo la password;
- 2) Entrare in canale-1;



A questo punto si è entrati nel menu del canale1;



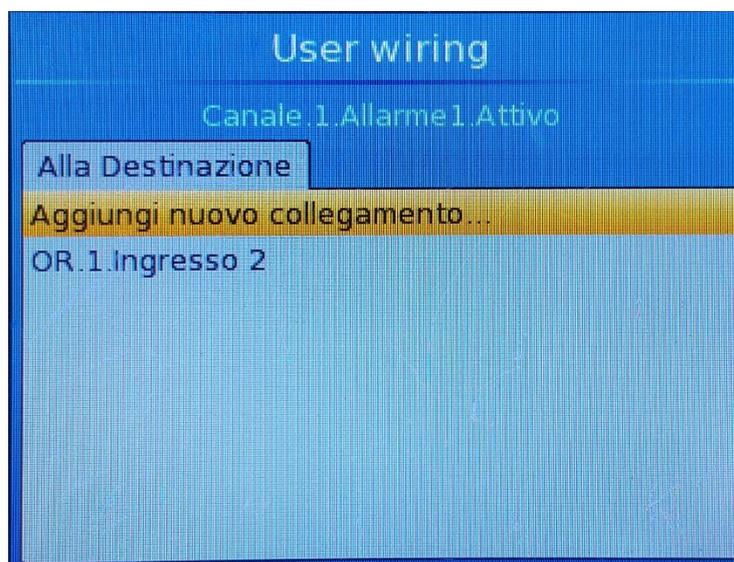
- 3) Entrare in “principale” e Impostare i parametri come in dicato in figura adatti per la ricezione della misura della termocoppia tipo K;



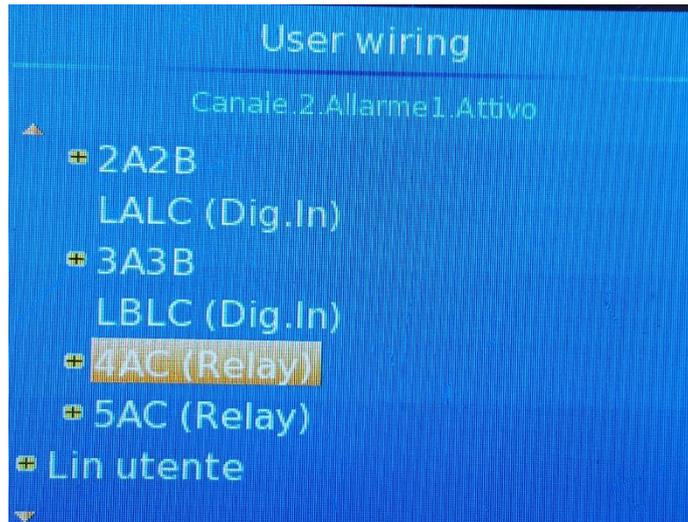
- 4) Dal menu del canale 1 entrare in “allarme1” e impostare l’allarme “Absolute low” con temperatura di soglia 210°C e isteresi 0,7°C;



- 5) Scrollando la finestra tenere premuto il tasto sull’opzione “attiva” in questo modo si entra nel user wiring;



- 6) Premere “aggiungi nuovo collegamento” e selezionare “I/O digitale”. Si apre un nuovo menu indicato in figura e qui selezionare il relè 4AC;



A questo punto si è programmato il relè 4A come relè di sicurezza posto in serie al 5A. In caso di guasto alla termocoppia principale se la temperatura dovesse raggiungere i 210 °C allora interviene questo relè che apre il circuito e fa permanere la temperatura sui 210°C. Nelle condizioni di normale utilizzo il relè 4A rimane NC.

Adesso si passa alla programmazione del canale 2 inerente al controllo vero e proprio di temperatura assegnato al relè 5A.

- 7) Dal menu di configurazione entrare in canale-2;
- 8) Nel menu del canale 2 selezionare “principale” e impostare le stesse configurazioni del punto 3;



- 9) Dal menu principale del canale 2 entrare in “allarme1” e impostare l’allarme “Absolute low” con le seguenti temperature:

Per lo schema di figura 3.20 impostare:

- Soglia 35°C;
- Isteresi 165°C.

Per lo schema di figura 3.19 impostare:

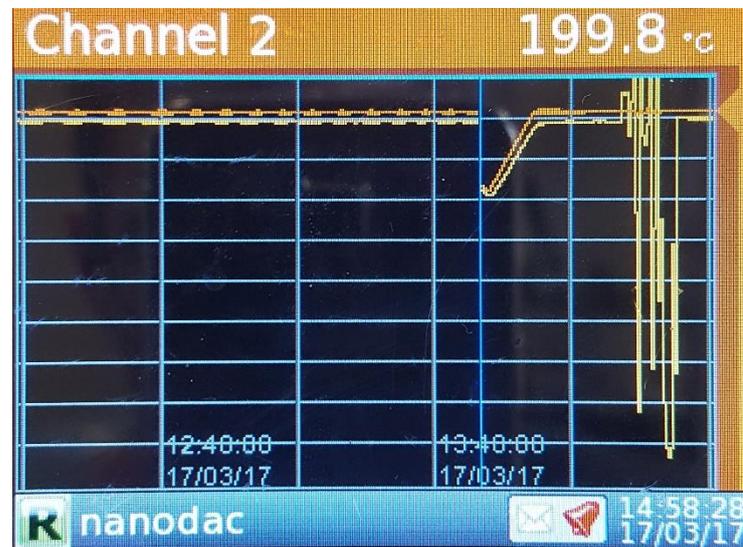
- Soglia 199,3°C;
- Isteresi 0,7°C.

10) Ripetere il punto 5) e 6) impostando questa volta il relè 5A;

11) Per rendere effettiva la programmazione eseguire il log out;



12) A questo punto il sistema è attivo ed è presente la schermata principale dove sono indicati i diagrammi di temperatura e gli eventuali allarmi attivi indicati in alto a destra.



3.4.4 Collaudo dell'impianto di riscaldamento

Una volta realizzato il dispositivo VLTD e il circuito di riscaldamento sono stati eseguiti dei test per valutare il corretto funzionamento e per valutare se il dimensionamento termico fosse corretto.

Riscaldando a 200°C questi sono stati i dati di temperatura e tempo rilevati:

1. Il tempo necessario per portare a regime di 200°C il sistema con una potenza termica di 800 W è di 45 min. Naturalmente esso è maggiore del previsto (30min) perché nei calcoli del paragrafo non sono state tenute conto delle dispersioni termiche nel regime transitorio;
2. Si è rilevato che per mantenere il dispositivo a 200±1°C nella linea rossa della fig. 3.10, sono necessari $t_a=40,19$ secondi a potenza $q_{max}=800W$ e $t_s=27,5$ secondi con potenza nulla. Quindi si può valutare la potenza termica media necessaria per mantenere i 200°C come:

$$q_{reale} = \frac{q_{max} * t_a}{t_a + t_s} = \frac{800 * 40,19}{27,5 + 40,19} = 476 W \quad (3.36)$$

Quindi il valore ottenuto è notevolmente vicino alla potenza termica calcolata che si ricorda essere 447,6 W quindi si è commesso un errore di calcolo del 6%

3. Il profilo di temperatura rilevato è mostrato nella seguente figura.

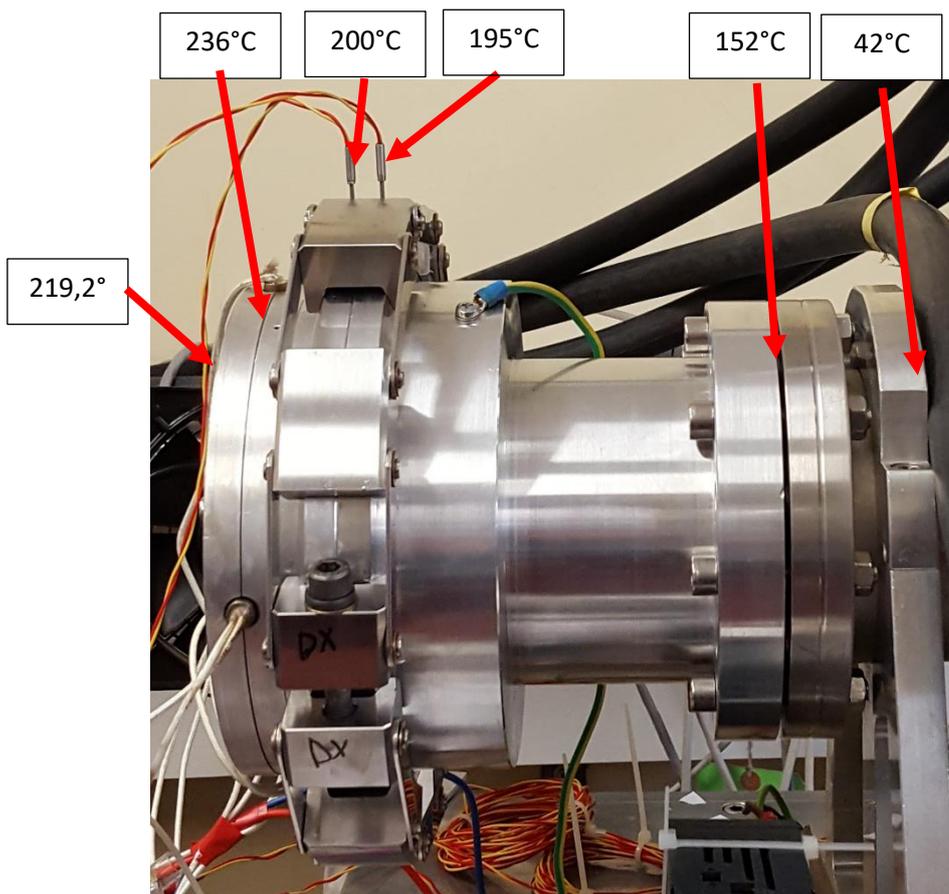


Fig. 3.27. Temperature rilevate tramite termocoppie nei vari punti del dispositivo VLTD.

3.4.5 Calcolo della resistenza termica di contatto per guarnizioni in piombo

Noti i dati sperimentali di temperatura e potenza è possibile calcolare con certa approssimazione la resistenza termica di contatto presente tra le flange ISO TAPERED della catena rapida dove è presente la guarnizione in piombo. Infatti note la potenza termica netta che passa tra le due flange, il salto termico e l'area di passaggio del calore si può calcolare facilmente la resistenza termica di contatto.

Per determinare la potenza termica netta q_n che passa tra le due flange a contatto per mantenerle a circa 200°C è necessario sottrarre alla potenza termica totale misurata i contributi di $q_4/2$ (mezza aletta), q_5 , q_6 , q_7 , q_8 e q_9 dove q_9 è un contributo di calore che passa per irraggiamento tra le due flange dove non c'è contatto diretto. Utilizzando un valore di emissività di 0,5 e i parametri di dimensione e temperatura ricavabili dalla figura 3.28 si ottiene:

$$q_9 = \varepsilon * \sigma * A * (T_1^4 - T_2^4) = 0,5 * 5,67 * 10^{-8} * \pi * \frac{0,153^2 - 0,1^2}{4} * (473^4 - 468^4) = 0,62W \quad (3.37)$$

Quindi la potenza netta è:

$$\begin{aligned} q_n &= q_{reale} - \frac{q_4}{2} - q_5 - q_6 - q_7 - q_8 - q_9 = \\ &= 476 - \frac{84,7}{2} - 8,75 - 8,91 - 37,7 - 32,5 - 1,22 = 345,2W \end{aligned} \quad (3.38)$$

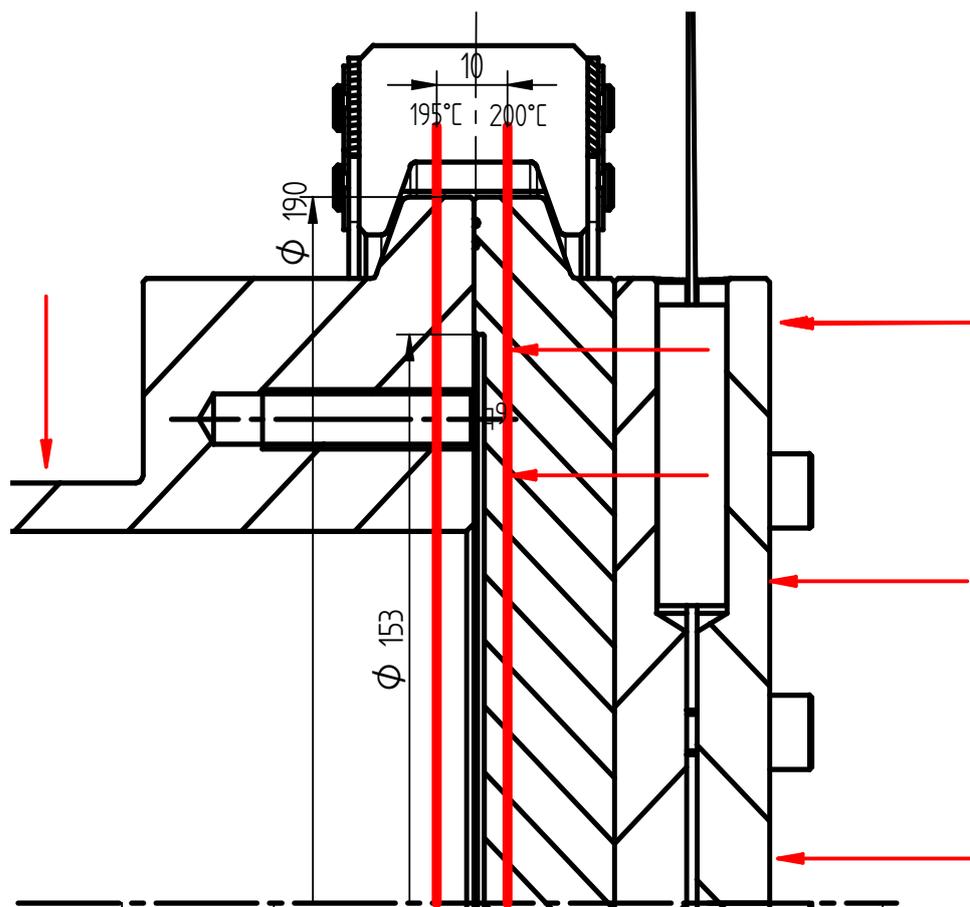


Fig. 3.28. Modello utilizzato per calcolare la resistenza termica di contatto tra le flange dove è presente la guarnizione.

A questo punto nota la potenza termica netta che passa nella corona circolare di diametri 190 mm e 153 mm e le temperature delle due superfici di 200°C e 195°C considerando anche la presenza

della resistenza termica di conduzione dell'alluminio $\lambda=204 \text{ W/m}^2\text{*}^\circ\text{C}$ per una lunghezza di 10mm si ha:

$$qn = \frac{A * \Delta T}{\frac{l}{\lambda} + R} \quad (3.39)$$

$$R = \frac{A * \lambda * \Delta T - qn * l}{qn * \lambda} = \frac{\pi * (0,190^2 - 0,153^2)}{4} * 204 * (200 - 195) - 345,2 * 0,01}{345,2 * 204} \quad (3.40)$$

$$= 9,53 * 10^{-5} \frac{\text{m}^2 * \text{ }^\circ\text{C}}{\text{W}}$$

Che risulta molto vicino al valore di resistenza termica di contatto presente in letteratura tra alluminio e alluminio cioè $2,67 * 10^{-4} \text{ m}^2\text{K/W}$ cioè la guarnizione in piombo è quasi ininfluenza sulla trasmissione del calore.

3.5 DIMENSIONAMENTO DELLA CAVA

Per dimensionare la sede della guarnizione si è partiti con il presupposto che essa debba ospitare il filo di piombo da 1 millimetro e che debba fare in modo di poter estrarre la guarnizione durante la chiusura. Analizzando la letteratura si è deciso di prendere in considerazione la forma delle cave utilizzate per l'indio. L'indio puro in lamine sottili o più spesso in fili è utilizzato nel campo della criogenia in vuoto perché offre capacità di tenuta elevate a bassa temperatura mentre a temperature poco più elevate della temperatura ambiente soffre della vicinanza della temperatura di fusione che è di 150°C .

In ogni caso l'indio è molto duttile, allo stesso modo del piombo, per questo motivo si sono applicate le conoscenze acquisite nella pratica tecnica nell'utilizzo dell'indio come punto di partenza per il piombo.

La procedura tipicamente utilizzata per la creazione di una guarnizione in indio consiste nell'inserire in una cava semicircolare un filo di indio puro di diametro 0,76-1,52 mm (9) in seguito si chiudono le estremità o tramite giunzioni o con un flussante. Serrando le due flange la parte in eccesso della guarnizione si estrude formando una bava che sarà alla base della tenuta. Tipicamente lo spessore della bava è compreso tra 0,05 e 0,127 mm (14). In ogni caso esistono molte varianti con procedure diverse: per esempio si possono utilizzare delle rondelle sottili di indio o fili di indio con sezione non circolare. Per quanto riguarda la sezione della cava per fili circolari essa può essere realizzata a sua volta in forma semicircolare in una sola flangia o entrambe (14).

Nella figura 3.29 è raffigurata una configurazione semplificata di quanto è stato appena detto.

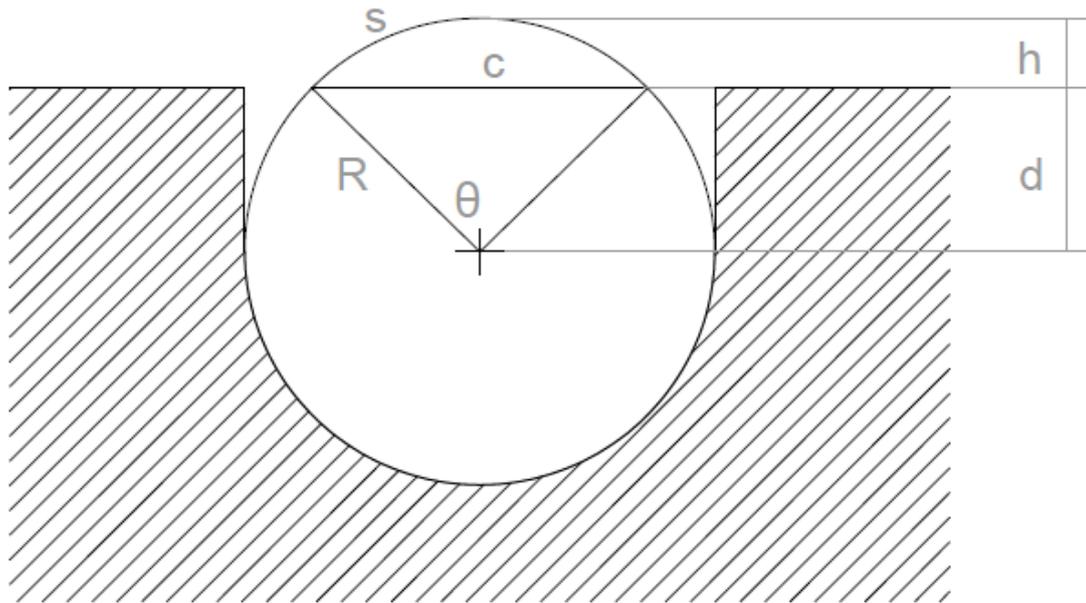


Fig. 3.29 Rappresentazione della sezione della cava semicircolare con la guarnizione inserita.

In ogni caso la letteratura fornisce delle regole tecniche per la realizzazione di tali alloggiamenti che tuttavia rimangono raccomandazioni suggerite basate sull'esperienza e considerate come regole di base di progettazione. In particolare, molte case che realizzano anelli di tenuta in indio affermano che una buona geometria degli alloggiamenti dovrebbe garantire alla guarnizione un certo grado di riempimento, calcolato in base alla porzione di sezione della tenuta stessa che eccede dalla cava considerata; questa sezione sarà interessata ad uno schiacciamento localizzato, quindi si deforma plasticamente al fine di garantire la tenuta stagna tra gli elementi di accoppiamento. Chiaramente un buon valore del grado di riempimento deriva da risultati sperimentali e dipenderà dalle condizioni d'esercizio, quali temperatura, pressione, fluidi vettori utilizzati, materiale guarnizione, tipologia di giuntura lembi...ecc.

Per le applicazioni di vuoto spinto i costruttori raccomandano, in misura cautelativa, un grado di riempimento che si aggira attorno agli 80-90% (14) cosicché la porzione di sezione che eccede dall'alloggiamento sia del 20%.

Per quanto riguarda il piombo invece, essendo a temperatura ambiente meno duttile dell'indio è opportuno considerare anche come possibile scelta per il grado di ricoprimento un valore inferiore, dando modo così ad una maggior quantità di piombo di estrudere e di formare una bava più larga a parità di spessore e quindi ipoteticamente una tenuta migliore. Quindi è stato deciso di realizzare due cave: una con fattore di ricoprimento 80% e l'altra un valore di tentativo di 60%. Ulteriori studi in merito a tale problema sono stati affrontati numericamente e sono attualmente allo studio di una ulteriore tesi magistrale dell'Università di Brescia.

3.5.1 Modellazione analitica cava

In questo paragrafo è riportato il modello analitico preso dalla letteratura utilizzato per l'indio ma valido anche per il piombo che consente di dimensionare la cava noto il grado di ricoprimento F e il raggio della guarnizione R .

Nel dettaglio nello schema di fig. 3.29 è rappresentato un anello di tenuta Wire-Ring a sezione circolare, alloggiato in una scanalatura circolare di raggio R ad una profondità d rispetto al centro della sezione trasversale.

Il parametro caratteristico che più interessa conoscere è $d=f(R,F)$, inteso come distanza tra il centro della sezione trasversale del filo e la superficie di battuta.

Per poterla valutare, occorre prima calcolare l'angolo del settore circolare sotteso all'angolo θ ; L'area del settore circolare definito dall'angolo θ è così definito:

$$A_S = \frac{1}{2}R^2\theta \quad (3.41)$$

Mentre l'area del triangolo isoscele sotteso allo stesso angolo, avente come base la corda c ed altezza h è definita come:

$$A_T = \frac{1}{2}R^2\text{sen}\theta \quad (3.42)$$

L'area del segmento circolare A'' sottesa alla corda c e all'arco S è data dalla differenza tra l'area del settore circolare A_S e quella del triangolo isoscele A_T , ovvero:

$$A'' = \frac{1}{2}R^2\theta - \frac{1}{2}(R^2\text{sen}\theta) = \frac{1}{2}R^2(\theta - \text{sen}\theta) \quad (3.43)$$

Considerando quindi un grado di riempimento pari a F , è quindi possibile definire l'area del segmento circolare A'' come:

$$A'' = (1 - F) * A = (1 - F) * \pi R^2 \quad (3.44)$$

Uguagliando le due espressioni si ottiene una relazione che esprime la dipendenza dell'angolo θ in funzione del grado di riempimento F :

$$\theta - \text{sen}\theta = 2\pi * (1 - F) \quad (3.45)$$

Per poter risalire al valore dell'angolo θ bisogna ricorrere quindi ad un metodo iterativo; al riguardo si può utilizzare il metodo di **Newton Raphson** per stimare la convergenza.

Si considera quindi la funzione nella scrittura:

$$f(\theta) = C - \theta + \text{sen}\theta \quad (3.46)$$

Dove:

- $C = 2\pi * (1 - F)$

La derivata prima risulta:

$$f'(\theta) = -1 + \cos\theta \quad (3.47)$$

Il metodo di **Newton-Raphson** prevede di calcolare l'iterazione successiva come:

$$\theta_{n+1} = \theta_n - \frac{f(\theta_n)}{f'(\theta_n)} \quad (3.48)$$

partendo da un valore iniziale di tentativo dell'angolo θ .

Sostituendo le espressioni precedenti e semplificando si ottiene la formulazione finale:

$$\theta_{n+1} = \theta_n - \frac{C - \theta_n + \text{sen}(\theta_n)}{-1 + \cos(\theta_n)} \quad (3.49)$$

Una volta raggiunta la convergenza si ottiene un valore dell'angolo θ , che permette di risalire ai parametri costruttivi della cava di alloggiamento, quali:

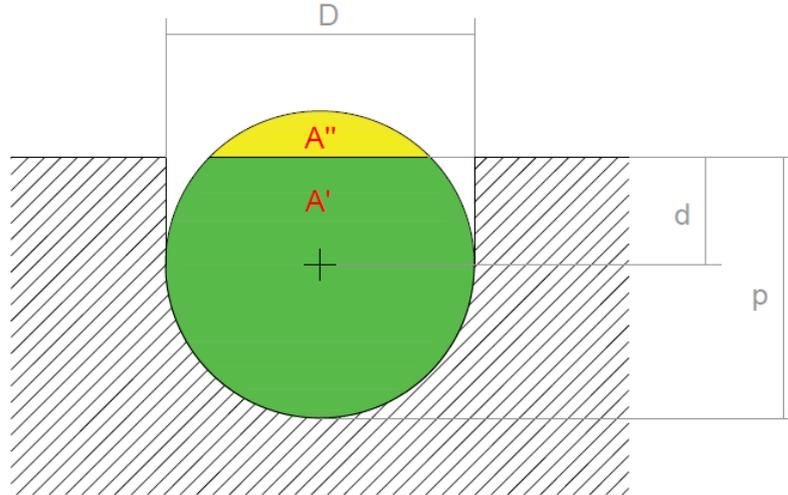


Fig. 3.30. Sezione della cava con indicazioni dei parametri.

- $D = 2R$
- $d = R * \cos \frac{\theta}{2}$
- $h = R - d$
- $p = R + d$

È possibile quindi calcolare il valore di A'' e A' :

$$A'' = \frac{1}{2} R^2 (\theta - \text{sen}\theta) \quad (3.50)$$

$$A' = \pi R^2 - A'' \quad (3.51)$$

E verificare il grado di riempimento F desiderato come:

$$F = \frac{A'}{\pi R^2} \quad (3.52)$$

Applicando tali equazioni per un filo di 1 millimetro per un grado di ricoprimento 80% si ottiene un valore di $d=0,2460$ mm che arrotondato alla seconda cifra per renderlo realizzabile alle macchine utensili si ottiene $d=0,25$ mm che comporta un nuovo fattore di ricoprimento pari a 80,4%.

F%	Theta in f (F) [rad]	d[mm]	d arrotond. [mm]	Theta f(darrotond) [rad]	F nominale %	A'' [mm^2]
0,8	2,112723	0,246022	0,25	2,094395	0,8044	0,153546

Tab. 3.7. Risultati calcoli per cava 80%.

Mentre per la cava a 60% profondità di cava nominale è $d=0,10$ mm

F%	Theta in f (F) [rad]	d[mm]	d arrotond. [mm]	Theta f(darrotond) [rad]	F nominale %	A'' [mm^2]
0,6	2,824097	0,079041	0,1	2,738877	0,626281	0,29337

Tab. 3.8. Risultati calcoli per cava 60%.

In conclusioni le dimensioni delle due cave sono riassunte nella sezione di fig. 3.31.

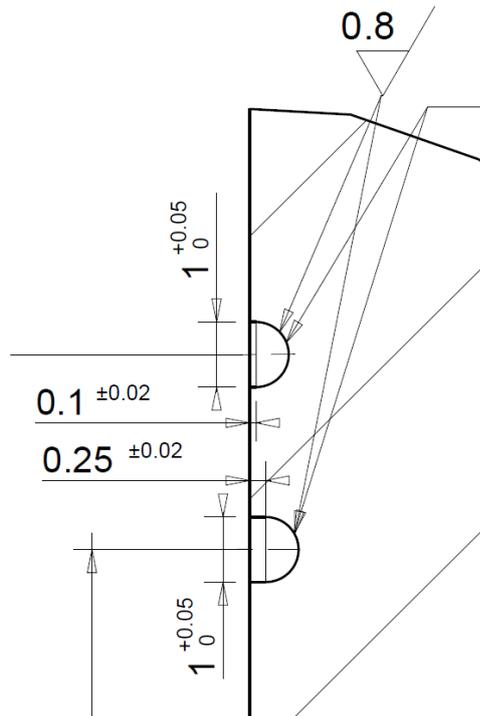


Fig. 3.31. Particolare costruttivo delle sezioni delle cave realizzate nelle flange.

3.5.2 Realizzazione e controllo delle cave

Per la realizzazione pratica della cave è requisito fondamentale che essa debba essere ottenuta tramite lavorazione di tornitura e non di fresatura. Infatti devono essere assenti solchi radiali all'interno della cava che comprometterebbero fortemente la tenuta. È allo stesso modo importante ottenere valori di rugosità $Ra = 0,4-0,8\mu m$.

Quindi tenuto conto di questo si è dovuto costruire un utensile sagomato di forma visibile in figura 3.32 che ha permesso di ottenere le cave per rivoluzione in un tornio.



Fig. 3.32. Utensile sagomato utilizzato per la realizzazione delle cave.

Il metodo utilizzato però non offre grande precisione e bassa rugosità. Per quanto riguarda la rugosità essa non è un parametro critico per la tenuta di guarnizioni duttili, come spiegato al capitolo 2. Mentre per la profondità d è stato necessario controllarla utilizzando un altimetro digitale.

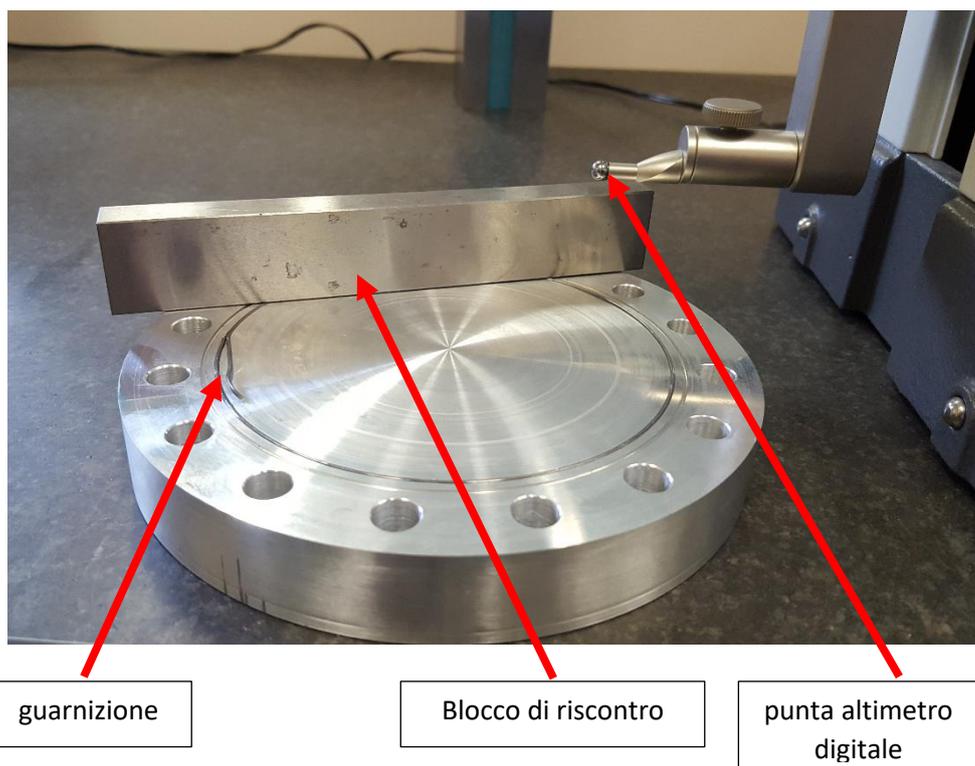


Fig. 3.33. Controllo della profondità di cava utilizzando l'altimetro digitale e un blocchetto di riscontro.

Per ottenere il valore $D-p$ si è inserita all'interno della cava la guarnizione in piombo di diametro 0,99-1,00 mm e si è appoggiata sopra un blocco di riscontro. Una volta impostato come riferimento la superficie della flangia si è calcolata l'altezza del blocco di riscontro appoggiato sopra la guarnizione. Quindi sottraendo a tale misura l'altezza del blocco di riscontro si è ottenuta il parametro $D-p$.

I risultati delle misurazioni con i relativi gradi di ricoprimiento ricalcolati sono elencati nella seguente tabella.

Flangia	F nominale %	D-p [mm]	d [mm]	F effettivo%
CF 100	60	0,43	0,07	58,8
	80	0,26	0,24	81,5
ISO TAPERED DW160	60	0,43	0,07	58,8
	80	0,27	0,23	78,2
ISO TAPERED DW160 versione 2	60	0,46	0,04	55,0
	80	0,27	0,23	78,2

Tab. 3.9. Risultati misure delle profondità delle cave e ricalcolo del F effettivo.

Come è mostrato nella tabella 3.9 i valori di F effettivi si sono discostati da quelli nominali di un 3-9 %.

CAPITOLO IV

TEST SPERIMENTALI SULLE GUARNIZIONI IN PIOMBO

4.1 INTRODUZIONE

Alla luce di quanto riferito nel capitolo 2 è stato possibile procedere alla progettazione di un apparato sperimentale per testare le guarnizioni nelle condizioni ambientali richieste e descritte nel paragrafo 2.1 che sono:

1. Tenuta su alto vuoto (10^{-5} - 10^{-6} mbar);
2. Flange in alluminio 6082 T6;
3. Chiusura tramite catena rapida EVAC;
4. Temperature prossime ai 150°C ;
5. Tempo di utilizzo 7 anni con cicli di funzionamento di 15 giorni.

Essendo il campo delle guarnizioni in piombo un campo inesplorato in letteratura si è inoltre dovuti procedere fin da subito a studiare una procedura di assemblaggio della guarnizione che sia contemporaneamente semplice, rapida e alla portata anche di utenti non esperti ma al contempo garantisca buone prestazioni di tenuta. Come punto di partenza si è presa a riferimento la letteratura disponibile nel campo delle guarnizioni in indio. Questa procedura comprende la scelta di:

- Forma e dimensione della cava;
- Pulizia della cava e guarnizione;
- Tipologia di giunzione dei lembi;
- Coppia di serraggio;
- Tempo da trascorrere per il risserraggio.

Nel complesso in questa tesi si sono studiati sperimentalmente nel dettaglio questi parametri:

- Dimensione della cava;
- Tipologia di giunzione;
- Coppia di serraggio;
- Test di ciclaggio termico;
- Prova di rilassamento;
- Confronto con guarnizione di riferimento polimerica.

Per valutare questi parametri sono stati condotti specifici test su un numero ristretto di possibili opzioni. Questo significa che lo studio effettuato è solo preliminare in quanto la configurazione determinata è una soluzione migliore tra un numero limitato di opzioni. Per determinare l'ottima configurazione si rimanda ad altri lavori di tesi futuri.

Ora nei paragrafi successivi si procederà dapprima alla descrizione della catena di misura adottata e il relativo apparato sperimentale, quindi si procederà a discutere in dettaglio della procedura sperimentale e gli effetti del disturbo sulla misura della pressione. Per concludere saranno presentati i risultati sperimentali ottenuti con relative discussioni e commenti.

4.2 CATENA DI MISURA E APPARATO SPERIMENTALE

Si descrive ora in generale la catena di misura adottata per studiare la tenuta della guarnizione in piombo e seguirà una descrizione dettagliata dei vari componenti.

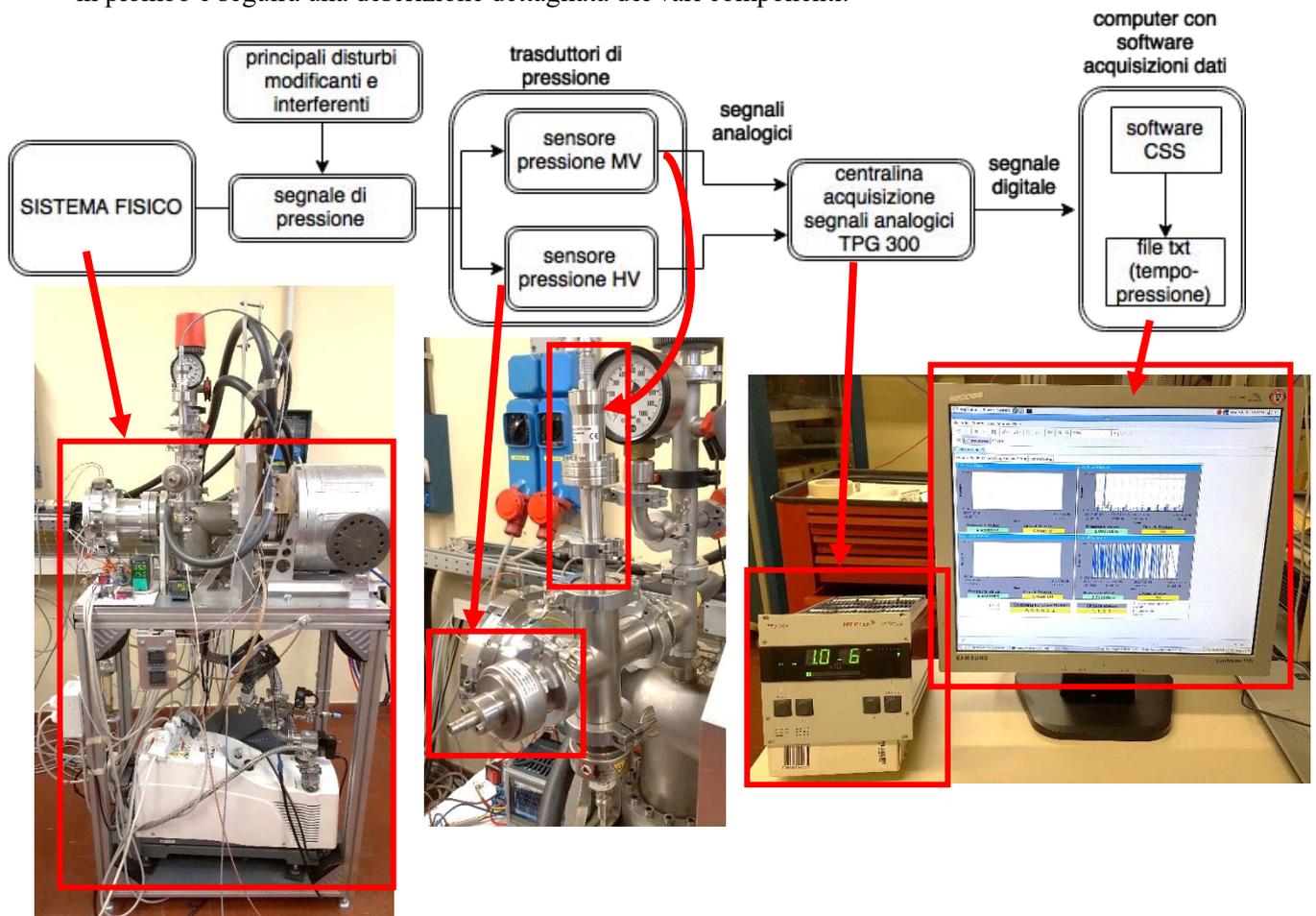


Fig. 4.1: Schema della catena di misura con relative immagini usata per la sperimentazione delle guarnizioni in piombo.

Leggendo lo schema a partire da sinistra il dispositivo VLTD è stato inserito in un più complesso sistema fisico composto da un banco prova utilizzato presso i Laboratori Nazionali di Legnaro per testare la camera target. Questo genera il vuoto all'interno di un volume su cui è inserito il dispositivo VLTD. Il segnale di pressione prodotto, su cui sono presenti disturbi (si veda paragrafo 5.4), è misurato da due trasduttori di pressione, in particolare un sensore di medio vuoto e un sensore di alto vuoto. Il segnale analogico prodotto è misurato da una centralina di acquisizione dati Pfeiffer TPG 300 che trasforma i segnali analogici in segnali digitali. I segnali digitali sono inviati tramite seriale ad un computer dotato di software CSS che produce due listati di dati pressione-tempo in formato .txt, uno per ogni sensore di pressione.

Si procede ora a definire i componenti dell'apparato di misura.

1. Sistema fisico

Il sistema fisico è definito come il complesso del "muletto" più il VLTD. Il muletto è un banco prova utilizzato presso i Laboratori Nazionali di Legnaro ed ha lo scopo di testare in vuoto ed alta temperatura per effetto joule la camera target. Nella applicazione in esame il muletto è stato utilizzato come semplice banco prova da vuoto escludendo così l'uso della camera target.

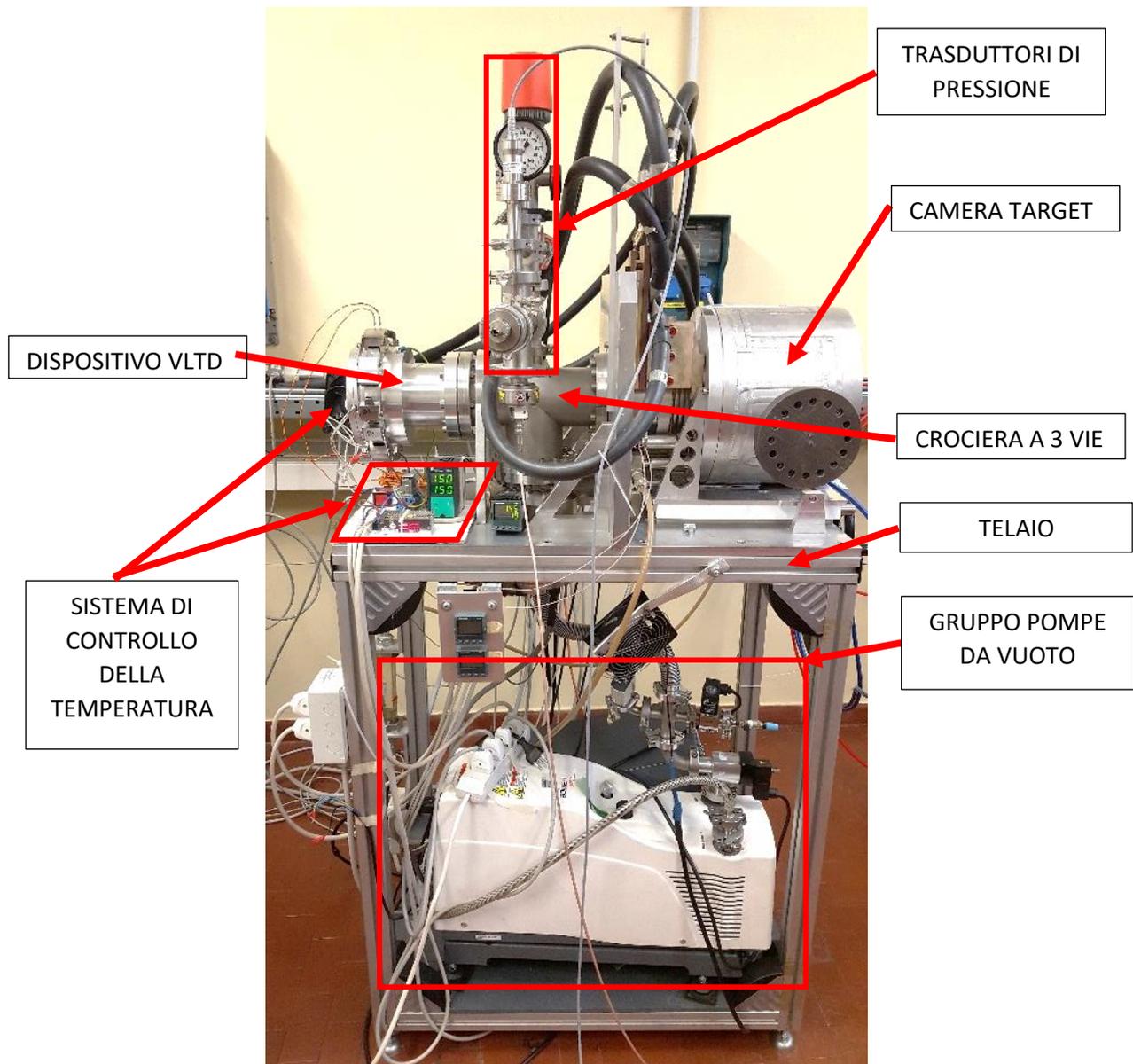


Fig. 4.2: Immagine del banco prova utilizzato per la sperimentazione.

Esso è costituito da un telaio di supporto formato da due piani: nella parte inferiore sono alloggiati le pompe da vuoto mentre sulla parte superiore la camera da vuoto.

La camera da vuoto è costituita da una crociera a 3 vie: nella parte destra è situata la camera target, sulla parte inferiore è collegata la turbomolecolare, nella parte superiore sono collegati i sensori di pressione e sulla sinistra invece è installato il dispositivo VLTD.

Sotto il VLTD è posizionato il sistema di controllo della temperatura.

L'unione del dispositivo VLTD con la crociera avviene tramite flange CF 100 standard collegate tramite 8 bulloni e sigillate con un o ring polimerico FKN centrato tramite center ring. Durante tutte l'esecuzione delle prove la temperatura della guarnizione polimerica è stata tenuta sotto controllo e non ha superato mai la temperatura di 150°C considerando che la temperatura massima raggiungibile per guarnizioni FKN è di 250°C (15) .

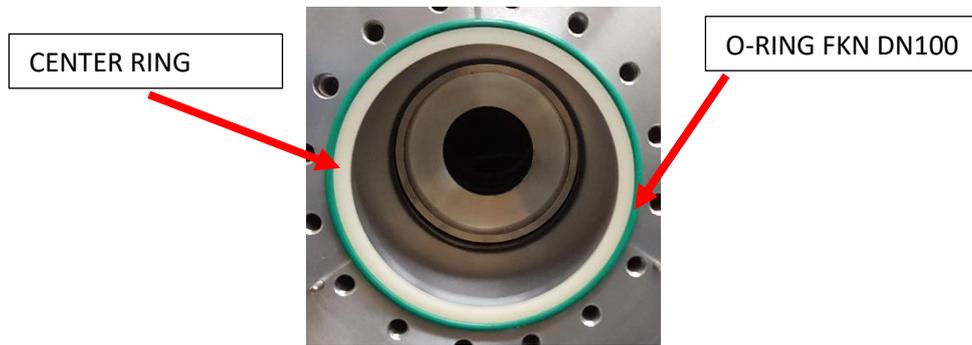


Fig.4.3. Foto della flangia CF100 del dispositivo VLTD che va collegata al muletto nella parte sinistra della crociera.

Nella parte sottostante del banco è situato il gruppo pompe da vuoto. Esso è costituito da due pompe da vuoto, una pompa primaria volumetrica da medio vuoto DRY COMPACT MULTI-STAGE ROOTS PUMPS ACP 28 della ADIXEN e da una pompa turbomolecolare ADIXEN ALCATEL TURBO300 tra le quali è interposta una valvola di isolamento ISV25. All'input "VACUUM" dato dal pannello di controllo si attiva la pompa volumetrica. Dopo circa 3 minuti il vuoto raggiunge il valore di circa 10^{-2} mbar ed è possibile attivare la turbopompa tramite il tasto verde. La turbopompa richiede circa 15 minuti per raggiungere il regime di giri e nel frattempo si nota un calo netto della pressione. Operando in questo modo si creano due ambienti a pressioni differenti necessari per il corretto funzionamento della turbopompa.

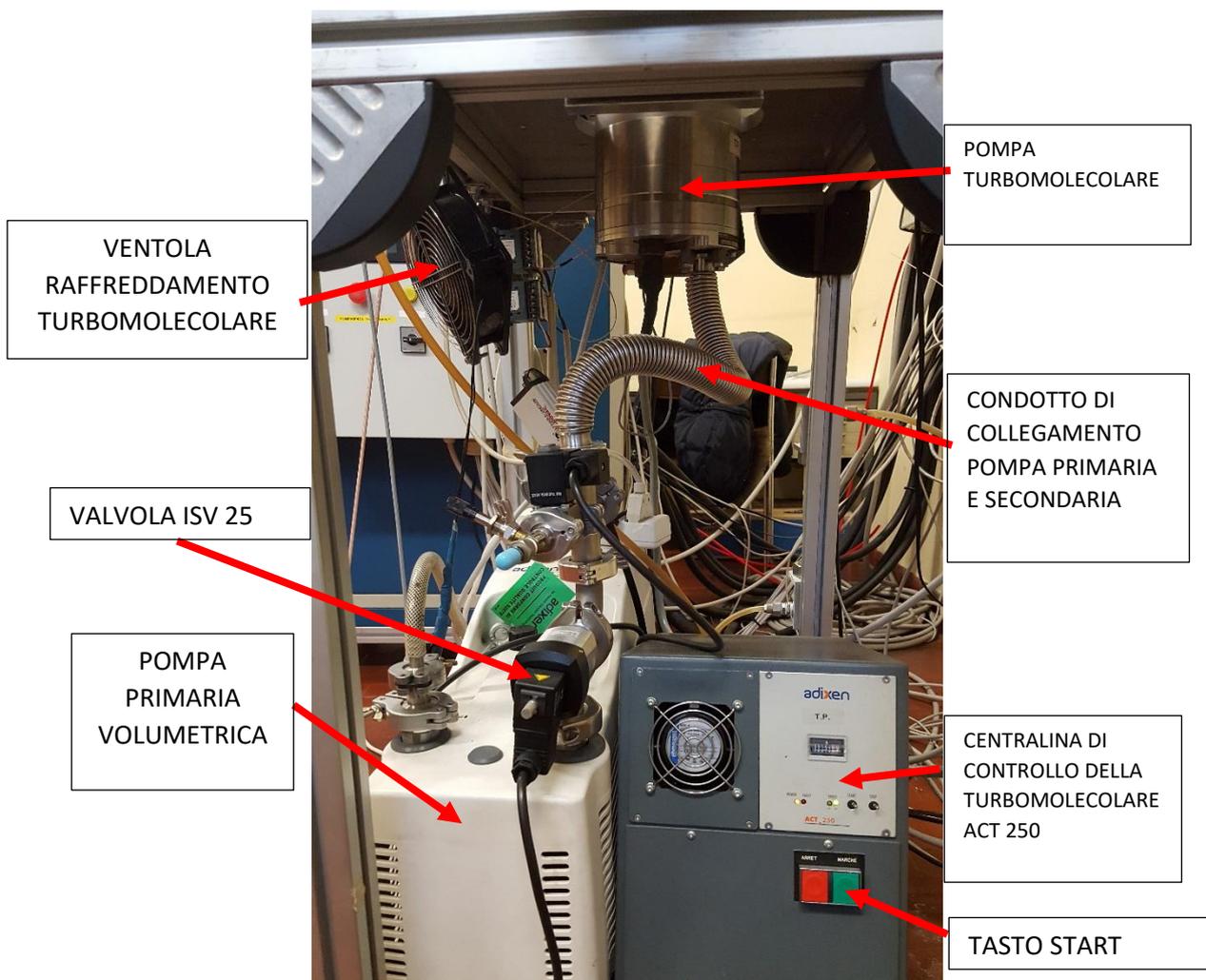


Fig.4.4. Gruppo pompe banco prova.

Dopo un certo intervallo di tempo la pressione tende a stabilizzarsi ad un valore pressoché costante che sarà funzione del tasso di perdita reale più virtuale del sistema fisico. (si rimanda all'APPENDICE A per ulteriori dettagli sul funzionamento delle pompe da vuoto con relative curve caratteristiche).

2. Pannello di controllo PLC

Il banco prova è controllato tramite PLC che controlla il gruppo pompe e il gruppo di riscaldamento della camera target. Il quadro comandi, dotato di interfaccia touch screen è rappresentato in figura 4.5, permette di controllare direttamente il gruppo pompe e di visualizzare lo stato (o eventuali malfunzionamenti) dell'intero apparato.



Fig.4.5: Rappresentazione del pannello di controllo touch screen

3. Sensori di pressione

Il segnale di pressione è misurato da tre trasduttori che operano in 3 gradi di vuoto differenti:

1. Un sensore da basso vuoto con indicatore analogico della TECSIS con le seguenti caratteristiche:
 - campo di misura: 1000 hPa – 10 hPa;
 - Risoluzione: 10 hPa.



Fig. 4.6. Manometro a tubo di Bourdon del banco prova.

Il manometro da basso vuoto a indicatore analogico è un classico manometro a tubo di Bourdon che ha il solo scopo di evidenziare macro perdite nella primissima fase di aspirazione con pompa primaria.

2. Un sensore analogico da medio vuoto Pirani con filamento in tungsteno: “Pirani gauge head TPR 018,UHV DN 40 CF-F” della PFEIFFER con campo di misura 1×10^{-3} hPa – 8×10^{-4} hPa. Il funzionamento del sensore di Pirani è spiegato in APPENDICE B.



Fig.4.7 Sensore analogico da medio vuoto Pirani con filamento in tungsteno: “Pirani gauge head TPR 018,UHV DN 40 CF-F” della PFEIFFER. (16)

Il sensore da medio vuoto Pirani misura un breve campo del vuoto visibile nei grafici pressione-tempo solo all’inizio della fase di aspirazione e della fase di scarico. Per questo motivo ai fini pratici

della sperimentazione non è risultato molto utile. Nella tabella sottostante sono indicate le caratteristiche tecniche del manometro.

Technical Data	Pirani gauge head TPR 018, UHV, DN 40 CF-F
Bakeout temperature	250 °C
Chamber wall, inside	Stainless steel
Feature	metal-sealed
Filament	Tungsten
Filament/holder	T/Ni
Insulator	Al ₂ O ₃
Measurement range max.	1 · 10 ³ hPa 7.5 · 10 ² Torr 1 · 10 ³ mbar
Measurement range min.	8 · 10 ⁻⁴ hPa 6 · 10 ⁻⁴ Torr 8 · 10 ⁻⁴ mbar
Method of measurement	Pirani
Nominal diameter	DN 40 CF-F
Operating temperature: high temperature sensor cable	0-120 °C
Operating temperature: standard sensor cable	0-80 °C
Radiation resistance	1 · 10 ⁴ Gy
Weight	600 g

Tab.4.1. Caratteristiche tecniche sensore analogico da medio vuoto Pirani con filamento in tungsteno: "Pirani gauge head TPR 018,UHV DN 40 CF-F" della PFEIFFER. (16)

- Un sensore analogico da alto vuoto a catodo freddo: "Cold cathode gauge head IKR 050, coaxial, FPM seal DN 25 iso-KF" della PFEIFFER con campo di misura 5×10^{-3} hPa – 2×10^{-9} hPa. Il funzionamento del sensore a catodo freddo è spiegato in APPENDICE B.



Fig. 4.8. Sensore analogico da alto vuoto a catodo freddo: "Cold cathode gauge head IKR 050, coaxial, FPM seal DN 25 iso-KF" della PFEIFFER. (17)

Il sensore da alto vuoto a catodo freddo è il manometro che è indica la pressione nel campo di misura che interessa principalmente nella sperimentazione. Le caratteristiche tecniche dello strumento sono indicati nella tabella sottostante.

Technical Data	Cold cathode gauge head IKR 050, coaxial, FPM seal DN 25 ISO-KF
Bakeout temperature	150 °C
Feature	FPM sealed
Flange	Edelstahl
Insulator	Al ₂ O ₃
Measurement range max.	5 · 10 ⁻³ hPa 3.75 · 10 ⁻³ Torr 5 · 10 ⁻³ mbar
Measurement range min.	2 · 10 ⁻⁹ hPa 1.5 · 10 ⁻⁹ Torr 2 · 10 ⁻⁹ mbar
Method of measurement	Cold Cathode
Nominal diameter	DN 25 ISO-KF
Operating temperature: high temperature sensor cable	5-150 °C
Operating temperature: standard sensor cable	5-80 °C
Seal	FPM
Weight	600 g

Tab.4.2. Caratteristiche tecniche sensore analogico da alto vuoto a catodo freddo: "Cold cathode gauge head IKR 050, coaxial, FPM seal DN 25 iso-KF" della PFEIFFER. (17)

La disposizione dei sensori nel banco prova è indicata nella seguente foto:

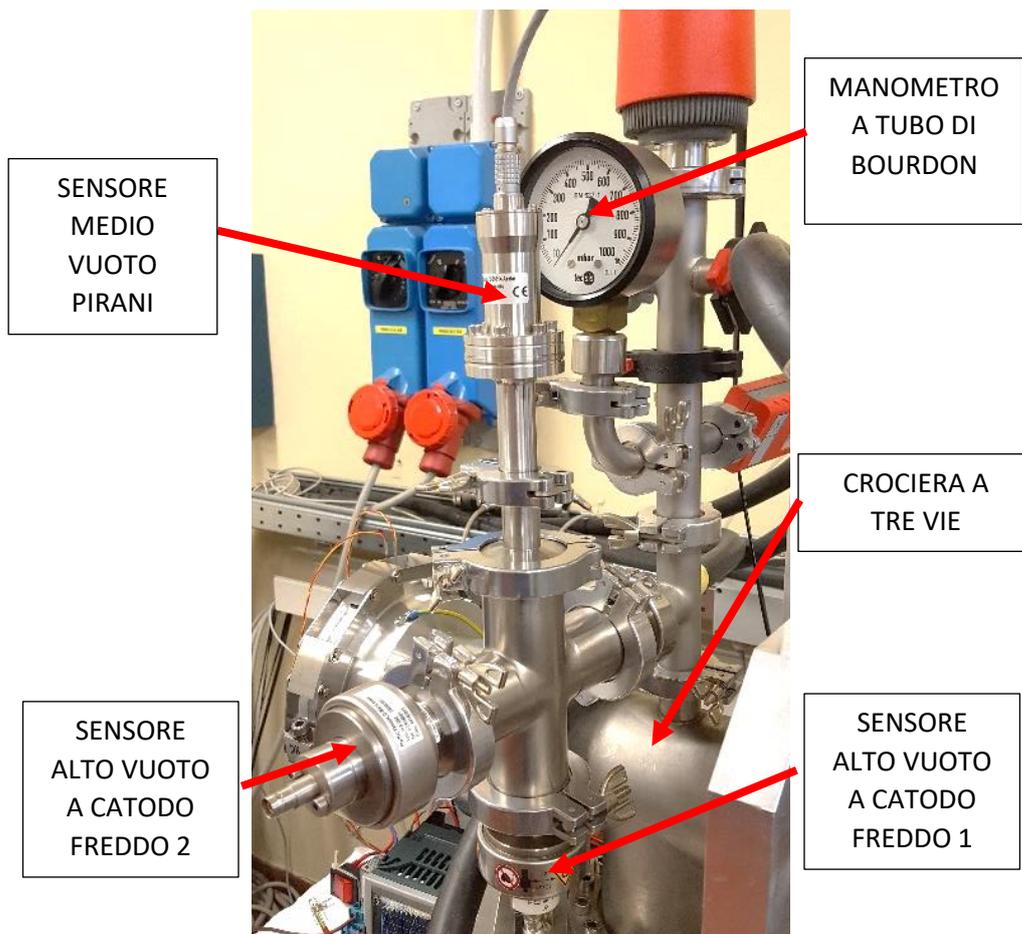


Fig.4.9. Disposizione dei sensori di pressione nel banco prova.

Come si può vedere i sensori sono posizionati, tramite opportuni raccordi, sopra la crociera a 3 vie.

Inoltre sono presenti due manometri a catodo freddo. Il secondo sensore ha avuto scopo solo nella fase iniziale di preparazione dell'apparato sperimentale per verificare la correttezza dei valori di pressione misurati. Quello che si è rilevato è che tra i due sensori è presente una differenza costante di pressione di circa il 5%, che si può imputare sia alla differente posizione dei sensori nel sistema fisico che ad una diversa taratura.

4. Centralina acquisizione segnali analogici TPG300

I segnali analogici dei due manometri devono essere interpretati e trasformati in segnali digitali da una centralina di acquisizione TPG 300 della PFEIFFER, la quale trasferisce il segnale digitale tramite collegamento seriale ad un PC dotato di un programma acquisizione dati.

Un altro scopo della centralina TPG 300 è quello di attivare e disattivare, grazie a dei relè integrati, i sensori di pressione una volta raggiunta il campo di misura appropriato. Questa azione è di vitale importanza, come spiegato in APPENDICE B, perché il funzionamento del sensore fuori dal proprio campo di misura comporta staratura e danni irreparabili ai sensori.



Fig.4.10. Centralina acquisizioni segnali sensori di pressione TPG 300 della PFEIFFER.

5. Computer con software acquisizione dati

I segnali digitali in uscita dalla centralina TPG 300 sono acquisiti tramite cavo seriale da un software acquisizione dati CSS[®]. Tramite questo software è possibile monitorare e registrare fino a 4 sensori. Come è possibile vedere dalla figura 4.11 sono mostrati i due diagrammi di pressione nel tempo misurati da ciascun sensore e il relativo valore della pressione letto in un istante generico della sperimentazione. Come spiegato in APPENDICE B si può notare che il diagramma in basso a destra relativo al sensore di medio vuoto si è stabilizzato al valore di pressione limite dello strumento di $1,6 \times 10^{-3}$ mbar, mentre il sensore di alto vuoto (diagramma in alto a destra) indica una pressione di $5,6 \times 10^{-5}$ mbar che è quella effettiva presente nella camera a vuoto e l'andamento mostra un calo di pressione lineare nel tratto di tempo di 8 minuti.

Il programma è impostato per registrare i dati con frequenza di 1Hz se la pressione varia, mentre se rimane costante non registra dati.

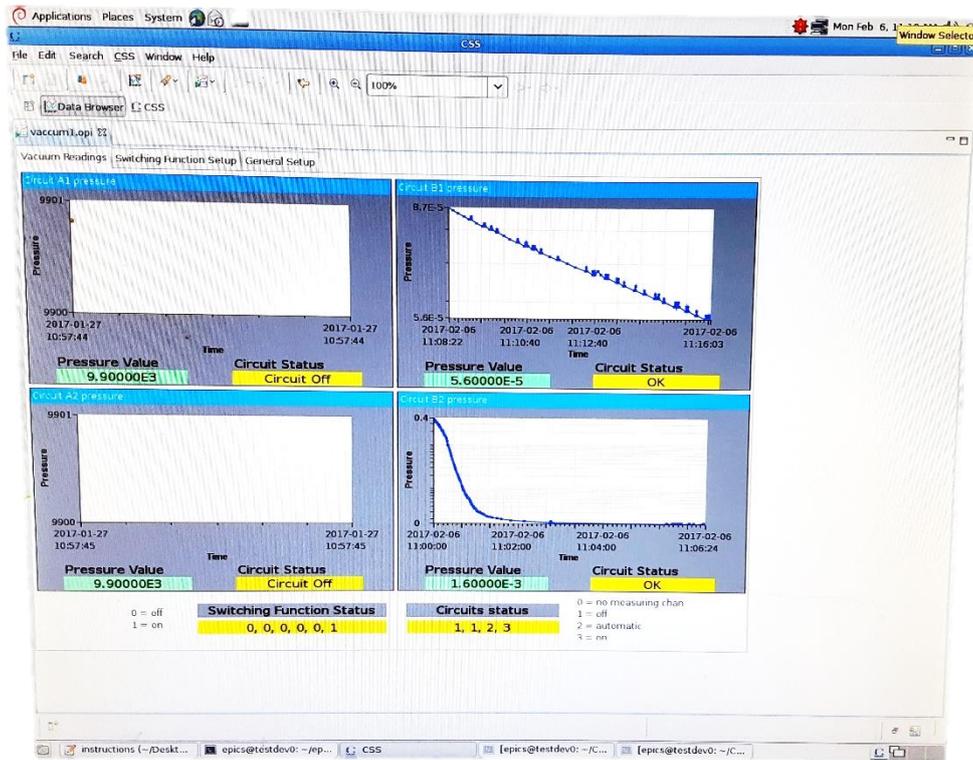


Fig.4.11. Screenshot del programma CSS durante la fase di acquisizione dati.

Il software registra i valori di pressione nel tempo in due file text separati, uno per ogni sensore. Questi file sono stati importati in EXCEL ed uniti in un unico diagramma pressione-tempo per ogni misurazione effettuata.

6. Chiave dinamometrica

Ad ogni chiusura della catena rapida è stato necessario l'utilizzo di una chiave dinamometrica in grado di erogare una coppia nota a ciascun bullone.

La chiave utilizzata è una STAHLWILLE MANOSKOP a scatto 6-50 NM 721/5.



Fig.4.12. Chiave dinamometrica STAHLWILLE MANOSKOP a scatto 6-50 NM 721/5 utilizzata nella sperimentazione per chiudere le flange con coppia nota.

Le caratteristiche sono:

- Range coppia: 6-50 Nm;
- Scala graduata con risoluzione: 2 Nm;
- Errore di indicazione $\pm 4\%$.

7. Altimetro digitale

Nella misurazione delle dimensioni geometriche delle cave per la guarnizione si è reso necessario l'utilizzo di un altimetro digitale.

L'altimetro utilizzato è un DIGIMAR 816 CL.



Fig. 4.13. Altimetro digitale DIGIMAR 816 CL usato per la misurazione della profondità delle cave per i wire ring di piombo.

Le caratteristiche dello strumento sono:

- Campo di misura: 0-600 mm;
- Valore di divisione numerica: 0,01/0,001 mm;
- Limite di errore: $2,8+L/300$ mm;
- Accuratezza di ripetibilità foro: $3\mu\text{m}$;
- Accuratezza di ripetibilità piano: $2\mu\text{m}$;
- Forza di misura: $1,0\pm 0,2$ N;

8. Leak detector

Per misurare il tasso di perdita della guarnizione in piombo si è reso necessario l'utilizzo di uno strumento denominato cercafughe (in inglese leak detector). Questo strumento è semplicemente in grado di rilevare tracce di elio tramite uno spettrometro di massa integrato. Il leak detector può essere utilizzato in due modi:

- In versione Vacuum;
- E in versione sniffer.

Nella versione sniffer si inietta elio nel recipiente del vuoto da analizzare e si cercano eventuali fughe di elio all'esterno.

Nella versione vacuum si opera all'incontrario quindi una volta creato il vuoto sul recipiente si inietta elio con una pistola dall'esterno finché lo strumento rileva tracce di elio.

Nella sperimentazione è stata utilizzata la versione vacuum.

È importante sottolineare che il tasso di perdita rilevato $\text{mbar}\cdot\text{l/s}$ è relativo al solo elio quindi questo strumento non fornisce una misura vera e propria del tasso di perdita reale.

Il leak detector utilizzato è un INFICON UL 200 disponibile presso i Laboratori Nazionali di Legnaro. Il tasso di perdita minimo rilevabile è di 3×10^{-10} $\text{mbar}\cdot\text{l/s}$ (utilizzato nella versione vacuum).



Fig. 4.14. Leak detector INFICON UL 200 utilizzato per rilevare il tasso di perdita delle guarnizioni in piombo.

Le caratteristiche dello strumento sono elencate nella seguente tabella:

Specifications		L 200 dry
Smallest detectable helium leak rate (Vacuum mode)	$\text{mbar} \times \text{l} \times \text{s}^{-1}$	$< 3 \times 10^{-10}$
Smallest detectable helium leak rate (Sniffer mode)	$\text{mbar} \times \text{l} \times \text{s}^{-1}$	$< 1 \times 10^{-7}$
Max. detectable helium leak rate (Vacuum mode)	$\text{mbar} \times \text{l} \times \text{s}^{-1}$	1×10^{-1}
Max. permissible inlet pressure	mbar (Torr)	3.5 (2.63)
Pumping speed during the evacuation process		
50 Hz	$\text{m}^3 \times \text{h}^{-1}$ (cfm)	1.6 (0.94)
60 Hz	$\text{m}^3 \times \text{h}^{-1}$ (cfm)	1.9 (1.12)
Pumping speed for helium at the inlet	l/s	0.6
Time constant of the leak signal (blanked off, 63 % of final value)	s	< 1
Leak rate measurement range	$\text{mbar} \times \text{l} \times \text{s}^{-1}$	1×10^{-11} to 1×10^{-1}
Time until ready for operation	minutes	< 3
Mass spectrometer		180° magnetic sector field
Ion source		2 yttrium/iridium long-life filaments
Detectable masses	amu	2, 3 and 4
Test port	DN	1 x 25 KF
Length of the cable on the hand unit	m	4
Dimensions (W x H x D)	mm	490 x 430 x 250
Weight	kg (lbs)	34 (75)

Tab. 4.3. Caratteristiche tecniche del leak detector INFICON UL 200 utilizzato per rilevare il tasso di perdita delle guarnizioni in piombo.

4.3 PROCEDURA SPERIMENTALE

Per valutare le prestazioni delle guarnizioni in piombo è stato necessario implementare una procedura che consenta di attribuire un termine di confronto a ciascuna prova in modo da poter dare un giudizio per ogni test seguito. Purtroppo nel vuoto è assai complesso stabilire un parametro che fornisca questa indicazione perché intervengono molti fattori di difficile interpretazione, che si possono definire come disturbi, che difficilmente possono essere eliminati. In ogni caso il parametro che deve essere preso in considerazione è la pressione perché è l'unico indicatore che può definire se il sistema è in vuoto. È opportuno però, prima di continuare nella descrizione della procedura utilizzata, capire qual è il principio per cui all'interno di un vaso da vuoto si raggiunga un certo valore di pressione.

4.3.1 Analisi delle perdite in un sistema a vuoto

Quando la pressione all'interno del recipiente è costante significa che si è instaurato un regime stabile tra la portata aspirata dalla pompa -calcolabile con la procedura descritta nell'APPENDICE A- e la portata uscente dal recipiente. È importante però comprendere l'origine del gas contenuto all'interno del recipiente per capire quale contributo di perdita è rilevante misurare nella sperimentazione. Possiamo definire il flusso di aria in uscita originato da due componenti:

1. Perdite virtuali;
 2. Perdite reali.
1. Le perdite virtuali sono definite come perdite di gas che hanno origine prevalentemente dalle superfici del recipiente. Questo processo è definito in generale come OUTGASSING ed ha rilevanza per pressioni inferiori a 10^{-2} mbar. Esso è costituito da 3 diversi fenomeni distinti che sono:
- 1.1 Permeabilità;
 - 1.2 Adsorbimento;
 - 1.3 Assorbimento;

1.1 La permeabilità (Q_{perm}) è definita come il processo di adsorbimento del gas all'esterno del recipiente e il conseguente rilascio verso l'interno seguendo il gradiente di pressione. La permeabilità dipende dal tipo di materiale del recipiente, dallo spessore, dalla temperatura e coinvolge solo alcuni tipi di gas come H₂. Mentre i gas nobili non vengono trasmessi.

La permeabilità interessa dapprima i materiali polimerici come le guarnizioni e poi i materiali metallici e comincia ad essere rilevante per i materiali polimerici per pressioni inferiori di 10^{-8} mbar. Qualsiasi sistema dotato di guarnizioni polimeriche non raggiunge mai valori di pressione minori di 10^{-8} mbar.

1.2 L'adsorbimento (Q_{ads}) nell'outgassing è il fenomeno di maggior rilevanza. Esso coinvolge le pareti interne del recipiente ed è legato alla tensione superficiale della sostanza adesa alle superfici. Ad ogni pressione e temperatura esiste un equilibrio tra il processo di assorbimento dei gas e il processo opposto di desorbimento. Durante la creazione del vuoto il gas viene rilasciato mentre se la pressione sale il gas è riassorbito. A seconda della tensione superficiale alcuni gas richiedono pochi secondi per essere desorbiti mentre altri impiegano giorni come è il caso del vapore acqueo. Quindi un fattore importante da tenere in considerazione per la creazione del vuoto è il tasso di umidità dell'aria. Altre fonti di gas sono i residui di sporco delle lavorazioni meccaniche sulle superfici, impronte delle dita e lubrificanti delle pompe.

1.3 L'assorbimento (Q_{abs}) nel processo di outgassing è molto simile a quello dell'adsorbimento ma coinvolge gas con peso molecolare ridotto come H₂, O₂, CO e CO₂. In questi casi i gas possono penetrare a fondo e diffondersi occupando quantità di gas ragguardevoli. Per ogni atomo del materiale è presente un atomo di gas assorbito e i tempi di rilascio in vuoto sono elevati (anni).

2. Le perdite reali (Q_L) sono intese come portate aspirate dall'esterno verso l'interno tramite passaggi nel recipiente e nelle guarnizioni causati da graffi, rugosità alta, cricche e capillari.

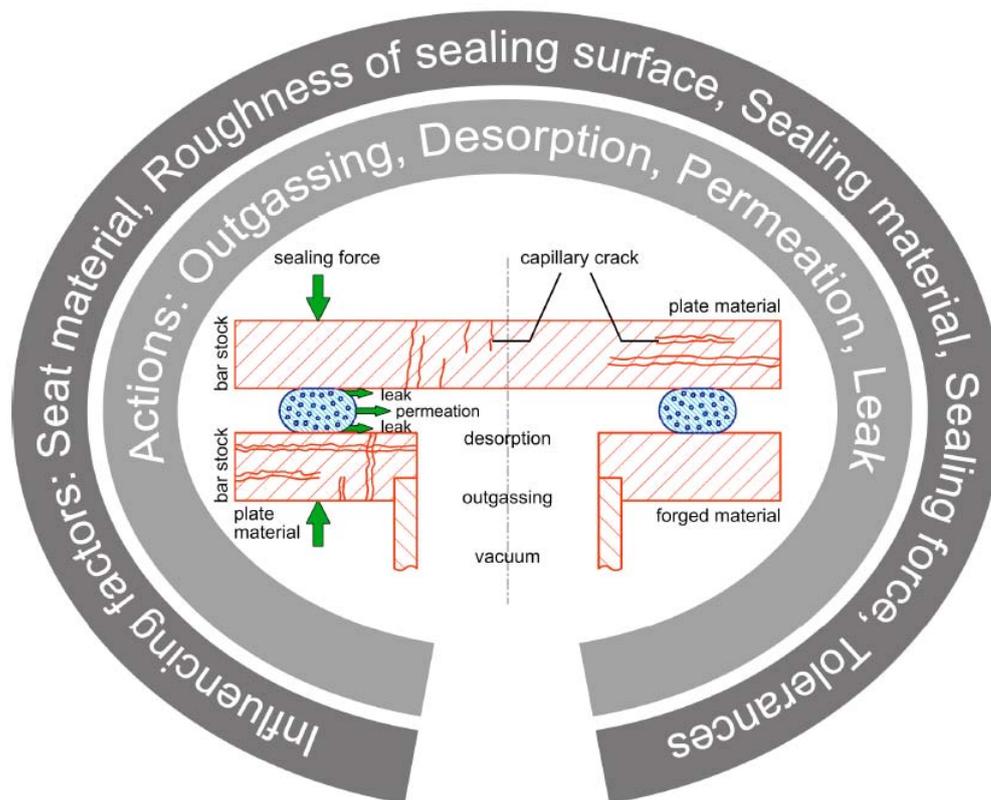


Fig.4.15. Rappresentazione grafica delle principali fonti di perdita in un sistema in vuoto.

Ogni perdita è misurata con una portata Q [mbar*l/s] e la somma delle varie perdite sarà uguale alla portata aspirata dalla turbomolecolare espressa come prodotto della velocità di aspirazione \dot{V} per la pressione all'ingresso p (si veda APPENDICE A per ulteriori dettagli):

$$Q_{perm} + Q_{ads} + Q_{abs} + Q_L = \dot{V} * p \quad (4.1)$$

Per avere un'idea dell'ordine di grandezza di tali effetti si può pensare che per mettere in vuoto a 10^{-8} mbar un recipiente ermetico, considerando il solo effetto dello svuotamento, il tempo richiesto è dell'ordine di pochi secondi. Per svuotare invece il gas prodotto dall'outgassing il tempo richiesto è dell'ordine di mesi.

È pratica comune adottare degli accorgimenti nel campo dell'UHV per ridurre l'outgassing per ottenere così tempi di svuotamento dell'ordine del giorno.

Nella pratica tecnica un sistema è considerato adeguatamente ermetico se la pressione ottenuta è meno del 10% della pressione di lavoro predeterminata. Ed è concesso un tasso di perdita complessivo di 10^{-8} (18)- $13*10^{-7}$ (5) mbar*l/s nel campo dell'alto vuoto.

Alla luce di quanto è stato spiegato è possibile caratterizzare una guarnizione conoscendo il tasso di perdita, complessivo cioè delle eventuali perdite reali più le perdite per la permeabilità. Tutto il resto è riconosciuto come disturbo e quindi dovrà essere ridotto o eliminato.

4.3.2 Analisi di varie soluzioni per misure delle prestazioni di una guarnizione

Dopo quanto scritto al paragrafo precedente è possibile comprendere che per calcolare il tasso di perdita della guarnizione è sufficiente conoscere:

- La pressione di regime;
- La velocità di aspirazione;
- La Q_{perm} , Q_{ads} e Q_{abs} dell'intero sistema in vuoto.

Questa semplice procedura è complicata perché è impossibile determinare con precisione tutti i parametri coinvolti, di conseguenza è complesso conoscere il tasso di perdita di ogni guarnizione in piombo.

È altresì possibile, però, adottare delle contromisure che possono ridurre notevolmente gli effetti di outgassing, anche se non è possibile eliminarli. L'unico modo per minimizzare il più possibile i disturbi è ripetere i test alle medesime condizioni e dallo stesso operatore in modo da confrontare i valori di pressione ottenuti al medesimo tempo trascorso sapendo che tutti i parametri di perdita rimarranno costanti eccetto per i valori di perdita della guarnizione di piombo a causa delle modifiche adottate nei vari test. Operare in questo modo analiticamente equivale a sottrarre tra loro due equazioni di conservazione della portata (4.1) ottenute in due test 1 e 2 differenti per ogni valore di pressione p . Quindi si ha:

$$\begin{aligned} \text{Test 1)} \quad & Q_{1_{perm. Pb}} + Q_{1_{perm.POLY}} + Q_{1_{ads}} + Q_{1_{abs}} + Q_{1_{L.Pb}} + Q_{1_{L.POLY}} = \dot{V} * p \\ & \text{---} \\ \text{Test 2)} \quad & Q_{2_{perm. Pb}} + Q_{2_{perm.POLY}} + Q_{2_{ads}} + Q_{2_{abs}} + Q_{2_{L.Pb}} + Q_{2_{L.POLY}} = \dot{V} * p \quad (4.2) \\ & \hline & Q(1 - 2)_{perm. Pb} + 0 + 0 + 0 + Q(1 - 2)_{L.Pb} + 0 = 0 \end{aligned}$$

Dove:

- 1 e 2 contrassegnano il test 1 e il test 2;
- $Q_{perm. Pb}$ rappresenta la perdita per permeabilità del Pb;
- $Q_{1_{perm.POLY}}$ rappresenta la perdita per permeabilità del polimero;
- $Q_{2_{ads}}$ rappresenta la perdita virtuale per adsorbimento;
- $Q_{2_{abs}}$ rappresenta la perdita virtuale per assorbimento;
- $Q_{1_{L.Pb}}$ rappresenta la perdita reale nella guarnizione in Pb;
- $Q_{1_{L.POLY}}$ rappresenta la perdita reale nella guarnizione in polimero;
- \dot{V} rappresenta la velocità di aspirazione.

In questo modo analizzando almeno due prove allo stesso tempo t si otterranno diverse pressioni essendo diversi i valori di $Q_{perm. Pb}$ e $Q_{L.Pb}$. Se la pressione in uno dei due diagrammi risulta minore significa che la $Q_{perm. Pb} + Q_{L.Pb}$ è minore.

È utile sottolineare però che non è scientificamente possibile operare due misure alle medesime condizioni. Infatti il fenomeno di outgassing è molto complesso perché dipende da molti fattori ed è quindi difficile da tenere sotto controllo.

Invece di analizzare analiticamente il problema è possibile confrontare graficamente i diagrammi di pressione-tempo di ciascuna prova per valutarne così le differenze:

- 1) Un valido metodo che utilizza questo principio è descritto da A. Roth nel libro "vacuum sealing techniques" a pag. 9 (5). Essa consiste nel mandare in vuoto un recipiente e raggiunto un certo regime di pressione, si esclude con una valvola la pompa e si confrontano così i diagrammi di pressione-tempo ottenuti.

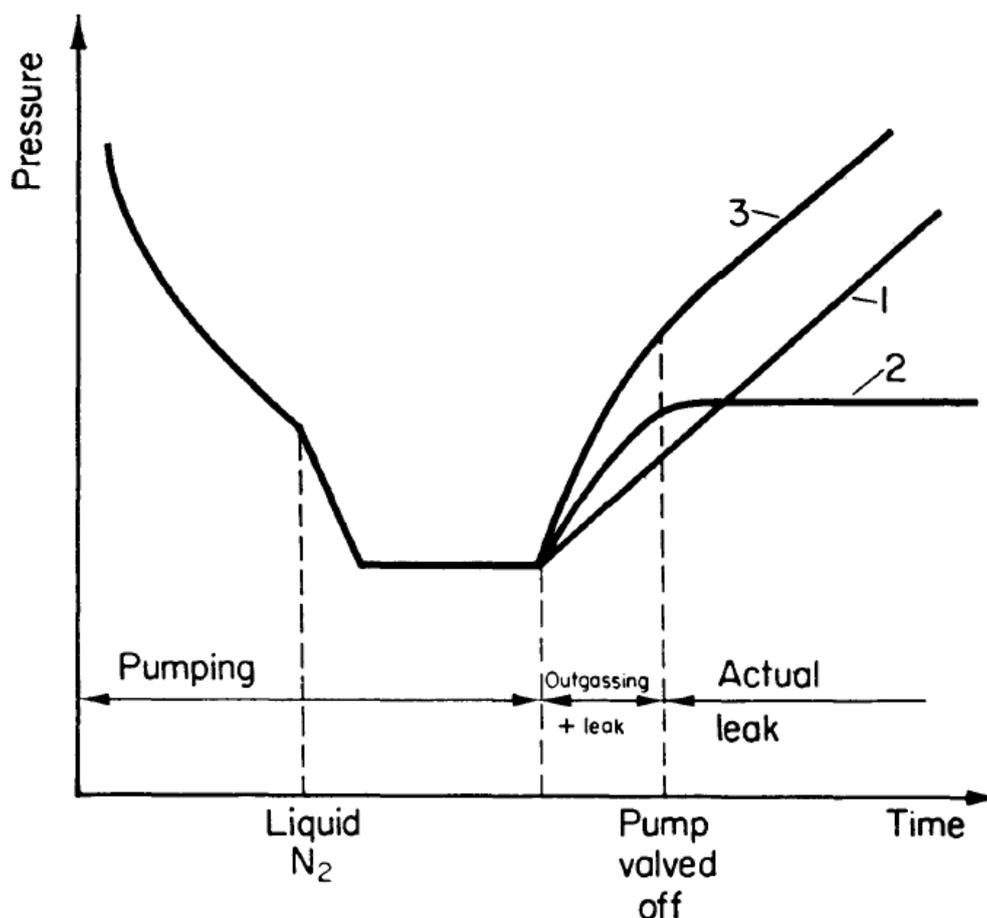


Fig. 4.16: Grafico pressione-tempo registrato nella fase di pompaggio e scarico del recipiente. Curva 1 sole perdite reali, curva 2 sole perdite virtuali, curva 3 perdite reali più virtuali.

La forma del diagramma nel tratto di salita della pressione fornisce indicazioni sul tipo di perdita: se la salita di pressione è causata da sole perdite reali si ottiene la curva 1, se da sole perdite virtuali la curva 2, se invece come capita spesso è la somma dei due effetti la curva risultante è la 3. A questo punto è possibile calcolare anche il tasso di perdita come:

$$Q_L = V * \frac{\Delta p}{\Delta t} \quad (4.3)$$

Dove:

- V è il volume del vaso;
- Δp è l'incremento del tempo misurato nell'intervallo Δt .

Il che equivale a valutare la pendenza del tratto lineare della curva 3.

Il problema di questo metodo è l'estrema lentezza, si parla di alcuni giorni per raggiungere la pressione di regime e altrettanti per ottenere un aumento apprezzabile della pressione.

- 2) Un ulteriore metodo più pratico fa ricorso all'uso degli strumenti denominati *leak-detector* già descritti nell'apparato sperimentale. In ogni caso però lo strumento disponibile presso i Laboratori Nazionali di Legnaro non ha la sensibilità necessaria a rilevare differenze di perdita tra le varie soluzioni adottate in questa sperimentazione.
- 3) Un altro metodo, che accomuna quelli descritti precedentemente, consiste nel creare i diagrammi di pressione-tempo per un intervallo di tempo necessario a mandare in vuoto il sistema fino ad un valore predefinito della pressione anche di non regime. E successivamente confrontare i diagrammi ottenuti in varie prove.

- 4) Un metodo molto valido e completamente diverso da quelli già descritti, nato dall'esperienza dell'osservazione diretta delle guarnizioni usate, è l'osservazione delle tracce di ossidazioni sulle guarnizioni che nascono quando la guarnizione è attraversata da un flusso di aria. Queste tracce sono ben visibili sia con l'utilizzo delle guarnizioni a temperature elevate sia a temperatura ambiente.

Analizzando i vari metodi si può affermare che:

Il metodo di Ruth 1) è il migliore per eliminare definitivamente gli effetti di outgassing però non è fattibile da un punto di vista temporale.

L'utilizzo del leak-detector 2) potrebbe essere una soluzione valida se fosse disponibile una versione sufficientemente accurata in grado di leggere piccoli valori di perdita.

La terza soluzione invece è sufficientemente rapida anche se soggetta a disturbi di outgassing non del tutto eliminabili.

Alla fine le soluzioni adottate sono la 3) assieme alla 4) e si è scelta come pressione limite 7×10^{-6} mbar perché ritenuto un buon valore di alto vuoto, che si ricorda essere uno dei requisiti fondamentali richiesti alla guarnizione.

Quindi una volta inserita la guarnizione nel sistema fisico, la procedura definitiva adottata per ogni prova è la seguente:

1. Accensione sistema di riscaldamento e attesa del raggiungimento della temperatura di regime;
2. Accensione della centralina TPG 300 e avvio programma CSS acquisizione dati;
3. Avvio pompa primaria tramite pressione del tasto "VACUUM" sul pannello di controllo;
4. Attesa dell'input da parte del PLC per l'accensione della turbomolecolare tramite il tasto verde indicato in figura 4.4.; (tipicamente 3-4 min);
5. Attesa fino al raggiungimento del valore di pressione di 7×10^{-6} mbar (3-4-5 ore);
6. Spegnimento della turbomolecolare tramite pressione del tasto rosso di figura 4.4;
7. Attesa di 30 minuti fino all'arresto completo della rotazione della turbomolecolare;
8. Pressione del tasto "STOP" nel pannello di controllo per lo spegnimento della pompa primaria;
9. Spegnimento del sistema di riscaldamento;
10. Pressione del tasto "VENT" nel pannello di controllo per la ventilazione del recipiente da vuoto (5 minuti);
11. Arresto acquisizione dati;
12. Smontaggio guarnizione e osservazione della stessa.

Di seguito è mostrato un diagramma pressione-tempo qualitativo ottenuto in una generica prova.

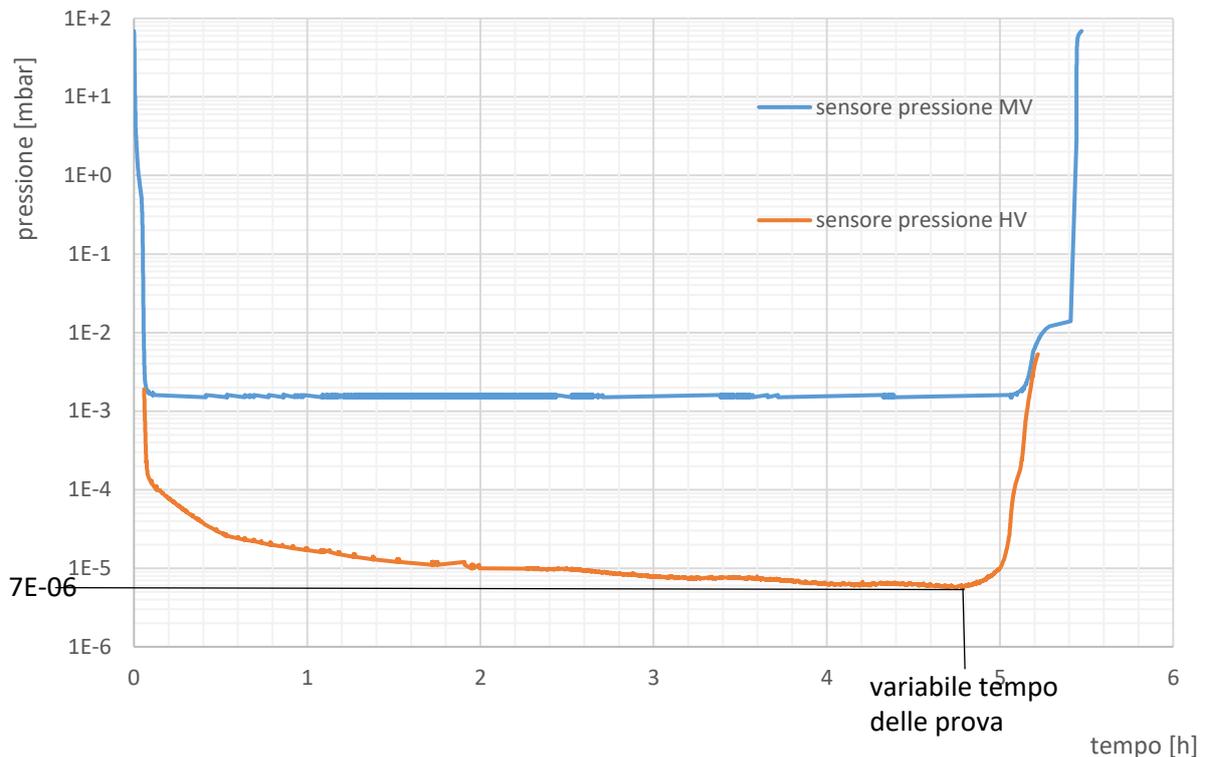


Fig. 4.17. Diagramma rappresentativo dell'andamento della pressione nel tempo.

Nel diagramma sono presenti due curve: la curva blu mostra l'andamento della pressione misurato dal sensore da medio vuoto Pirani, mentre l'arancione mostra l'andamento della pressione misurato dal sensore di alto vuoto a catodo freddo. Al valore di $2E-3$ mbar avviene il passaggio tra i due sensori che si ricorda essere controllato dalla centralina TPG 300.

Appena accesa la pompa primaria la pressione inizia a calare (curva blu lato sinistra) partendo dalla pressione atmosferica (nel diagramma è riportato il valore di $8E+1$ che è il limite di misura del sensore da medio vuoto) fino al valore di pressione di $4E-1$ mbar. A questa pressione si nota come la curva comincia a ridurre la pendenza. Nello stesso istante però viene accesa la turbomolecolare e quindi si nota una brusca riduzione della pressione che inizia a stabilizzarsi dal valore di $1E-4$ mbar. Dopo circa 4,5 h la pressione raggiunge $7E-6$ mbar e nello stesso istante viene spenta la turbomolecolare. La pressione comincia ad aumentare abbastanza velocemente fino a $1E-2$ mbar dove è spenta la primaria e poco dopo è ventilato il recipiente fino a pressione atmosferica.

Confrontando più diagrammi si è notato come le curve misurate dal sensore Pirani sono risultati sempre coincidenti, quindi in tutti i diagrammi che verranno illustrati nei risultati sperimentali mostreranno per semplicità il solo sensore a catodo freddo.

4.4 ANALISI DELLE GRANDEZZE DI DISTURBO NELLA MISURA DELLA PRESSIONE

Nell'esecuzione di qualsiasi esperimento intervengono lungo l'intera catena di misura diverse grandezze che si sommano o moltiplicano per produrre una misura finale che è quella rilevata dallo strumento. Non necessariamente la misura rilevata corrisponde a quella voluta. Infatti essa è somma di diverse grandezze al cui interno è presente la grandezza desiderata, tutte le altre grandezze sono definite come disturbi.

Nelle varie misurazioni eseguite in questo lavoro di tesi come è ovvio le grandezze di disturbo hanno influito sulle misure finali. Questo vale per le misure del tasso di perdita (leak detector), della coppia di serraggio, degli spessori delle guarnizioni, ecc. In ogni misura si è sempre cercato di ridurre e eliminare le principali grandezze di disturbo rilevate.

Quello che si vuole analizzare nel dettaglio in questo paragrafo però, sono i disturbi che hanno coinvolto la misura della pressione all'interno del sistema fisico definito al paragrafo 4.2.

Alla luce di quanto è stato spiegato al paragrafo 4.3 è possibile capire come sia complesso ottenere una misura della pressione che rappresenti le prestazioni della sola guarnizione in piombo intesa cioè come il tasso di perdita complessivo delle eventuali perdite reali più le perdite per la permeabilità. Tutto il resto è riconosciuto come disturbo e quindi dovrà essere ridotto o eliminato.

Le grandezze di disturbo allora possono essere distinte in:

1. Disturbi di outgassing delle superfici del recipiente;
 2. Disturbi causati dalla presenza di altre guarnizioni del sistema fisico.
1. Per ridurre gli effetti di outgassing delle superfici del recipiente sono stati eseguiti alcuni accorgimenti ricavati dalla pratica tecnica applicata nel campo dell'UHV. Infatti a questo grado di vuoto è indispensabile prendere dei provvedimenti per ridurre l'effetto di outgassing altrimenti risulta davvero impossibile raggiungere pressioni inferiori di 10^{-8} mbar. Alcuni accorgimenti sono raccolti di seguito:
1. Sostituzione delle guarnizioni polimeriche con guarnizioni metalliche;
 2. Utilizzare materiali dei recipienti adatti come acciaio inossidabile e alluminio;
 3. Evitare l'utilizzo di materiali porosi e ottenuti da colata;
 4. Preferire materiali ricotti;
 5. Pulire molto accuratamente tutte le superfici con sgrassanti come acetone e alcol;
 6. Utilizzare gas secco nel processo di rimozione del vuoto per limitare il processo di riassorbimento dei gas e quindi ridurre il tempo di un successivo svuotamento;
 7. Attuare la tecnica del baking che consiste nello riscaldare in vuoto a qualche centinaio di gradi i recipienti insieme alle guarnizioni. *Questa tecnica è indispensabile nell'UHV perché, essendo tutti i processi di outgassing diffusivi e quindi dipendenti dalla temperatura, si possono ottenere delle riduzioni dei tempi notevoli. Per dare un'idea riscaldando a 400-500°C per 10-20 h il tasso di perdita complessivo si riduce di 10^5 - 10^6 volte il tasso di perdita ottenuto nello stesso tempo ma senza baking.*

Quello che è stato effettivamente possibile applicare al sistema da vuoto sono:

1. Pulizia accurata di tutte le superfici con alcol e acetone;
2. Utilizzare recipienti in acciaio inossidabile commerciali per UHV;
3. Controllo della temperatura e umidità;
4. Baking iniziale dell'alluminio a 150 °C per 12h.

Nonostante questi accorgimenti, l'outgassing ha influenzato molto le prove creando una certa dispersione dei risultati, come sarà mostrato nei risultati sperimentali. Infatti le prime prove eseguite hanno sofferto certamente di più rispetto alle ultime prove perché nel corso degli esperimenti c'è stato un degassaggio continuo di entità via via minore nel corso delle prove.

L'effetto di outgassing è ben visibile se si ripete la medesima prova più volte consecutivamente. Per esempio si ripetono tre prove con la medesima guarnizione installata si ottiene il seguente diagramma.

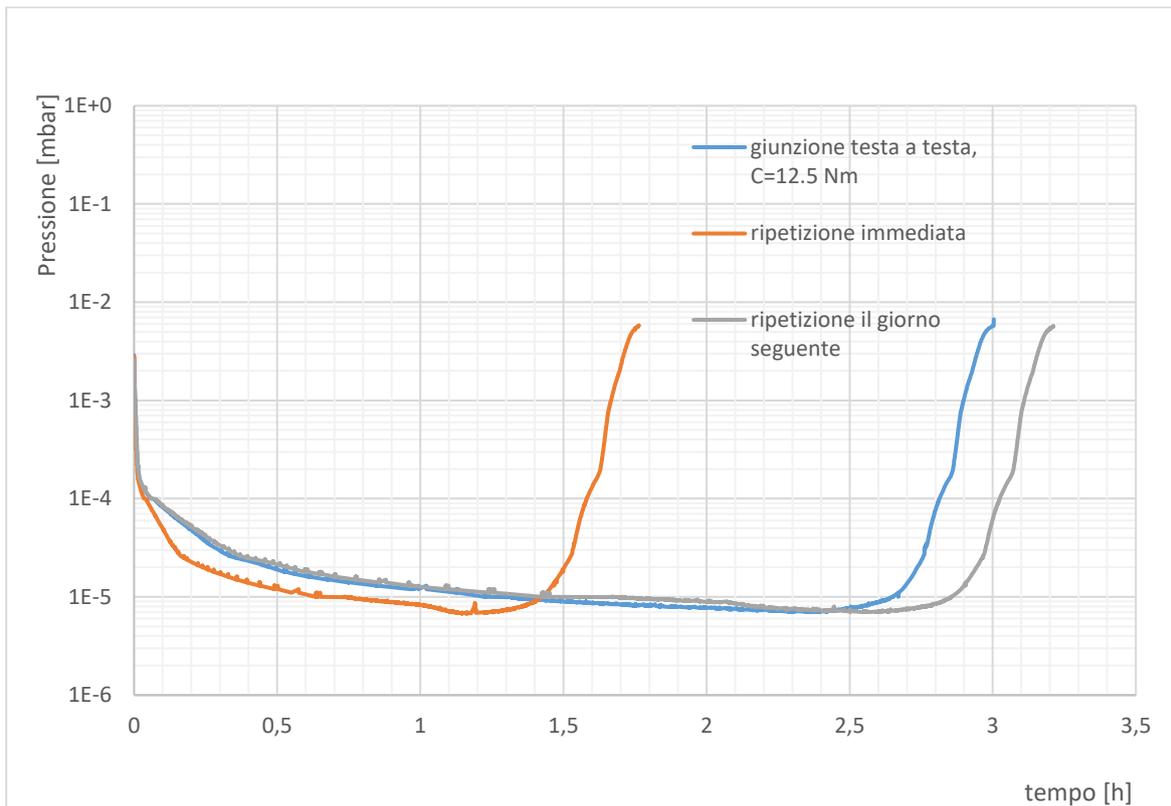


Fig. 4.18. Test di ripetibilità sulla medesima guarnizione ripetuta in periodi differenti.

La curva blu indica la prima prova eseguita a temperatura costante di 150°C. Se si riporta il recipiente a pressione atmosferica e immediatamente si ricrea il vuoto senza raffreddare il dispositivo VLTD si ottiene la curva rossa. Se invece si ripete la medesima prova il giorno seguente avendo prima raffreddato il dispositivo e mantenuto durante la notte la pressione atmosferica, si otterrà la curva grigia. Tutte e tre le prove sono ottenute con la medesima guarnizione ma forniscono tre risultati differenti. Questa procedura è stata ripetuta due volte fornendo gli stessi risultati. Per spiegare questi effetti si deve sempre richiamare l'effetto di outgassing. Infatti la curva rossa è ottenuta mettendo il vaso da vuoto a temperature elevate e l'aria umida è rimasta all'interno per pochi minuti, il tempo di riempire il vaso e riaccendere la pompa. In questo modo l'outgassing è notevolmente ridotto. Lasciando durante la notte il vaso a pressione atmosferica si ha un riassorbimento dei gas e quindi la curva riottenuta è simile a quella del giorno precedente ma non sovrapposta. Per cercare di ridurre l'effetto di outgassing quindi è importante tra una prova e l'altra attendere almeno un giorno in modo da ottenere risultati confrontabili anche se sempre soggetti a dispersione.

2. Ovviamente nel sistema fisico, oltre alla guarnizione in piombo, sono presenti molte altre guarnizioni tutte polimeriche che hanno influenzato le misure di pressione in due modi:
 1. Permeabilità;
 2. Presenza di perdite reali su alcune guarnizioni.
1. La permeabilità delle guarnizioni polimeriche ha fatto sì che la pressione massima raggiungibile del sistema fisico non superasse il valore di 10^{-8} mbar perché a tale pressione la permeabilità delle guarnizioni polimeriche è prevalente su tutto il resto quindi nel complesso si può affermare che la guarnizione in piombo è stata testata solo in alto vuoto e non è stato possibile dare giudizi sulla tenuta in ambiente ad UHV.
 2. Altro fattore che ha influenzato molto alcune prove è stata la perdita non trascurabile presente sulla specifica guarnizione del coperchio della camera target segnata in giallo sulla fig. 4.19. Questo guarnizione fa tenuta sulla flangia fissa tramite un o-ring polimerico di grande

dimensione lungo la circonferenza esterna ed è tenuta in posizione dalla sola forza della pressione atmosferica agente sul coperchio durante il vuoto.

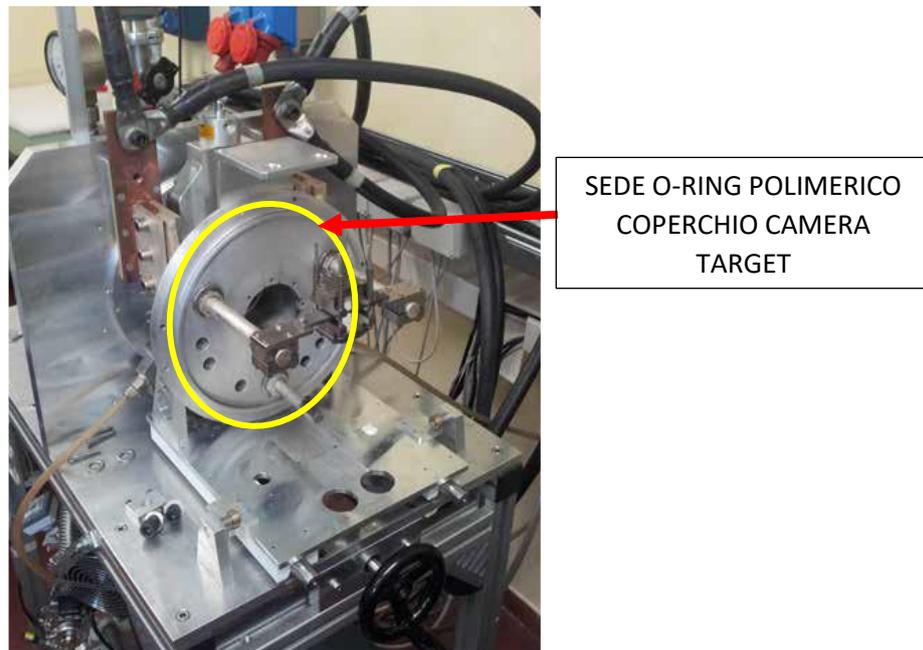


Fig.4.19. Foto laterale del banco prova che lo ritrae senza il coperchio della camera target. In giallo è indicata la superficie dove ha sede la guarnizione polimerica del coperchio.

Durante l'esecuzione di alcune prove la perdita imprevista in questa guarnizione ha influenzato il sistema fisico falsando i dati ottenuti. È stato necessario ripetere alcune prove e separare la campagna sperimentale in due sessioni distinte operate in due sistemi fisici differenti. All'interno di queste sessioni di prove i singoli test sono confrontabili tra loro mentre non è possibile paragonare due curve ottenute in sessioni differenti.

È utile ribadire però che non è scientificamente possibile operare due misure alle medesime condizioni. Infatti il fenomeno di outgassing è molto complesso perché dipende da molti fattori ed è quindi difficile da tenere sotto controllo. Quindi in ogni caso l'outgassing ha influito sui risultati delle prove.

4.5 STUDIO SPERIMENTALE DELLA PROCEDURA DI REALIZZAZIONE DELLA GUARNIZIONE

Importante passo per definire le qualità del piombo per usi di sigillatura del vuoto è definire in modo chiaro quale sia la procedura che consente di poter creare una guarnizione in piombo affidabile partendo da un filo. I requisiti fondamentali di questa procedura sono:

- Garanzia di ottima tenuta per ogni condizione ambientale;
- Semplicità e rapidità nella realizzazione;
- Ripetibilità delle proprietà.

Per garantire queste richieste è stato necessario prevedere uno studio dedicato che ha consentito di determinare la migliore configurazione tra le diverse soluzioni analizzate. I parametri che sono stati analizzati sono:

- Tipologia di giunzione;
- Dimensione della cava;
- Coppia di serraggio.

4.5.1 Tipologia di giunzione

Una volta inserita la guarnizione nella cava è necessario unire le estremità del filo così da evitare perdite in tale punto. Per realizzare tale giuntura si è deciso, in analogia con l'indio, di operare una saldatura a freddo tra i due fili grazie all'elevata pressione che si genera alla chiusura delle flange (circa 30-35 MPa sulla guarnizione). Le varie tipologie di giunture analizzate sono utilizzate anche per l'indio e sono elencate di seguito con la relativa fonte:

- Giuntura a lembi interi sovrapposti (9), (5), (10)



Fig. 4.20. Ingrandimento 4X della giunzione a lembi sovrapposti.

La più semplice tipologia di giuntura consiste nel sovrapporre i due tratti terminali del filo per un tratto di 5-6 mm. Questa è la soluzione più utilizzata per guarnizioni in indio perché non richiede particolari attenzioni nella realizzazione compresa la sezionatura del filo, è sufficiente infatti una comune forbice.

- Giuntura inclinata e sovrapposta su un piano perpendicolare alla superficie della flangia



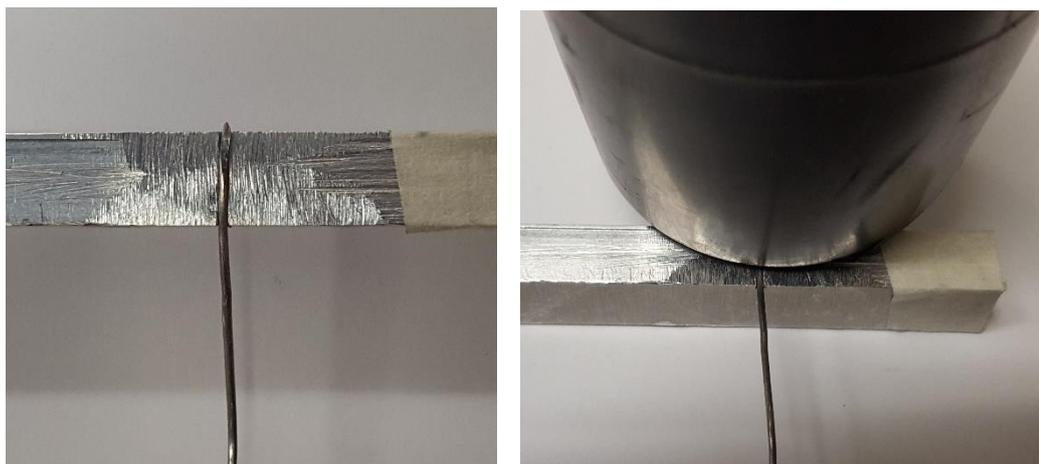
Fig. 4.21. Ingrandimento 6X della giunzione inclinata e sovrapposta su un piano perpendicolare alla superficie della flangia.

La sovrapposizione dei lembi, dopo averli opportunamente sezionati con un certo angolo, è una procedura raramente utilizzata per l'indio perché complessa da eseguire. Si è voluto testarla nel piombo solo per valutarne le differenze con le altre.

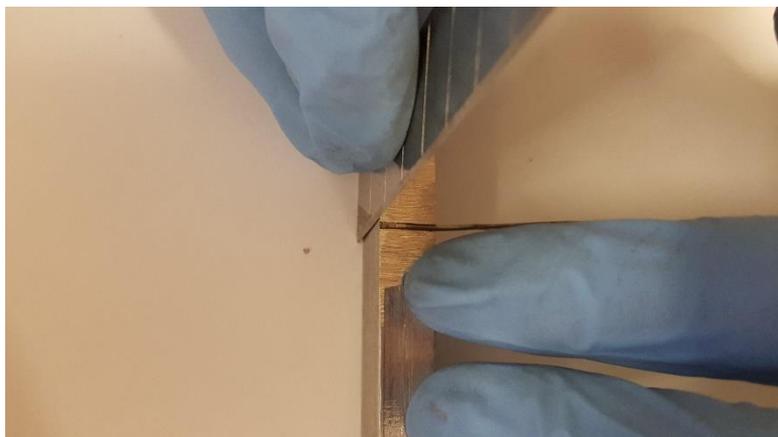
In questa soluzione particolare il piano su cui i lembi sono sovrapposti è ortogonale alla superficie della flangia. Teoricamente questa configurazione crea una zona di saldatura che è ortogonale al flusso di aria entrante che quindi lo limita, ma al contempo la zona di saldatura non è ben formata poiché le due superficie di taglio del filo non vengono completamente compresse tra loro.

La procedura di realizzazione è alquanto complessa ed ha richiesto la costruzione di uno strumento sagomato che consenta di effettuare un taglio preciso e ripetibile. La procedura è descritta di seguito:

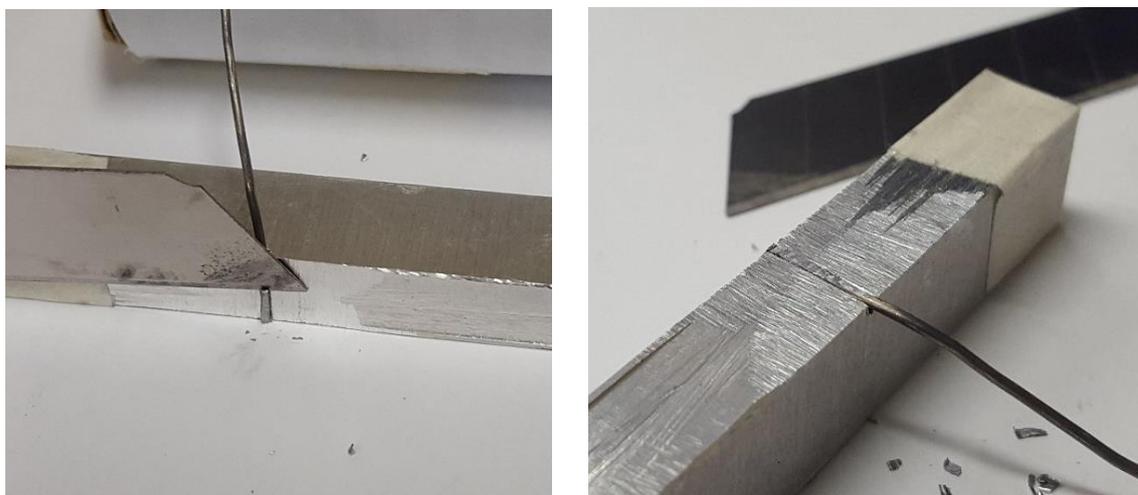
- 1) *Posizionare il filo all'interno dell'incavo dell'utensile aiutandosi con un martello in gomma;*



- 2) *Tagliare l'eccedenza utilizzando una lama affilata;*



- 3) *Sezionare il filo lungo la faccia in alluminio, come indicato in figura, in modo da garantire un certo angolo di inclinazione al filo;*



- 4) *Ripetere il medesimo procedimento per l'altra estremità;*

- 5) *Inserire l'intero filo* nella cava garantendo che il piano della giuntura sia ortogonale a quello della flangia.



- Giuntura inclinata e sovrapposta su un piano parallelo alla superficie della flangia



Fig. 4.22. Ingrandimento 6X della giunzione inclinata e sovrapposta su un piano parallelo alla superficie della flangia.

Questa giuntura è uguale in tutto alla giuntura precedente, cambia solo il modo di inserimento del filo all'interno della flangia. Questa soluzione garantisce una migliore saldatura a freddo delle giunzioni rispetto alla precedente perché pressate nella direzione ortogonale al piano di giuntura ma anche un rischio maggiore di perdita perché la direzione del piano della giunzione è parallelo al flusso di aria entrante.

➤ Giuntura testa a testa (9)



Fig. 4.23. Ingrandimento 6X della giunzione testa a testa.

La giuntura testa a testa è molto più semplice da realizzare rispetto alle due precedenti anche se può presentare criticità se mal realizzata. La procedura per ottenerla è descritta di seguito:

- 1) Inserire il filo in un foro di diametro 1,1 mm e effettuare un taglio preciso con una lametta affilata;
- 2) *Rimuovere l'eventuale bava sui bordi con un carta vetrata da 1000;*
- 3) Tagliare la seconda estremità allo stesso modo per una lunghezza del filo maggiore di 0,5 mm rispetto alla lunghezza della circonferenza della cava;
- 4) Inserire la guarnizione nella cava facendo in modo che le due teste vadano in compressione e in seguito col polpastrello del pollice *stendere la guarnizione lungo l'intera circonferenza.*

➤ Giuntura attorcigliata (10)



Fig. 4.24. Ingrandimento 7X della giunzione attorcigliata.

In conclusione come ultima tipologia di giuntura si è testata una soluzione trovata in letteratura che consiste nell'attorcigliare le estremità e posizionarle in una apposita cava eseguita radialmente alla circonferenza. Per realizzare questa giuntura è stato necessario progettare una seconda flangia EVAC ISO TAPERED dedicata. In questo caso la procedura di realizzazione non è molto complessa ma presenta alcune difficoltà pratiche nell'inserimento della guarnizione.

Ad ogni test eseguito si sono mantenuti costanti tutti i parametri fatta eccezione naturalmente per il tipo di giuntura. In particolare sono state eseguite le prove a parità di temperatura 150°C e coppia di serraggio (12,5 Nm). Per quanto riguarda la cava sono stati eseguiti test sia con cava 80

che 60% ed è stato possibile così confrontare le prestazioni delle varie giunture anche in cave differenti.

4.5.2 Dimensioni della cava

Come già descritto nel paragrafo 3.5 sono state esaminate due dimensioni delle cave semicircolari: una cava con grado di ricoprimento 60% e un'altra con 80%. Ad ogni test eseguito si sono mantenuti costanti i parametri della temperatura 150°C e coppia=12,5Nm fatta eccezione naturalmente per il tipo di cava. Per quanto riguarda le giunture sono stati eseguiti test con tutti i tipi di giunture per valutare così l'effetto della dimensione della cava anche sul tipo di giuntura.

4.5.3 Coppia di serraggio.

Per valutare l'effetto della variazione della coppia di serraggio sulla tenuta si è presa in considerazione la configurazione di cava-giuntura che ha dato migliori risultati in base alle analisi precedenti. Definita la solita temperatura di 150°C, si sono scelti tre valori arbitrari delle coppie di serraggio da fornire alle viti della catena rapida. Questi valori sono stati assunti dal catalogo della catena rapida che fornisce i valori della coppia di serraggio suggerite per l'uso di guarnizioni polimeriche (7 Nm) e per guarnizione metalliche (18 Nm).

Quindi si è deciso di testare le seguenti coppie: 8,1-12,5-18,1 Nm forniti tramite chiave dinamometrica (quindi soggette a errore di circa 2 Nm).

Successivamente è stato eseguito un test di tenuta su cava 60% sulla flangia CF 100. In questo caso è possibile con una certa approssimazione (~25%) conoscere in base alla coppia di serraggio fornita il valore della pressione sulla guarnizione (N/mm) applicata. Infatti è nota dalla letteratura l'equazione che lega la coppia di serraggio M_t con la forza di trazione R della vite:

$$M_t = M_s + M_{th} \quad (4.4)$$

$$M_t = R * \left(f * \frac{D_m}{2} + \frac{d}{2} * (\tan(\alpha + \varphi)) \right) \quad (4.5)$$

Dove:

- M_s è la coppia di attrito sotto la testa della vite;
- M_{th} è la coppia di attrito del filetto più la coppia di avanzamento;
- F è il coefficiente di attrito sotto la testa della vite;
- D_m è il diametro medio della testa;
- d è il diametro medio del filetto;
- $\varphi = \text{atan}\left(\frac{f'}{\cos 30^\circ}\right)$ dove f' è il coefficiente di attrito del filetto;
- $\alpha = \text{atan}\left(\frac{p}{\pi * d}\right)$ con p passo del filetto.

Quindi essendo la vite M8 in acciaio inossidabile e la madre vite alluminio 6082 T6 si possono definire i seguenti parametri:

D_m	10,5 mm
d	7,2 mm
p	1,25 mm
f'	0,6
f	0,6

In questo caso sono stati assunti dei valori dei coefficienti di attrito statico generici tra alluminio e acciaio. Si ipotizza un errore in tali coefficienti pari al 30% e quindi un errore nella coppia del 25%.

Dalla letteratura è possibile ricavare questi valori di pressione applicabili a guarnizioni in piombo:

- Da A. Roth (5) per un filo di piombo da 1,5 mm è applicabile una pressione massima di 300 N/mm;
- Dal catalogo della PARKER (2) per guarnizioni placcate in piombo è possibile applicare un carico massimo di 71,4N/mm.

Quindi assunto un carico medio di 100 N/mm per una guarnizione su una circonferenza di diametro 115 mm è possibile ricavare un carico richiesto di 36,13 ton. Applicando 16 bulloni M8 è necessario un carico per bullone di 2260 N. Quindi sostituendo tale valore in (4.5) si ottiene una coppia richiesta di 13,4 Nm. Considerando anche l'incremento di tensione dovuto alla dilatazione termica differenziale tra alluminio e acciaio per non rischiare di snervare il filetto in alluminio si è limitata la coppia a $12,5 \pm 2$ Nm risulta quindi una tensione sulla guarnizione di 93 N/mm.

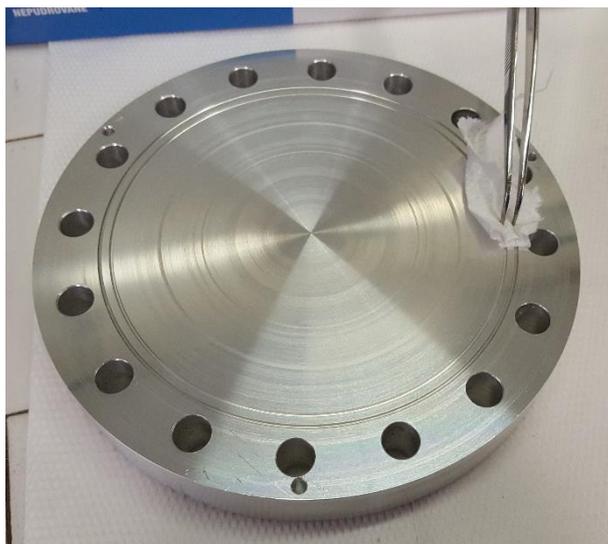
Con tale valore di pressione è stato possibile capire la differenza di tenuta tra la chiusura con catena rapida con coppia 18,5 Nm e flangia CF 100 con 16 bulloni tirati a 12,5 Nm.

Tuttora è in corso di realizzazione un modello analitico che consenta, con certa approssimazioni, di ottenere la forza di chiusura della catena rapida in base al valore della coppia applicata ai bulloni.

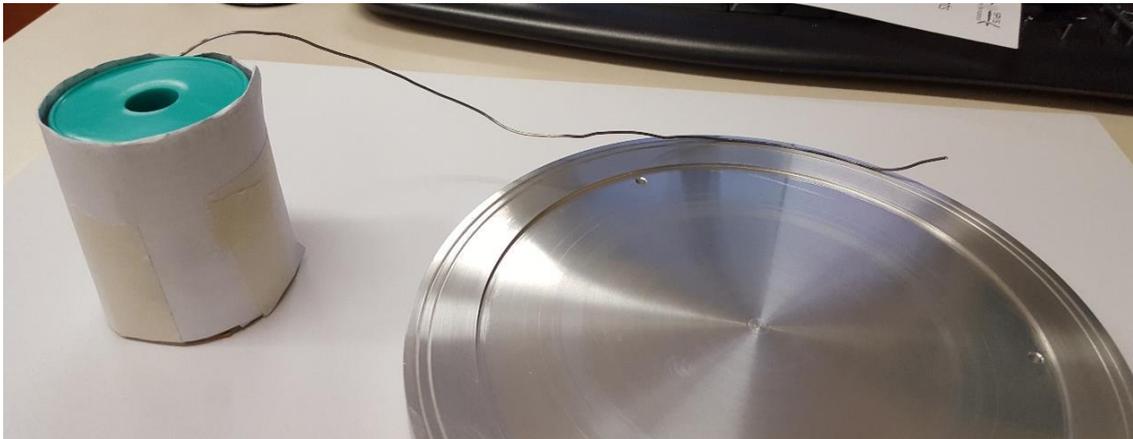
4.5.4 Procedura di assemblaggio

La procedura eseguita per il processo di assemblaggio della guarnizione è riportata di seguito ed è stata ripetuta puntualmente per ogni test eseguito:

- 1) Pulizia accurata delle superficie e delle cave utilizzando carta assorbente delle pinze e solventi come etanolo e acetone;



- 2) Inserimento del filo di piombo all'interno della cava aiutandosi con il polpastrello avendo cura di inserire del tutto il filo *all'interno della* cava uniformemente evitando ondulazioni del filo. Nella seconda foto è visibile una certa ondulazione della guarnizione non ammessa nel processo di assemblaggio. È importante in questa fase l'utilizzo dei guanti in lattice per non contaminare le superfici;

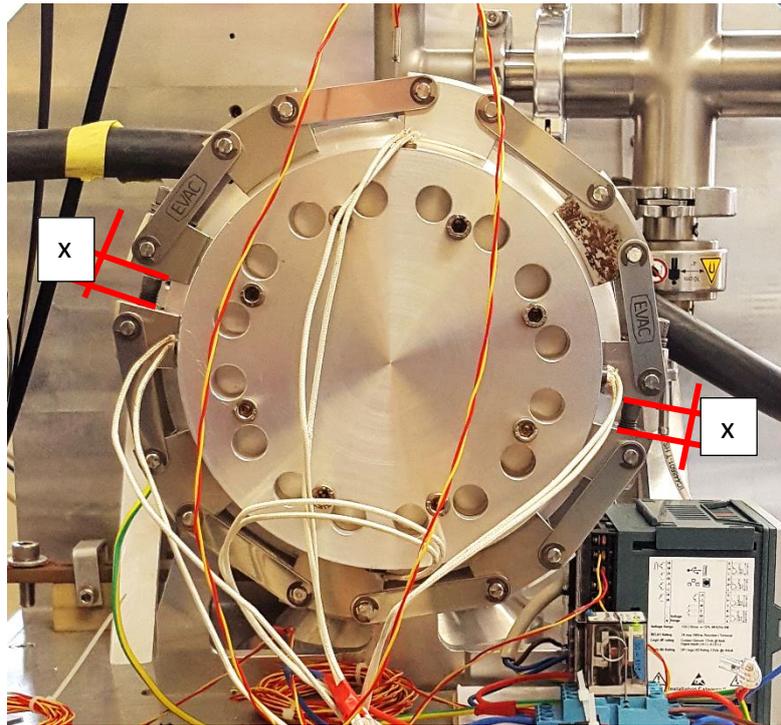


- 3) Realizzazione della giuntura dei lembi tramite procedure descritte nel paragrafo 4.5.1;



- 4) Chiusura della flangia nel dispositivo VLTD aiutandosi nel centraggio con le 3 spine;

- 5) Inserimento della catena rapida e chiusura bulloni in modo progressivo fino alla coppia desiderata. È importante che la distanza x sia eguale in entrambi i lati;



- 6) Inserimento delle cartucce riscaldanti nelle sedi e chiusura delle 8 viti M6;
7) Inserimento delle termocoppie negli appositi fori.

A questo punto il sistema fisico è pronto e possono essere attivate la procedura per la creazione del vuoto descritta al paragrafo 4.3.

4.6 TEST DI CARATTERIZZAZIONE DEL COMPORTAMENTO DELLA GUARNIZIONE

Una volta definita la configurazione definitiva di assemblaggio della guarnizione in piombo è stato possibile procedere alla caratterizzazione della guarnizione. In particolare, in questo lavoro di tesi, ci si è limitato a studiare le seguenti caratteristiche:

- *Effetto dell'ambiente ad alte temperature;*
- Effetto del ciclaggio termico;
- Rilassamento;
- Benchmark con guarnizione polimerica.

4.6.1 Effetto dell'ambiente ad alte temperature

Per prima cosa si è studiato l'effetto delle alte temperature sulla tenuta in un periodo di tempo limitato. Questo è stato un prerequisito indispensabile per la continuazione dei test che seguiranno. Si è cercato in particolare di valutare se fossero presenti delle incompatibilità macroscopiche, visibili nei diagrammi di pressione con risalite improvvise della pressione, che rendono incompatibili l'uso ad alta temperatura della guarnizione. Per fare questo si è proceduto a confrontare due diagrammi di pressione ottenuti dalla stessa identica guarnizione chiusa con la stessa coppia ma eseguiti a

temperature differenti. La prima a temperatura ambiente e la seconda a 150°C costanti per tutta la prova.

4.6.2 Effetto del ciclaggio termico;

Questo test consente di verificare l'effetto di repentini variazioni di temperatura sulla tenuta, simulando l'ambiente di lavoro previsto per la guarnizione nel front-end dove si hanno decine di cicli di riscaldamento e raffreddamento. Il rischio è che le dilatazioni termiche differenziali presenti tra acciaio, alluminio e piombo possano influire sulla tenuta in particolar modo sulla guarnizione stessa ma anche nel sistema di chiusura delle flange allentando i bulloni. Per valutare questi effetti si è imposto un ciclo di riscaldamento e raffreddamento forzato (36-150°C) automatico tramite il termoregolatore nanodac per circa 35 cicli.

Sono state eseguite due prove: nella prima prova si è chiusa la flangia a 12,5 Nm e si sono applicati immediatamente i cicli termici, nella seconda prova invece si è imposta una cottura per circa 3h a 150 °C, una volta raffreddato si sono riserrati i bulloni riportando il valore di coppia iniziale di 12,5 Nm. Questa procedura è tipicamente utilizzata per le guarnizioni in indio dove è consueto lasciare la guarnizione a temperatura ambiente per circa 1h e questo ha lo scopo di far rilassare e ricristallizzare la guarnizione. Quindi si è deciso di ripetere la stessa procedura anche per il piombo per valutare così delle differenze con il primo test di ciclaggio eseguito.

A questo punto si sono confrontati i due diagrammi di pressione-tempo per le due prove con i relativi diagrammi temperatura-tempo per cercare eventuali variazioni impreviste della pressione. Inoltre si sono misurati i valori di coppia residue nei bulloni al termine del ciclaggio termico per valutare in generale l'effetto del rilassamento e del ciclaggio.

4.6.3 Rilassamento

Altra caratteristica fondamentali che è stata testata è l'effetto del rilassamento della guarnizione nel lungo termine. È importante capire se nel lungo periodo (anni) l'effetto del rilassamento del piombo (certamente presente) possa portare ad un aumento progressivo della pressione o addirittura ad un cedimento improvviso. L'obiettivo fondamentale è quello di capire se dopo un certo periodo di tempo la tensione nel piombo tenda a stabilizzarsi ad un valore costante o se soggetta ad una continua diminuzione fino a ridursi in pratica ad un valore nullo di tensione che comporta quindi una perdita assicurata .

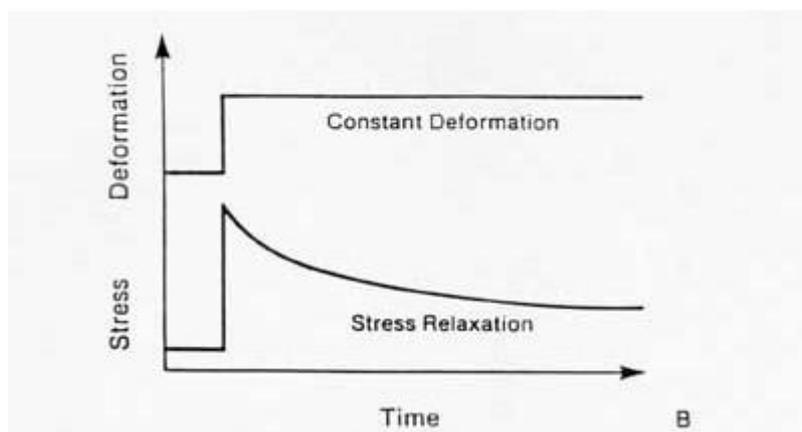


Fig. 4.25. Andamento qualitativo della tensione e deformazione in una prova a rilassamento con ϵ imposto.

Per studiare questo problema sono state pensate diverse soluzioni. Il metodo più accurato ma più lento consiste nel determinare il diagramma σ - t per un valore di ϵ di compressione paragonabile a quello applicato al termine dell'estrusione della guarnizione. In questo modo, effettuando due-tre

prove a temperature differenti, è possibile vedere se la tensione tende a stabilizzarsi o in quanto tempo questa decade fino ad annullarsi.

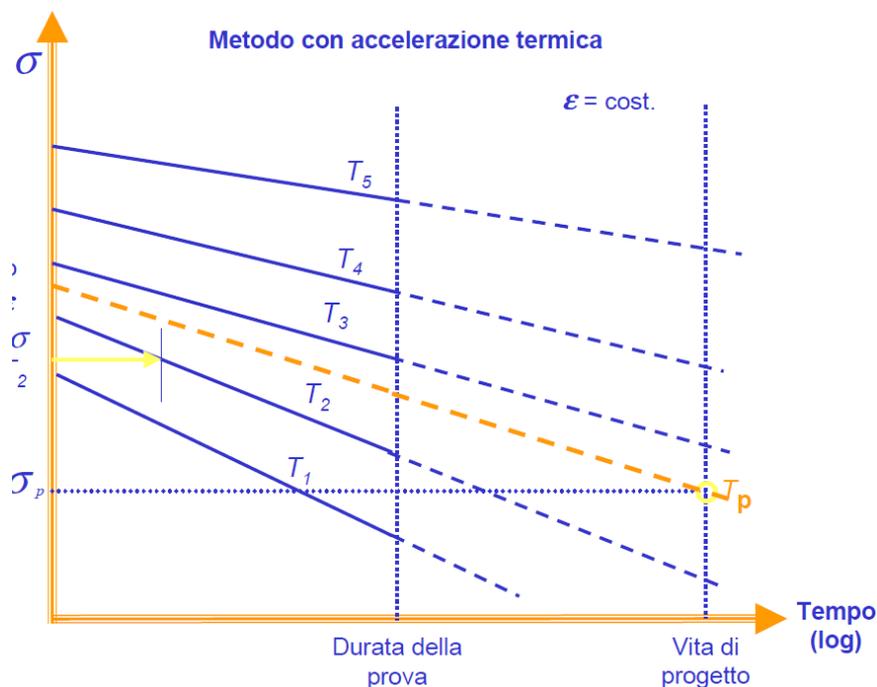


Fig. 4.26. Possibile andamento delle curve di rilassamento a diverse temperature. In seguito è pratica comune estrapolare i risultati per tempi più lunghi delle prove e con temperature diverse da quelle testate.

Questo metodo però è poco pratico e richiede lunghi tempi di prova.

Un metodo alternativo più semplice consiste nel testare nel lungo periodo la guarnizione nel vuoto e vederne gli effetti sempre analizzando la pressione. Il problema naturalmente è l'elevato tempo richiesto per eseguire tale prova. È possibile ridurre però il tempo della prova aumentando la temperatura e vederne allo stesso modo gli effetti sulla pressione. Una volta osservato un aumento improvviso della pressione o una salita continua e progressiva della pressione fino ad un valore predefinito si può considerare ceduta la guarnizione e quindi ricavare il tempo t_r di cedimento ad una determinata deformazione e temperatura costante. A questo punto sarebbe interessante applicare una legge empirica che leghi la temperatura, deformazione e il tempo tramite parametri come è per esempio il parametro di Larson-Miller e Manson-Haferd per il creep. In questo modo, a parità di deformazione, è possibile estendere una prova eseguita ad alta temperatura per determinare il tempo di cedimento a temperatura ambiente. In letteratura purtroppo non sono stati trovati specifici parametri validi per il rilassamento anche se, allo stesso modo del creep, è possibile correlare t - ε - T tramite leggi empiriche o basate su leggi di tipo Arrhenius (come lo è il parametro di Larson-Miller). Ne è a dimostrazione l'esistenza di una particolare formula empirica che lega t - ε - T per l'acciaio inossidabile 304 a temperature $T > 0,4T_m$ tratta dal "compilation of stress-relaxation data for engineering alloys" contenuto nella normativa ASTM DS60.

In ogni caso è stato condotto un test a lungo periodo ad alta temperatura (200°C) per 49 giorni alla data di scrittura della tesi ma ancora in fase di test e si pensa di far continuare il test per altre 3-4 settimane. In base ai dati ottenuti con questa prova si potrà pensare di sviluppare un modello analitico della previsione di vita a temperatura ambiente.

Altro test sperimentale condotto presso i Laboratori Nazionali di Legnaro inerente al rilassamento fa utilizzo dello strumento leak detector per valutare il tasso di perdita della guarnizione in piombo a temperatura ambiente applicata tra due flange di acciaio CF100. A questo punto si pensa di lasciare le flange con le guarnizioni montate a pressione atmosferica per un periodo di tempo indefinito e alla fine ripetere la misura. In questo modo si potranno conoscere gli effetti del rilassamento per un periodo di tempo molto lungo (anni) a temperatura ambiente.

La procedura utilizzata per misurare il tasso di perdita con il leak detector è di seguito riportata:

- 1) Si è realizzato il sistema di chiusura della guarnizione su flange CF100 tramite 8 bulloni M8 tirati a 12,5 Nm per una pressione sulla guarnizione stimata di circa 65 N/mm con cava 80%;

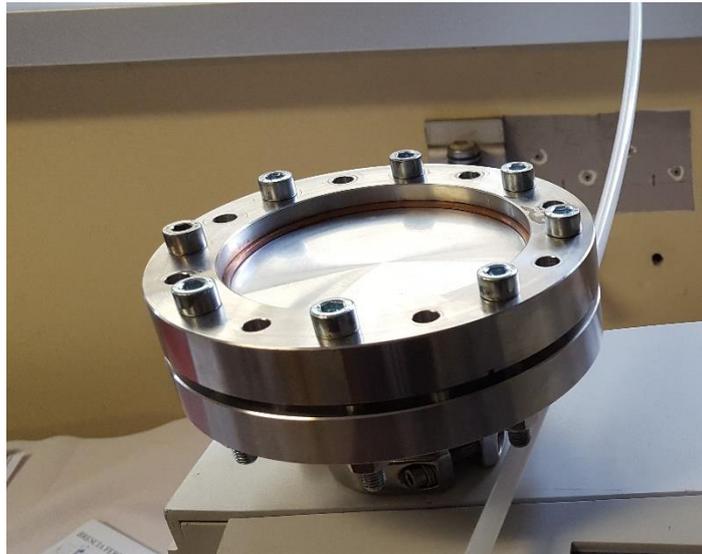


Fig. 4.27. Sistema di chiusura della guarnizione utilizzato per la sperimentazione;

- 2) Si è installato il sistema di chiusura nel leak detector INFICON UL 200 e si è portato in vuoto a regime con pressione di 10^{-3} mbar;



Fig. 4.28. Leak detector INFICON UL 200 utilizzato con installata nella parte superiore il sistema di chiusura.

- 3) Si è iniettato elio ad una pressione di 1 bar per un minuto lungo la circonferenza della guarnizione misurando così il valore mbar* l/s della portata di elio trafilata.

4.6.4 Benchmark con guarnizione polimerica

Alla fine dei test è stato interessante valutare la differenza delle prestazioni tra una guarnizione in piombo e una in polimero a diverse temperature.

Il primo test eseguito è un test di confronto con una guarnizione polimerica FKN a 150°C.

Per installare la guarnizione polimerica si è utilizzato un center ring plastico inserito nel foro del raccordo del dispositivo VLTD e in seguito si è utilizzato come sistema di chiusura la catena rapida alla quale è stata data una coppia di serraggio minore di 5 Nm. Quindi ottenuto il diagramma pressione-tempo lo si è confrontato con quello della guarnizione in piombo a 150°C.

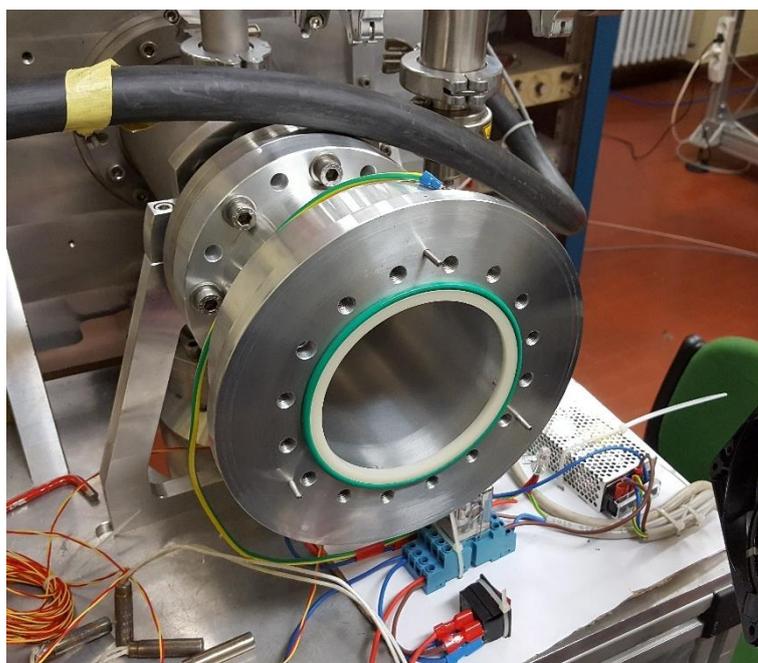


Fig. 4.29. Installazione della guarnizione polimerica FKN nel raccordo del dispositivo VLTD utilizzando come supporto un center-ring.

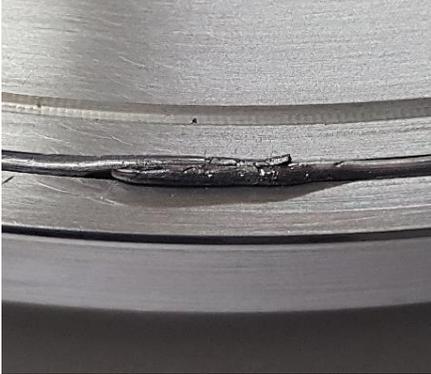
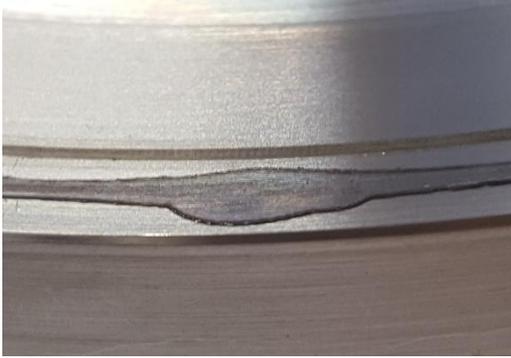
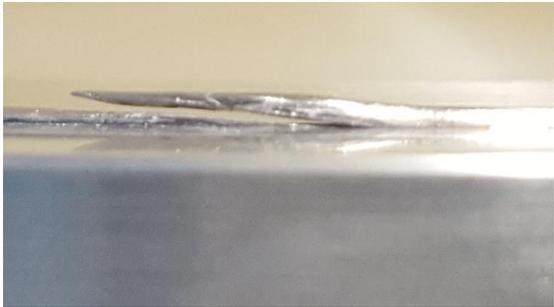
Il secondo test eseguito invece utilizza il sistema di flange CF100 utilizzato nel test del rilassamento nel leak detector dove al posto del piombo è stata inserita una guarnizione polimerica NBR da 100 mm. Quindi a temperatura ambiente si è utilizzato il leak detector per misurare la portata di trafilamento di elio e lo si è confrontato così con quello misurato per la guarnizione in piombo. La procedura seguita è identica di quella mostrata nel paragrafo 4.6.3.

4.7 RISULTATI SPERIMENTALI E DISCUSSIONI SUL PROCESSO DI REALIZZAZIONE DELLA GUARNIZIONE

In questo paragrafo vengono mostrati i risultati sperimentali sotto forma di diagrammi di confronto e immagini per le varie soluzioni adottate nelle varie procedure di assemblaggio. In questo modo sarà possibile dare un commento finale e quindi decidere la procedura definitiva di realizzazione della guarnizione da utilizzare nei test successivi. Come già scritto e discusso nel paragrafo 4.4 si vuole ricordare che a causa di una perdita reale significativa del sistema è stato necessario suddividere le prove in due sessioni corrispondenti a due configurazioni del sistema fisico differenti. All'interno di ciascuna sessione le prove sono confrontabili tra loro mentre le prove eseguite in due sessioni differenti non sono confrontabili.

4.7.1 Tipologia di giuntura

Nelle seguenti foto sono indicate tutte le giunture prima dell'estrusione a sinistra e dopo l'estrusione a destra.

a)		
b)		
c)		
d)		

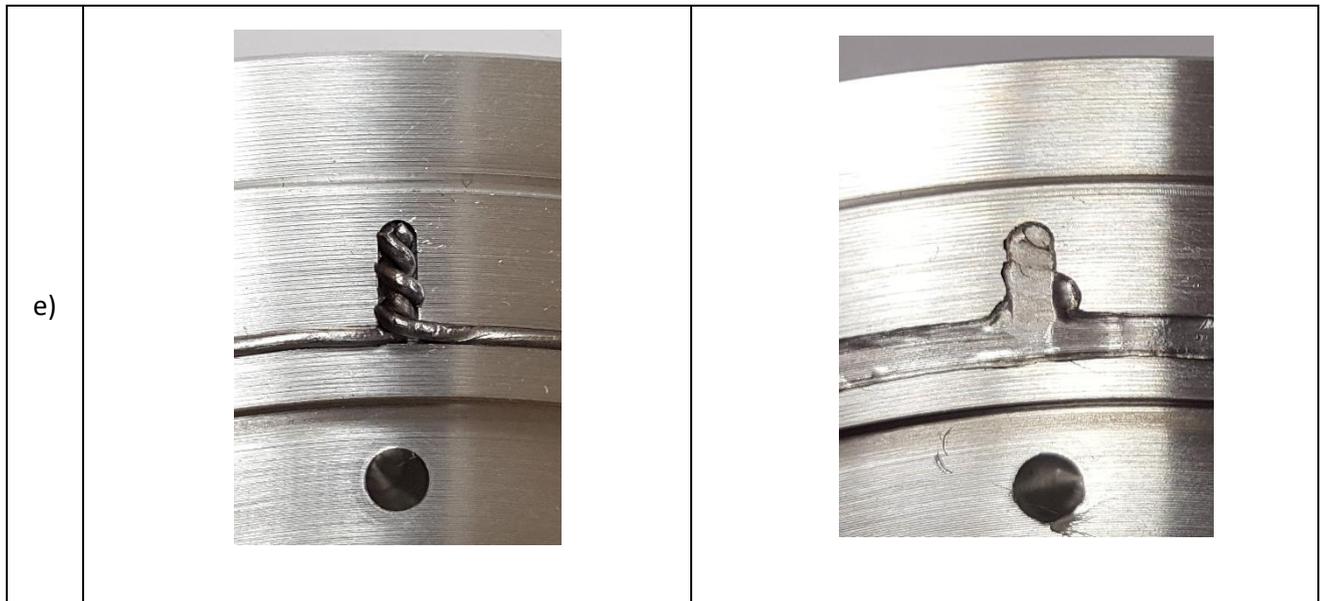


Fig. 4.30. Rappresentazioni delle varie giunture studiate prima e dopo l'estrusione. a) Giuntura a lembi interi sovrapposti. b) Giuntura inclinata e sovrapposta su piano perpendicolare. c) Giuntura inclinata e sovrapposta su piano parallelo. d) Giuntura testa a testa. e) Giuntura attorcigliata.

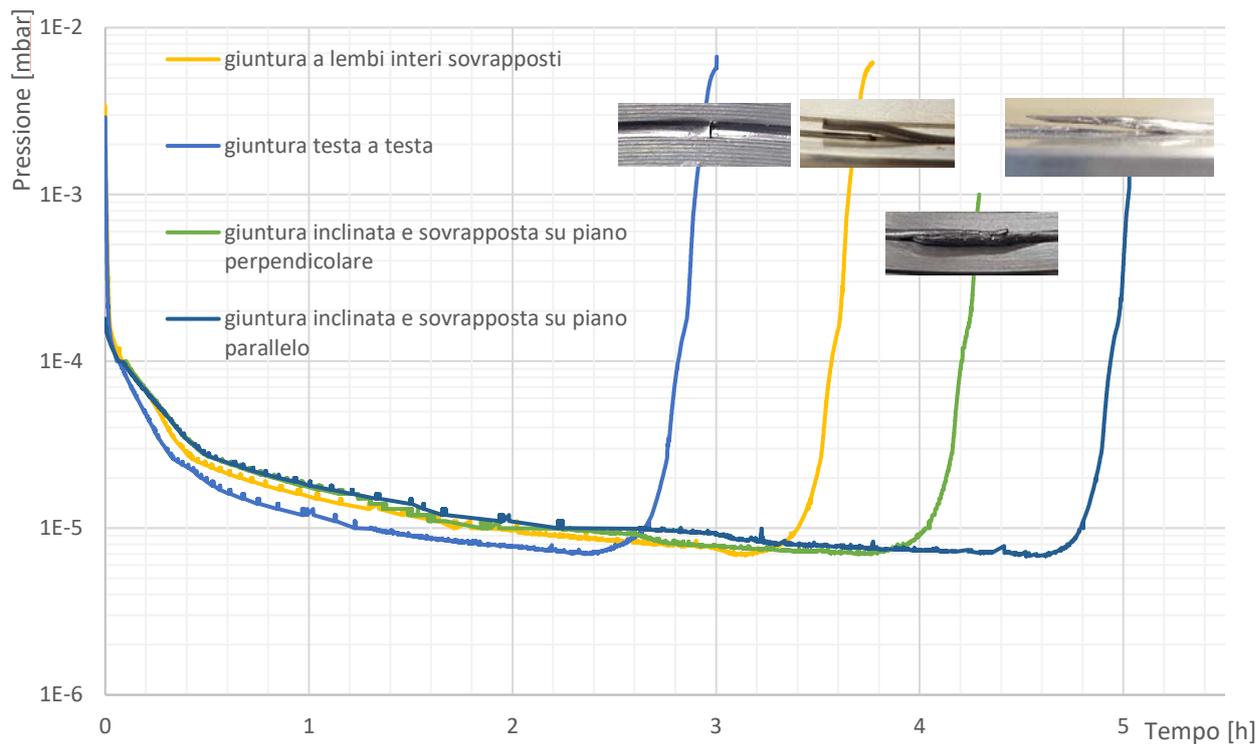
La prima cosa che si nota dalle foto sono dei segni circolari lungo tutte le guarnizioni. Essi sono l'impronta dei feedmark della tornitura della flangia opposta. Questo fa capire come il piombo, grazie alla sua duttilità, possa ricoprire qualsiasi graffio macroscopico presente all'interno della cava.

Dalle foto è interessante osservare come il materiale in eccesso tenda e espandersi all'esterno della cava nelle zone limitrofe, più il materiale è in abbondanza più si espande. Nelle foto a) si vede bene come addirittura il materiale è sbordato fino ad interessare la cava vicina. Nelle altre tipologie di giunture lo sbordamento è molto ridotto, addirittura nella giunzione testa a testa è assente e non si riesce assolutamente a notare la zona di giunzione.

Altro dettaglio da osservare è come in qualsiasi giunzione creata non sono evidenti tracce di ossidazione ciò significa che non ci sono stati evidenti passaggi di aria nella zona di giunzione.

A questo punto è possibile passare ai diagrammi di pressione ottenuti. Nelle tabelle accostate sono indicati i parametri che sono stati tenuti fissi durante le prove.

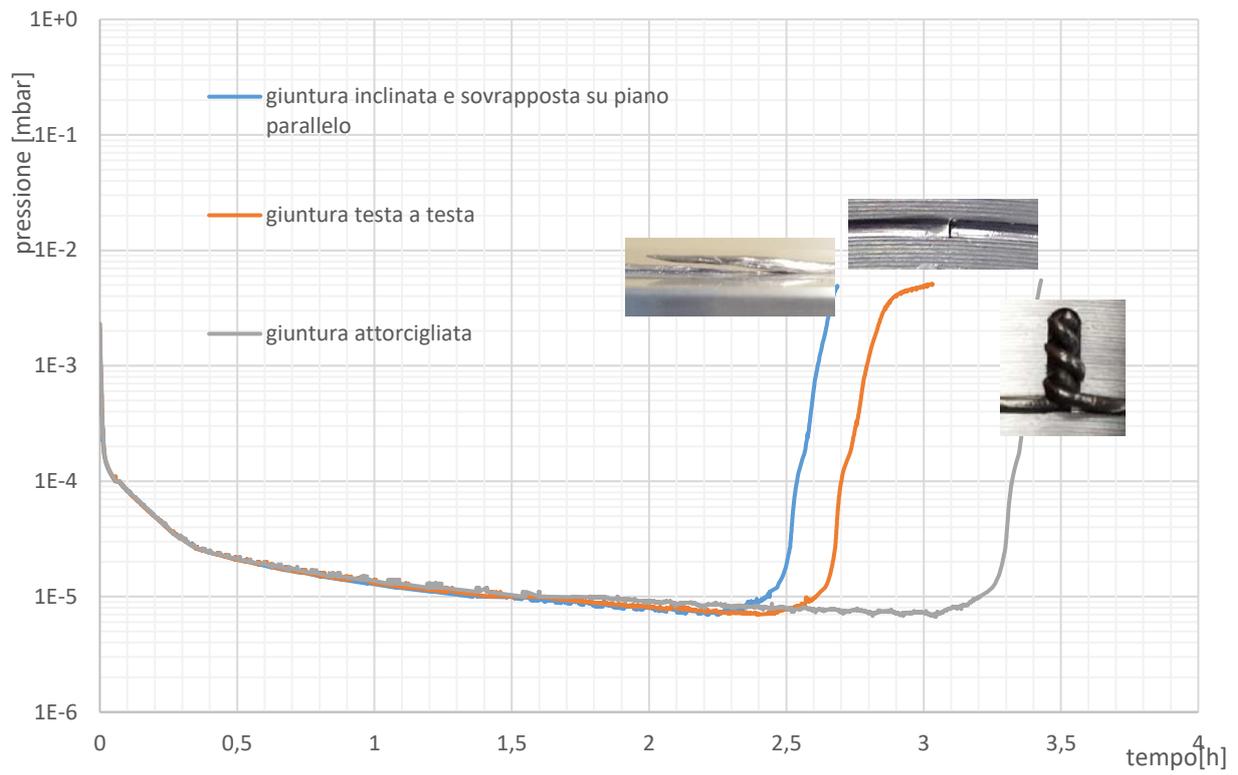
Nel diagramma 4.31 sono mostrati diverse curve ottenute nella sessione 1 per diverse tipologie di giunture.



sessione	1
GR cava	80 %
Coppia	12.5 Nm
Temp.	150 °C

Fig. 4.31. Diagramma di confronto delle varie tipologie di giunture mantenendo costanti i parametri indicati in tabella.

Alcune giunture sono state ripetute anche con cava 60% nella sessione 2 ottenendo i seguenti diagrammi di fig. 4.32.

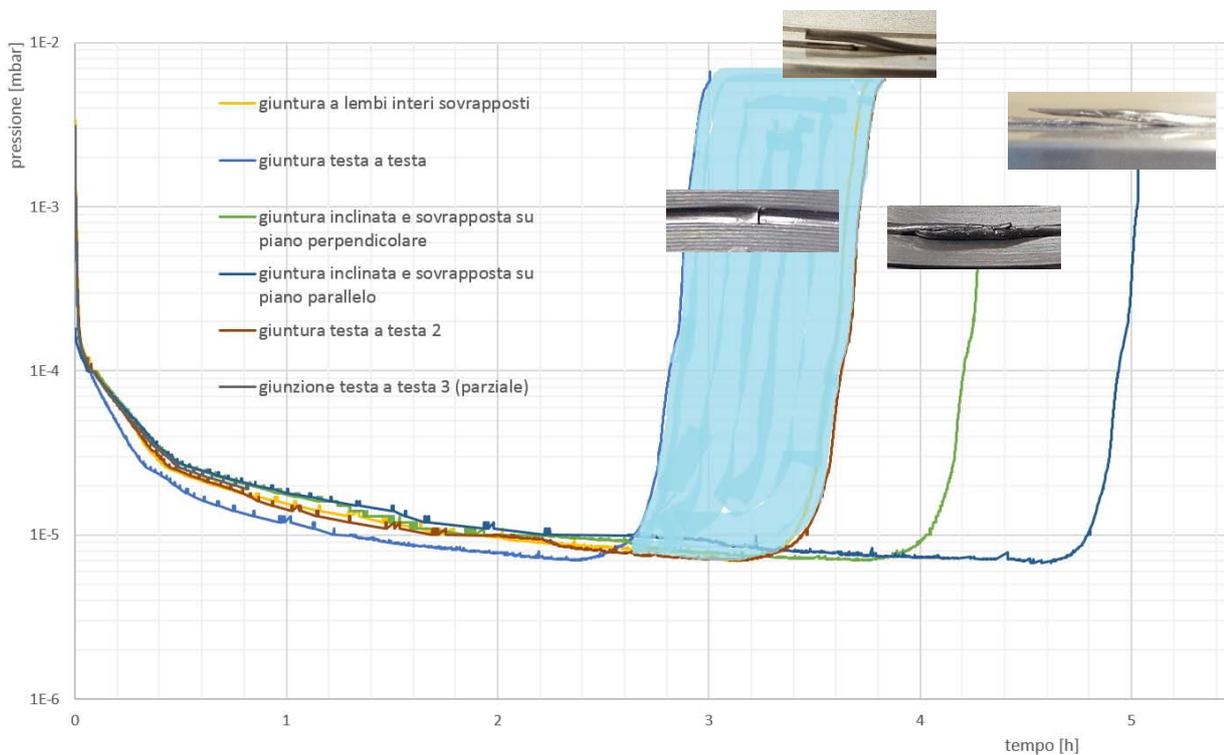


sessione	2
GR cava	60 %
Coppia	12.5 Nm
Temp.	150 °C

Fig. 4.32. Diagramma di confronto delle varie tipologie di giunture mantenendo costanti i parametri indicati in tabella.

Per verificare la ripetibilità dei risultati sono state ripetute alcune prove sia per la sessione 1 che la 2 ottenendo sui risultati alcune dispersioni che saranno indicate dal colore blu.

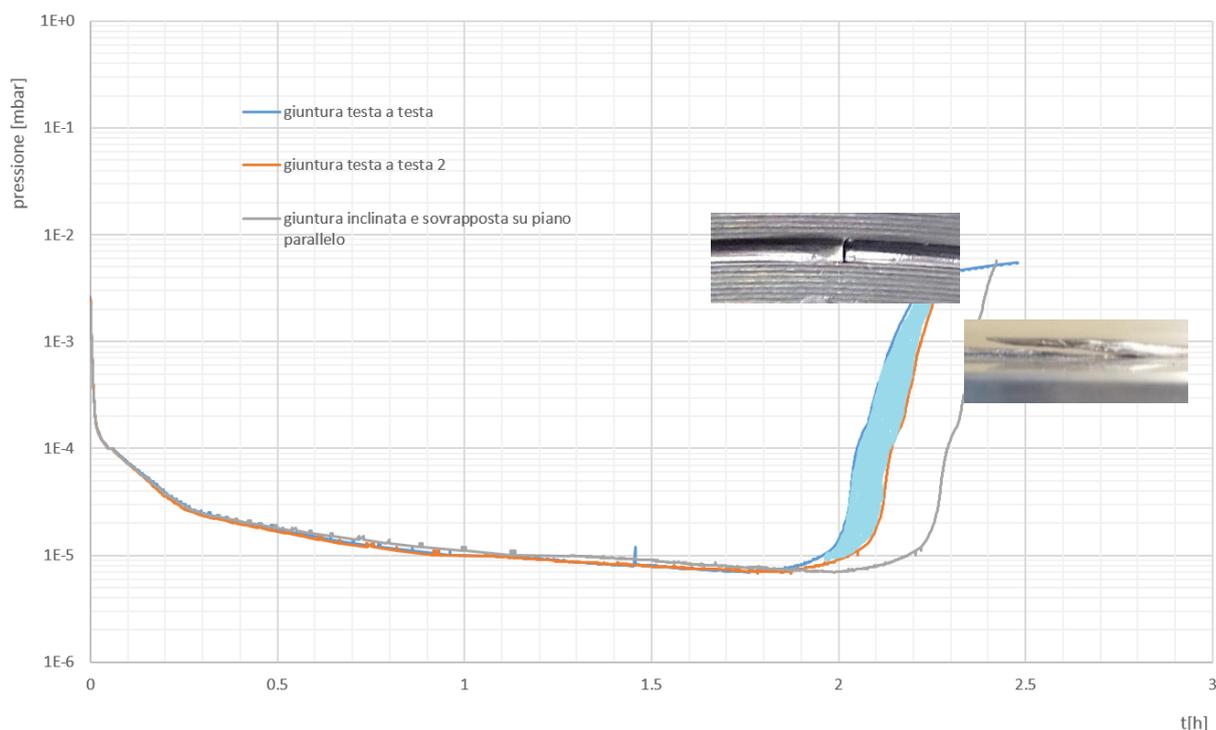
Il diagramma 4.33 seguente è lo stesso diagramma di figura 4.31 solo con l'aggiunta di altre due prove di giuntura testa a testa ripetute sempre alle medesime condizioni. La dispersione quindi è quella indicata in blu.



sessione	1
GR cava	80 %
Coppia	12.5 Nm
Temp.	150 °C

Fig. 4.33. Diagramma 4.31 di confronto delle varie tipologie di giuntura *con l'aggiunta delle ripetizioni della giuntura testa a testa definite nell'area blu di dispersione.*

Vista l'elevata dispersione dei risultati ottenuti con la sessione 1 su cava 80% si sono ripetute le stesse prove anche sulla sessione 2 con la medesima cava. In blu è indicato la dispersione dei risultati della giunzione testa a testa.



sessione	2
FC cava	80 %
Coppia	12.5 Nm
Temp.	150 °C

Fig. 4.34. Diagramma 4.32 di confronto delle varie tipologie di giuntura con l'aggiunta delle ripetizioni della giuntura testa a testa definite nell'area blu di dispersione.

Potendo ora analizzare tutti i diagrammi si nota che le prove, specialmente nella sessione 1, sono soggette a una forte dispersione. Molto probabilmente questa elevata dispersione è causata dalla perdita accennata nel paragrafo 4.4. Ripetendo le stesse identiche prove dopo aver riparato la perdita si ottengono tempi medi di circa 2-2,5 h rispetto alle 2,5-5 h della sessione 1. È per questo motivo che i risultati della sessione 1 non sono confrontabili con quelli di sessione 2. Inoltre dal diagramma 4.34 si vede bene come la dispersione nella sessione 2 si è notevolmente ridotta.

In ogni caso tutti i risultati sono stati influenzati notevolmente dall'outgassing che ha contribuito a disperdere i risultati come spiegato nel paragrafo 4.4. Nonostante questo effetto si può benissimo affermare che nessuna giuntura ha avuto problemi rilevanti tranne forse quella incrociata che ha distaccato di più le altre.

4.7.2 Dimensioni della cava

Applicata la coppia di 12,5 Nm ai bulloni delle flange, sulle guarnizioni si è scaricata sempre la medesima forza indipendentemente dalla forma della cava. Di conseguenza cave di dimensioni diverse comportano deformazioni diverse sulla guarnizione. Nella fig. 4.34 sono mostrate due tipiche sezioni deformate della guarnizione per cava 60% a destra e 80% a sinistra.

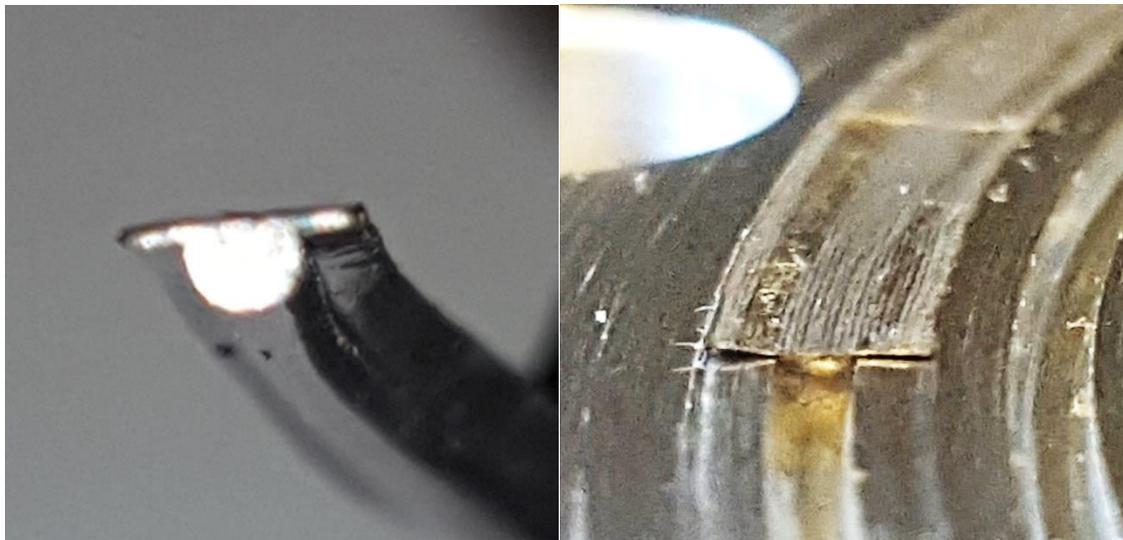


Fig. 4.34. A sinistra è illustrata la sezione della guarnizione ottenuta nella cava 60% mentre a destra da cava 80%. L'ingrandimento utilizzato per entrambe le foto è di 9X.

Come si può denotare anche dalle immagini 4.34 le due sezioni sono differenti: a sinistra è presente una guarnizione deformata in una cava 60% mentre a destra in una cava a 80%. Sono state rilevate le dimensioni della sezione e si sono ottenuti i valori riportati di seguito.

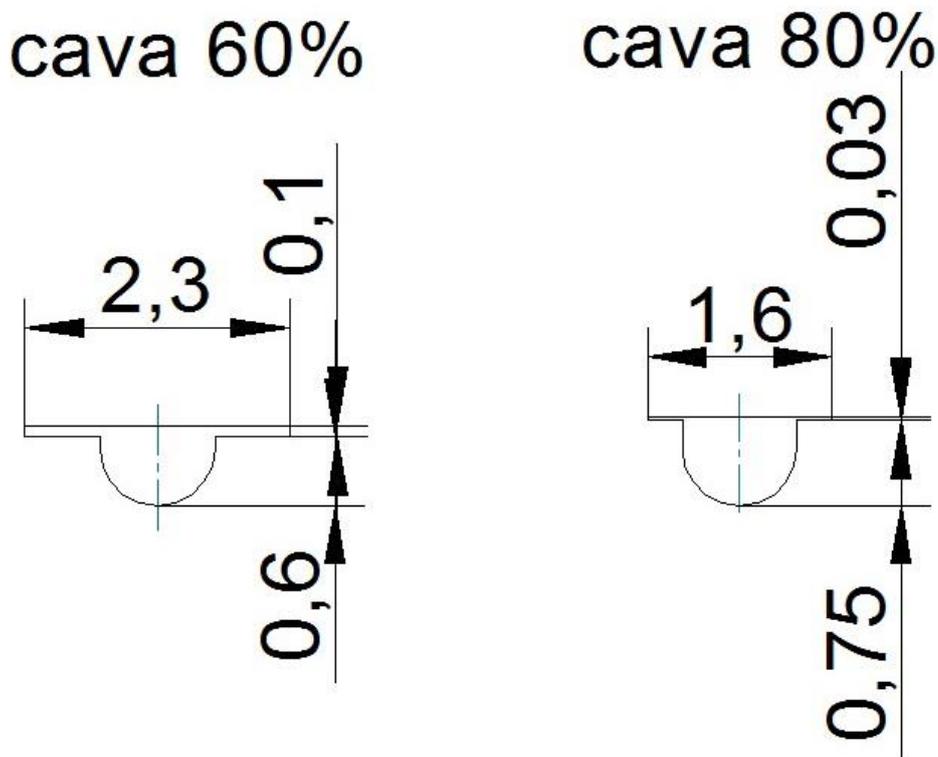


Fig. 4.35. Dimensioni medie delle sezioni deformate delle guarnizioni.

Le incertezze sulle misure sono di circa 0,02 mm. Verificando la conservazione del volume si ottiene un errore percentuale di 8% per la cava 60% e 14% per la cava 80%.

Conoscendo questi dati si può fare una semplice considerazione sulle tensioni applicate sapendo che la forza impressa dalla flangia è la stessa per entrambe le cave una volta applicata la stessa coppia alle viti:

$$\begin{aligned}
 F_{60} &= F_{80} \\
 \sigma_{60} * A_{60} &= \sigma_{80} * A_{80} \\
 \sigma_{60} * l_{60} * \pi * d_{60} &= \sigma_{80} * l_{80} * \pi * d_{80} \\
 \sigma_{80} &= \frac{\sigma_{60} * l_{60} * d_{60}}{l_{80} * d_{80}}
 \end{aligned}
 \tag{4.6}$$

Dove:

- l_{60} = 2,3 mm è la larghezza media della bava della cava 60;
- l_{80} = 1,6 mm è la larghezza media della bava della cava 80;
- d_{60} = 177 mm è il diametro della circonferenza della cava 60;
- d_{80} = 183 mm è il diametro della circonferenza della cava 80.

Quindi sostituendo i valori si ottiene che:

$$\sigma_{80} = 1,4 * \sigma_{60}$$

Cioè la tensione applicata alla guarnizione nella cava 80 è maggiore del 40 % rispetto alla cava 60.

Misurando anche le coppie di serraggio dei bulloni a caldo e a freddo nelle varie sperimentazioni (riportate nella tabella 4.4), ci si è accorti che esse variano e in particolare aumentano durante il riscaldamento e diminuiscono al raffreddamento andando al di sotto del valore iniziale di carico. L'aumento di tensione al riscaldamento è imputabile alle dilatazioni termiche differenziali tra l'alluminio delle flange e l'acciaio inossidabile della catena. Mentre la riduzione della coppia al raffreddamento probabilmente è imputabile al rilassamento della guarnizione. Fatto interessante che si può notare dalla tabella è che per la cave 80%, nonostante fosse la coppia iniziale fornita pari a 12,5 Nm, le coppie residue a freddo rimangono circa 2 Nm maggiori rispetto a quelle della cava 60. Molto probabilmente questo è legato al fatto che le tensioni applicate alla guarnizione con cava 80% sono il 40 % superiori rispetto a quelle con cava 60% e questo influirà positivamente nel rilassamento perché richiederà minori interventi di risserraggio.

Prova sperimentale	Istante di misura	Cave 80 % [N*m]	Prova sperimentale	Cave 60% [N*m]
1	Caldo		12	
	Freddo	10,6		8,75
2	Caldo		13	13,75
	Freddo	10,9		6,25
3	Caldo		14	12,9
	Freddo	9,8		8,1
4	Caldo		15	
	Freddo	11,25		8,0
5	Caldo			
	Freddo	10,62		
6	Caldo	15		
	Freddo	9,9		
7	Caldo	16,25		
	Freddo	11,5		
8	Caldo	17,5		
	Freddo	10		
9	Caldo	17,5		
	Freddo	10		

10	Caldo	17,5		
	Freddo	10,6		
11	Caldo	16,2		
	Freddo	9,1		

Tab. 4.4. La tabella mostra le varie coppie di serraggio misurate a caldo e a freddo con la chiave dinamometrica per i test eseguiti su cave 80% e cave 60%. Gli spazi vuoti indicano che per tali misure non sono stati misurati i valori di coppia.

A questo punto sono mostrati i diagrammi di pressioni ottenuti testando le due tipologie di cave su diverse giunture mantenendo costanti i parametri indicati nelle specifiche tabelle.

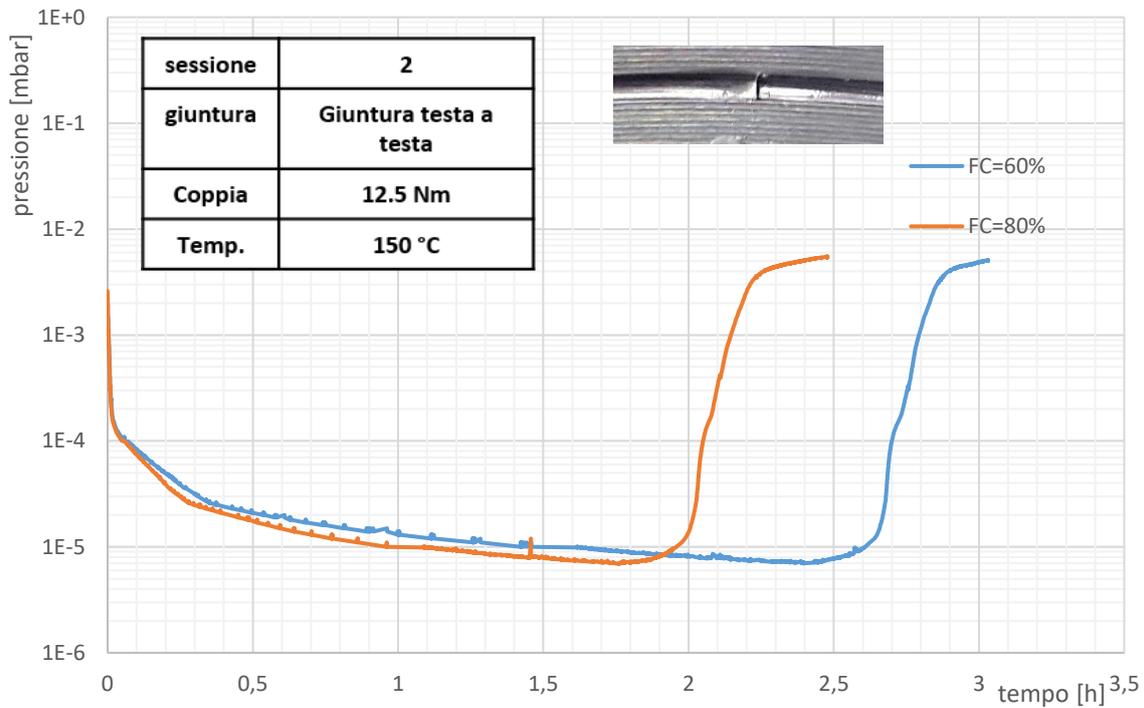


Fig. 4.37. Diagramma pressione tempo per la giuntura testa a testa su cave 80 e 60.

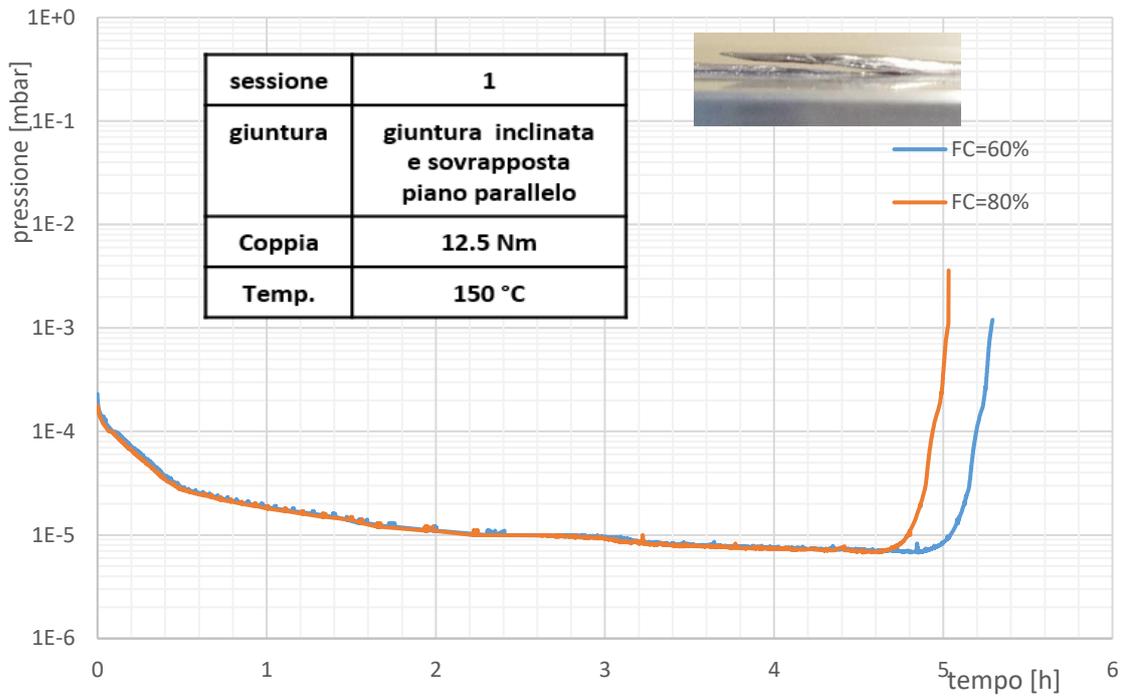


Fig. 4.38. Diagramma pressione tempo per la giuntura inclinata e sovrapposta su piano parallelo su cave 80 e 60%

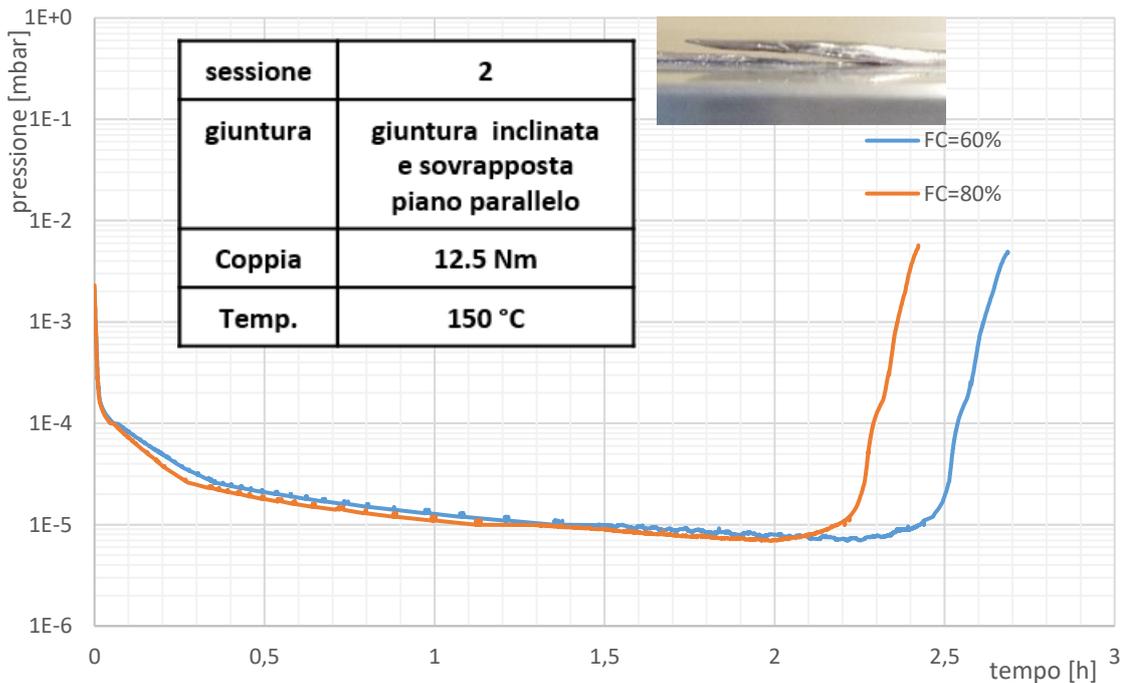


Fig. 4.39. Diagramma pressione tempo per la giuntura inclinata e sovrapposta su piano perpendicolare su cave 80 e 60%

Dai diagrammi si osserva chiaramente che le prestazioni della cava 80 % sono migliori rispetto alla cava 60% e questo è valido per ogni tipologia di giuntura. Molto probabilmente questo è causato sempre dal fatto che la tensione sulla guarnizione della cava 80% è maggiore rispetto a quella della cava 60%.

4.7.3 Coppia di serraggio

Definita la configurazione giuntura testa a testa su cava 80% è stato possibile procedere all'applicazione di tre coppie di serraggio differenti per valutarne gli effetti sulla tenuta. Le coppie di serraggio applicate si ricordano essere 8,1-12,5-18,1 Nm. I diagrammi ottenuti sono mostrati in figura 4.40.

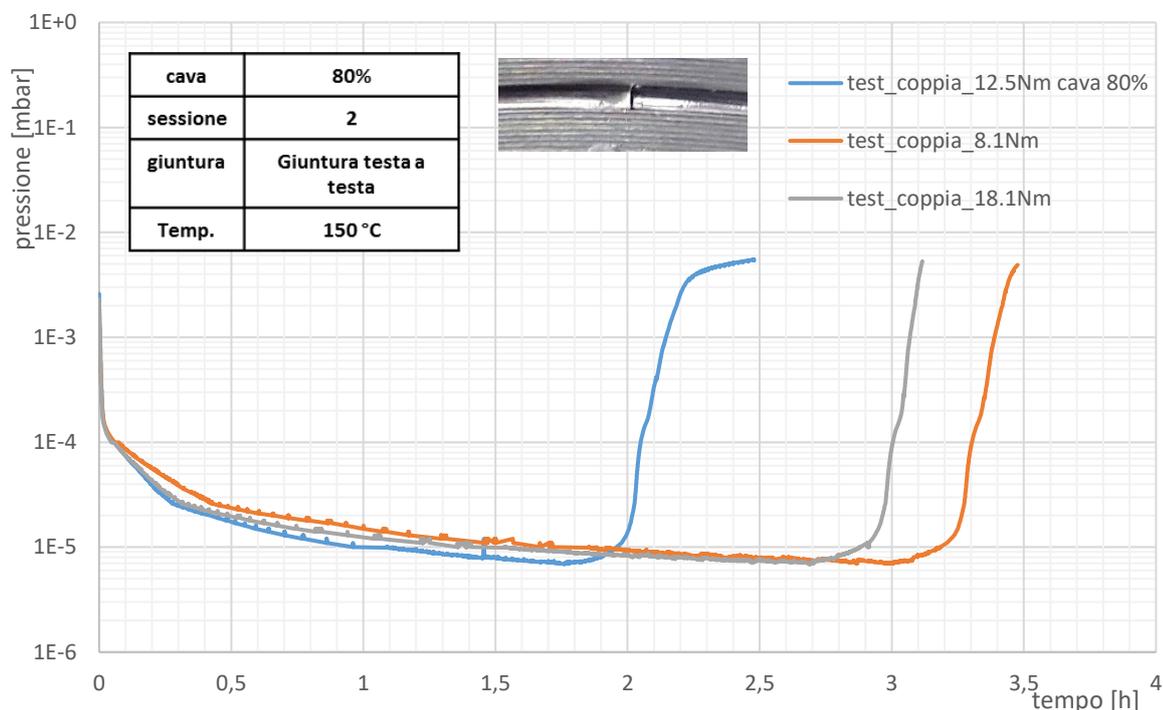


Fig. 4.40. Diagramma pressione tempo ottenuti applicando diverse coppie.

Dal diagramma si nota come la curva arancione relativa al carico di serraggio di 8,1 Nm ha dato scarsi risultati. Andando ad osservare la giuntura si è osservato la presenza di una zona ossidata in corrispondenza della giunzione.

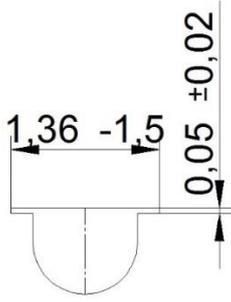
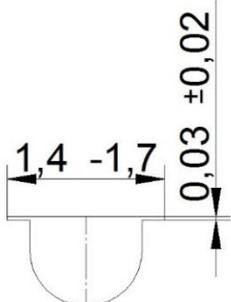
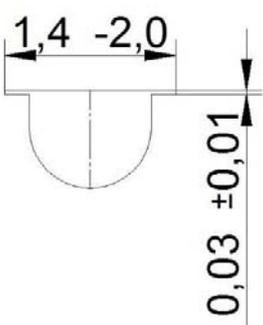


Fig. 4.41. Giunzione testa a testa ottenuta applicando la coppia 8,1 Nm con caratteristici segni di ossidazione indice del passaggio di aria

Questo sta a significare che c'è stata una perdita in tale punto causata da una cattiva saldatura a freddo a sua volta causata da un basso carico di serraggio. Naturalmente questo risulta valido per la giuntura testa a testa, non si esclude che per altre giunture la coppia di 8,5 Nm possa risultare sufficiente.

Analizzando invece il diagramma relativo al carico massimo di 18,1 Nm si nota subito che la prestazione è minore di quella con il carico da 12,5 Nm, nonostante esso in teoria debba fornire maggior carico sulla guarnizione e quindi una migliore tenuta. Osservando però nel dettaglio la giuntura si è osservato che la guarnizione non viene spalmata uniformemente lungo l'intera circonferenza. Esistono zone dove risulta essere più estesa e altre meno.

Osservando la tabella 4.5 si osserva che la guarnizione caricata a 18,1 Nm possiede una larghezza che varia da 2,0 mm a 1,4 mm nei punti più stretti.

Coppia di serraggio [Nm]	Sezione giunzione	Coppia misurate [Nm]	
		caldo	freddo
8,1		caldo	12,5
		freddo	6,0
12,5		caldo	16,0
		freddo	9,8
18,1		caldo	21,5
		freddo	15,0

Tab. 4.5. Sono mostrate le dimensioni delle guarnizioni ottenute nei vari test a coppie differenti insieme ai valori di coppia misurati a caldo e a freddo durante i specifici test.

Lo stesso succede per le altre due guarnizioni ma con un intervallo più stretto. Segnando sulla flangia come in figura 4.42 le zone dove la guarnizione è risultata più larga e più stretta e richiudendo la flangia con altre guarnizioni nella medesima direzione, ci si è accorti che nelle zone segnate si ripete lo stesso schema di larghezze.





Fig. 4.42. Nelle foto sono indicate due zone dove la guarnizione risultava essere rispettivamente più larga e più stretta ogni volta che si richiudeva la flangia con nuove guarnizioni.

Si è ipotizzato che ciò sia causato dalla tolleranza di planarità delle superfici delle flange. Infatti le flange al momento della chiusura vanno in contatto su alcuni specifici punti lasciando dei vuoti su altri. Questo può spiegare sia che la larghezza della guarnizione non sia costante, sia che l'incremento della coppia non aumenti la tenuta, infatti la forza di serraggio ulteriore viene così scaricata solo su pochi punti di contatto e non uniformemente su tutta la guarnizione.

Il difetto di planarità non ha quindi consentito di valutare l'effetto benefico di incremento di tensione sulla guarnizione. Per questo motivo è stato eseguito un test sulla flangia CF100 sulla cava 60% con la coppia massima fornibile senza danneggiare i filetti in alluminio. Come spiegato al paragrafo è stata applicata una forza totale di circa 36 tonnellate sulla guarnizione quindi con un carico lineare di 93 N/mm. La sezione deformata ha mostrato una larghezza di $2,87 \pm 0,1$ mm con uno spessore di $0,06 \pm 0,02$ mm. Quindi rispetto alla deformata della guarnizione su cava 60% con coppia di serraggio 12,5 Nm la tensione applicata è stata certamente maggiore. È stimabile anche la tensione sulla superficie della guarnizione che è pari a 33 N/mm^2 molto vicino al valore di snervamento del piombo con 2% Sb che è di 37 N/mm^2 . Infatti come si nota dai diagrammi di confronto tra le due prove la prova su flangia CF100 ha dato risultati migliori.

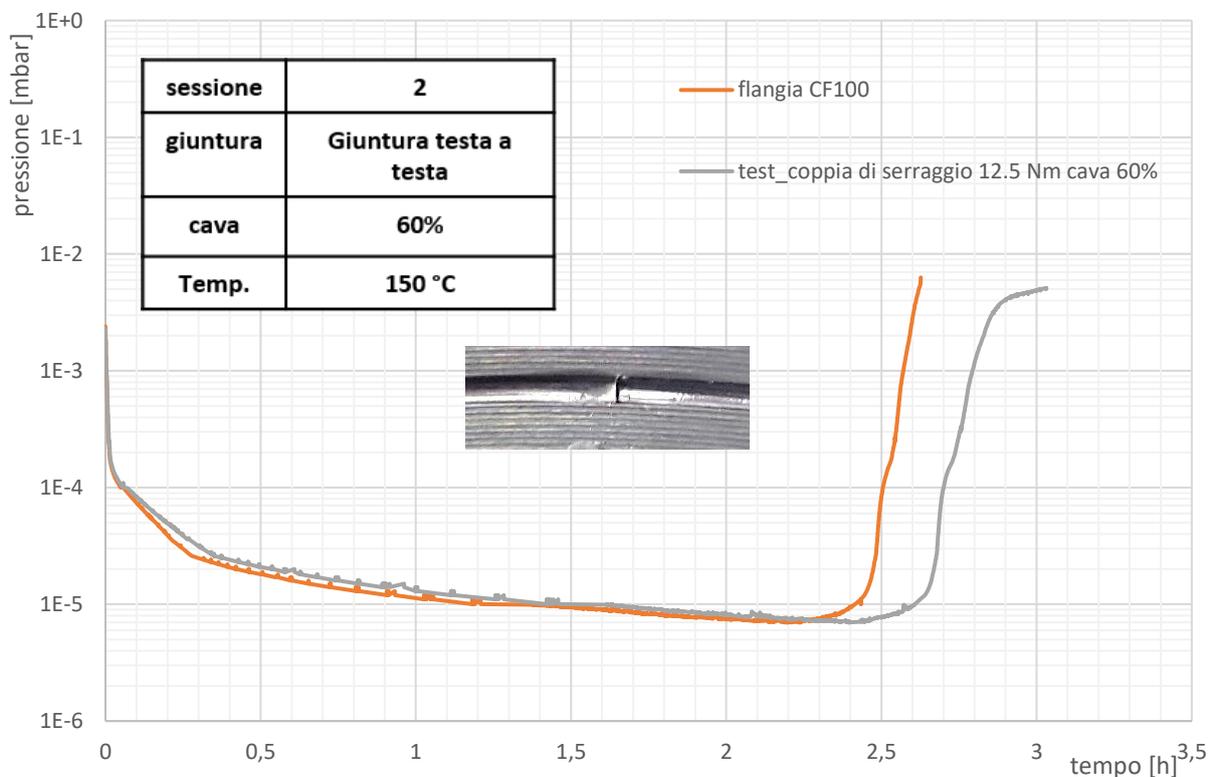


Fig. 4.43. Diagrammi di pressione ottenuti con flangia CF100 e flangia EVAC ISO TAPERED chiuse con diversi carichi. In particolare nella flangia CF100 il carico applicato risulta essere molto maggiore di quello della flangia EVAC ISO TAPERED.

Osservando questi dati sembrerebbe esserci una correlazione tra la tensione [N/mm²] applicata alla guarnizione e la tenuta. Sarebbe interessante confrontare i diaframmi di pressione in base all'effettiva tensione applicata alla guarnizione ma non avendo il modello analitico completo della catena rapida non è stato possibile effettuare questi calcoli.

4.8 RISULTATI SPERIMENTALI E DISCUSSIONI SUI TEST DI CARATTERIZZAZIONE

Conclusi i test di paragrafo 4.7 si è potuto definire la procedura finale di realizzazione della guarnizione che consta dell'utilizzo della cava 80%, giuntura testa a testa e coppia di 12,5 Nm. Quindi si è potuto procedere ai vari test di caratterizzazione del comportamento della guarnizione.

4.8.1 Effetto dell'ambiente ad alte temperature

Sono stati confrontati i diagrammi ottenuti da due guarnizioni realizzate con la stessa procedura ma testate a temperature differenti. In questo caso sono stati confrontati guarnizioni su cava 60% e con giuntura a lembi inclinati e sovrapposti sul piano parallelo, quindi condizioni diverse da quelle definite dalla procedura definitiva. È stato fatto questo perché si sono riutilizzati dei test già eseguiti. Quasi certamente la temperatura nel breve periodo non influisce sul tipo di giuntura e cava.

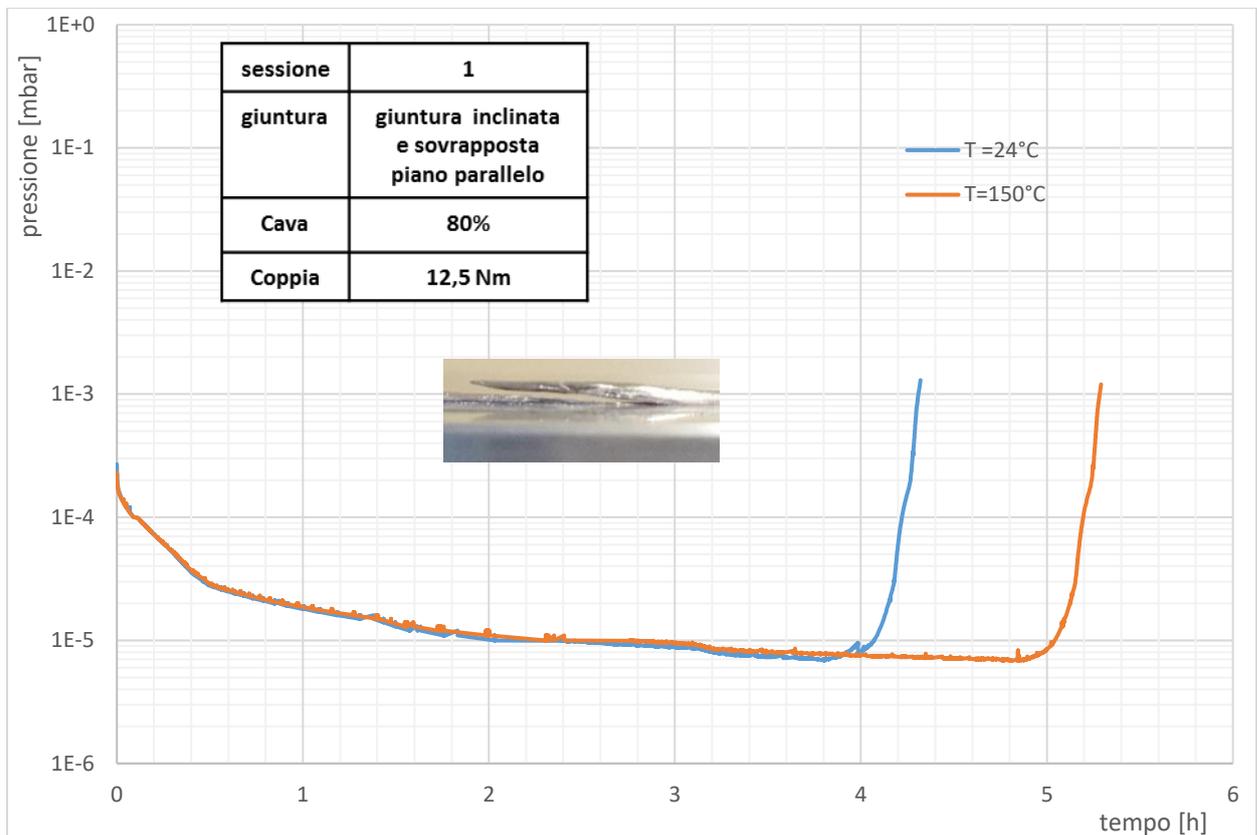


Fig. 4.44. Diagrammi pressione tempo ottenuti con una prova a temperatura ambiente e la seconda ad temperatura di 150°C nelle condizioni descritte in tabella.

Come si può notare confrontando il diagramma a temperatura ambiente e quello a temperatura di 150 °C non sussistono differenze rilevanti a meno del tempo maggiore necessario a mandare in vuoto la guarnizione a temperatura elevata. Questo è certamente legato all'effetto di outgassing.

4.8.2 Effetto del ciclaggio termico

Il ciclaggio termico è stato impostato per un intervallo di temperatura tra 150°C e 35°C. il tempo necessario per portarsi da 35 a 150 °C è di 18 minuti mentre per portarsi da 150 a 35 °C tramite raffreddamento forzato è di 37 minuti. Quindi come si vede dal diagramma il periodo di un ciclo termico è di 55 minuti.

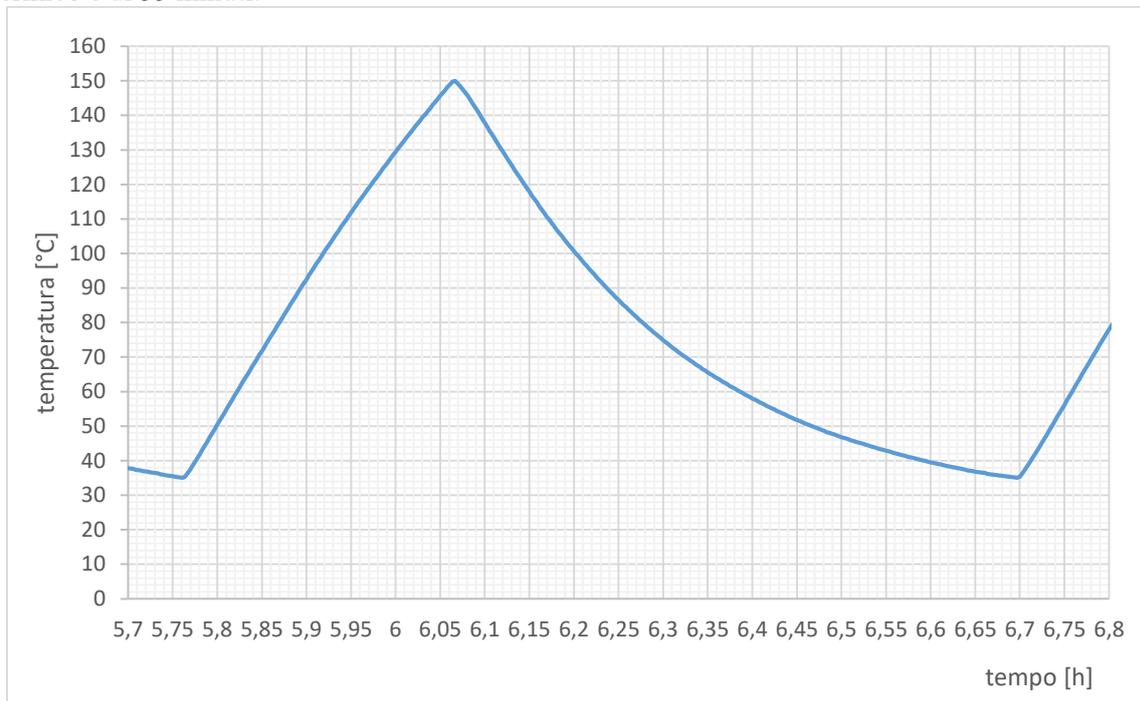


Fig.4.45. Diagramma temperatura tempo rappresentate un ciclo di riscaldamento e raffreddamento registrato dal termoregolatore nanodac.

Nella prima prova effettuata, una volta applicata la coppia di 12,5 Nm e portato a temperatura di 150°C la guarnizione, si sono applicati 35 cicli di riscaldamento e raffreddamento di cui 33 mostrati nel diagramma e altri 3 applicati manualmente col termoregolatore Gefran.

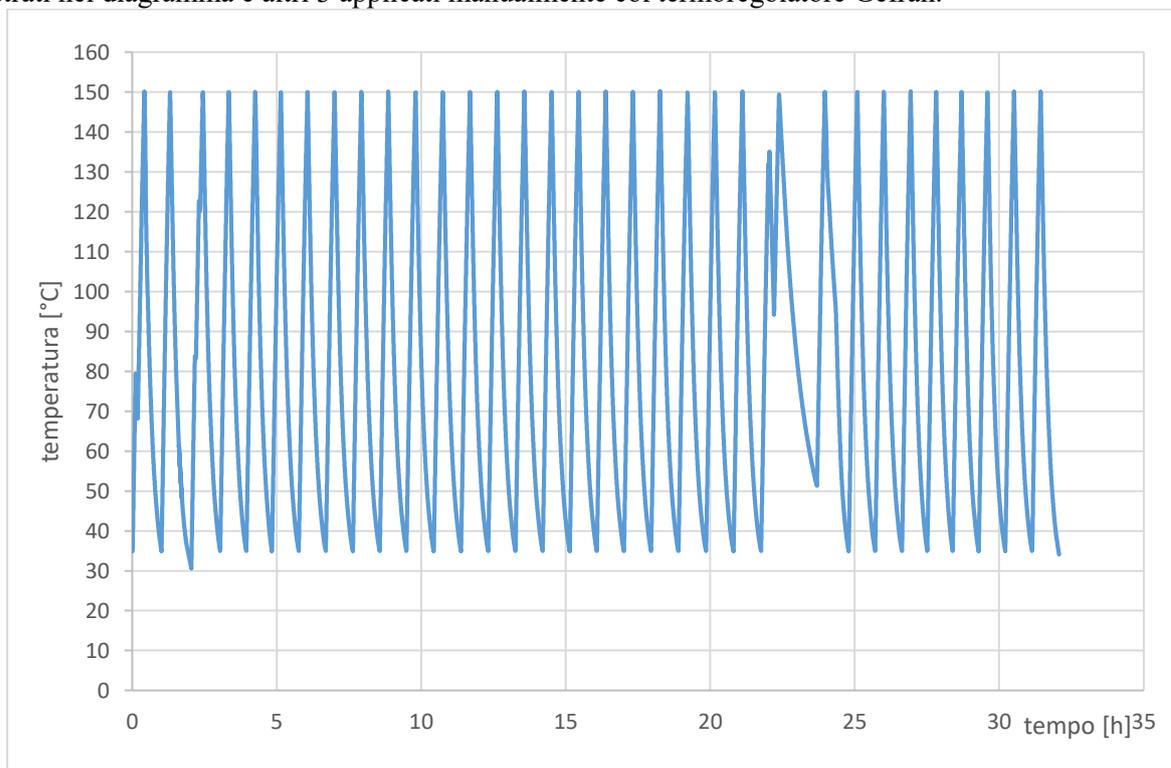


Fig. 4.46. Diagramma temperatura tempo applicato nella prima prova e registrato con il termoregolatore nanodac.

Si è ottenuto così il diagramma di pressione mostrato in figura 4.47.

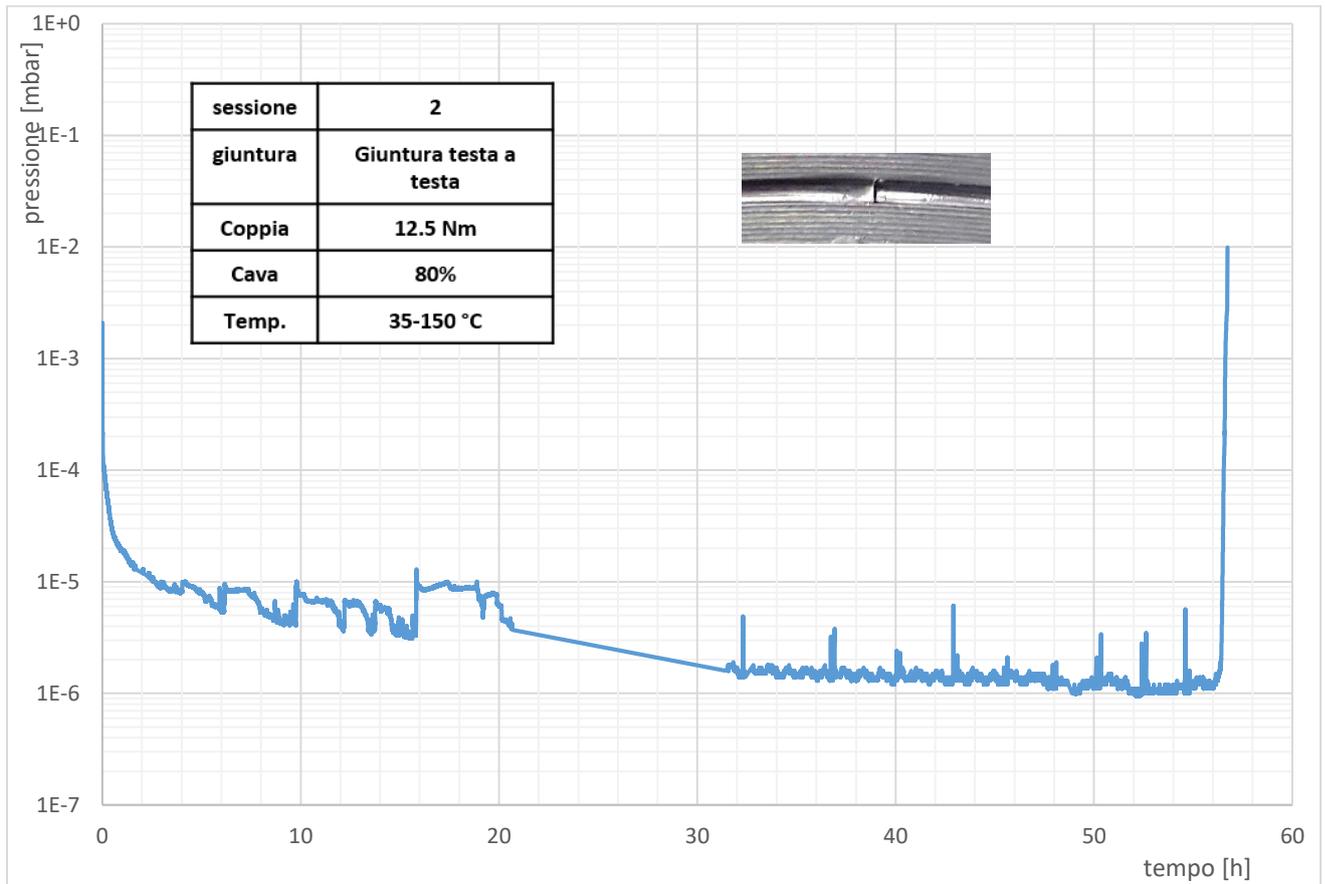


Fig. 4.47. Diagramma pressione tempo ottenuto per la prima prova di ciclaggio termico. La retta che unisce i due tratti della curva è causata da una assenza di dati dovuta ad un guasto del sistema di acquisizione.

Come si possono notare per le prime 15 h si sono applicati cicli di riscaldamento e raffreddamento manuali e senza l'ausilio del sistema di raffreddamento. Dalla 30 esima ora si sono applicati i cicli automatici. Per ogni ciclo si nota un aumento e riduzione della pressione dovuto essenzialmente all'effetto di outgassing. Per i primi cicli le ampiezze sono maggiormente visibili essenzialmente perché il periodo di applicazione del ciclo termico manuale era più elevato rispetto a quello automatico. In totale la prova è durata circa 56 h raggiungendo il valore di pressione di 1E-6 mbar senza però raggiungere ancora il valore di regime. Nel complesso non sono stati visibili segni di cadute improvvise di pressione.

Nella seconda prova invece si sono riapplicate circa lo stesso numero di cicli 33 alle medesime condizioni ma in questo caso all'inizio si è mantenuta la guarnizione per circa 3 ore a 150°C e dopo un raffreddamento si sono riserrati i bulloni a 12,5 Nm.

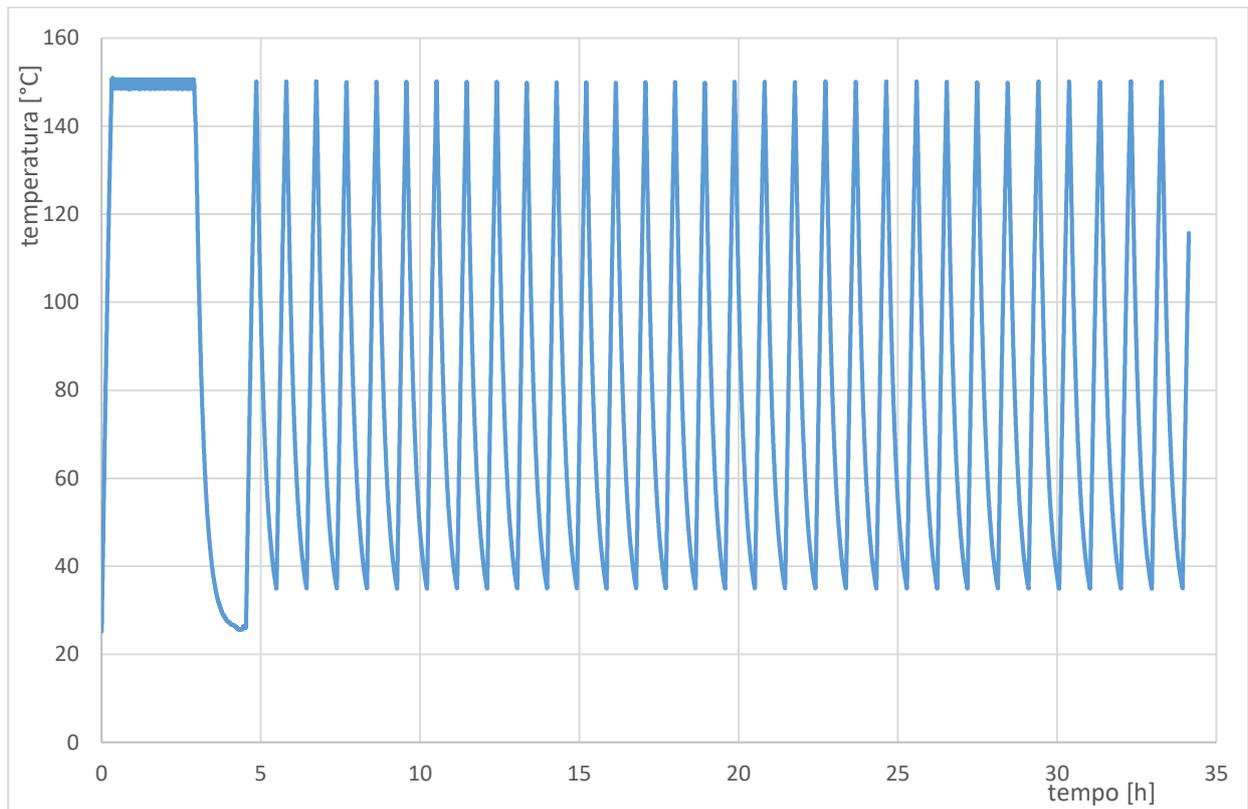


Fig. 4.48. Diagramma temperatura tempo applicato nella seconda prova e registrato interamente con il termoregolatore nanodac. Nella prima fase si nota la permanenza a temperatura di 150°C per 3h.

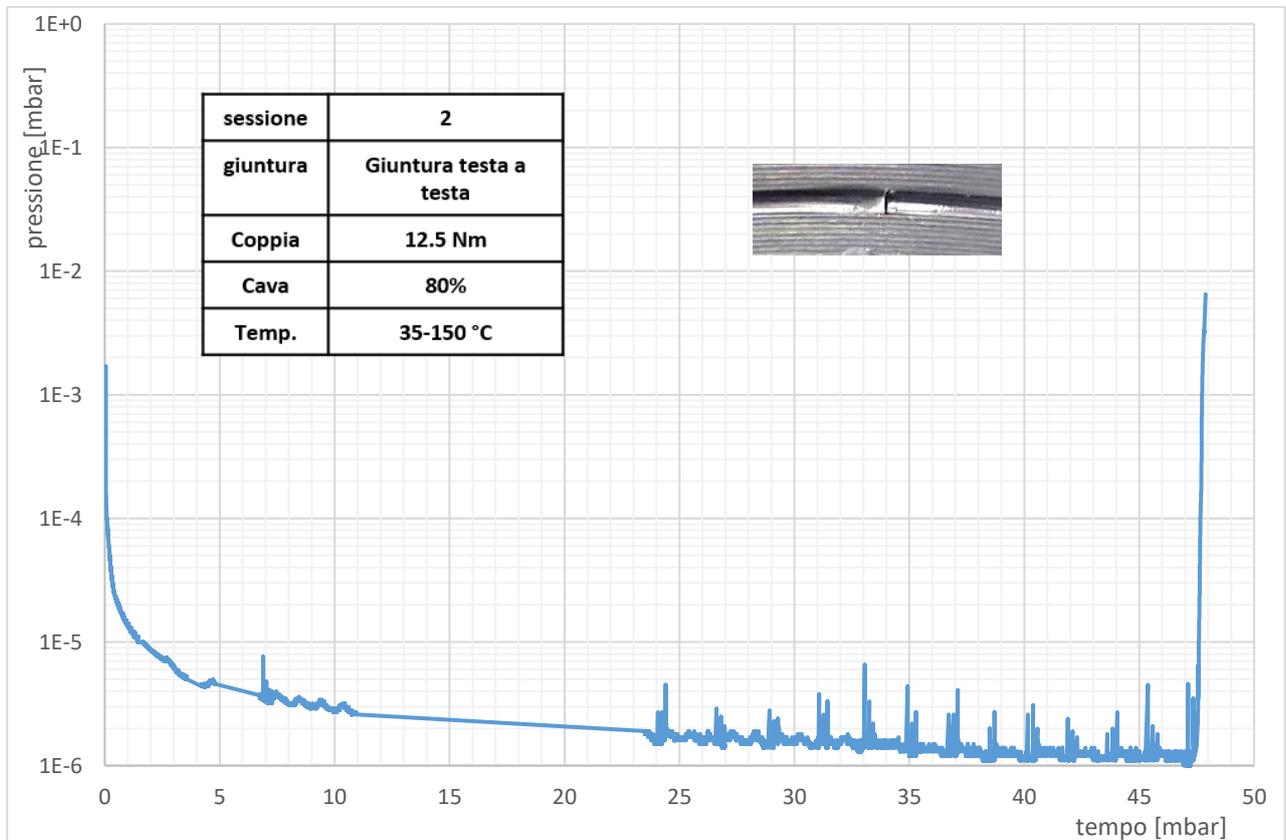


Fig. 4.49. Diagramma pressione tempo della seconda prova di ciclaggio. Al centro del diagramma è presente anche qui un tratto di retta dovuta alla perdita di dati causato da un problema al sistema di acquisizione dati.

Anche in questo caso si osservano i piccoli incrementi della pressione dovuta all'effetto di outgassing negli istanti di riscaldamento e le successive diminuzioni al raffreddamento. Anche in questo caso la pressione ha raggiunto il valore di $1E-6$ mbar per un tempo di permanenza totale di 47h comprese anche le ultime 12 h trascorse a temperatura ambiente.

Al termine delle prove sono state smontate le guarnizioni e si sono osservati tre effetti della permanenza ad alte temperature per molto tempo della guarnizione:

- 1) Si è notata una forte ossidazione di colore nero scuro lungo il bordo esterno della guarnizione con uno spessore medio di 0,64 mm.



Fig. 4.50. Lungo il bordo esterno della guarnizione si è formata una striscia uniforme di ossidazione spessa circa 0,64.

- 2) Inoltre si sono osservati anche delle zone dove l'ossidazione è penetrata completamente all'interno;



Fig. 4.51. In alcuni punti l'ossidazione è penetrata all'interno. Inoltre questi punti si sono ripetuti per entrambe le prove nelle stesse posizioni.

- 3) Lo spessore della guarnizione deformata è cambiata rispetto ai soliti valori indicati nella figura 4.35 per la cava 80% infatti la larghezza è aumentata fino a valori compresi tra 1,90 e 3,27 mm mentre lo spessore si è ovviamente ridotto misurando quindi valori di 0,02 e 0,04 mm.

Entrambe queste osservazioni sono state riscontrate per entrambe le guarnizioni e addirittura le zone fortemente ossidate di figura 4.51 contrassegnate con una croce, si sono ripetute con la medesima forma e posizione in entrambe le due sessioni di prova. Molto probabilmente quindi sono causate da un difetto presente nelle flange.

Analizzando le coppie di serraggio misurate a freddo al termine delle prove, si è osservato che nella seconda prova, dove c'è stato il risserraggio, le coppie si sono mantenute più alte rispetto alla prima prova senza risserraggio, anche se come si nota dai diagrammi non ci sono state differenze di tenuta nei due casi.

		Coppia di serraggio iniziale [Nm]	Coppia di serraggio finale a freddo [Nm]
PROVA 1	Bullone dx	12,5	8,1
	Bullone sx		9,4
PROVA 2	Bullone dx	12,5	11,87
	Bullone sx		9,6

Tab. 4.6. Coppie di serraggio misurate a freddo al termine delle due prove.

4.8.3 Rilassamento

Per testare il rilassamento si è mantenuta la guarnizione a 200°C per un periodo di 5 settimane anche se alla data di scrittura della tesi il test è ancora in corso. Come per la seconda prova del ciclaggio termico si è applicata una coppia di risserraggio a freddo dopo una permanenza a 150°C per circa 2 h e in seguito si è portato a 200°C costanti. Il diagramma parziale della temperatura è mostrato in figura 4.52.

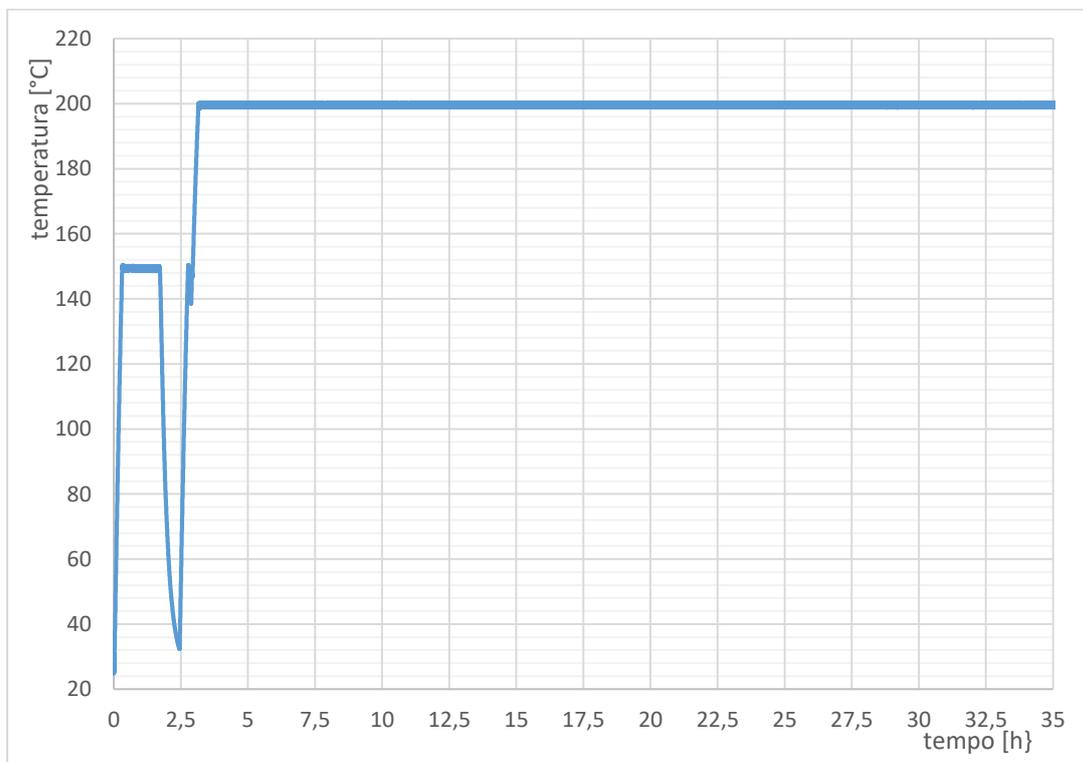


Fig.4.52. Andamento della temperatura per la prova a rilassamento. Per semplicità è mostrata la sola fase iniziale del riscaldamento.

Il diagramma di pressione ha richiesto una operazione di filtraggio per rimuovere il rumore e il risultato è quello in figura 4.53.

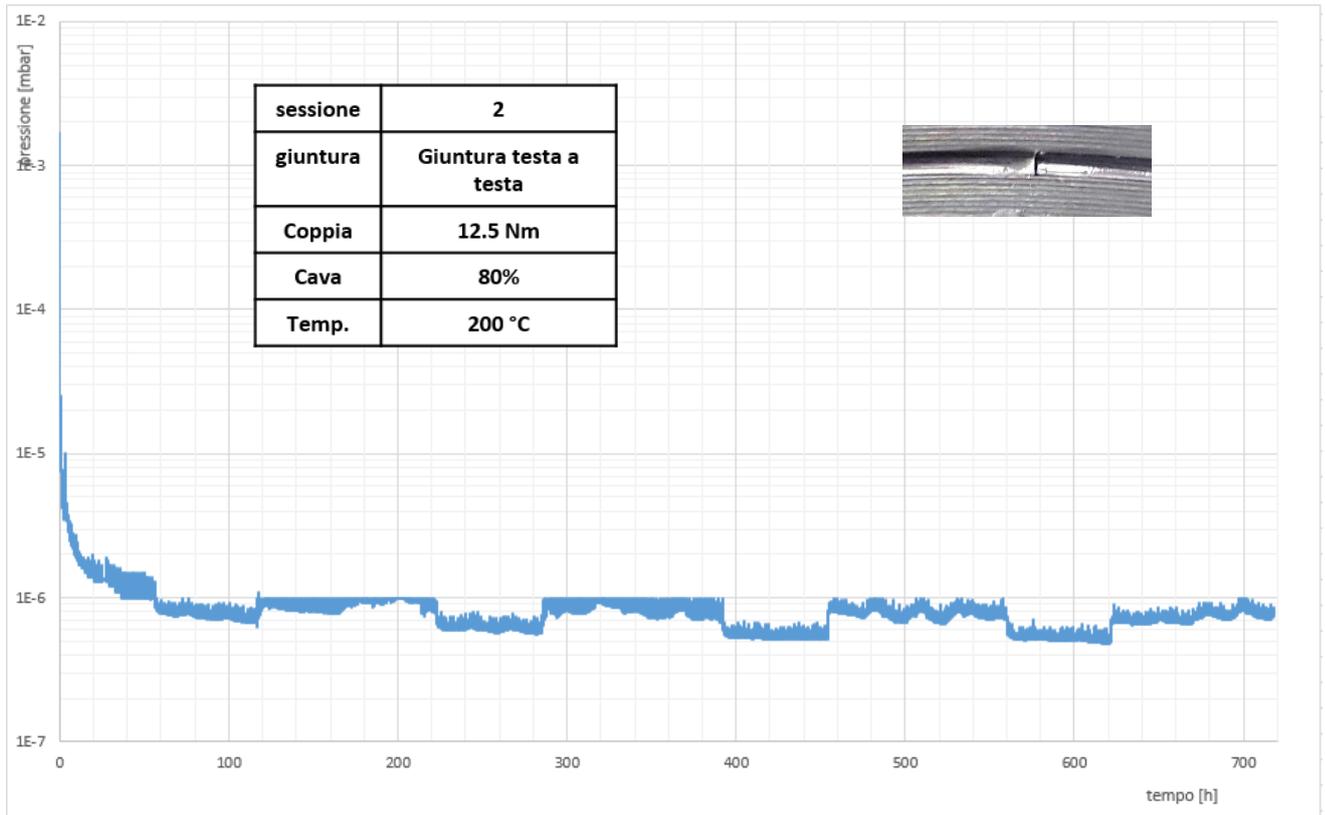


Fig. 4.53. Diagramma della pressione nel tempo misurato nella prova a rilassamento. È stato necessario un filtraggio dei dati per rimuovere i rumori presenti. In totale sono stati elaborati più di 800 mila dati.

Durante i vari fine settimana è stato necessario spegnere il dispositivo di riscaldamento per motivi di sicurezza per cui sono visibili nel diagramma dei tratti dove la pressione è più bassa (fine settimana) e tratti dove è più elevata (nel corso della settimana). Dopo circa 150 h la pressione si è stabilizzata a circa $5E-7$ mbar che è un valore ragguardevole considerando il limite teorico del sistema fisico che si ricorda essere all'incirca 10^{-8} mbar. Ad oggi non sono quindi ancora presenti segni di alcun cedimento e si suppone di far continuare la prova per altre 5 settimane.

Richiamando i risultati del test di ciclaggio si erano osservate delle tracce vistose di ossidazione già dopo 50 h a $150^{\circ}C$ che però non hanno compromesso la tenuta. In questa prova non è stato possibile osservare da vicino la guarnizione ma il fatto che la pressione rimanga costante per così molto tempo induce che l'ossidazione non alteri più di tanto la tenuta. Al termine della prova sarà interessante anche misurare la coppia di serraggio residua sui bulloni e in base a tale risultato si potrà decidere se sarà necessaria un risserraggio dei bulloni periodico.

4.8.4 Benchmark con guarnizione polimerica

Il test di confronto con la guarnizione polimerica FKN a 150 °C ha fornito il seguente diagramma:

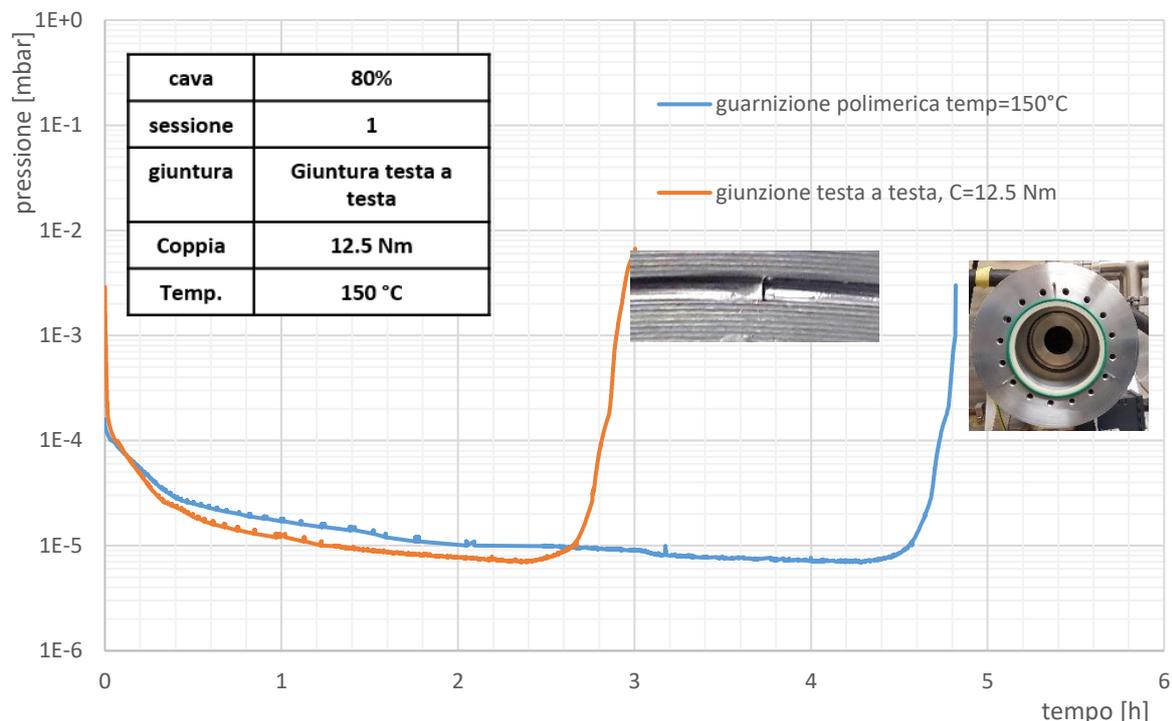


Fig. 4.54. Diagrammi della pressione nel tempo misurati a temperatura di 150°C per la guarnizione in piombo e una guarnizione FKN.

Da cui sembrerebbe emergere che ad alte temperature la guarnizione in piombo offra migliore prestazioni rispetto ad una polimerica, ma in realtà bisogna ricordare sempre la presenza dell'incertezza causata dall'outgassing.

Il test di confronto con il leak detector invece non ha fornito risultati significativi perché come si pensava la sensibilità dello strumento è troppo bassa per rilevare piccole differenze di perdita che contraddistinguono le guarnizioni in piombo e in polimero, per cui il tasso di perdita per entrambe le guarnizioni è stato sicuramente $<3 \times 10^{-10}$ mbar*l/s perché lo strumento non ha rilevato nessuna traccia di elio. Con questi valori si può sicuramente affermare che le prestazioni della guarnizione in piombo sono paragonabili a quelle polimeriche per gradi di alto vuoto a temperatura ambiente e molto probabilmente anche migliori a temperatura elevata.

CAPITOLO V

CONCLUSIONI E COMMENTI SULLA GUARNIZIONI IN PIOMBO

Dallo studio sperimentale sono emerse le seguenti considerazioni per ogni punto studiato:

5.1 SCELTA DELLA PROCEDURA DI REALIZZAZIONE

➤ Tipologia di giuntura

Osservando le foto di figura 4.30, si vede che nessuna giuntura ha segni scuri di passaggio dell'aria, inoltre, osservando tutti i diagrammi di pressione ottenuti considerando la dispersione dei risultati dai diagrammi, si può affermare che tutte le giunture, se ben costruite, garantiscono tenuta e forniscono anche circa gli stessi livelli di prestazione. È importante considerare però che oltre al fattore tenuta è importante tenere in considerazione più di tutto che una giuntura deve essere semplice da costruire e riproducibile. È mia opinione che le giunture testa a testa e a lembi interi sovrapposti risultano le più semplici da ottenere. Osservando di nuovo i diagrammi per queste due soluzioni si nota che le curve ottenute con giuntura testa a testa stanno sempre leggermente a sinistra rispetto alle altre, ma comunque all'interno della banda di errore.

Nei test di caratterizzazione quindi, si è utilizzata la giuntura testa a testa (ma è indifferente nella pratica tecnica scegliere anche la giuntura a lembi interi sovrapposti).

➤ Dimensioni della cava

Per quanto riguarda la dimensione della cava, si può concludere che la soluzione migliore è certamente quella a grado di riempimento 80 % che quindi coincide con il valore consigliato anche per le cave in indio. Molto probabilmente questa netta superiorità delle prestazioni è conferita dal fatto che la tensione applicata è maggiore rispetto a quella con cava 60 % e questo conferisce migliore tenuta. La soluzione di aumentare il grado di riempimento oltre il valore di 80% potrebbe essere preso in considerazione in uno studio più accurato del problema che si rimanda ad altri lavori di tesi.

➤ Coppia di serraggio

Per quanto riguarda la coppia di serraggio si può concludere che:

- La giuntura testa a testa richiede una coppia di serraggio di almeno 10-12 Nm per evitare cattive saldature a freddo;
- Un incremento della coppia in teoria dovrebbe comportare un aumento della tensione sulla guarnizione e quindi un miglioramento delle prestazioni. In realtà questo non avviene a causa della non perfetta planarità delle superfici che ostacola l'estrusione uniforme della guarnizione;
- Sembra essere confermato, come spiegato in letteratura, che esiste una correlazione tra la pressione applicata sulla guarnizione e la tenuta, ma sono necessari altri studi per confermarlo.

Da questo studio quindi è emerso che la migliore configurazione tra quelle studiate risulta essere data dall'accoppiamento della giuntura testa a testa su cava 80% e coppia di serraggio 12,5 Nm.

5.2 TEST DI CARATTERIZZAZIONE

➤ Effetto dell'ambiente ad alte temperature

Come si può notare, confrontando il diagramma ottenuto a temperatura ambiente e quello a temperatura di 150 °C di figura 4.44, l'effetto delle alte temperature sulle guarnizioni in piombo per brevi periodi di tempo non comporta nessuna differenza rispetto all'utilizzo a temperatura ambiente. L'unica differenza notevole è l'incremento del tempo necessario a portare in vuoto la guarnizione a temperature elevate. Questo è certamente legato all'effetto di outgassing. In ogni caso non si sono evidenziate problematiche sull'utilizzo della guarnizione in piombo ad alte temperature per periodi di tempo limitati.

➤ Effetto del ciclaggio termico

Per quanto riguarda il ciclaggio termico si può affermare che la guarnizione in piombo installata tra due flange in alluminio e chiuse tra loro da una catena rapida in acciaio inossidabile non comporta alcun tipo di problema. La pressione come si vede dai diagrammi è continuata a calare senza sentire minimamente dell'effetto del ciclaggio termico. Ci si aspetta allo stesso modo che anche aumentando di molto il numero di cicli gli effetti sulla tenuta siano trascurabili.

Meriterebbe uno studio a sé invece il caso di chiusura tra una flangia di alluminio e una in acciaio o titanio. In questo caso le dilatazioni termiche differenziali potrebbero causare notevoli problemi visto il ridotto ritorno elastico della guarnizione. È prevista un ulteriore studio in merito al termine del lavoro di tesi.

Altra caratteristica che si è osservata è che il risserraggio dei bulloni dopo 3 h a permanenza a temperature di 150°C non ha portato nessun beneficio in termini di tenuta sulla seconda prova. Con questo però non si vuole intendere che il risserraggio non debba essere eseguito, infatti sarà la prova a rilassamento a stabilire se sarà necessario un risserraggio dei bulloni.

➤ Rilassamento

Per quanto riguarda il rilassamento l'unica cosa certa che si può affermare dalle sperimentazioni effettuate è che l'utilizzo a 200°C per 700 h non ha minimamente intaccato la tenuta essendo la pressione rimasta perfettamente costante in questo lasso di tempo. Stessa cosa può essere affermata per l'ossidazione del piombo anche se si potranno dare dei giudizi più accurati al termine della prova.

➤ Benchmark con guarnizione polimerica

In base ai risultati emersi nelle sperimentazioni di confronto sia con diagrammi di pressione che con il leak detector è emerso che le prestazioni della guarnizione in piombo sono paragonabili a quelle polimeriche e molto probabilmente anche migliori a temperatura elevata. Naturalmente questi risultati sono validi per il grado di alto vuoto. Non è possibile dare giudizi sulla tenuta delle guarnizioni in piombo su valori di ultra alto vuoto essendo il muletto costituito da molte guarnizioni polimeriche che limitano la pressione minima raggiungibile a 10^{-8} mbar.

5.3 COMMENTI SUI TEST SPERIMENTALI

In generale dagli studi sperimentali è emerso che la procedura sperimentale utilizzata per testare in vuoto le guarnizioni non risulta molto sensibile nel valutare le differenze di tenuta tra una soluzione e l'altra, ma è possibile dare solo indicazioni generali sulle varie tenute. Il fattore principale che ha causato questo disturbo è stato l'outgassing e la presenza delle altre guarnizioni polimeriche.

Come suggerimento per studi futuri sulla guarnizione, si consiglia la progettazione di un apparato di test dedicato alla sola guarnizione in piombo caratterizzato: dalla presenza di una sola guarnizione metallica con prestazioni di tenuta molto elevate, da un gruppo di pompe per l'UHV e

di un sistema di bucking che permetta di portare in alte temperature tutto il sistema per ridurre l'effetto di outgassing.

5.4 CONSIDERAZIONI FINALI SULLE GUARNIZIONI IN PIOMBO

Alla fine dello studio preliminare della guarnizione e dello studio sperimentale si possono giungere alle seguenti considerazioni in merito all'utilizzo del piombo per guarnizioni in alto vuoto:

	PRO	NEUTRALE	CONTRO
RITORNO ELASTICO			Praticamente assente quindi la guarnizione probabilmente non riesce a tollerare deformazioni della flangia e dilatazioni termiche
DUTTILITÀ	Molto favorevole è la capacità del piombo di adattarsi a tutte le imperfezioni della cava grazie alla sua elevata duttilità		
OSSIDAZIONE		L'ossidazione potrebbe risultare problematica come emerso dagli studi sperimentali anche se in termini di tenuta sembra non influire più di tanto.	
RESISTENZA ALLE RADIAZIONI IONIZZANTI	La guarnizione non risente di problemi di radiazioni come tutte le guarnizioni metalliche		
RESISTENZA ALLE ALTE TEMPERATURE	Per periodi di tempo limitati la guarnizione resiste perfettamente a temperature massime di 200°C.		
RILASSAMENTO DELLA GUARNIZIONE			Questo potrebbe risultare il fattore più critico, anche se dai test parziali di rilassamento effettuati ad alta temperatura sembra non siano presenti effetti negativi

CHIUSURA DEI LEMBI		La giuntura non sembra influire sulla tenuta grazie alla ottima saldatura a freddo che si crea durante la chiusura	
DANNEGGIAMENTO PER FATICA	Il piombo essendo un materiale molto duttile è soggetto poco alla fatica quindi può tollerare molti cicli di vuoto		
TOSSICITÀ			Il piombo di sua natura è tossico quindi in un ambiente dove sono presenti molte guarnizioni poste ad alta temperatura si consiglia di mantenere areato il locale
INCOLLAMENTO FLANGE			Nelle fasi di separazione delle due flange per disassemblare la guarnizione in alcune occasioni si sono registrati problemi di incollamento.

5.5 SVILUPPI FUTURI

Per concludere le sperimentazioni iniziate in questa tesi sarà interessante, una volta concluso il test di rilassamento, applicare un test di ciclaggio termico per osservare la risposta in termini di tenuta e, dopo lo smontaggio della guarnizione, esaminare anche l'effetto dell'ossidazione. Ulteriore analisi che sarà eseguita su questa guarnizione sarà un controllo con microscopio elettronico sulla struttura cristallina per valutare la forma e lo stato di accrescimento del grano. In base a queste analisi si potrà dare un giudizio sullo stato del rilassamento.

Altro lavoro interessante da eseguire sarà testare l'effetto delle dilatazioni termiche differenziali sulla guarnizione posta tra flange in acciaio e alluminio.

Naturalmente con l'analisi descritta in questa tesi non è ancora possibile dare un giudizio finale sulle prestazioni del piombo perché sono ancora necessari molti altri studi per caratterizzare nel dettaglio la guarnizione in piombo, come per esempio i coefficienti di permeabilità, ritorno elastici, il carico lineare ottimo, scelta del diametro della guarnizione, ecc. quindi sono richiesti molti altri studi per poter ingegnerizzare il sistema.

BIBLIOGRAFIA CAPITOLI II-III-IV-V INERENTI ALLO STUDIO DELLE GUARNIZIONI IN PIOMBO

1. **Provezza, Luca.** ANALISI STRUTTURALE E PREVISIONE DELLA VITA DI O-RINGS A VUOTO SOTTOPOSTI A CAMPI INTENSI DI NEUTRONI. s.l. : Tesi di Laurea Magistrale università di Brescia, 2015/2016.
2. **PARKER.** *Metal Seal Design Guide*. North Haven, CT : www.parker.com.
3. **Fattori, Alberto, Benetton, Marco e Lorenzi, Michele.** STAGE LNL INFN 2016 TEMA L - TECNOLOGIE PER LA TENUTA DEL VUOTO. 2016.
4. **HTMS.** *GUIDA ALLA SCELTA DELLE GUARNIZIONI*. High Tech Metal Seals-Belgio : HTMS, edizione-2015.
5. **Roth, Alexander.** *Vacuum Sealing Techniques*. New-York : American Institute of Physics.
6. **Orzes, Andrea.** CARATTERIZZAZIONE DEL PIOMBO. [Online] UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI TRENTO FACOLTA' DI INGEGNERIA.
<http://www.ing.unitn.it/~colombo/Relazione%20ORZES/CARATTERIZZAZIONE%20DEL%20PIOMB O.html#PF2>.
7. **Iacoviello, Francesco.** *Comportamento a temperatura elevata*. [presentazione didattica] Cassino (FR) : Università degli studi di Cassino.
8. **CRYOGENIC VACUUM SEALS.** *indium wire.com*. [Online]
<http://www.indiumwire.com/#!cryogenic-vacuum-seals/c205y>.
9. **Kupfer, Marcus E.** *Analysis Of Low-Temperature Indium Seals For Hermetic Packaging Of Large-Area Photodetectors*. s.l. : thesis-University of Illinois at Chicago, 2013.
10. **W.Ekin, Jack.** *Experimental Techniques for Low-Temperature Measurements : Cryostat Design*.
11. **Guruswamy, Sivaraman.** *ENGINEERING PROPERTIES AND APPLICATIONS OF LEAD ALLOYS*. New York : marcel dekker, ink, 2000.
12. **Wikipedia.** Saturnismo. *Wikipedia*. [Online] <https://it.wikipedia.org/wiki/Saturnismo>.
13. **Bonacina-Cavallini-Mattarolo.** *TRASMISSIONE DEL CALORE*. Padova : cleup editore, 75.
14. **INDIUM WIRE EXTRUSION corporation.** *cryogenic vacuum seals*.
<http://www.indiumwire.com>. [Online]
15. **TRELLEBORG.** O-Rings and back-up Rings. s.l. : catalogo. WWW.TSS.TRELLEBORG.COM.
16. **Pfeiffer-vacuum.** Datasheet-Pirani gauge head TPR 018, UHV,.
17. **Pfeiffer-vacuum.** datasheet-Cold cathode gauge head IKR 050.
18. **Pfeiffer-vacuum.** The Vacuum Technology book. *Know how book*. Vol. 2.
19. **Adixen company (Alcatel Vacuum Technology).** *catalogo- TURBOMOLECULAR PUMPS-User's manual*. 2007.
20. **Pfeiffer-vacuum.** *catalogo-Dry Compact Multi-stage Roots Pumps*.

- 21. Pfeiffer-vacuum.** Turbopumps with hybrid bearing. [Online] <https://www.pfeiffer-vacuum.com>.
- 22. Paulucci, G.M.** *Appunti di metallurgia per la laurea in ingegneria meccanica vol. 1.* **Padova : Libreria Progetto, 2000.**
- 23. Pompe da vuoto. wikibooks. [Online]**
https://it.wikibooks.org/wiki/Micro_e_nanotecnologia/Microtecnologia/Il_vuoto/Pompe_da_vuoto.
- 24. Fanti, Giulio.** *APPUNTI DI MISURE MECCANICHE E TEMICHE.* s.l. : **edizione libreria progetto Padova, 2014.**
- 25. Atzori, Bruno.** *Appunti di costruzione di macchine.* s.l. : **cortina.**

CAPITOLO VI

PROGETTAZIONE FINALE DISPOSITIVO FRONT END PROTONICO

6.1 INTRODUZIONE

Nel progetto SPES la reazione di fissione dell'uranio 238, che avviene nella camera target, è indotta da un fascio di protoni che incidono su sette dischi di carburo di uranio. Il fascio primario protonico prima del target è ridefinito nella forma tramite un collimatore. Il 15% dei protoni è progettato per essere assorbito dai collimatori mentre altri protoni liberi possono colpire le restanti parti della linea protonica.

Protoni e neutroni possono interagire con nuclei dei materiali costituenti il front end generando nuclei radioattivamente instabili. Questi nuclei radioattivi decadono in accordo con il differente tipo di fenomeno fisico. Questo processo è definito in generale come "attivazione" della materia. Ogni isotopo radioattivo ha uno specifico tempo di decadimento che può variare di diversi ordini di grandezza. I decadimenti sono associati all'emissione di fotoni ad alta energia che possono essere assorbiti dai materiali circostanti interferendo con la materia.

Una conseguenza dei residui di attivazione del front-end sono le dosi di raggi gamma che possono essere assorbiti dall'uomo durante i periodi di manutenzione causando seri rischi per la salute.

Si prevede di far funzionare l'apparato SPES con il seguente schema: dopo 14 giorni di lavoro continuo, il fascio è spento per altri 14 giorni. La camera target è rimossa e sostituita con una nuova. Questo ciclo è ripetuto 10 volte per 7 anni. Due brevi periodi di manutenzione sono previsti ogni anno.

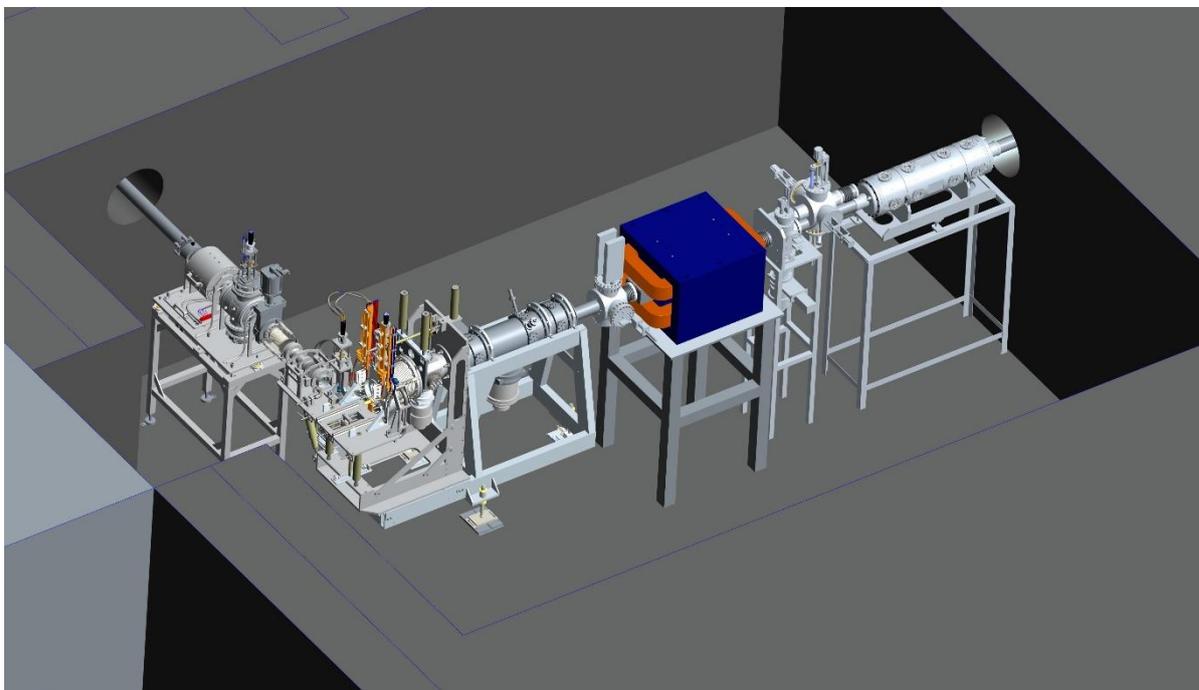


Fig.6.1: Sezione del bunker contenente gli apparati del front-end

La manutenzione e l'ispezione operati dall'uomo all'interno del bunker devono essere previsti solo in casi di necessità e in ogni caso sempre in assenza della camera target e trascorsi 15 giorni dalla rimozione della stessa. Anche in queste condizioni l'attivazione residua di tutti gli elementi del front end può essere pericolosa per la salute.

Per questo motivo è stato condotto uno studio (1) nel quale: sono state calcolate le dosi di radiazioni presenti nel front-end, previste delle soluzioni per la riduzione di queste e calcolati i tempi massimi di intervento all'interno del bunker. I maggiori provvedimenti adottati per ridurre le attivazioni residue sono stati presi nel canale protonico e sono: la sostituzione di dove possibile di tutti i materiali in acciaio con alluminio e titanio, utilizzo di dischi in grafite e alluminio per ridurre l'incidenza dei protoni contro componenti in acciaio inossidabile non sostituibili, utilizzo di schermature in piombo ecc.

Lo scopo principale di questa parte del lavoro di tesi è integrare parte di queste soluzioni all'interno del canale protonico. Per questo dopo aver esaminato meglio i concetti di dosimetria e valutata la normativa italiana in merito, sarà descritto nel dettaglio il canale protonico preesistente, verranno descritte le soluzioni proposte in (1) per il canale protonico e i conseguenti valori di riduzioni dei ratei di dose previsti e infine verrà descritto il nuovo canale protonico riprogettato che integrerà le soluzioni proposte in (1).

Il lavoro eseguito non si ferma alla sola applicazione dei dispositivi di riduzione di dose, ma si dovrà anche procedere ad una progettazione di fine di tutta la struttura del canale protonico in modo da renderlo operativo, compresa la lista di una procedura da eseguire in caso di rimozione del collimatore con relativi calcoli dosimetrici.

6.2 UNITA' DI DOSIMETRIA E NORMATIVA VIGENTE IN ITALIA

L'unità di misura nel sistema internazionale della dose di radiazione equivalente è il Sievert (Sv). Essa può quantificare gli effetti provocati dalla radiazione su un organismo ed è espressa come energia per unità di massa $1 \text{ Sv} = 1 \text{ J/kg}$. Per comprendere la grandezza di questa unità di misura si possono fornire i seguenti dati.

Causa radiazione	Dose equivalente
Fondo naturale di radiazione (2)	2,4 mSv/y
radiografia (2)	<1 mSv
radioterapia (2)	10-40 mSv a seduta
Chernobyl (2019) (3)	0,8 $\mu\text{Sv/h}$
Reattore di Fukushima (02/2017)	530 Sv/h

Tab.6.1. Dosi equivalenti per alcuni esempi di esposizione.

Per comprendere invece gli effetti sull'organismo si possono dare le seguenti indicazioni.

Dose equivalente	Effetti biologici
1 Sv	Alterazioni temporanee dell'emoglobina
2-3 Sv	Nausea, perdita di capelli, emorragie
4 Sv	Morte nel 50% dei casi
6 Sv	Sopravvivenza improbabile

Tab.6.2. Danni biologici in base alle dosi assorbite. (2)

In accordo con la legislazione italiana, che si riferisce alle indicazioni internazionali fornite dal ICRP, il limite annuo di dose assorbita per la popolazione e i lavoratori classificati come non esposti è 1 mSv. Questa dose è da intendersi come base di aggiunta della naturale radiazione di fondo, che risulta come indicato dalla tabella 6.1 di 2,4 mSv, e delle radiazioni assorbite in tecniche mediche di diagnostica.

Questa dose può essere incrementata da 6 fino a 20 mSv/y per i lavoratori che sono classificati come lavoratori a rischio radiazioni ionizzanti. In ogni caso non esiste ancora uno studio certo sulla dose minima che può essere assorbita senza provocare danni, per cui vale sempre il principio della prudenza e si cerca di limitare al minimo la dose assorbita.

Applicando questo principio nel bunker è stato definito, sempre dallo studio condotto in (1), che il limite ammesso all'interno del bunker è di circa 100 $\mu\text{Sv/h}$ sotto ipotesi che il tempo massimo

concesso a operatore di permanenza sia di 10 h per un anno intero. Per una dose assorbita totale di 1mSv.

6.3 DESCRIZIONE DEL FRONT-END PROTONICO PREESISTENTE

Il canale protonico collega il ciclotrone alla camera target permettendo l'isolamento elettrico tra le due estremità. All'interno di esso passa il fascio protonico diretto verso la camera target. Nel canale protonico sono contenuti due principali dispositivi indispensabili per il corretto funzionamento del target: il collimatore e la box di diagnostica. Dapprima il fascio di protoni prodotto dal ciclotrone entra nel lato sinistro del canale e viene collimato, cioè rettificato di dimensione dal collimatore. Successivamente esso entra all'interno di una box di diagnostica. Qui sono presenti due strumenti di diagnostica già progettati: una faraday cup e un beam profiler. A destra della box è presente una valvola di chiusura del vuoto VAT che isola gli ambienti in vuoto per la rimozione della camera target. Alle estremità del canale sono presenti due soffietti flessibili che consentono i collegamenti del canale protonico alla camera target a destra e dal ciclotrone a sinistra. All'interno del canale protonico come su tutto il front end è presente un grado di vuoto alto 10^{-5} - 10^{-6} mbar per facilitare il passaggio e protoni e evitare fenomeni di ossidazione all'interno della camera target. Segue ora una descrizione sommaria dei vari componenti.

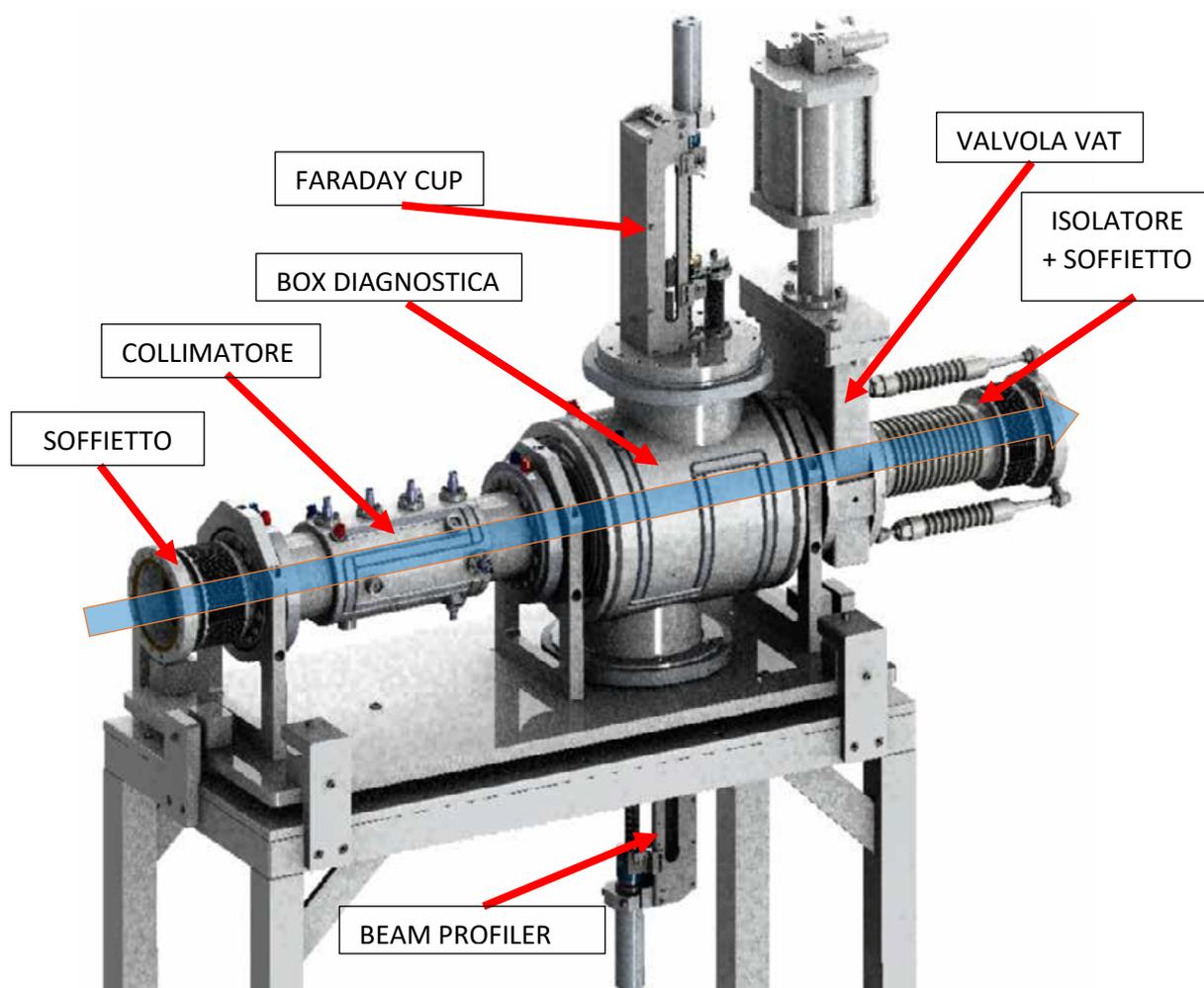


Fig.6.2: Rappresentazione isometrica della parte principale del vecchio Front-End protonico del Progetto SPES

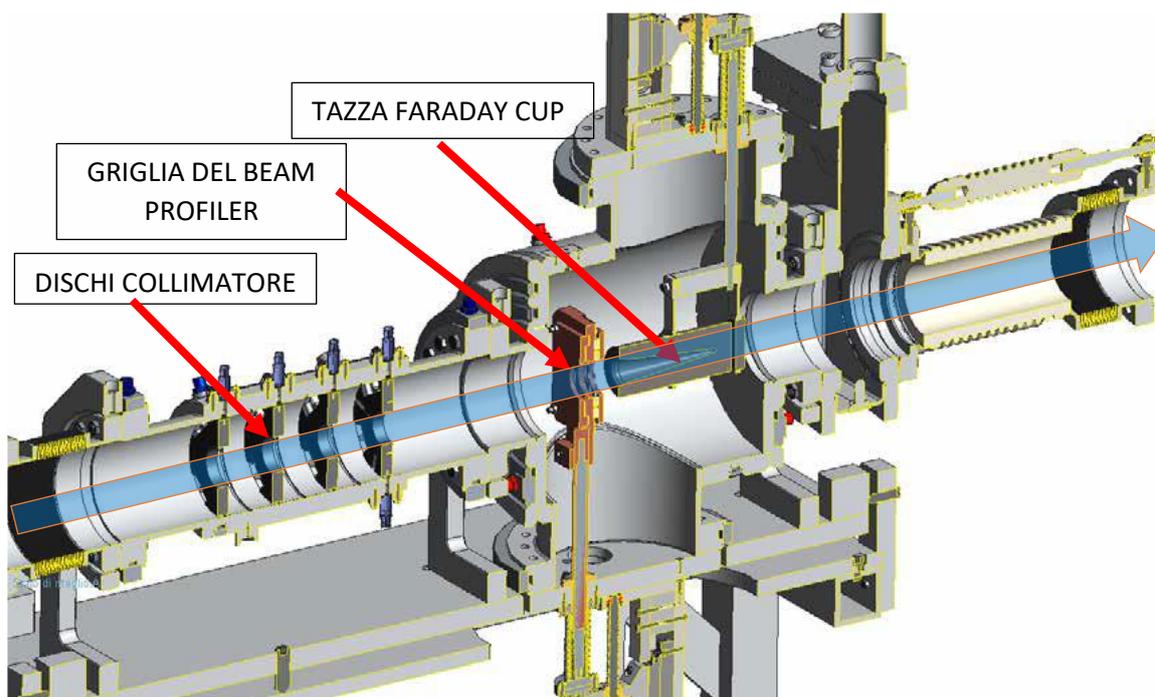


Fig. 6.3: Vista in sezione della parte principale del Front-End protonico del Progetto SPES

1. COLLIMATORE

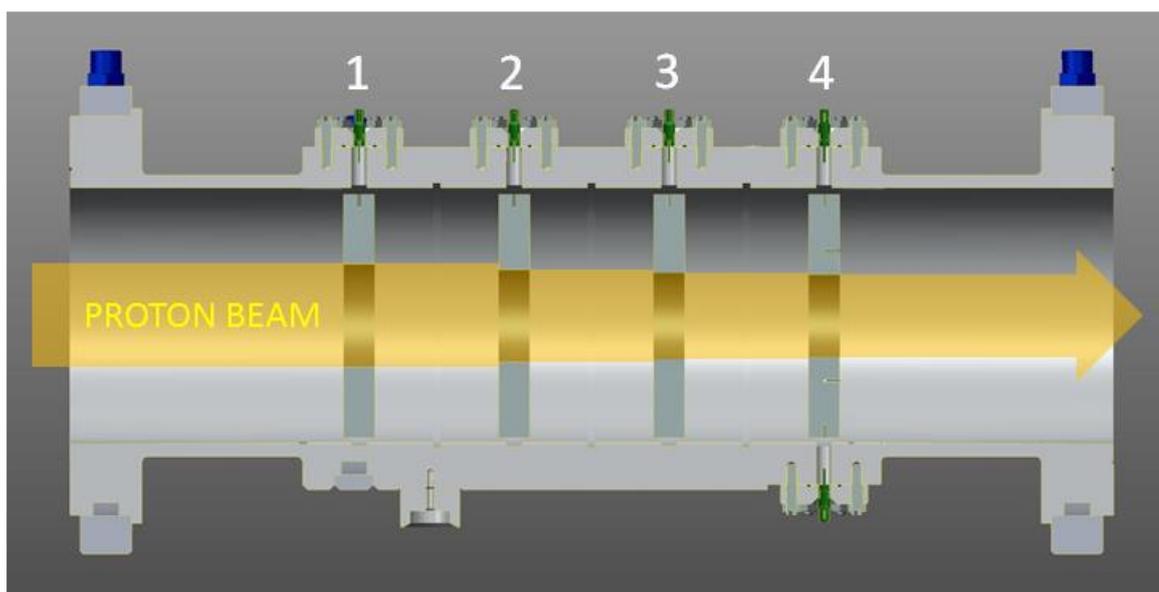


Fig. 6.4: Sezione del collimatore con indicata la direzione del fascio e relativa rettificazione al passaggio nei collimatori. (4)

Nella linea protonica il dispositivo multi collimatore è impiegato per dare una forma desiderata al fascio protonico. Esso è composto da 4 dischi di grafite di 12 mm di spessore coassiali introdotti all'interno di una camera da vuoto in lega di alluminio 6082 raffreddato con un circuito idraulico esterno. I diametri interni dei dischi si riducono progressivamente nella direzione di fascio così da ridefinire progressivamente il diametro del fascio. I dischi hanno diametri 42,7mm-41,8mm-41,1mm-41,8 mm. Essi assorbono circa il 15% del fascio e per questo motivo si attivano molto, in prevalenza dell'isotopo Be7, con tempo di decadimento di 53 giorni.

Il collimatore richiede due connessioni idrauliche di diametro 8 millimetri per il raffreddamento e la connessione elettrica di 7 connettori BNC disposti sui 4 dischi. Inoltre sono previste all'esterno

delle bussole di centraggio che hanno lo scopo di essere dei punti di riferimento per il centraggio tramite laser. Le flange di estremità sono comuni CF100 raffreddate con cava per guarnizione in indio.

Il collimatore è già stato progettato nei Laboratori Nazionali di Legnaro e anche realizzato presso un'officina specializzata nella lavorazione e saldature dell'alluminio.



Fig. 6.5: Collimatore già realizzato e pronto per l'installazione.

2. BOX DIAGNOSTICA

La box di diagnostica è una camera da vuoto in lega di alluminio 6082 raffreddata esternamente da un circuito idraulico e ospita due flange CF160 utilizzate per il collegamento della faraday cup e del beam profiler. Le connessioni idrauliche sono poste su entrambe le basi del cilindro e anche sul cilindro esterno. È presente anche una connessione elettrica di tipo BNC. Le flange di connessione al canale protonico sono flange CF100.



Fig. 6.6: Rendering della box di diagnostica progettata ai Laboratori Nazionali di Legnaro.

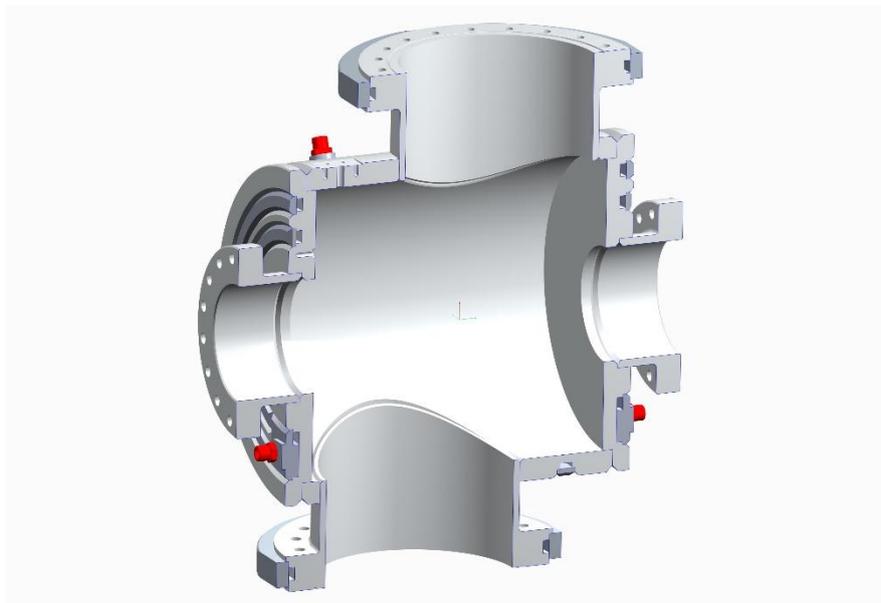


Fig. 6.7: Sezione della box di diagnostica

La box di diagnostica è già stata progettata nei Laboratori Nazionali di Legnaro e anche realizzata presso un'officina specializzata nella lavorazione e saldature dell'alluminio.



Fig. 6.8: Box di diagnostica già realizzata.

3. FARADAY-CUP

La Faraday Cup è un dispositivo che intercetta un fascio di particelle cariche e ne misura l'intensità di corrente. Nella sua forma più semplice la Faraday Cup consiste in una camera metallica conduttrice elettricamente isolata, che intercetta trasversalmente le particelle del fascio; un cavo elettrico ad essa collegato conduce la corrente che si stabilisce nella coppa verso l'esterno, dove il segnale rilevato viene opportunamente elaborato da strumenti di misura. La tazza metallica è la parte sensibile del dispositivo, ed ha come funzione quella di intercettare e raccogliere gli ioni del fascio che si intende analizzare. Il fascio entra attraverso l'apertura della tazza e quando gli ioni vengono a

contatto con la superficie di essa, prelevano l'elettrone di cui necessitano per bilanciare la propria carica.

La Faraday Cup rappresenta uno strumento di diagnostica distruttivo in quanto al momento della misura, l'intero fascio è fermato. Si prevede quindi che la Faraday Cup sia movimentata per essere inserita o disinserita dalla linea d'asse del fascio. Nelle costruzioni più semplici e simili all'applicazione richiesta per il progetto SPES, la Faraday Cup è montata su un supporto ad intercettazione azionato da un attuttore pneumatico che la inserisce nella linea d'asse al momento della misura e che la disinserisce quando, aggiustati i parametri, si vuole utilizzare il fascio.

Nel caso di studio la faraday cup è già stata progettata e non ha richiesto modifiche costruttive.



Fig. 6.9: Faraday cup inserita nel sistema di movimentazione pneumatico.

4. BEAM PROFILER

Un Beam Profiler è un dispositivo di diagnostica utilizzato per risalire alle caratteristiche di un fascio sorgente, mediante l'intercettazione dello stesso ad opera di una serie di fili opportunamente dimensionati. Esso è uno strumento non distruttivo, in quanto non ferma completamente il passaggio del fascio ma si limita ad intercettarlo parzialmente per un certo intervallo di tempo. Tale periodo è sufficiente per poter eseguire la scansione del fascio e risalire alle sue caratteristiche in termini di forma e posizione. Il beam profiler progettato è di tipo a griglia.

Dal punto di vista dell'acquisizione del segnale, ogni filo intercettato dal fascio trasporta un segnale elettrico proporzionale all'intensità di questo. Quindi è possibile ottenere la distribuzione spaziale del fascio.

In analogia con quanto detto per la Faraday Cup, si prevede che il Beam Profiler sia movimentato per essere inserito o disinserito dalla linea d'asse del fascio. Nelle costruzioni più semplici e simili all'applicazione richiesta per il progetto SPES, il Beam Profiler è montato su un supporto ad intercettazione azionato da un attuttore pneumatico che lo inserisce nella linea d'asse al momento della misura e che lo disinserisce quando, aggiustati i parametri, si vuole utilizzare il fascio.

Nel caso di studio il beam profiler è già stata progettato e non ha richiesto modifiche costruttive.

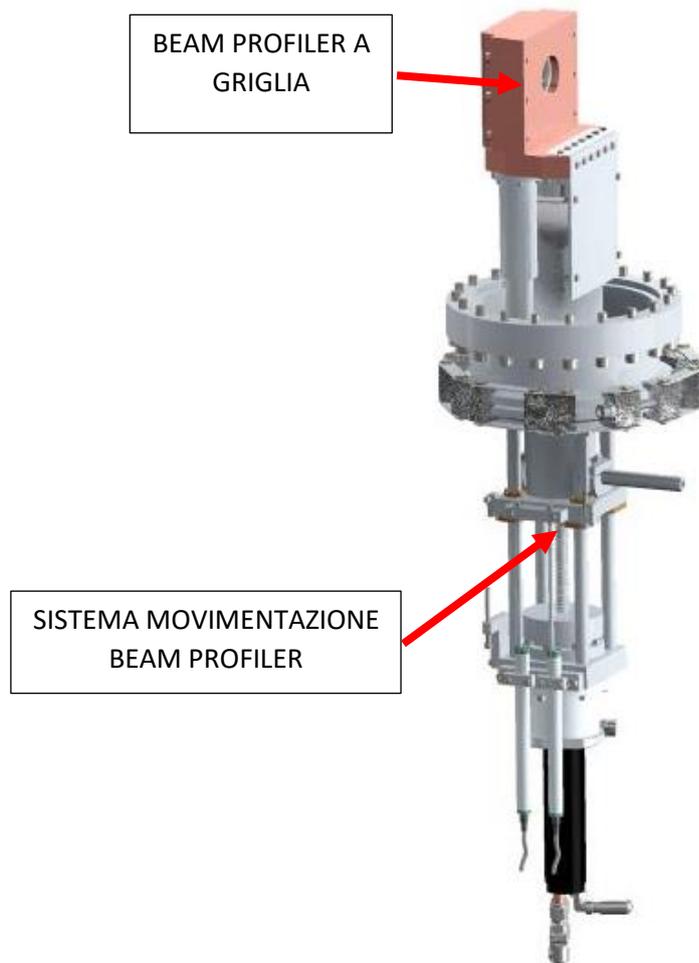


Fig. 6.10: Rendering del beam profiler inserito nella movimentazione pneumatica.

5. VALVOLA CHIUSURA DEL VUOTO VAT

Per separare il canale da vuoto in due zone è necessario l'inserimento di una valvola di chiusura automatica prodotta dall'azienda VAT. In questo modo sono possibili interventi di manutenzione sul front end protonico senza dover riportare a pressione atmosferica l'intero condotto a vuoto, inoltre è indispensabile per la rimozione della camera target.

In particolare la valvola VAT utilizzata è una "VAT serie 482 all-metal gate valve" con flange CF100 e attuatore pneumatico per la chiusura della valvola, adatta all'uso in ambiente radioattivo.

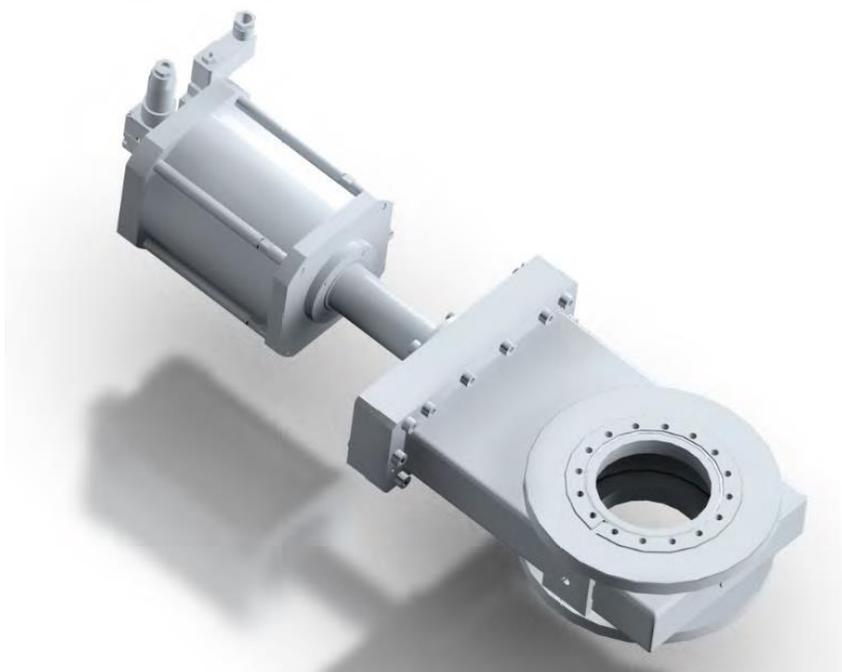


Fig. 6.11: Valvola VAT serie 482 all-metal gate valve con flangie CF100 prodotta dall'azienda VAT adatta ad ambienti radioattivi ed utilizzata nel canale protonico.

6. SOFFIETTO LATO CICLOTRONE

I soffietti sono componenti flessibili formati da un certo numero di membrane metalliche saldate tra loro. Il numero di tali membrane e le loro caratteristiche dipendono dalle specifiche in termini di spostamento in direzione assiale, laterale o angolare nonché dalle variabili ambientali come temperatura, pressione di lavoro e numero di cicli previsto. Alle estremità prevedono delle flange saldate. Sono tipicamente realizzati in acciaio inossidabile.

In genere sono utilizzati come elementi di tenuta flessibili per separare ambienti a diversa pressione: essi sono particolarmente comuni nelle applicazioni in vuoto e in UHV.



Fig.6.12: Esempio di soffietto con estremità flangiate. In evidenza i movimenti in direzione assiale, laterale ed angolare che questo componente è in grado di realizzare.

In particolare sul lato sinistro del canale è presente un soffietto in acciaio inossidabile con flange CF100 che è utilizzato per collegare agilmente il canale protonico con il condotto del ciclotrone.



Fig.6.13: Soffietto in acciaio inossidabile lato sinistro del canale protonico dotato di flange CF100 di cui una rotabile che sarà sostituito nella versione definitiva del canale protonico.

7. ISOLATORE CERAMICO CON SOFFIETTO LATO TARGET

Sul lato destro del canale il collegamento con la camera target è eseguito con un altro soffietto in acciaio inossidabile associato ad un isolatore elettrico in allumina per rendere isolate elettricamente le parti. Questo componente non è stato modificato nella versione nuova del canale.



Fig.6.14: Isolatore in allumina integrato con un soffietto in acciaio inossidabile inserito nel lato destro del canale protonico dotato di flange CF100.

6.3.1 Principali modifiche da attuare al canale protonico

Ad una attenta analisi nel canale protonico emergono alcuni problemi pratici non trascurabili. Il problema principale sono le connessioni idrauliche della box di diagnostica.

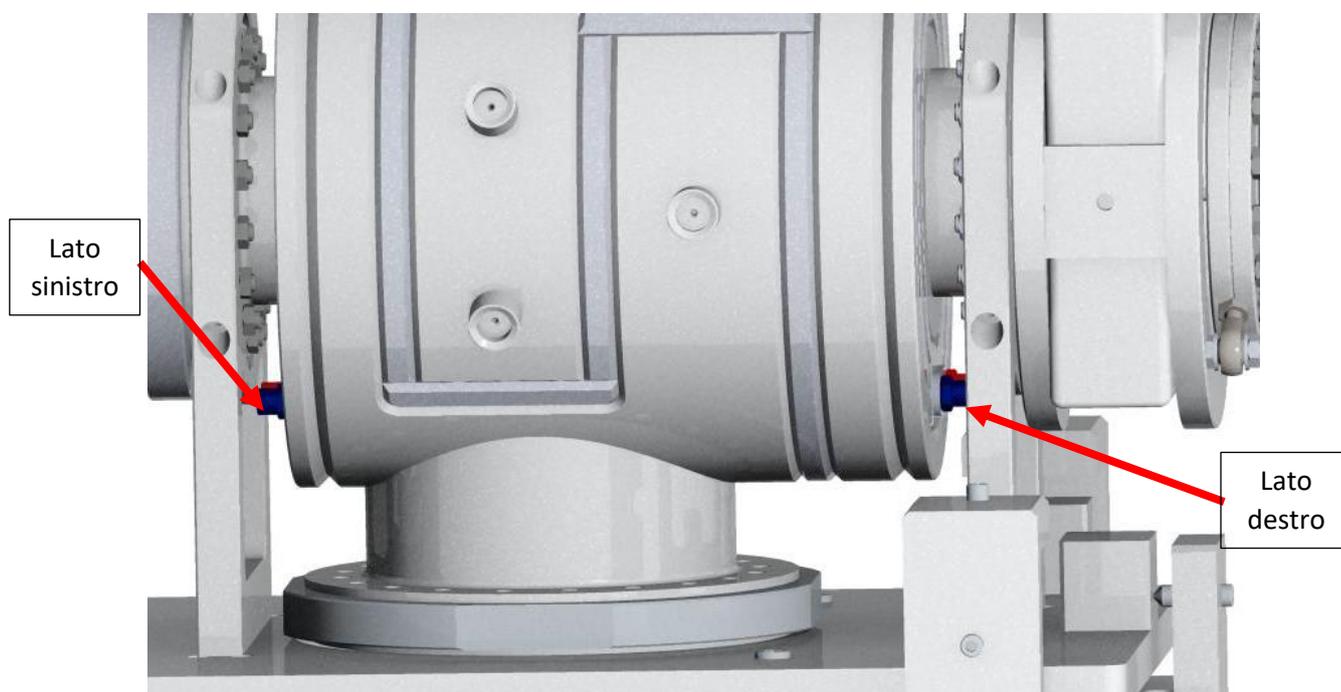


Fig. 6.15: Rendering del canale protonico che mostra i problemi di interferenza per le connessioni idrauliche indicate.

Come si può riscontrare dal rendering di figura 6.15 sia sul lato destro che sinistro del box di diagnostica le connessioni idrauliche per il raffreddamento delle flange di estremità sono sovrapposte ai sostegni quindi risulta assolutamente impossibile installare i raccordi idraulici. Questo problema può risultare all'apparenza banale e facilmente risolvibile ma, in virtù delle condizioni al contorno imposte alla progettazione, diventa alquanto complesso. Infatti sia la box di diagnostica sia il collimatore sono già stati realizzati quindi sono escluse le ipotesi di modificare i pezzi e di rifare i componenti dato l'elevato costo degli stessi (una decina di migliaia di euro). Inoltre nel lato destro deve essere installata la valvola VAT che è un componente standard non modificabile. Altro vincolo è la distanza collimatore-target che non è modificabile a causa dell'effetto di dispersione del fascio indotto dall'allungamento delle distanze non previsto che causerebbe, tra l'altro, anche una ulteriore attivazione della valvola VAT come spiegato al paragrafo 1.4. Quindi insomma il problema richiede una attenta analisi che sarà trattata al paragrafo 1.5.

Altro modifica da attuare è una riprogettazione del sistema di allineamento del banco che non risulta comodo ai fini pratici. Quindi dovrà essere sostituito con un sistema di allineamento tradizionale già sviluppato e collaudato all'interno dei Laboratori Nazionali di Legnaro.

6.4 OBIETTIVI DI RIPROGETTAZIONE DEL CANALE PROTONICO

6.4.1 Modifiche inerenti all'obiettivo radioprotezionistico

Dallo studio condotto in (1) è emerso, come anticipato al paragrafo 1.1, che per mantenere la dose di radiazione massima concessa di $100\mu\text{Sv/h}$ sono necessari alcuni provvedimenti da attuare all'intero front-end. In questo paragrafo sarà riassunto lo studio di attivazione del solo canale protonico di interesse pratico in questa tesi.

6.4.1.2 Analisi del canale protonico preesistente

Dall'analisi delle radiazioni all'interno del bunker presentata in (1) tramite simulazioni con il codice di calcolo MCNPX è emerso il campo di radiazioni visibile in figura 6.16 valido per il canale protonico preesistente.

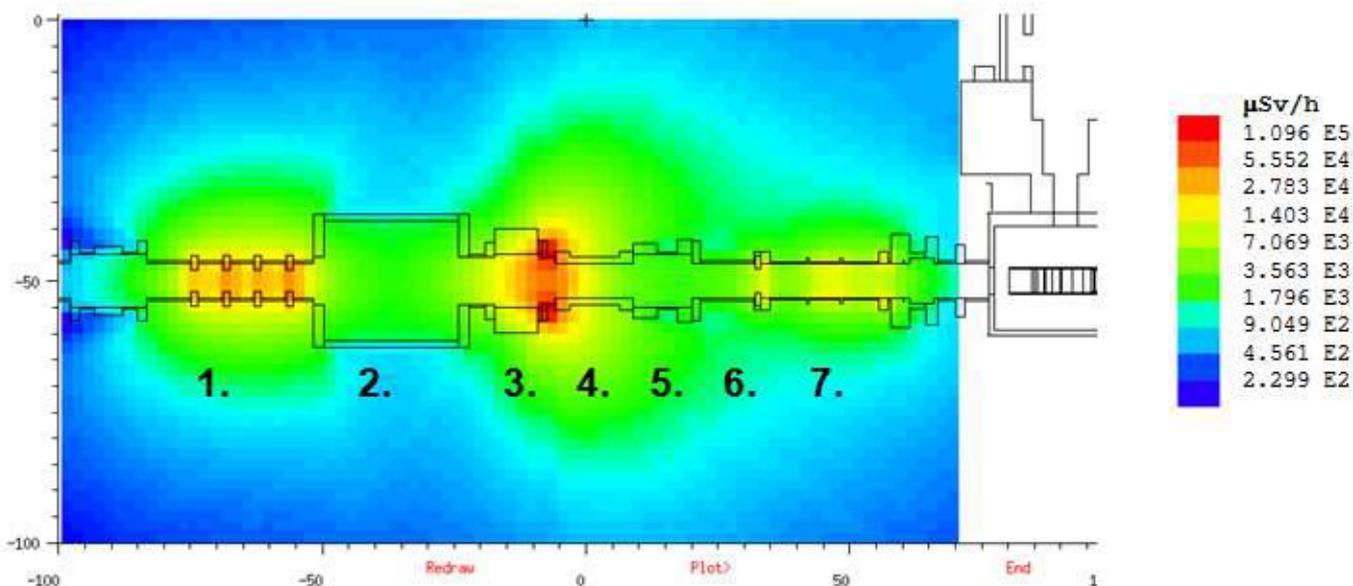


Fig. 6.16: Vista orizzontale del canale protonico senza gli accorgimenti di radioprotezione. La mesh colorata rappresenta l'effettiva dose in aria di radiazione gamma dopo 10 cicli e 15 giorni di raffreddamento. La scala rappresenta la radiazione in scala logaritmica dal valore di 230 $\mu\text{Sv/h}$ fino a 100 mSv/h . Questa soluzione prevede già l'uso di un disco di alluminio posto in corrispondenza del numero 6 che limita l'attivazione del soffietto lato destro poco prima della camera target. Le etichette numerate indicano: 1. Il complesso dei collimatori, 2. La box di diagnostica, 3. Il complesso valvola VAT, 4. Isolatore in allumina. E altri componenti non appartenenti al canale protonico studiato. La zona verde indica la zona con associata una dose elevata di 1 mSv/h . (1)

Dopo 10 cicli e 15 giorni di funzionamento si può osservare in generale come a 40 cm distanza dalle superfici di contaminazione le dosi sono maggiori di 100-200 $\mu\text{Sv/h}$ rispetto a quelle concesse di 100 $\mu\text{Sv/h}$. In particolare le maggiori criticità sono:

- Il complesso valvola VAT con rateo di dose di 3,5 mSv/h ;
- Il complesso collimatori con rateo di dose di 1,7 mSv/h ;
- Il soffietto sinistro in acciaio inossidabile con 0,9 mSv/h .

Questi elementi possiedono un elevato livello di attivazione causata dalla attivazione protonica indotta. In particolare il collimatore è attivato a causa del suo principio di funzionamento mentre il soffietto e la valvola VAT sono attivati perché costituiti da acciaio inossidabile che soffre molto più di attivazione rispetto all'alluminio. Il resto del canale, essendo costituito da alluminio, è meno soggetto ad attivazione.

6.4.1.3 Soluzioni adottate per ridurre l'attivazione nel canale protonico

Per ridurre il rateo di dose nella zona in prossimità del canale protonico e portarlo su valori definiti in precedenza sono stati presi in considerazione i seguenti provvedimenti:

- Per ridurre l'attività residua del complesso valvola VAT, un disco in grafite è introdotto nella box di diagnostica immediatamente prima della valvola VAT per assorbire i protoni di scattering. Con questo metodo si è stimata una riduzione delle dosi di due ordini di grandezza;

- Per ridurre l'attività residua indotta sui soffietti è stata proposta la sostituzione del materiale da acciaio inossidabile a titanio riducendo così la radiazione in prossimità di questi di un ordine di grandezza;
- Per ridurre la dose residua di raggi gamma nella zona circostante il colmatore è stata prevista una protezione di piombo di spessore 10 mm che circonda interamente i collimatori. Con questo provvedimento si è ridotto di un ordine di grandezza la dose assorbita.

Si possono concludere i risultati di queste operazioni attraverso la seguente elaborazione numerica e riassunti in tabella 6.3:

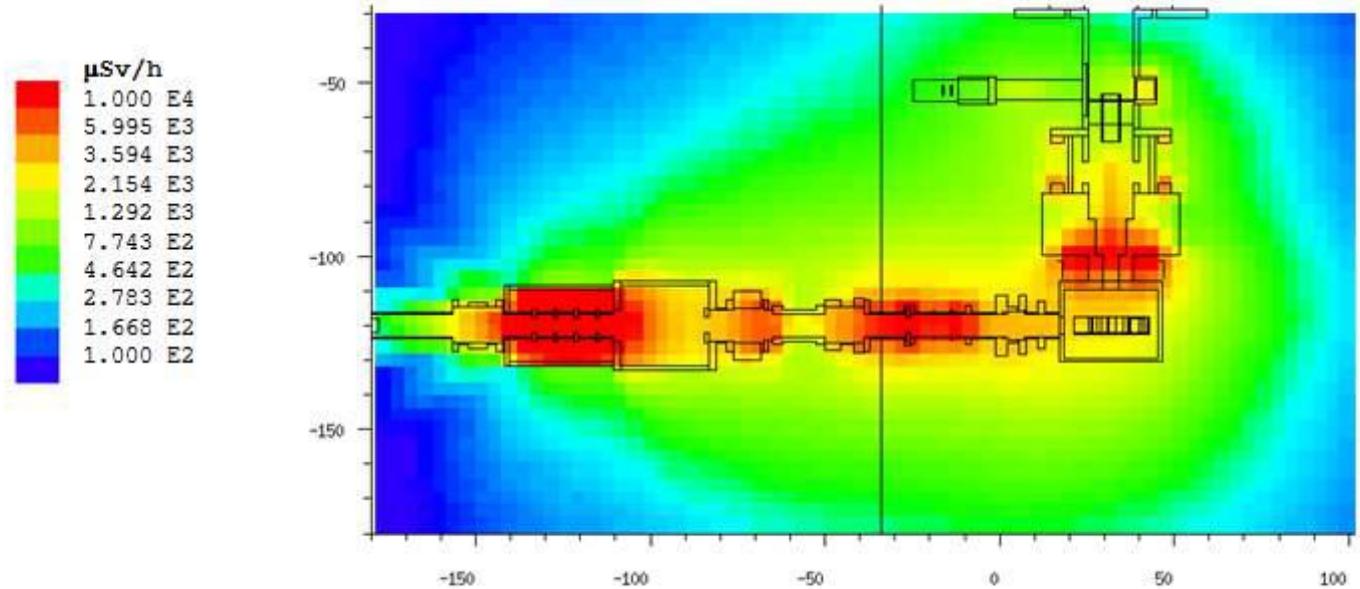


Figure 6.17: Vista orizzontale dello SPES bunker dopo 10 cicli e 15 giorni di raffreddamento. La mesh rappresenta l'effettiva radiazione associata a ciascuna voce della scala in colore. Questa figura rappresenta la soluzione finale del canale protonico con tutte le strategie di riduzione dell'attivazione incluse. Le dimensioni del front-end sono in centimetri. La scala rappresenta la radiazione in scala logaritmica dal valore di 100 µSv/h fino a 100 mSv/h. All'interno del box in piombo è presente una radiazione di 10 mSv/h. Ed è una delle zone più attive del bunker. (1)

Tempo di raffreddamento	15 gg	30 gg
Rateo di dose	µSv/h	µSv/h
Collimatori	148	125
Valvola VAT	281	237
Soffietto sinistro canale protonico	166	110

Tab. 6.3: Radiazioni calcolate a 40 cm dalla superficie radioattiva dei principali componenti del canale protonico. È possibile vedere come aumentando i tempi di raffreddamento la radiazione cali. (1)

Con questi provvedimenti, come è possibile vedere dalla tabella 6.3, si stima che la radiazione nella zona in prossimità del collimatore sia di circa 100-300 µSv/h. In questo modo sono possibili interventi di manutenzione all'interno del bunker dopo naturalmente avere rimosso la camera target e atteso almeno 15 giorni. E si stima che nel caso per esempio di manutenzione delle pompe da vuoto della durata di 20 minuti la dose assorbita sia di 100 µSv.

Questi valori di dose sono associati per manutenzioni ordinarie del bunker. Bisogna quindi considerare per esempio l'imprevisto malfunzionamento del canale protonico che causerebbe l'impossibilità di effettuare manutenzioni per tempi molto più lunghi di 20 minuti. Quindi è

necessario assicurare una progettazione attenta del canale protonico che rendi possibile una rapida manutenzione potendo sostituire rapidamente i soli componenti guasti. In particolare questo è valido per il collimatore che è la parte più critica del canale. Quindi nel complesso i lavori che sono stati eseguiti sono:

- Progettazione della protezione in piombo per il collimatore;
- Progettazione di un sistema di sgancio rapido del collimatore e di appositi strumenti *per lo stoccaggio in zona sicura all'interno del bunker*;
- Creazione di una procedura dettagliata per la rimozione del canale protonico e stima della dose assorbita per la rimozione del collimatore;
- Riprogettazione dei soffietti in titanio;
- Progettazione dei supporti dei componenti del canale che consentano la rimozione singola di ogni componente.

6.4.2 Modifiche inerenti alla progettazione strutturale del canale protonico

Oltre alle modifiche inerenti a rendere più sicuro il canale protonico dal punto di vista radioprotezionistico, si sono resi necessari altri lavori di progettazione che comprendono:

- La progettazione del banco di supporto del canale;
- La progettazione del sistema di allineamento del canale protonico;
- La risoluzione del problema delle connessioni idrauliche.

6.5 PROGETTAZIONE DEL SISTEMA DI COPERTURA IN PIOMBO

Come suggerito in (1) è stata progettata una protezione in piombo spessa 10 mm che circonda completamente i collimatori. Quello che è stato modellizzato nel calcolo numerico tramite codice di calcolo numerico MCNPX è rappresentato in figura 6.18.

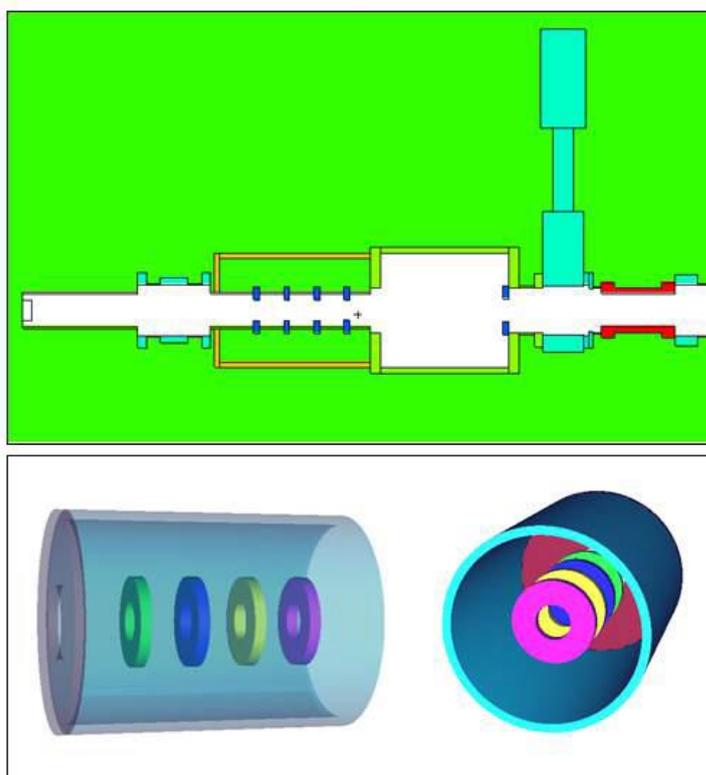


Fig. 6.18: Modellazione numerica nel codice di calcolo FLUKA del dispositivo di protezione in piombo visibile nella figura sopra in arancione e visibile in 3D nella figura sottostante. All'interno della protezione sono rappresentati i 4 dischi in grafite del collimatore.

In questa simulazione il piombo copre completamente i collimatori a parte la base di sinistra del cilindro in piombo. Il risultato della simulazione restituisce l'immagine di figura 6.19.

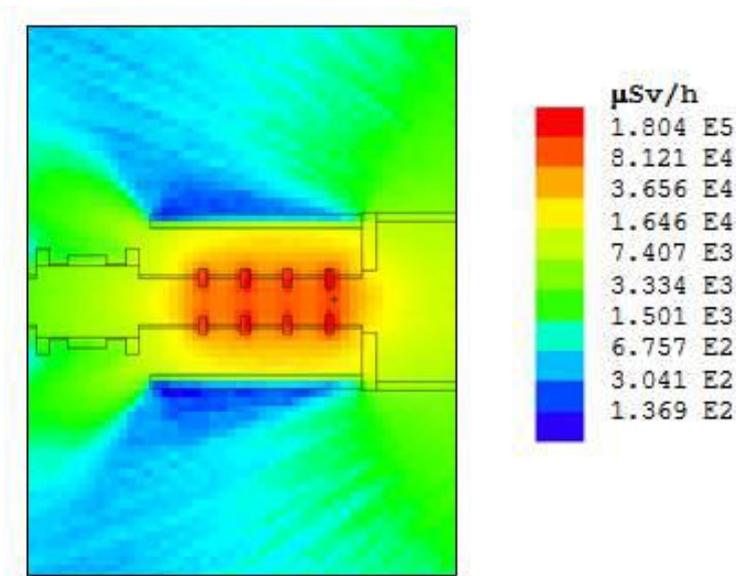


Fig. 6.19: Ingrandimento della figura 6.17 nella zona del collimatore. Dalla simulazione numerica ottenuta introducendo la protezione in piombo si può notare chiaramente la zona blu intorno al cilindro esterno che indica una notevole riduzione della radiazione.

Purtroppo non è impossibile assicurare una copertura perfetta perché non è stato tenuto conto del fatto che il collimatore deve essere inserito agevolmente all'interno dello scudo in piombo e quindi questo dovrà essere apribile. Questa soluzione comporta l'inevitabile presenza di fessure. Altro fattore che non è stato considerato è la presenza di alcuni fori di passaggio per i tubi idraulici ed elettrici. Altro problema strutturale da tenere in considerazione è l'elevata duttilità del piombo che rende impossibile l'utilizzo dello stesso senza l'ausilio di supporti. C'è il serio rischio che lo schermo in piombo si deformi sotto il suo stesso peso. E come ultimo non sono presenti in commercio lamiera standard di piombo di spessore 10 mm.

Per risolvere questi problemi è stata presa in considerazione l'utilizzo di un telaio di sostegno cilindrico di alluminio di spessore 12,5 mm chiuso ai lati da due lamiera circolari di alluminio saldate, all'interno del cilindro sono imbullonati due strati di lamiera di piombo da 5mm di spessore ciascuna.

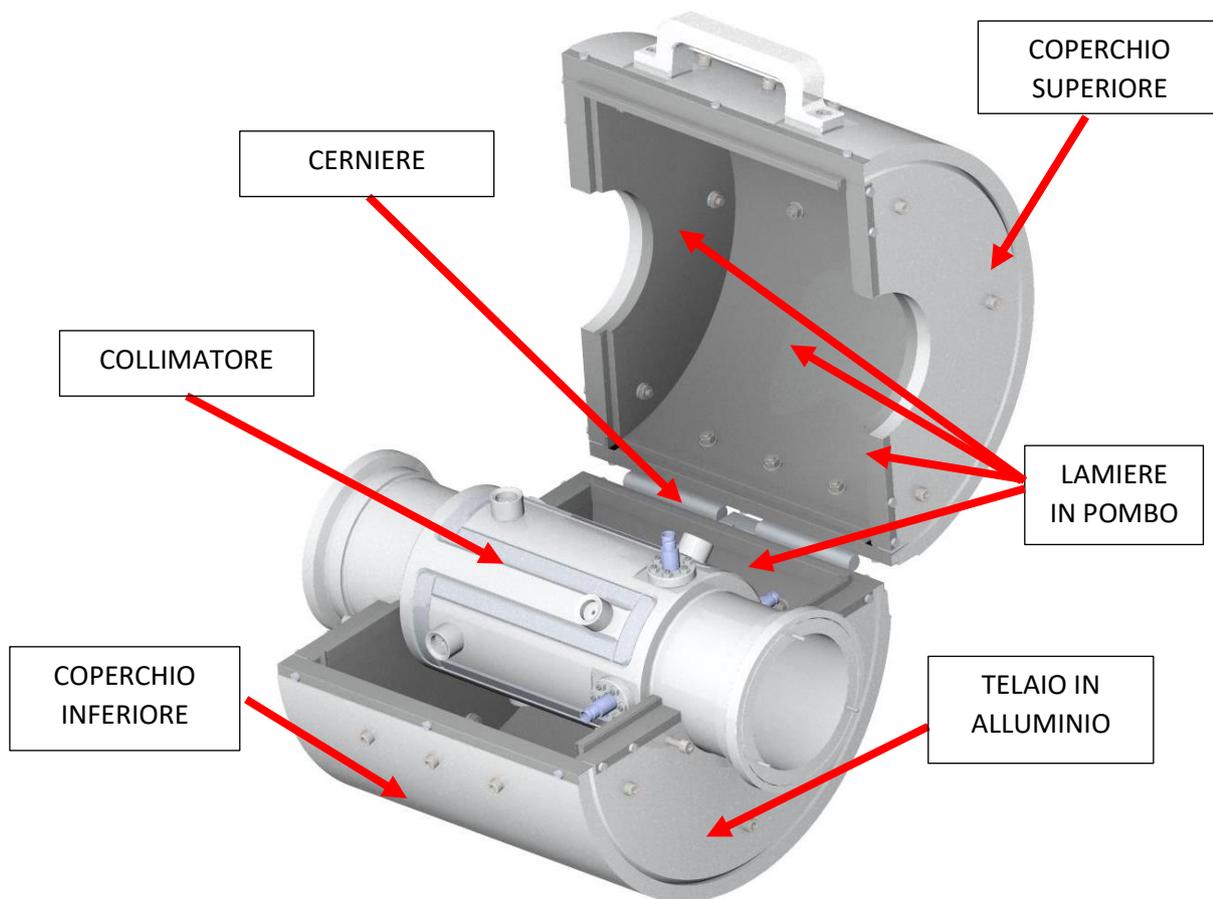


Fig. 6.20: Progetto finale della protezione in piombo per il collimatore apribile in due parti tramite cerniera. Tramite un fermo non visibile in foto è previsto che l'apertura massima del coperchio sia di 145°

Questa strategia consente di assemblare agevolmente le lamiere in piombo pretagliate e curvate ma soprattutto consente di poter intersecare i bordi delle lamiere come cerchiato in rosso in figura 6.21.

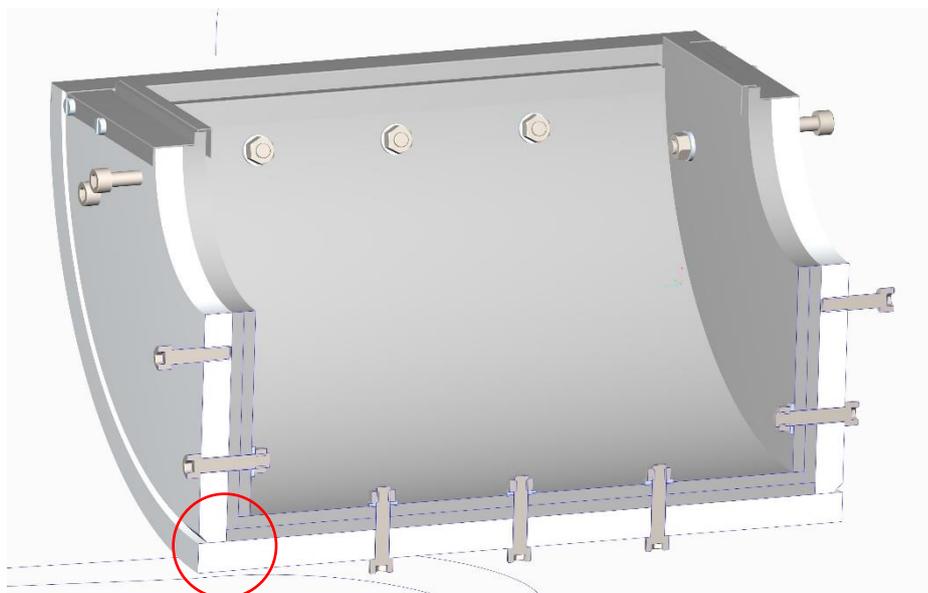


Fig. 6.21. Sezione del coperchio inferiore. È cerchiato in rosso la zona di intersezione delle lamiere che garantisce assenza di fessure.

Infatti è indispensabile che non siano presenti delle fessure dirette che lasciano passare fotoni ad alta energia. Si può immaginare questo problema inserendo una lampadina all'interno della protezione e se la copertura è ben progettata dall'esterno non deve essere assolutamente visibile la luce.

Come richiesto all'inizio del paragrafo 6.5 è stato previsto che la protezione possa essere aperta tramite maniglia inserendo una cerniera nel lato opposto in modo da operare all'interno nelle sole fasi di installazione del collimatore. In questo modo però si presenta il problema delle fessure tra i due coperchi che è stato risolto accostando le lamiera di piombo a nido di rondine come indicato in figura 6.22.

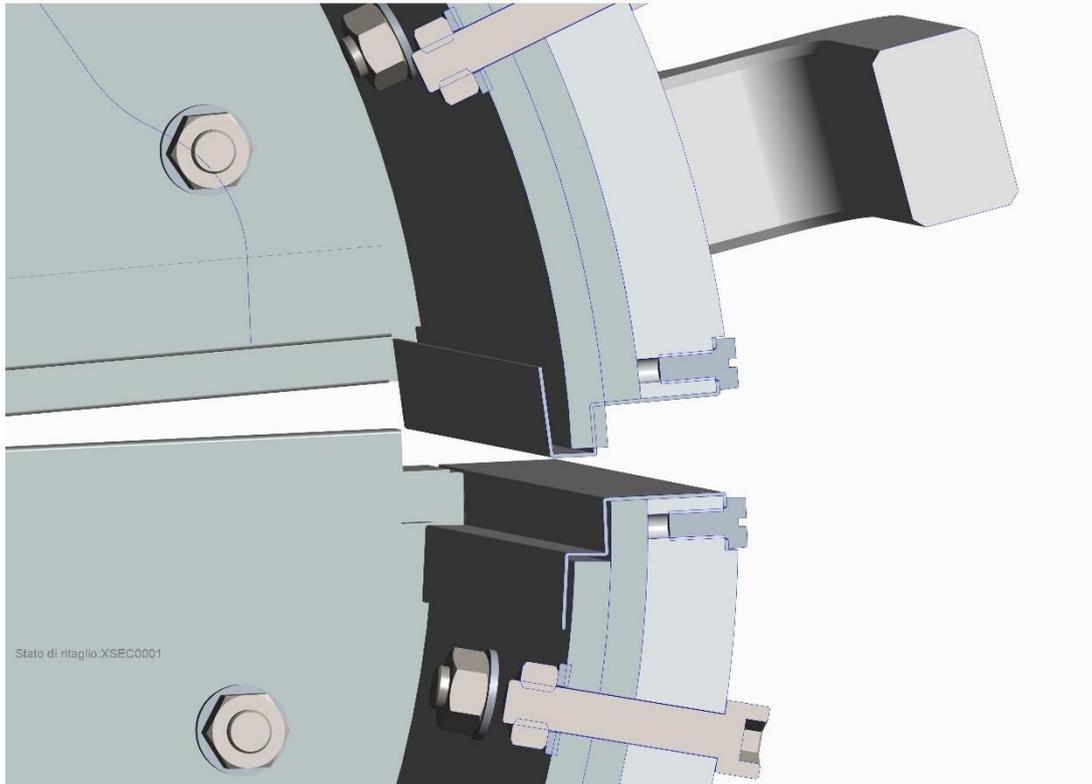


Fig. 6.22. Sezione trasversale della protezione in piombo in cui è visibile la soluzione di incastro delle lamiera nella chiusura del coperchio. Le sporgenze delle lamiera sono state protette dagli urti dalla presenza di lamiera di alluminio che circondano l'intero bordo di chiusura di entrambi i coperchi.

La presenza delle sporgenze di piombo visibili in figura 6.22 può creare problemi nel caso questa venga piegata involontariamente causando un problema nella chiusura. Quindi come è visibile in figura 6.22, sono state progettate delle piccole lamiera di alluminio di spessore 0,5 mm che proteggono le sporgenze delle lamiera del piombo e garantiscono anche una battuta uniforme.

Altro problema è la fattibilità di aprire il coperchio del peso di 26 kg ad una altezza da terra di 1500 mm. Per valutare la fattibilità di questa apertura è stato eseguito il calcolo della forza tangenziale da fornire alla maniglia per poter aprire il coperchio:

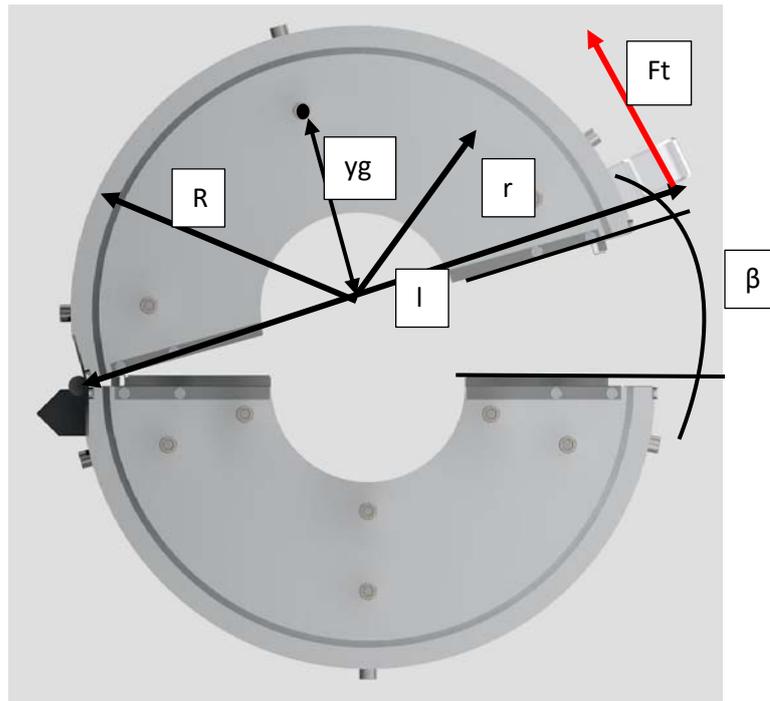


Fig. 6.23: Illustrazione del meccanismo di apertura con relativi simboli utilizzati nelle formule 6.1,6.2.

Dai dati rilevati si può calcolare il baricentro y_g del coperchio:

$$y_g = \frac{4 * (R^3 - r^3)}{\pi * 3 * (R^2 - r^2)} = \frac{4 * (165^3 - 142,5^3)}{\pi * 3 * (165^2 - 142,5^2)} = 98,5 \text{ mm} \quad (6.1)$$

Quindi da semplici considerazioni può essere calcolata la forza tangente F_t da applicare alla maniglia per aprire il coperchio per ogni angolo β .

$$F_t = \frac{m * \sqrt{\left(y_g^2 - \frac{D^2}{2}\right)} * \cos(\beta + \arctan(\frac{y_g * 2}{D})}{D} = [Kgf] \quad (6.2)$$

Ottenendo per ogni angolo β di apertura i seguenti valori:

β	$F_{tang} [kgf]$
0	14,8186
10	14,57107
20	13,8808
30	12,76878
40	11,26878
50	9,426386
60	7,297576
70	4,947033
80	2,446177
90	-0,129
100	-2,70027
110	-5,18948
120	-7,52102

130	-9,62403
140	-11,4346
150	-12,8978
160	-13,969
170	-14,6159
180	-14,8186

Tab. 6.4: Forze tangenti da applicare alla maniglia a seconda dell'angolo di apertura β .

Quindi come intuibile il massimo dello sforzo è a 0° con un carico necessario di circa 15 Kg che tende ad annullarsi tra 80 e 90° . Si suppone un uomo essere in grado di sollevare tale carico a tale altezza.

Per quanto riguarda l'apertura è stata progettata una battuta che consente di aprire il coperchio per un angolo massimo di 145° . In questo modo è possibile raggiungere la maniglia agevolmente come mostrato nella simulazione di figura 6.24 da un uomo alto 1,75 m. Inoltre con tale angolo, la forza peso del coperchio stimabile dalla tab.6.4 è di circa 12 Kg, il che rende difficile una chiusura accidentale del coperchio.

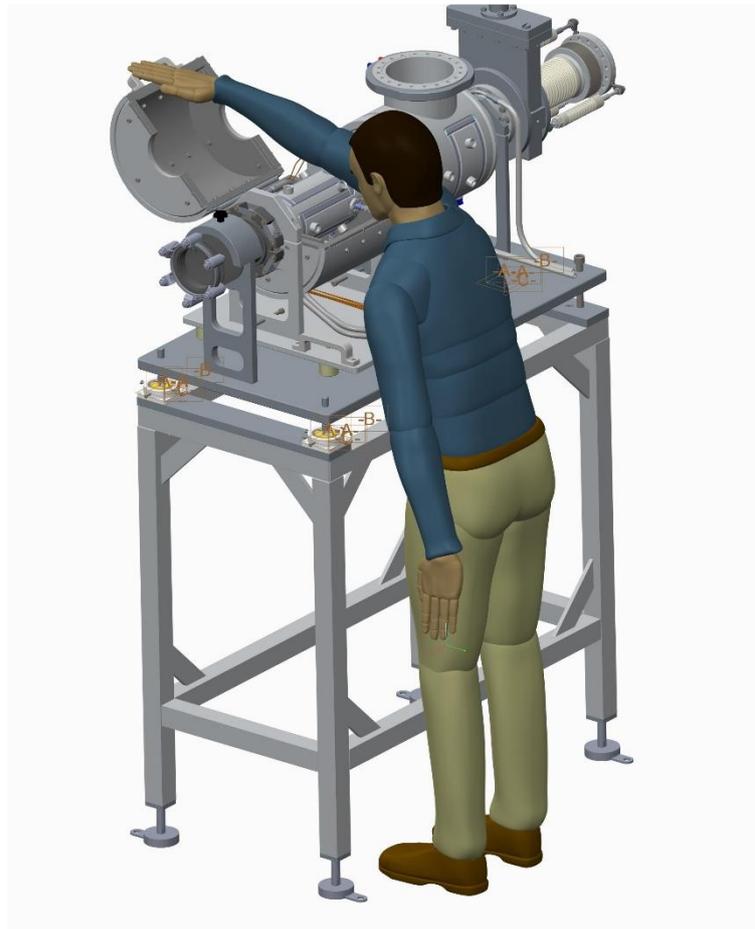


Fig. 6.24: Simulazione di chiusura del coperchio per valutare la fattibilità di questa operazione. Nella simulazione creata in creo 2.0 si è utilizzato un manichino di altezza 1,75m.

Per quanto riguarda il passaggio dei tubi idraulici e dei cavi elettrici, è stato necessario praticare dei fori nella protezione non previsti nel calcolo dosimetrico in (1). Quindi su suggerimento, sono stati posizionati i fori in corrispondenza del piano di mezzeria che separa i vari dischi collimatori in modo da ridurre la radiazione uscente.

Con questa nuova configurazione si è reso necessario il ricalcolo delle radiazioni ottenendo il risultato in figura 6.25.

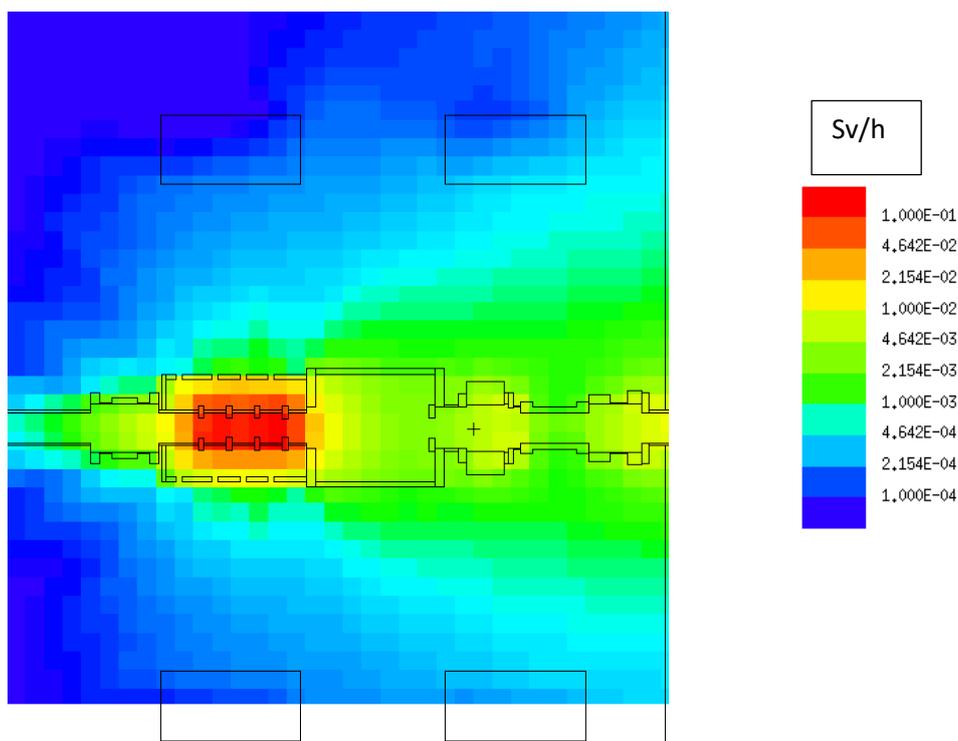


Fig. 6.25: Ricalcolo delle radiazioni previste con la protezione in piombo forata da 4 fori di 13mm in corrispondenza delle mezzerie tra collimatori.

Quindi ponendo 4 fori da 13 mm tra i vari collimatori si è visto un incremento delle radiazioni a 40 cm del 5%, cioè si è passati da 148 μ Sv/h a 156 μ Sv/h, un incremento della dose accettabile.

Purtroppo i fori per le connessioni idrauliche del collimatore non sono allineati a quelli previsti nella protezione in piombo e non è possibile attuare modifiche al collimatore. Per questo motivo si è reso necessario uno studio approfondito sulla scelta dei tubi più adatti a questo compito.

I vari requisiti che i tubi idraulici devono rispettare sono:

1. I materiali devono essere in acciaio inossidabile;
2. I diametri interni devono essere maggiore di 8mm;
3. Devono resistere ad una pressione di 8 bar;
4. I diametri esterni devono essere il più piccolo possibile;
5. Devono essere in grado di assecondare alcune specifiche di piegatura per poter passare all'interno della protezione in piombo.

Le soluzioni possibili trovate in commercio che soddisfano le richieste sono:

- 1) Tubi rigidi della SWAGELOK senza saldatura in acciaio inossidabile saldabili e piegabili con un apposito strumento (tube bender);



Fig. 6.26: Tubi rigidi della SWAGELOK senza saldature.

I tubi rigidi offrono la possibilità di avere diametri esterni molto piccoli, piccoli raggi di raccordo e di resistere ad alte pressioni. Il problema fondamentale però è il passaggio dei tubi nella protezione in piombo. Infatti è necessario eseguire molte piegature per riuscire a portare fuori i tubi, cosa che rende impossibile l'installazione.

2) Tubi flessibili in acciaio inossidabile.



Fig. 6.27: Esempio di tubo flessibile in acciaio inossidabile con raccordo a saldare.

La soluzione a tubi flessibili invece è più fattibile per l'inserimento, ma ha l'inconveniente che i raggi di curvatura e i diametri esterni sono maggiori. Analizzando il catalogo di tubi flessibili prodotti dalla SWAGELOK la serie di tubi che soddisfa le richieste è la serie FJ mostrata in tabella 6.5.

Nominal Hose Size in. (mm)	Inside Diameter in. (mm)	Outside Diameter in. (mm)	Minimum Center Line Bend Radius in. (cm)		Temperature Range °F (°C)	Working Pressure at -325 to 300°F (-200 to 148°C) Vacuum to ... psig (bar)	Burst Pressure at 70°F (20°C) psig (bar)	Bulk Hose Weight lb/ft (kg/m)
			Static	Dynamic				
1/4 (6.4)	0.25 (6.4)	0.47 (11.9)	1.00 (2.54)	4.33 (11.0)	-325 to 800 (-200 to 426)	1600 (110)	6400 (440)	0.11 (0.16)
3/8 (9.7)	0.38 (9.5)	0.68 (17.3)	1.20 (3.05)	5.91 (15.0)		1470 (101)	5880 (405)	0.20 (0.30)
1/2 (12.7)	0.50 (12.7)	0.81 (20.5)	1.50 (3.81)	6.50 (16.5)		1110 (76.4)	4500 (310)	0.22 (0.33)
3/4 (19.0)	0.75 (19.0)	1.20 (30.5)	2.10 (5.33)	8.86 (22.5)		860 (59.2)	3440 (237)	0.37 (0.55)
1 (25.4)	1.00 (25.4)	1.50 (38.0)	2.70 (6.86)	10.2 (25.9)		680 (46.8)	2720 (187)	0.50 (0.74)
1 1/4 (31.8)	1.25 (31.8)	1.80 (45.7)	3.10 (7.87)	11.8 (30.0)		680 (46.8)	2720 (187)	0.61 (0.91)
1 1/2 (38.1)	1.50 (38.1)	2.13 (54.0)	3.90 (9.91)	13.4 (34.0)		520 (35.8)	2080 (143)	0.85 (1.26)
2 (50.8)	2.00 (50.8)	2.66 (67.5)	5.10 (13.0)	15.4 (39.1)		450 (31.0)	1800 (124)	1.10 (1.65)

Tab. 6.5: Dati tecnici della serie FJ della SWAGELOK .

Il tubo di interesse è quello con diametro di 3/8", in questo caso il raggio di curvatura minimo in condizioni statiche è di 3,05 cm. Analizzando invece i diametri esterni massimi per l'estremità "Swagelok Tube Adapters" si ha una dimensione massima di 19,8 mm, la stessa dimensione la si ha per l'estremità a saldare.

Analizzando il catalogo di tubi flessibili prodotti dalla ANGST+PFISTER la serie di tubi che soddisfa le richieste è la serie ASSIWELL 100 con materiale 1.4571 mostrata in tabella 6.6.

ASSIWELL® 100
Leistungsreihe 1.4571

ASSIWELL® 100
exécution performance 1.4571

Nennweite DN	Aussen-Ø ca.	Anzahl Umflech- tungen	Max. Betriebs- druck bei +20° C [Ⓢ]	Min. Biegeradius bei +20° C [Ⓢ] statisch	dynamisch	Min. aktive Schlauch- länge L bei Vibrationen	Max. Standard- Schlauch- länge	Gewicht ca.
Diamètre nominal DN	Ø Extérieur environ	Nombre de tresses	Pression de service max. à +20° C [Ⓢ]	Rayon de courbure min. à +20° C [Ⓢ] statique	dynamique	Longueur active min. L du tuyau lors de vibrations	Longueur standard max. du tuyau	Poids environ
mm	mm		bar	mm	mm	mm	m	kg/m
6	12	0	18,00	25	70	-	5	0,10
6	13	1	115,00	25	70	115	5	0,15
8	13	0	8,00	40	80	-	5	0,15
8	14	1	120,00	40	80	125	5	0,20
10	17	0	8,00	50	100	-	5	0,15
10	18	1	80,00	50	100	130	5	0,25
12	20	0	6,00	60	120	-	5	0,20
12	22	1	80,00	60	120	140	5	0,40

Tab. 6.6: Dati tecnici della serie ASSIWELL 100 1.4571 della ANGST+PFISTER.

Il tubo di interesse è quello con diametro di 8mm: in questo caso il raggio di curvatura minimo in condizioni statiche è di 4 cm. Analizzando invece i diametri esterni massimi per l'estremità "a saldare" si ha una dimensione massima di 16 mm.

Quindi si è scelto di utilizzare i tubi ASSIWELL 100 1.4571 con raccordi a saldare perché hanno un diametro esterno minore anche se possiedono un raggio di curvatura maggiore rispetto alla serie FJ. A questo punto il diametro del foro da eseguire sulla protezione in piombo sarà di 17 mm maggiore di quella eseguita nel calcolo numerico che si ricorda essere di 13 mm.

Per quanto riguarda la connessione del tubo flessibile al collimatore si è scelto, per motivi di affidabilità, di saldare all'estremità del raccordo del tubo flessibile un piccolo tratto lineare di tubo della swagelok da DN 8 mm e spessore 1 mm che a sua volta è connesso tramite una connessione "swagelok tube fittings" al raccordo SWAGELOK ss_8m0_2_4rt angolato di 90° con diametro nominale 8mm. In questo piccolo tratto il diametro interno del tubo è di 6mm minore della richiesta di 8mm ma in ogni caso questa è l'unica soluzione adottabile visti gli enormi vincoli da soddisfare.

Per quanto riguarda invece le connessioni elettriche è previsto l'utilizzo di cavi coassiali in kapton che resistono alle alte temperature ed ambienti radioattivi e garantiscono un sufficiente raggio di piegatura. All'estremità del cavo è presente un connettore BNC angolato a 90° con all'interno un isolamento in ceramica o PEEK.

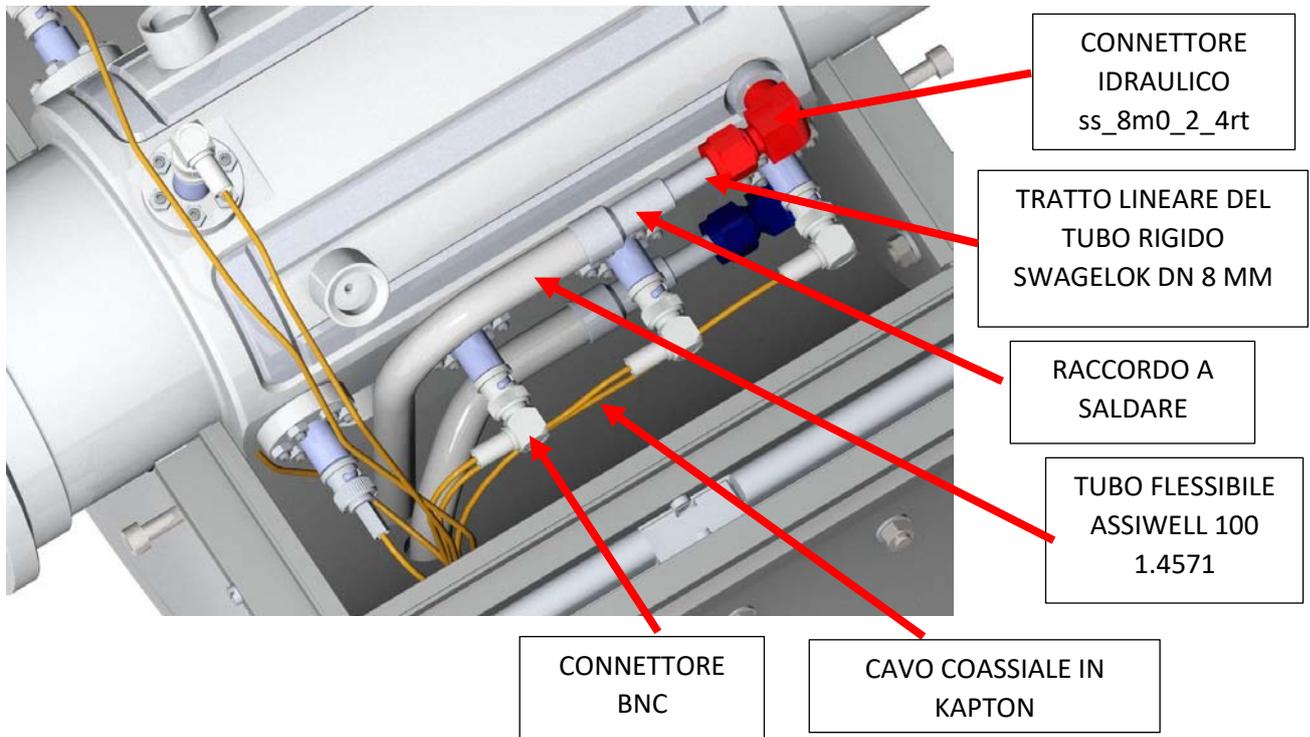


Fig. 6.28: Rendering del passaggio tubi e cavi all'interno della protezione in piombo.

In conclusione i fori previsti necessari al passaggio di tutti i cavi sono 3 di cui 2 di diametro 17 mm e uno di diametro 15 mm per i cavi elettrici. Disposti come indicato in figura 6.29 verso il basso così da non essere diretti verso gli operatori.



Fig. 6.29: Fori di passaggio tubi realizzati nella protezione in piombo. I tre fori sono rivolti in basso per evitare di dirigere le radiazioni contro gli operatori.

Inoltre come è visibile in figura 6.21 sono presenti anche 30 fori necessari per il passaggio dei bulloni che tengono in posizione le lamiere. Anche in questo caso i fori sono stati costruiti nella mezzeria dei dischi collimatori. Inoltre essendo presenti bulloni in acciaio inossidabile di lunghezza 30 mm questi contribuiscono a loro volta nel fermare le radiazioni uscenti.

In ogni caso i diametri dei fori 3 fori eseguiti hanno un diametro maggiore rispetto al modello calcolato numericamente, comunque l'incremento di radiazione previsto è sempre modesto.

6.6 PROGETTAZIONE DEL SISTEMA DI MOVIMENTAZIONI DEL COLLIMATORE

Per ridurre la dose assorbita nelle fasi di manutenzione del canale protonico e nel caso di necessità di rimozione del collimatore è estremamente importante prevedere un sistema di rimozione rapida del collimatore. In primis si è pensato di sostituire le flange CF100 del collimatore con flange EVAC ISO TAPERD DW 100 opportunamente modificate per ospitare delle guarnizioni in piombo. Con questo accorgimento si è potuto ridurre il tempo di svitamento di 16 bulloni in un solo bullone per flangia. Successivamente si è progettato un apposito telaio di trasporto che sorregge contemporaneamente il collimatore e la copertura in piombo che rende possibile lo spostamento nel piano del collimatore senza la necessità di dover aprire la copertura in piombo. A questo punto il telaio sganciato è trasportato in un apposito carrellino che a sua volta è trascinato in un luogo sicuro e isolato del bunker. In questo paragrafo verrà descritto nel dettaglio il telaio del collimatore e il carrellino.

6.6.1 Telaio del collimatore

Alla base del telaio è presente un piano mobile in lega di alluminio 6082 dotato di 4 cuscinetti a sfera portante di diametro 25,4 mm di acciaio inossidabile con capacità di carico di 182 Kg a cuscinetto prodotti dalla WDS. Il piano mobile è regolabile in altezza agendo sulle viti delle sfere portanti. Sopra il piano mobile sono posti due sostegni verticali sempre in lega di alluminio 6082 che sorreggono tramite sei viti tutta la protezione in piombo. A sua volta questi sostegni tengono in posizione fissa tramite due cappelli il collimatore stesso. In questo modo c'è una perfetta solidità tra collimatore e telaio che rende più agevole l'installazione e il centraggio. Tra collimatore e protezione in piombo si prevede la presenza di una fessura minima di 1,5mm indispensabile per una semplice installazione senza interferenze dovute alle tolleranze costruttive. La movimentazione del piano mobile è resa agevole dal posizionamento di due maniglie in alluminio poste in direzioni ortogonali tra loro.

Nei sostegni sono previsti due bulloni orizzontali con testa sferica che hanno lo scopo di facilitare, solo in caso di necessità, il distacco delle guarnizioni delle flange nel caso queste si incollino. Queste viti agiscono facendo leva su altri due sostegni del canale protonico e in ogni caso ne è previsto l'utilizzo in soli casi estremi.

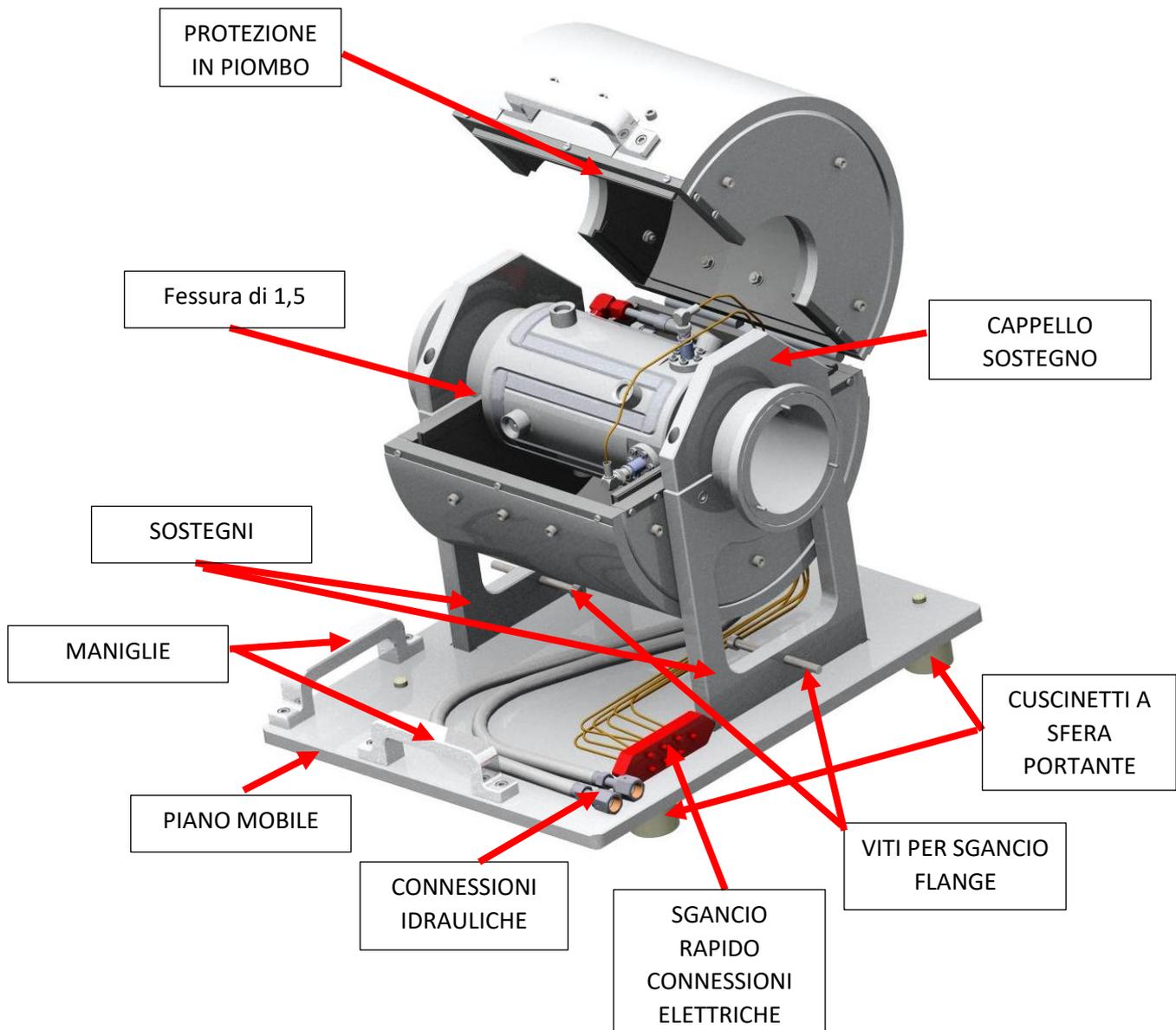


Fig.6.30: Telaio mobile di sostegno del collimatore+protezione in piombo.

Particolare attenzione è stata posta nella collocazione delle sfere portanti nel piano mobile. Infatti si è fatto in modo che, anche nel caso di apertura a 180° della protezione in piombo con flange sganciate, non avvenga mai un ribaltamento della struttura. Infatti sono stati posizionati i cuscinetti posteriori più indietro rispetto all'asse della cerniera, in modo tale che la forza peso della protezione in piombo più del collimatore produca sempre un momento raddrizzante. In totale si prevede il peso totale della struttura in circa 65 kg.

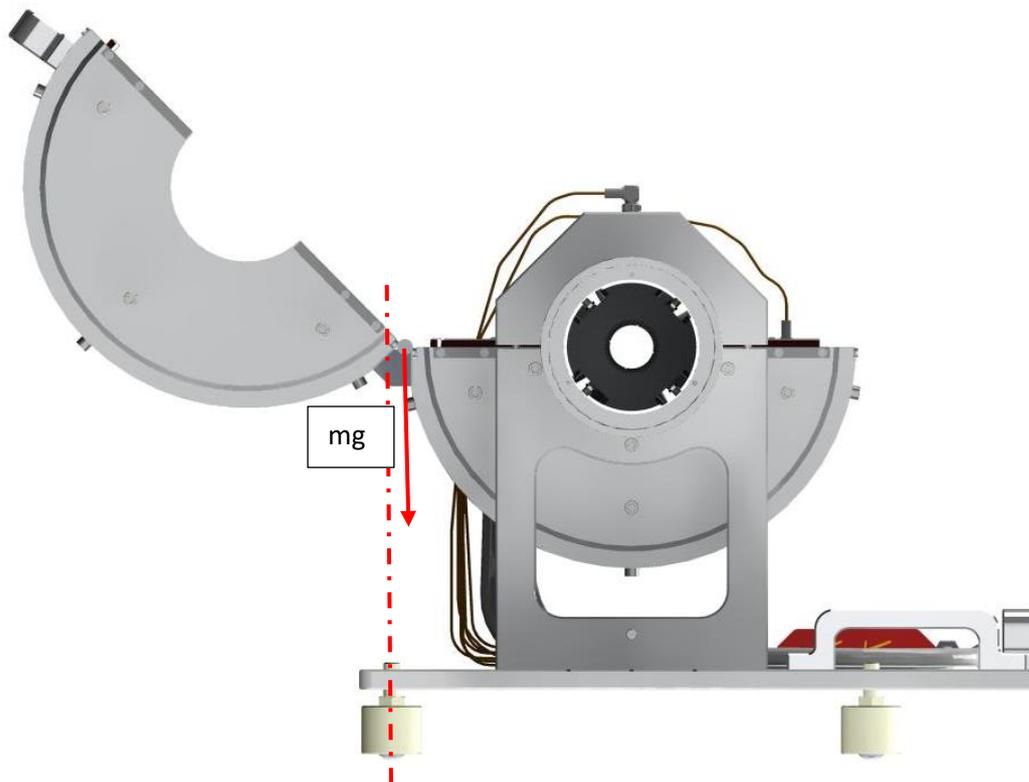


Fig.6.31: Vista laterale telaio con indicazioni della posizione della forza peso nel caso di apertura del coperchio di 180°.

Nella parte frontale è stata predisposta una zona dedicata al distacco delle connessioni idrauliche ed elettriche. In particolare si prevede di utilizzare per le connessioni elettriche un connettore modulare COMBITAC prodotto dalla MULTI CONTACT. Questo sistema modulare personalizzabile permette di scollegare rapidamente in blocco una serie di connessioni sia elettriche che idrauliche. Nel nostro caso però è stato possibile inserire solo le 7 connessioni elettriche e non le idrauliche perché dotate di guarnizioni polimeriche non utilizzabili nel nostro campo a causa dell'elevate dosi di radiazioni assorbite nel tempo.

Per le connessioni idrauliche, quindi, è stata utilizzata una connessione meno rapida svitabile tramite chiave esagonale dotata di guarnizioni metalliche prodotta dalla SWAGELOK modello: SS-4_WVCR-1-4.



Fig. 6.32: A sinistra un esempio di modulo a sgancio rapido CombiTac della MULTICONTACT e a destra lo sgancio idraulico della SWAGELOK.

6.6.2 Carrellino

Una volta scollegato il collimatore, esso deve essere trasportato in luogo sicuro all'interno del bunker. Per farlo è necessario progettare un apposito carrellino, dotato di ruote con supporto girevole, che consenta di trasportare il collimatore e di stoccarlo in attesa dello smaltimento al termine della vita operativa del front-end. I requisiti richiesti al carrellino sono:

- Facile, sicura e rapida traslazione del collimatore nel carrellino;
- Garantire la protezione dalle radiazioni anche nella fase di movimentazione;
- *Compatibilità in termini di ingombri all'bunker;*
- Materiali di fabbricazione esclusivamente in alluminio;
- Possibilità di regolare in altezza il carrellino;

La soluzione trovata è mostrata nella seguente figura 6.33:

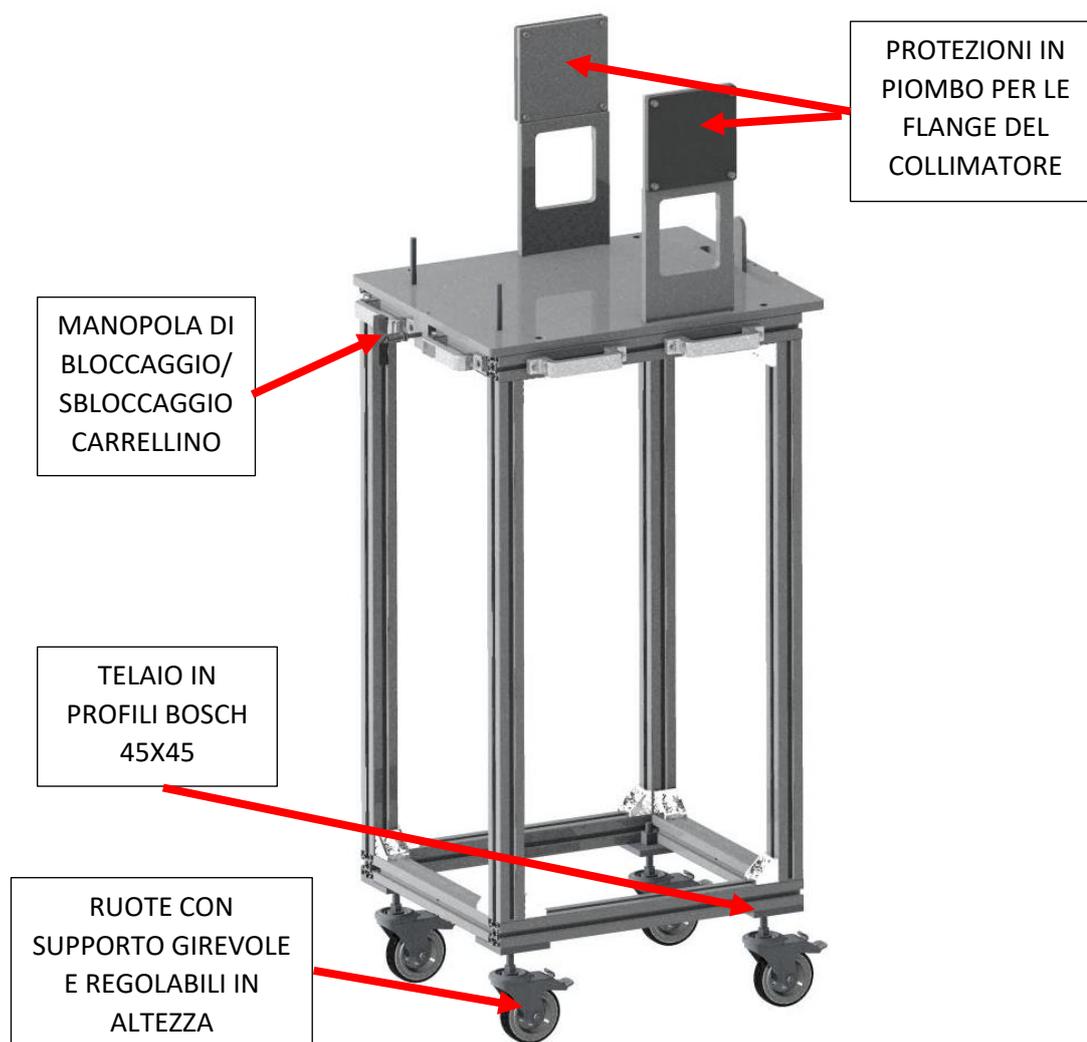


Fig. 6.33: Carrellino utilizzato per la movimentazione del collimatore.

Dalla figura 6.33 è possibile notare le seguenti caratteristiche:

- 1) Ruote di diametro 100 mm con supporto girevole in gomma per una facile traslazione in qualsiasi direzione all'interno del bunker; inoltre è possibile regolare l'altezza del carrello agendo sulle viti del supporto delle ruote;
- 2) Ingombri ridotti per consentire la movimentazione all'interno del bunker;

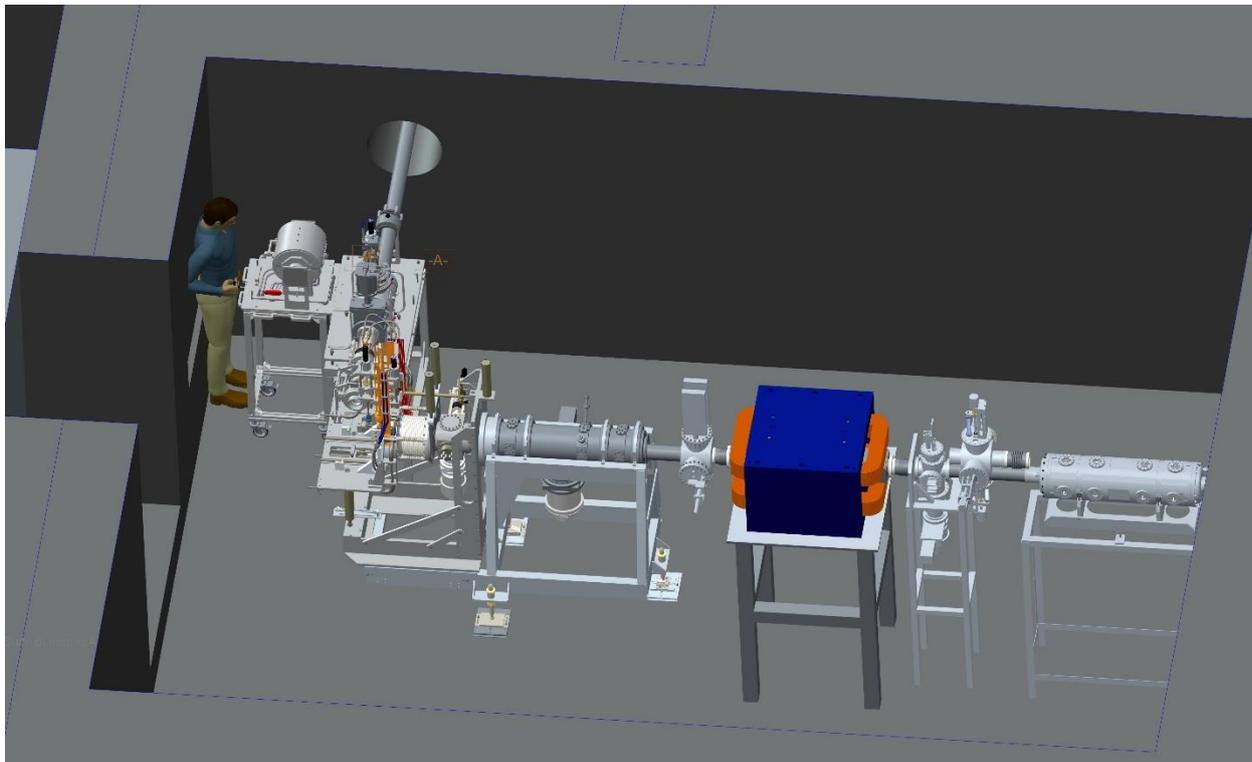


Fig. 6.44: Utilizzo del carrellino all'interno del bunker.

- 3) Telaio costituito da profili commerciali BOSH in alluminio da 45 mm;
- 4) Ai lati del carrello sono presenti delle schermature in piombo spesse 10 mm che proteggono l'operatore dalle radiazioni uscenti lateralmente dal collimatore;
- 5) Per traslare in sicurezza il telaio contenente il collimatore nel carrellino e successivamente bloccare il telaio nel carrellino è stato progettato un sistema che consente di soddisfare entrambe le richieste. Come si vede dal rendering 6.45 nel lato operatore a sinistra è presente una maniglia che aziona un meccanismo a molla costituito da un'asta con all'estremità una chiave che va ad innestarsi su una serratura posizionata sul banco del canale protonico.

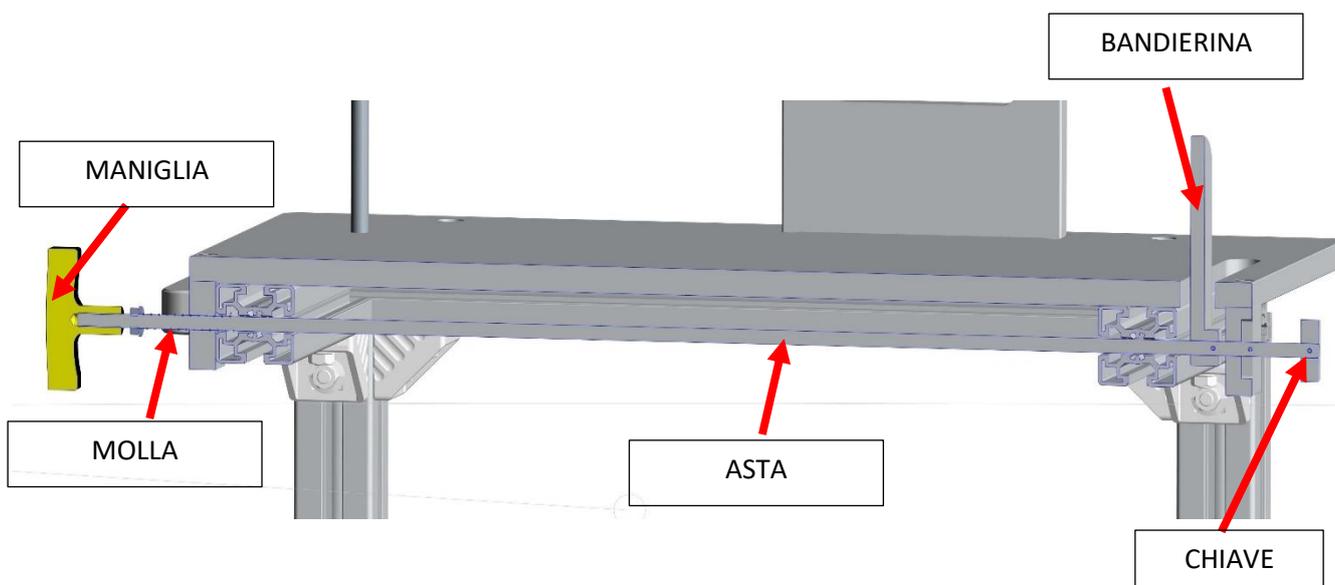


Fig. 6.45: Sezione del carrellino che mostra il funzionamento del meccanismo di bloccaggio

Una volta inserita la chiave nella serratura è possibile ruotarla tramite la maniglia. In questo caso è sufficiente spingerla per sbloccare il perno dalla sede, ruotarla di 90° e rilasciarla, in questo modo il perno si posiziona in modo tale che la forza della molla si scarica tra la chiave

e la serratura e così si mantiene attaccato il carrellino al canale protonico. Con questa operazione la bandierina si è contemporaneamente abbassata.

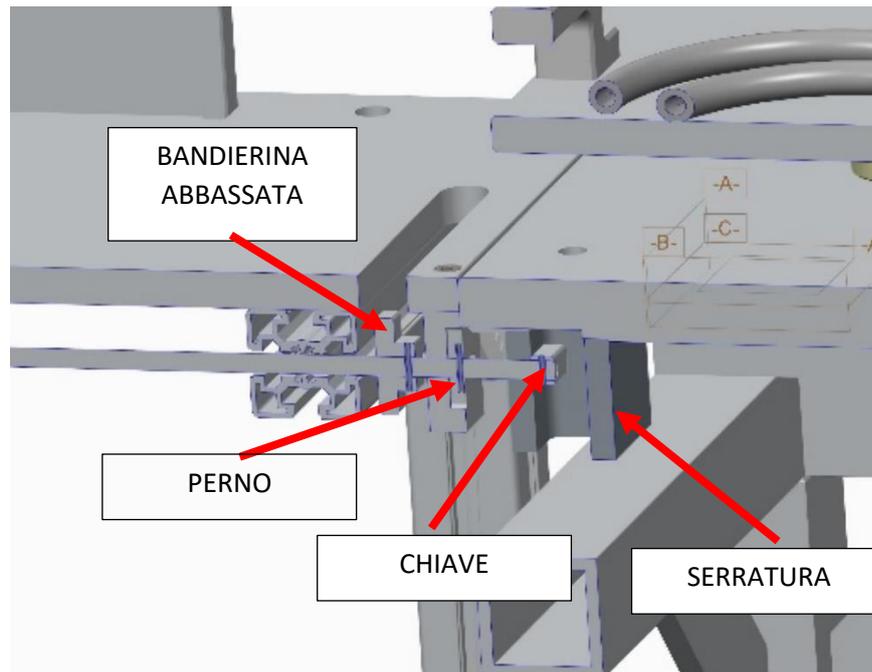


Fig. 6.46: Sezione del carrellino agganciato al banco del canale protonico.

Una volta traslato il telaio del collimatore sul carrellino è necessario sbloccare il carrellino spingendo sulla maniglia, ruotarla di 90° e rilasciarla in questo modo il perno si posizioni nella seconda scanalatura. A questo punto la chiave si è sganciata dal banco e contemporaneamente la bandierina si è alzata che quindi mantiene fermo il telaio del collimatore nel carrellino.



Fig. 6.47: Telaio collimatore caricato sul carrellino e pronto per lo spostamento.

6.7 RISOLUZIONI PROBLEMI CONNESSIONI IDRAULICHE BOX DIAGNOSTICA

Come mostrato al paragrafo 1.3 nel progetto iniziale della box di diagnostica è stato commesso un errore di progettazione nel posizionamento delle connessioni idrauliche. Come è già stato spiegato questo problema non è né trascurabile né facilmente risolvibile soprattutto sul lato destro dove è presente la valvola VAT in quanto tale componente è commerciale, la box di diagnostica non modificabile (è già stata realizzata) e la distanza collimatori-target fissa.

6.7.1 Lato sinistro

Il problema delle connessioni idrauliche non accessibili è presente anche nel lato sinistro. Qui però come si mostrerà al paragrafo successivo, saranno installate al posto delle flange CF100 previste delle flange EVAC ISO TAPERED DW 100, modificando di fatto le flange già esistenti del collimatore e della box diagnostica, quindi sarà necessario riprendere con il tornio questi due componenti. Grazie a questa modifica è possibile ruotare la box diagnostica di 180° lungo l'asse orizzontale ortogonale al fascio e di nuovo di 180° lungo un altro asse verticale e ortogonale al fascio, in questo modo si riposizione allo stesso identico modo la faraday cup e il beam profiler, ma le connessioni idrauliche sono state portate sopra e quindi rese più accessibili. Inoltre è stato modificato anche il supporto della box riposizionandolo in modo differente (si veda paragrafo 6.8).

Dovendo installare le catene rapide nelle flange è indispensabile che ci sia spazio sopra di queste per renderne possibile l'installazione. Quindi sono stati utilizzati dei connettori angolati a 90°. Dovendo garantire il diametro interno di almeno 8 mm, sono state fatte delle simulazioni per verificare la fattibilità di tali installazioni. Il risultato è stato che per i connettori idraulici di diametro nominale 3/8" (9,5 mm) posti verso l'alto, lo spazio disponibile non è sufficiente per avvitare entrambi i connettori (anche rimuovendo i dadi dei connettori come visibile in figura 6.48). L'unico connettore installabile è quello da 8mm che ha un diametro interno da 6 mm (modello ss_8m0_2_4rt della SWAGELOK) che è lo stesso usato per il collimatore.

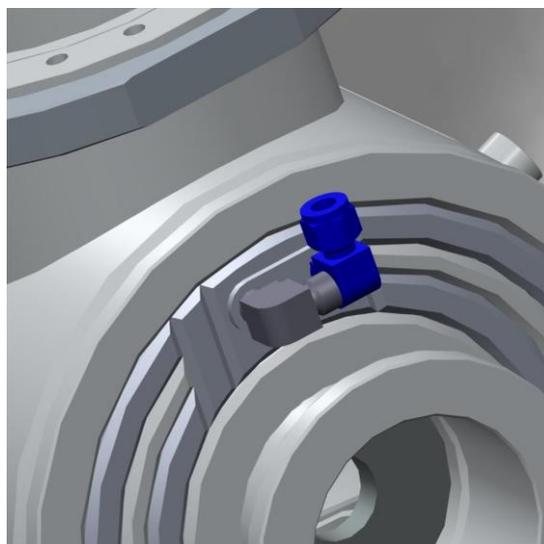


Fig. 6.48: È visibile in figura l'interferenza esistente tra i due connettori da 3/8" durante l'installazione.

Per quanto riguarda i tubi è stato scelto lo stesso tubo flessibile ASSIWELL 100 1.4571 per motivi di praticità; la connessione tra tubo flessibile e connettore idraulico avviene allo stesso modo del collimatore cioè con un tratto rettilineo di tubo rigido della SWAGELOK da DN 8mm saldato al raccordo a saldare del tubo flessibile che a sua volta si innesta sempre tramite una connessione "swagelok tube fittings" al connettore idraulico.

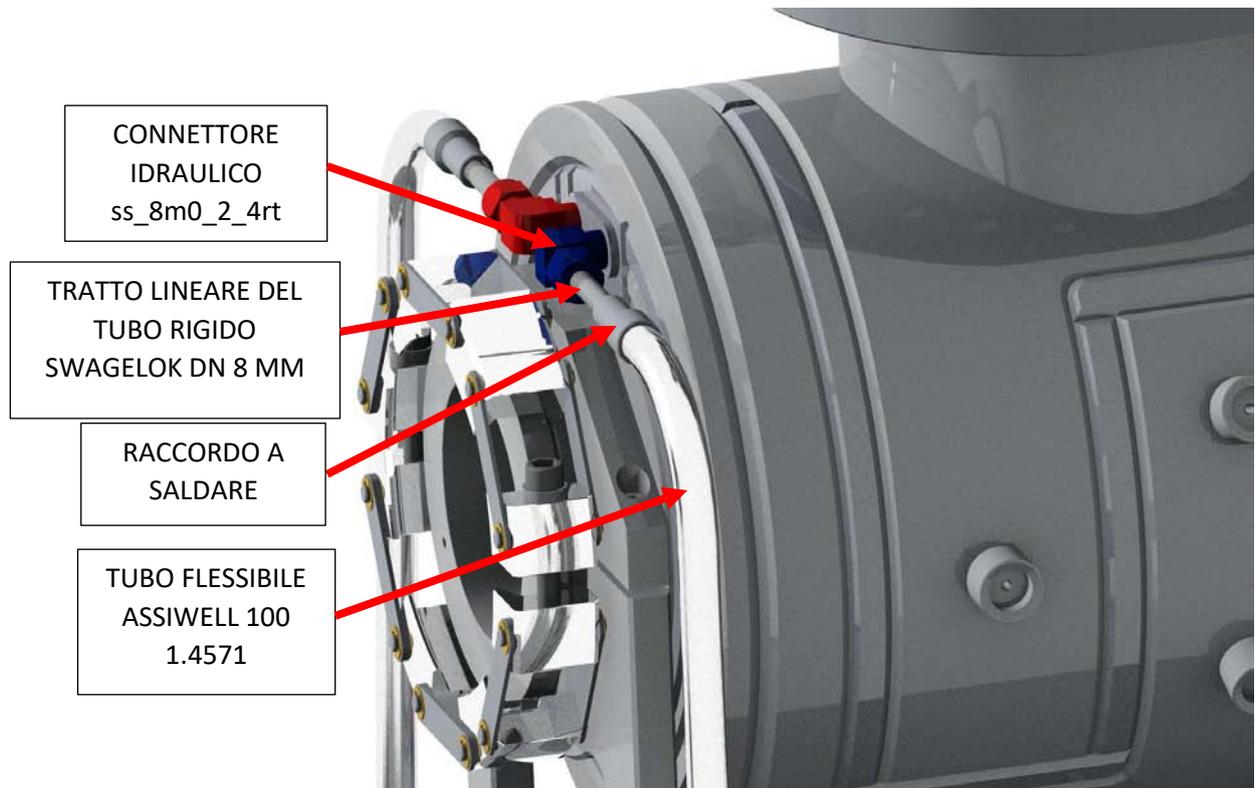


Fig.6.49: È visibile in figura la soluzione finale adottata per il lato sinistro della box diagnostica

6.7.2 Lato destro

Il lato destro risulta più complesso da risolvere per i vincoli spiegati all'inizio del paragrafo. In questo caso non è possibile installare alcun raccordo angolato perché le flange devono essere CF100 che hanno un diametro esterno maggiore rispetto a quelle EVAC ISO TAPERED realizzate nel lato sinistro. Non è possibile saldare nessun raccordo nella box di diagnostica perché il filetto è di alluminio. Qualsiasi connettore dritto non è installabile per motivi di interferenza con la valvola VAT come visibile dalla foto 6.15. Modifiche alla valvola VAT e box diagnostica sono escluse perché non fattibili. Rifare la box diagnostica non è possibile per motivi di costo (alcune migliaia di euro). A questo punto l'unica soluzione è inserire una flangia di transizione violando però il vincolo della distanza imposta tra collimatori e target. Questo allungamento, però, induce un secondo problema dovuto al fatto che si allunga la distanza tra disco in grafite e valvola VAT posto all'interno della box che ha il compito di ridurre l'attivazione della valvola VAT come è già stato spiegato al paragrafo 1.4.



Fig.6.50: Soluzione adottata in (1) per ridurre l'attivazione della VAT è l'installazione di un disco in grafite (di colore blu all'interno della box). Allontanando questo disco il rischio di divergenza del fascio (visibile nella figura soprastante di colore rosso) comporta un aumento del rischio di attivazione della VAT.

La soluzione a questi problemi è l'inserimento di un secondo disco in grafite all'interno della flangia di transizione, così da evitare l'attivazione della VAT.

La soluzione finale è mostrata nella figura 6.51.

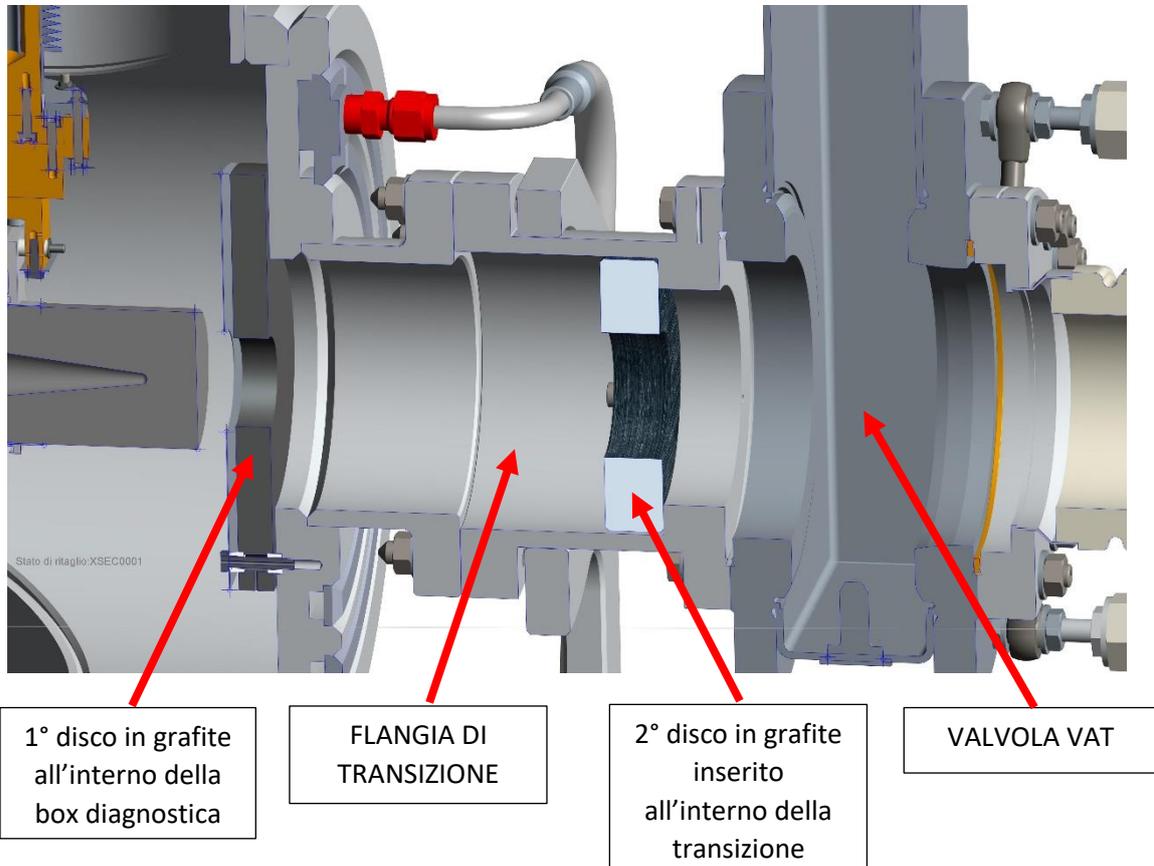


Fig. 6.51: Sezione del canale protonico che rappresenta la soluzione scelta per risolvere il problema delle connessioni idrauliche lato destro.

In questo caso si è dovuto utilizzare un connettore idraulico dritto della SWAGELOK con diametro interno da 8mm modello ss_8m0_1_4rt. Utilizzando sempre dei tubi flessibili ASSIWELL 100 1,4571 DN 8 mm con raccordi a saldare, questa volta si è reso necessario, per motivi di ingombro, curvare di 90° tramite piegatrice i tubi rigidi SWAGELOK DN 8mm assicurando i raggi di curvatura e spazi imposti dalla casa costruttrice fig. 6.52.

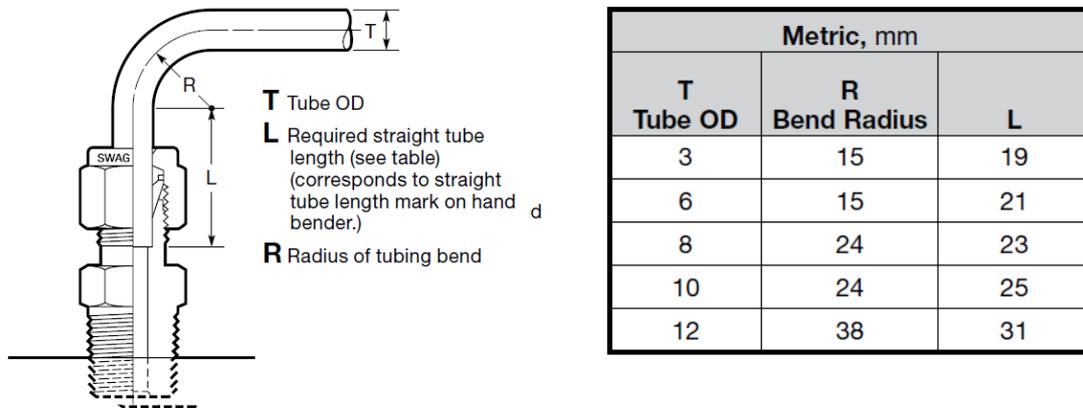


Fig. 6.52: Raggi di curvatura e ingombri minimi imposti dalla SWAGELOK per l'inserimento dei tubi rigidi.

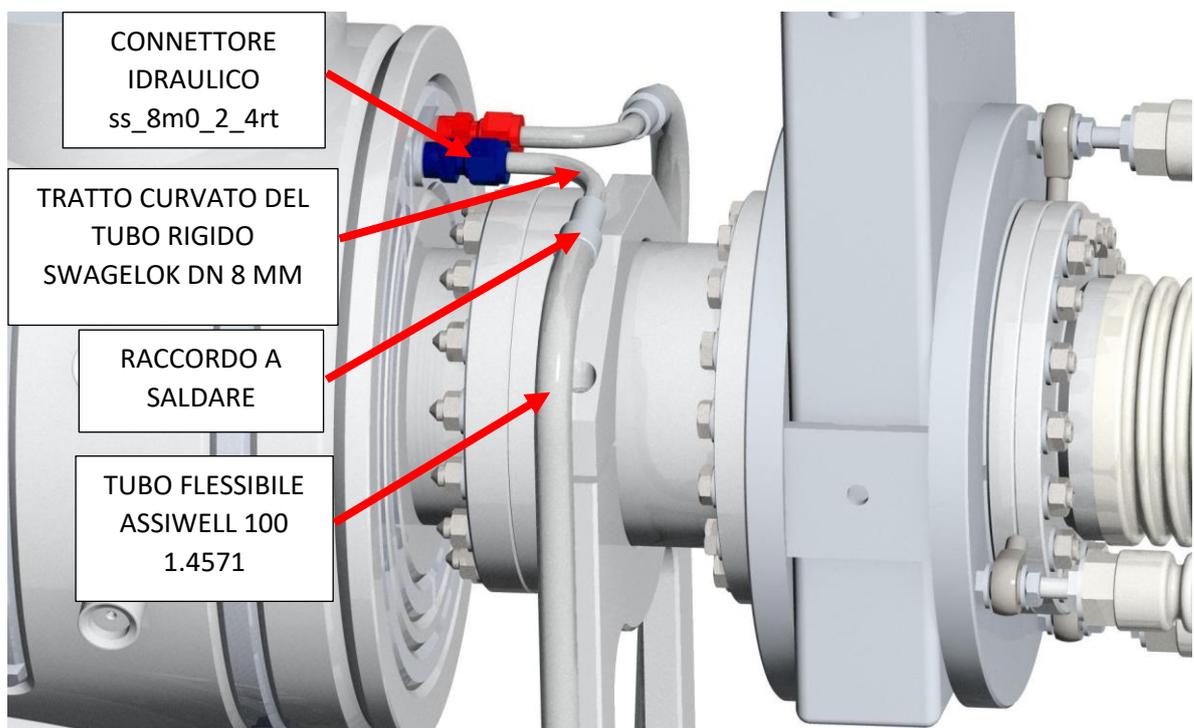


Fig. 6.53: Soluzione finale del problema connessioni idrauliche lato destro.

6.8 PROGETTAZIONE DEFINITIVA CANALE PROTONICO

Dopo aver introdotto tutti i componenti del vecchio canale protonico e aver implementato le soluzioni adottate, è stato possibile assemblare il nuovo canale protonico visibile nel seguente rendering.

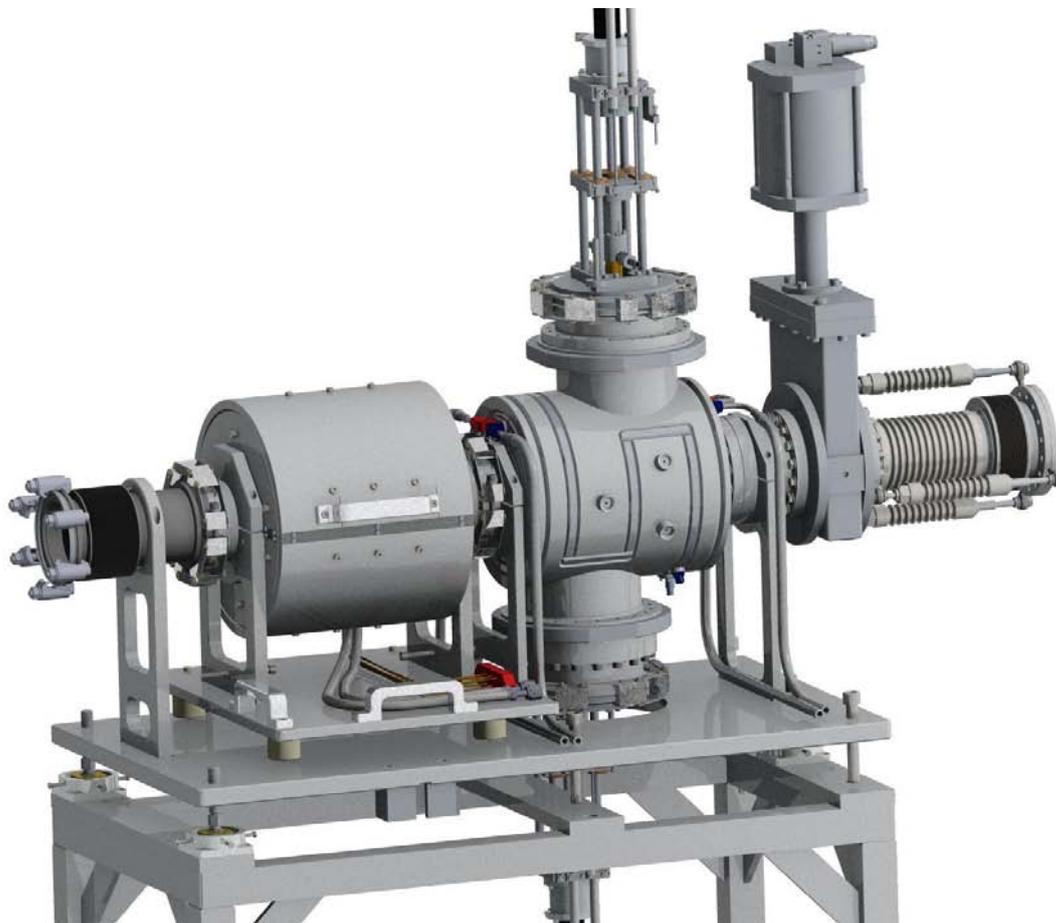


Fig. 6.54: Versione finale del canale protonico.

Segue una descrizione di dettaglio dei vari componenti aggiunti o modificati:

1. BANCO DI SUPPORTO

Il telaio di supporto è stato aggiornato nelle dimensioni per accogliere i nuovi componenti, mentre è stato revisionato completamente il piano dove sono alloggiati i vari componenti.

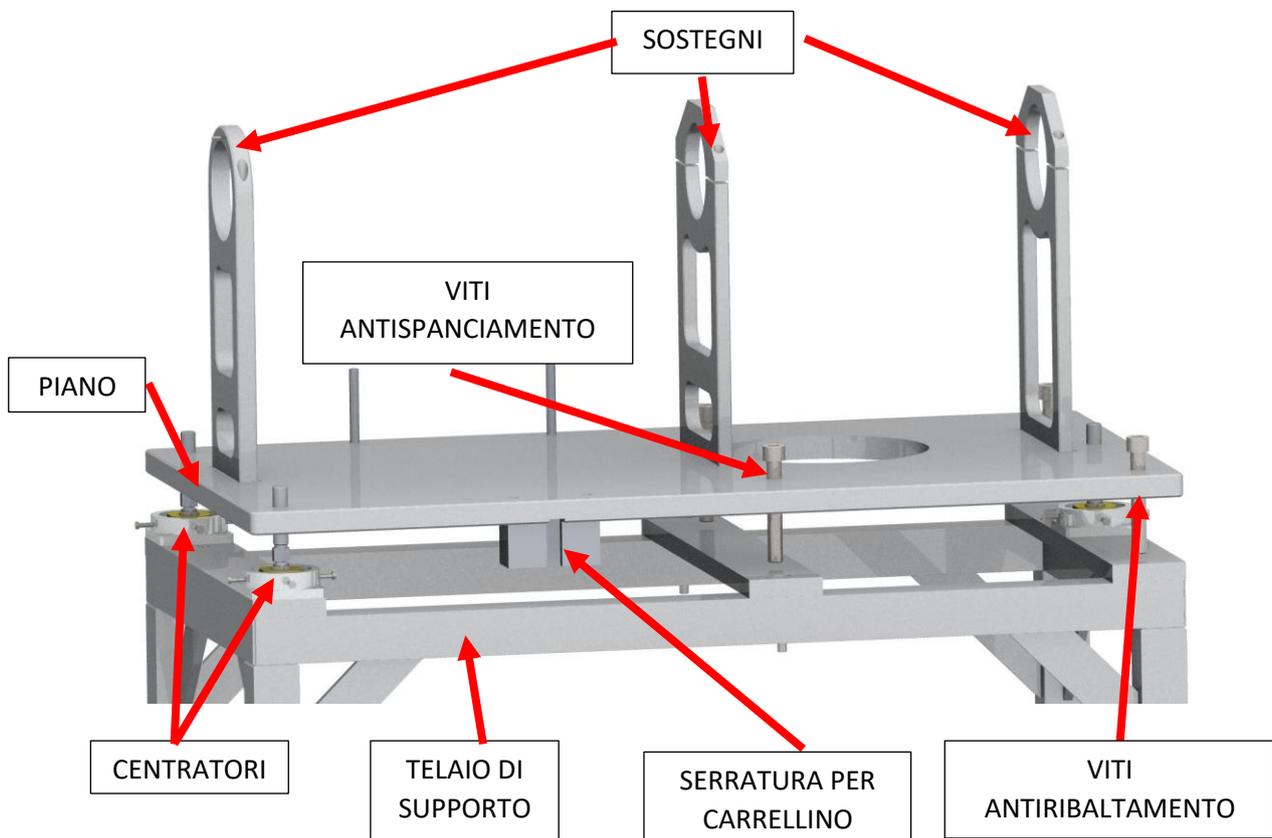


Fig. 6.54: Banco di supporto del canale protonico.

Il piano è supportato in tre punti da tre centratori che hanno lo scopo di riposizionare il canale protonico nelle fasi di allineamento con il fascio. In particolari questi sostegni permettono di regolare agilmente il banco su sei gradi di libertà essendo il piano appoggiato su soli tre punti, rendendo quindi il supporto del banco isostatico.



Fig. 6.55: Rendering del centratore in uso ai Laboratori Nazionali di Legnaro.

La posizione dei tre centratori sul piano è stata indicata dal tecnico laser incaricato del centramento. Un inconveniente di tale posizionamento è l'instabilità del piano in caso di carichi posti sulle estremità destra del canale. Per risolvere questo problema sono state poste due viti con testa a sfera che consentono, una volta centrato il canale, di far aumentare i punti di appoggio del piano al telaio sottostante per evitare ribaltamenti. Altri due bulloni con testa a sfera sono stati posti al centro piano dove si suppone che la curvatura del piano, per effetto del peso dei componenti, sia massima: una volta centrato il sistema, agendo su questi bulloni, si può compensare un eventuale spianciamento.

Nel piano sono stati predisposti tre nuovi sostegni ricollocati in punti diversi. Uno sostiene la box di diagnostica nella flangia di sinistra ed è stato ricollocato nel collo tra flangia e cilindro della box. Un altro sostegno è stato posto nella flangia di transizione tra box diagnostica e valvola VAT. L'inserimento del raccordo di transizione ha consentito, oltre a risolvere il problema della connessione idraulica, anche di separare la valvola VAT dalla box di diagnostica e questo consente lo smontaggio indipendente dei singoli componenti del canale. Si ricorda questo essere uno dei requisiti fondamentali posti all'inizio come obiettivi di riprogettazione e si vuole far notare come questo era impossibile nella vecchia configurazione del canale. Un terzo sostegno è posto nel soffietto di sinistra. In realtà questo sostegno non svolge alcun ruolo di scarico delle forze, anzi, tra soffietto e sostegno è presente un gioco di 4mm che consente al soffietto dello spazio in caso di disallineamenti. Lo scopo principale è quello di sostenere il soffietto una volta che questo è stato scollegato dal collimatore; queste tipologie di soffietti, infatti, sono molto flessibili e se non supportati si deflettono molto sotto il proprio peso, causandone la rottura.

Nella parte sottostante il piano è collocata la serratura dove sarà inserita la chiave di blocco del carrellino.

2. SOFFIETTO DI SINISTRA

Il soffietto di sinistra è stato completamente ridisegnato, sostituendone il materiale da acciaio inossidabile in titanio come consigliato in (1) per ridurre l'attivazione. Sono state progettate per il soffietto 30 convoluzioni per una estensione massima da riposo di 60 mm. A sinistra è predisposta una flangia ISO K 100 come richiesto dal team del ciclotrone, mentre dal lato destro una flangia EVAC ISO TAPERED DW 100 per predisporre l'accoppiamento con catena rapida EVAC DW 100 e distanziata dal soffietto di 84 mm per ospitare il blocco del soffietto. Vista l'elevata personalizzazione del soffietto sarà necessaria la costruzione del medesimo in officine personalizzate.

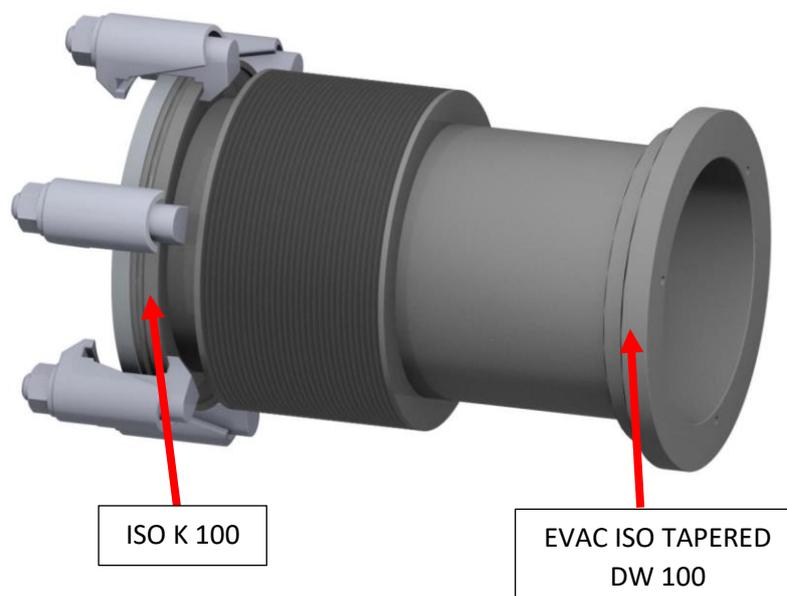


Fig. 6.56: Rendering del soffietto progettato.

3. BLOCCO SOFFIETTO

Nella fase di estrazione del collimatore sarà indispensabile bloccare il soffietto una volta compresso verso sinistra per poter spostare leggermente verso destra il telaio collimatori per distaccare le flange. Per compiere questa azione è indispensabile predisporre un blocco che non permetta al soffietto più di allungarsi verso destra.

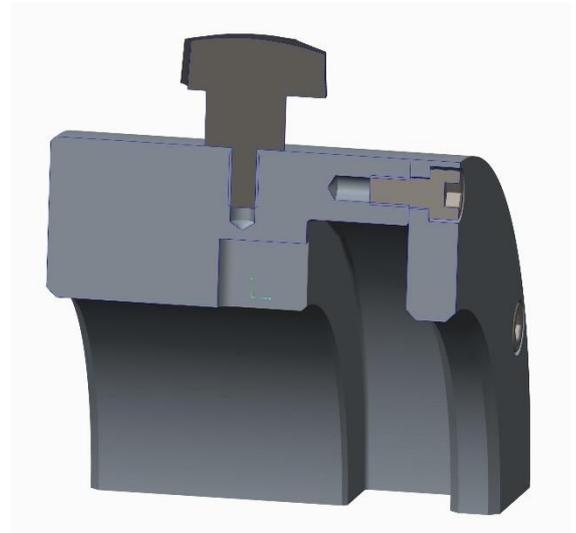


Fig. 6.57: Rendering del blocco soffietto compresa la sua sezione a destra

In figura 6.57 è rappresentato il blocco che dovrà essere installato manualmente sopra il soffietto dopo averlo compresso di 52 mm. Il blocco si aggancia al sostegno in alluminio.

4. CATENE RAPIDE

Per velocizzare lo smontaggio del collimatore sono state introdotte come già accennato due catene rapide DW100 della EVAC che consentono lo smontaggio rapido dei collimatori tramite un solo bullone. Per accogliere tali catene è stato necessario modificare le flange del collimatore e la flangia sinistra della box. In queste flange sono state predisposte guarnizioni in piombo come studiato nella prima parte della tesi.

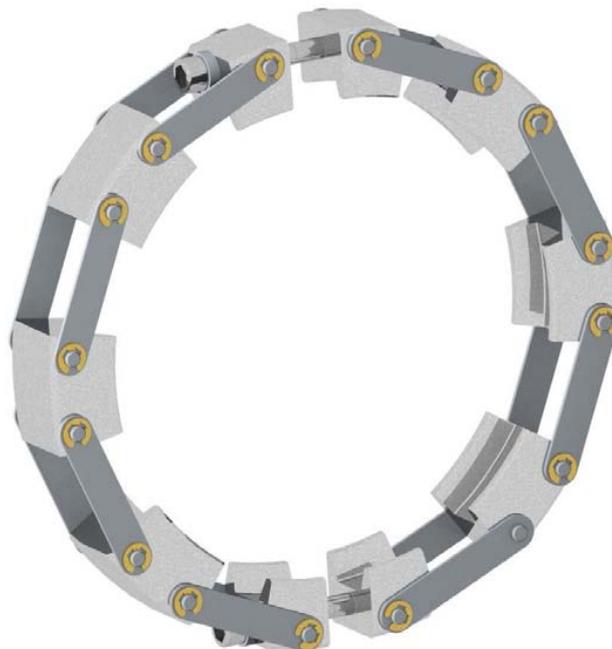


Fig.3.7. Rendering della catena rapida DW100

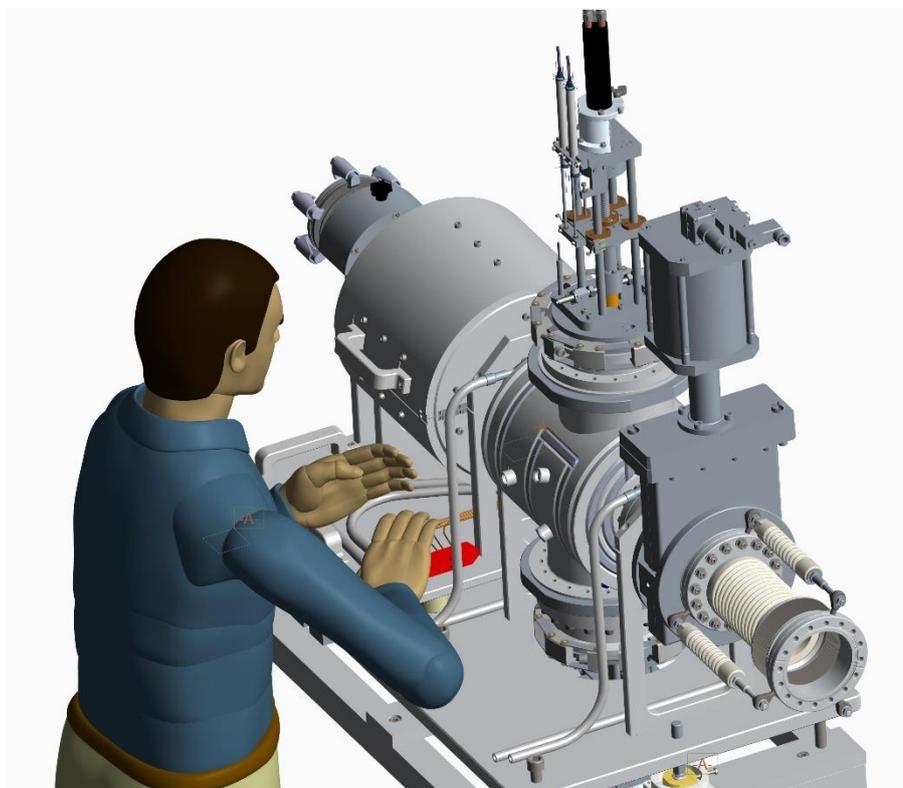
5. FLANGIA DI TRANSIZIONE

Per i motivi esposti al paragrafo è stato necessario introdurre una flangia di transizione tra la VAT e box di diagnostica per consentire l'installazione dei raccordi idraulici e anche di permettere un disassemblaggio indipendente delle parti. All'interno della transizione è stato installato un disco in grafite come già spiegato al paragrafo 6.7.2 per risolvere i problemi di attivazione della VAT e di divergenza del fascio dovuto dall'allontanamento dei collimatori dal target.

6.9 PROCEDURA DI ESTRAZIONE DEI COLLIMATORI

A questo punto è possibile procedere alla creazione di una procedura dettagliata da seguire rigorosamente per l'estrazione del collimatore. Per ogni fase sarà calcolata la dose assorbita dal busto dell'operatore considerando una radiazione di 156 $\mu\text{Sv/h}$ a 40 cm dalla superficie dei collimatori. Naturalmente questa è una procedura provvisoria con tempi supposti. Al termine della realizzazione del progetto seguirà un attento test per valutare i tempi definitivi e eventuali imprevisti non valutati.

- 1) Sgancio connessioni idrauliche e elettriche;

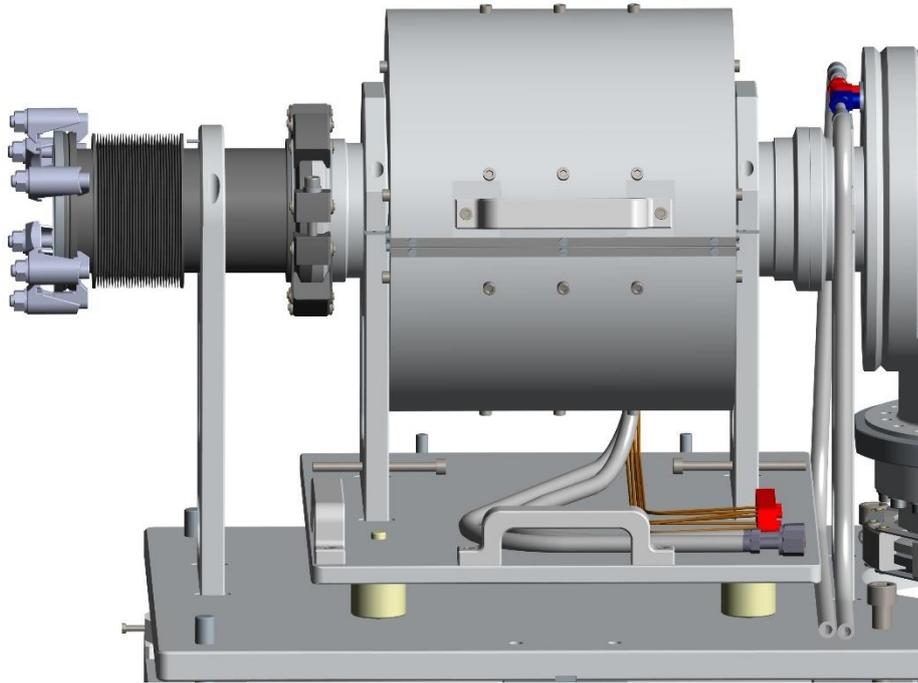


DISTANZA MANI [cm]	25
DISTANZA TORACE [cm]	40 (di fronte al banco)
TEMPO max-min [s]	60-180
DOSE RATE torace [$\mu\text{Sv/h}$]	156
DOSE assorbita torace max-min [μSv]	2,6-7,8
STRUMENTI	Chiave esagonale

CRITICITA'

In questa fase gli inconvenienti possono essere una difficoltà del distacco delle connessioni idrauliche dovendo utilizzare la chiave esagonale.

- 2) Sgancio catena rapida di destra. In questo caso è necessario svitare un solo bullone dei due presenti nella catena, e in seguito far cadere la catena sopra il piano del canale protonico;

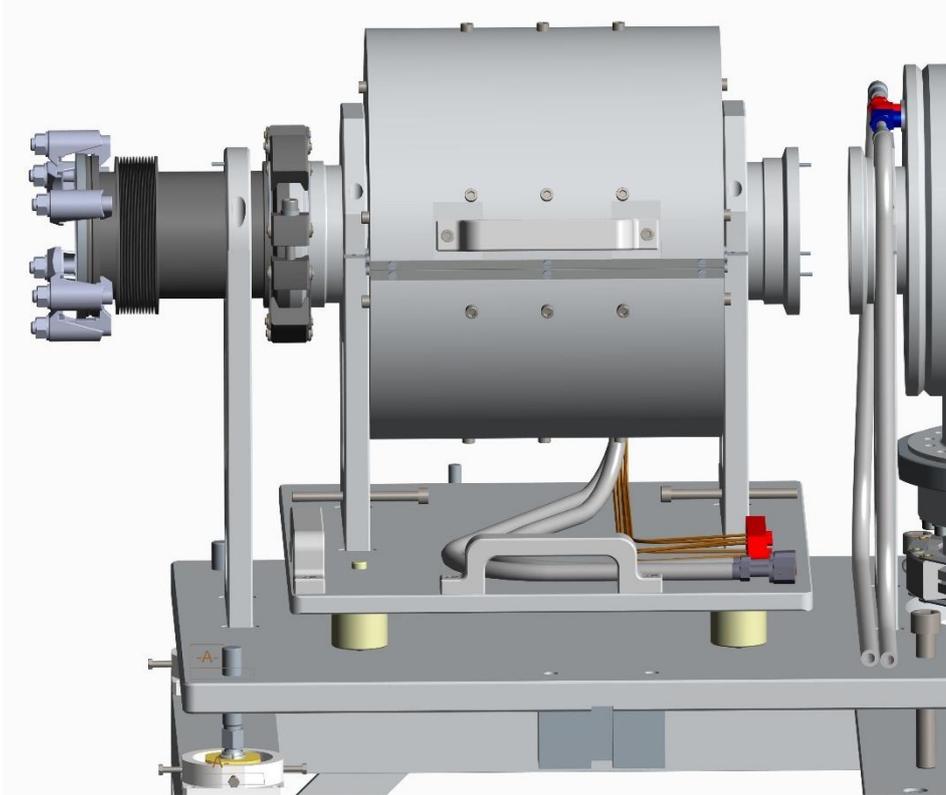


DISTANZA MANI [cm]	7
DISTANZA TORACE [cm]	35 (di fronte al banco)
TEMPO max-min [s]	30-120
DOSE RATE torace[$\mu\text{Sv/h}$]	178
DOSE assorbita torace max-min [μSv]	1,5-6
STRUMENTI	Chiave a brugola

CRITICITA'

Possibile rovinamento del filetto. In questo caso passare a svitare il secondo filetto della catena.

3) Scollegamento flangia spostando verso sinistra di circa 40mm il telaio collimatore;

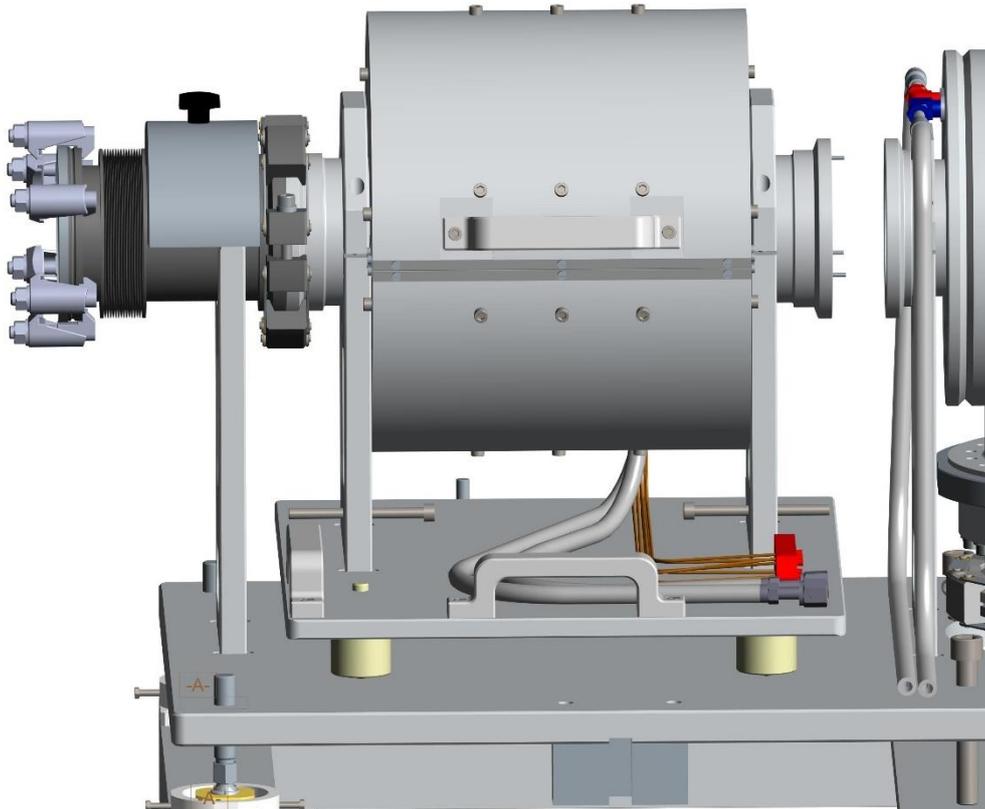


DISTANZA MANI [cm]	25
DISTANZA TORACE [cm]	40 (di fronte al banco)
TEMPO max-min [s]	10-150
DOSE RATE torace[μSv/h]	156
DOSE assorbita torace max-min [μSv]	0,43-6,5
STRUMENTI	Maniglie del piano mobile

CRITICITA'

Nello scollegamento è possibile che le flange rimangano incollate soprattutto se si utilizzano le guarnizioni in piombo. È sufficiente utilizzare in caso di necessità la vite apposita predisposta per distaccare le flange.

4) Inserimento del blocco soffietto;

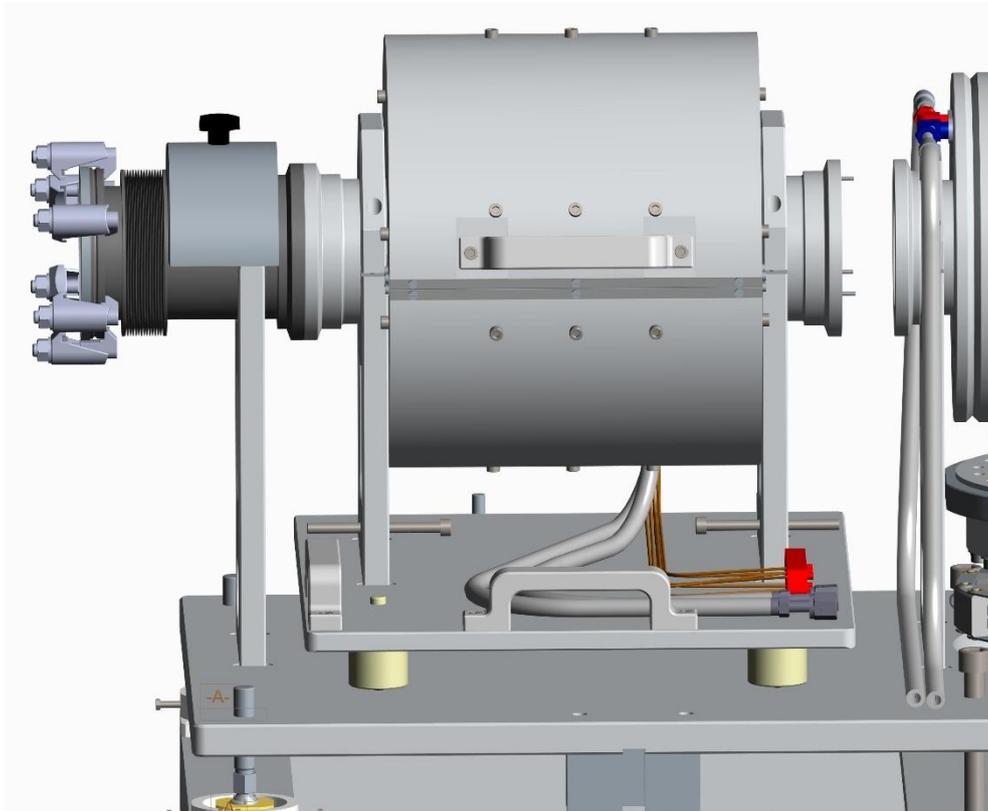


DISTANZA MANI [cm]	20
DISTANZA TORACE [cm]	45 (di fronte al banco)
TEMPO max-min [s]	15-50
DOSE RATE torace[μSv/h]	140
DOSE assorbita torace max-min [μSv]	0,58-1,94
STRUMENTI	Blocco soffietto

CRITICITA'

Nessuna in particolare.

- 5) Sgancio catena rapida di sinistra. In questo caso è necessario svitare un solo bullone dei due presenti nella catena, e in seguito far cadere la catena sopra il piano del canale protonico;

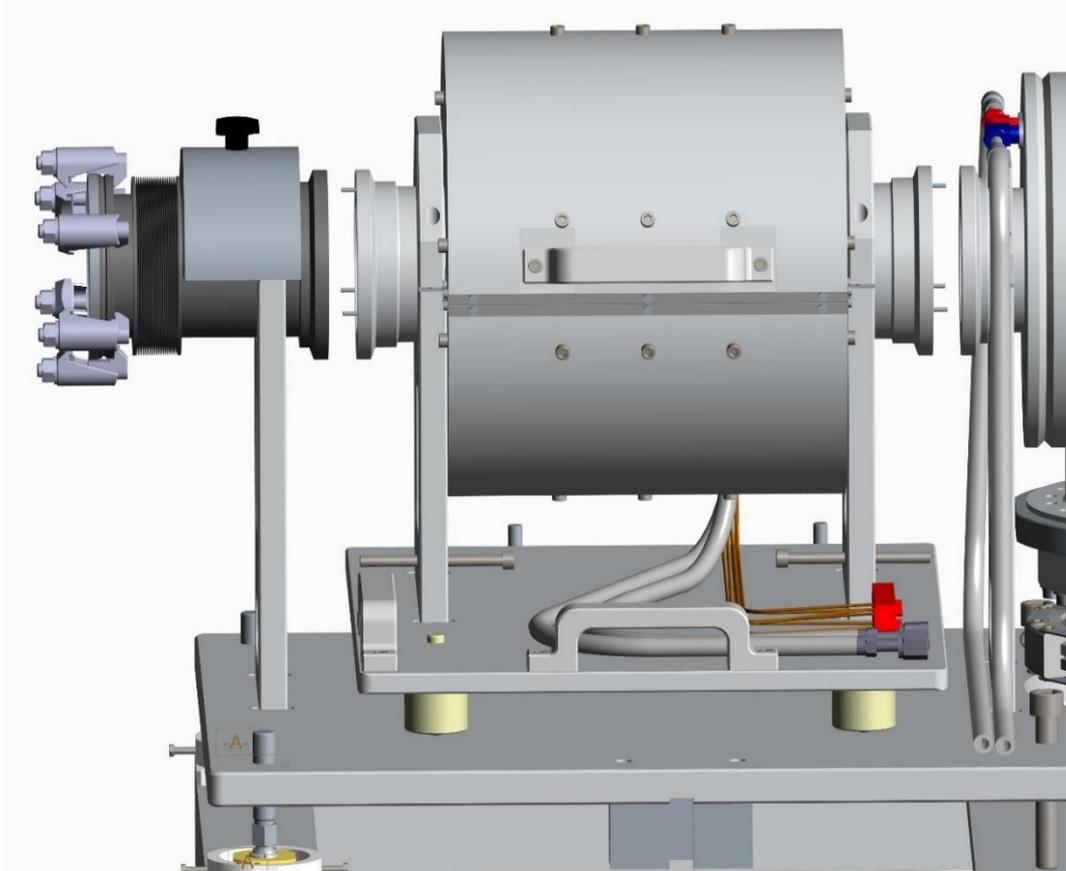


DISTANZA MANI [cm]	7
DISTANZA TORACE [cm]	35 (di fronte al banco)
TEMPO max-min [s]	30-120
DOSE RATE torace[$\mu\text{Sv/h}$]	178
DOSE assorbita torace max-min [μSv]	1,5-6
STRUMENTI	Chiave a brugola

CRITICITA'

Possibile rovinamento del filetto. In questo caso passare a svitare il secondo filetto della catena.

6) Scollegamento flangia sinistra spostando verso destra di 20 mm il telaio collimatore;

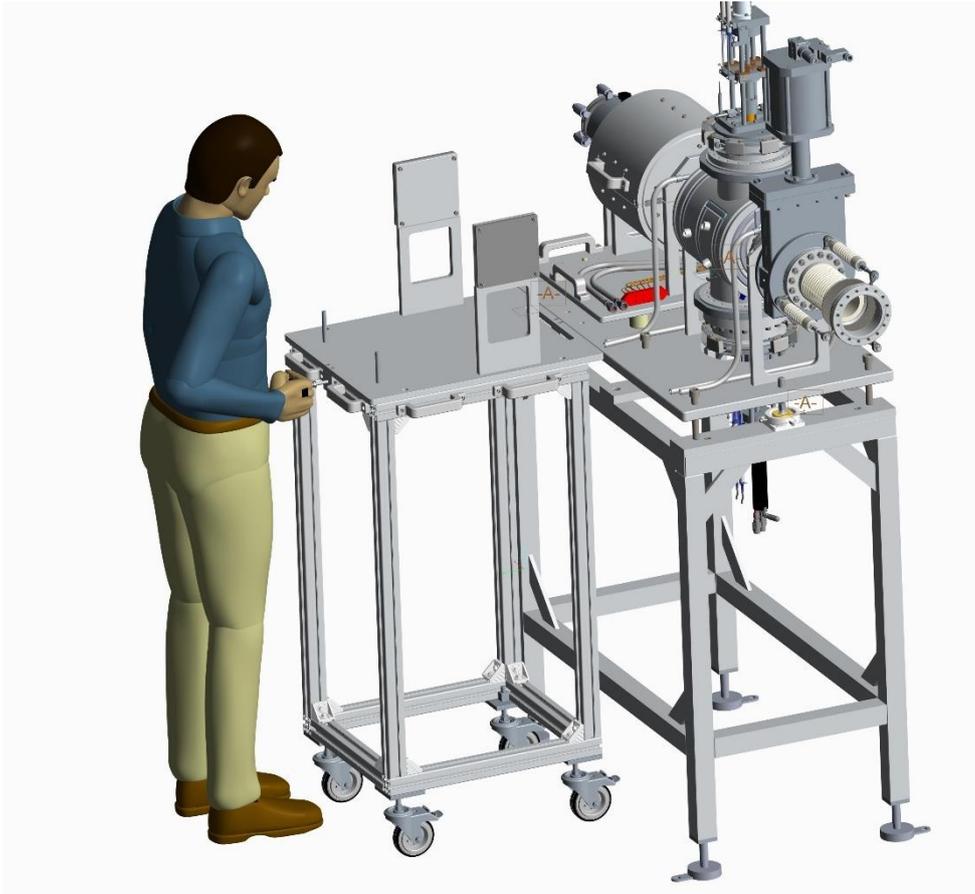


DISTANZA MANI [cm]	25
DISTANZA TORACE [cm]	40 (di fronte al banco)
TEMPO max-min [s]	10-150
DOSE RATE torace[μSv/h]	156
DOSE assorbita torace max-min [μSv]	0,43-6,5
STRUMENTI	Maniglie del carrello

CRITICITA'

Nello scollegamento è possibile che le flange siano incollate soprattutto se si utilizzano le guarnizioni in piombo. È sufficiente utilizzare in caso di necessità la vite apposita predisposta per distaccare le flange.

- 7) Posizionamento del carrello davanti al canale e relativo bloccaggio tramite maniglia del carrello;

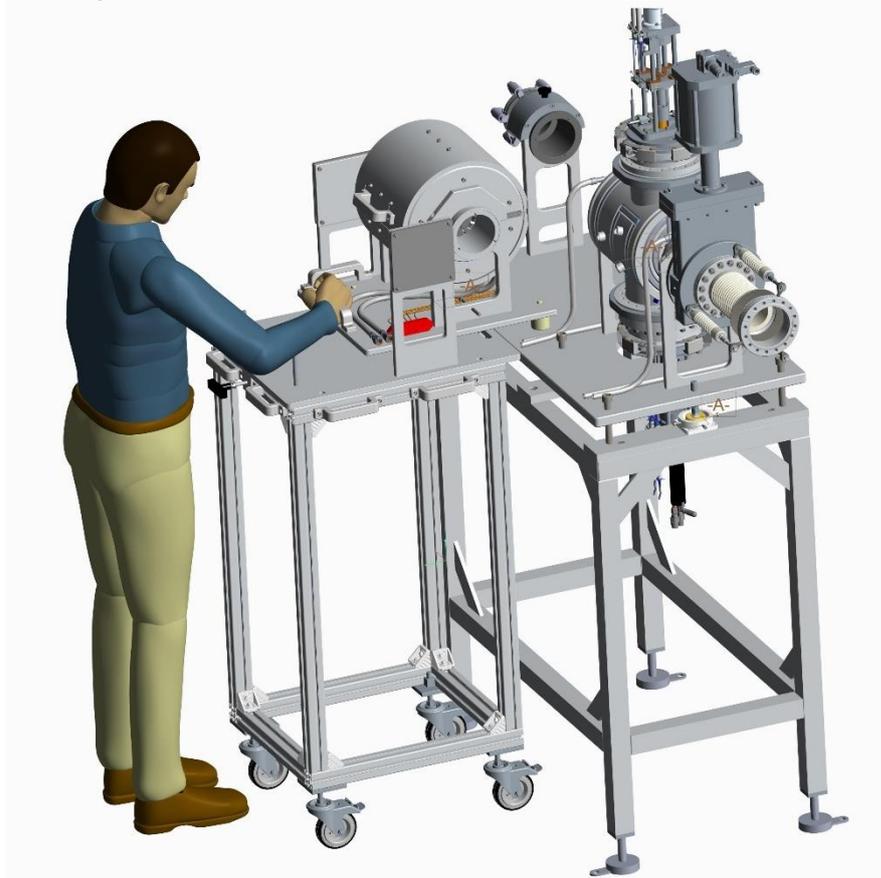


DISTANZA MANI [cm]	95
DISTANZA TORACE [cm]	95 (dietro il carrello)
TEMPO max-min [s]	30-60
DOSE RATE torace[μSv/h]	66
DOSE assorbita torace max-min [μSv]	0,55 massima-1,1 minima
STRUMENTI	Carrellino

CRITICITA'

Nessuna in particolare.

- 8) Trascinamento telaio collimatore nel carrellino e disinnesto del carrellino dal canale tramite la maniglia;

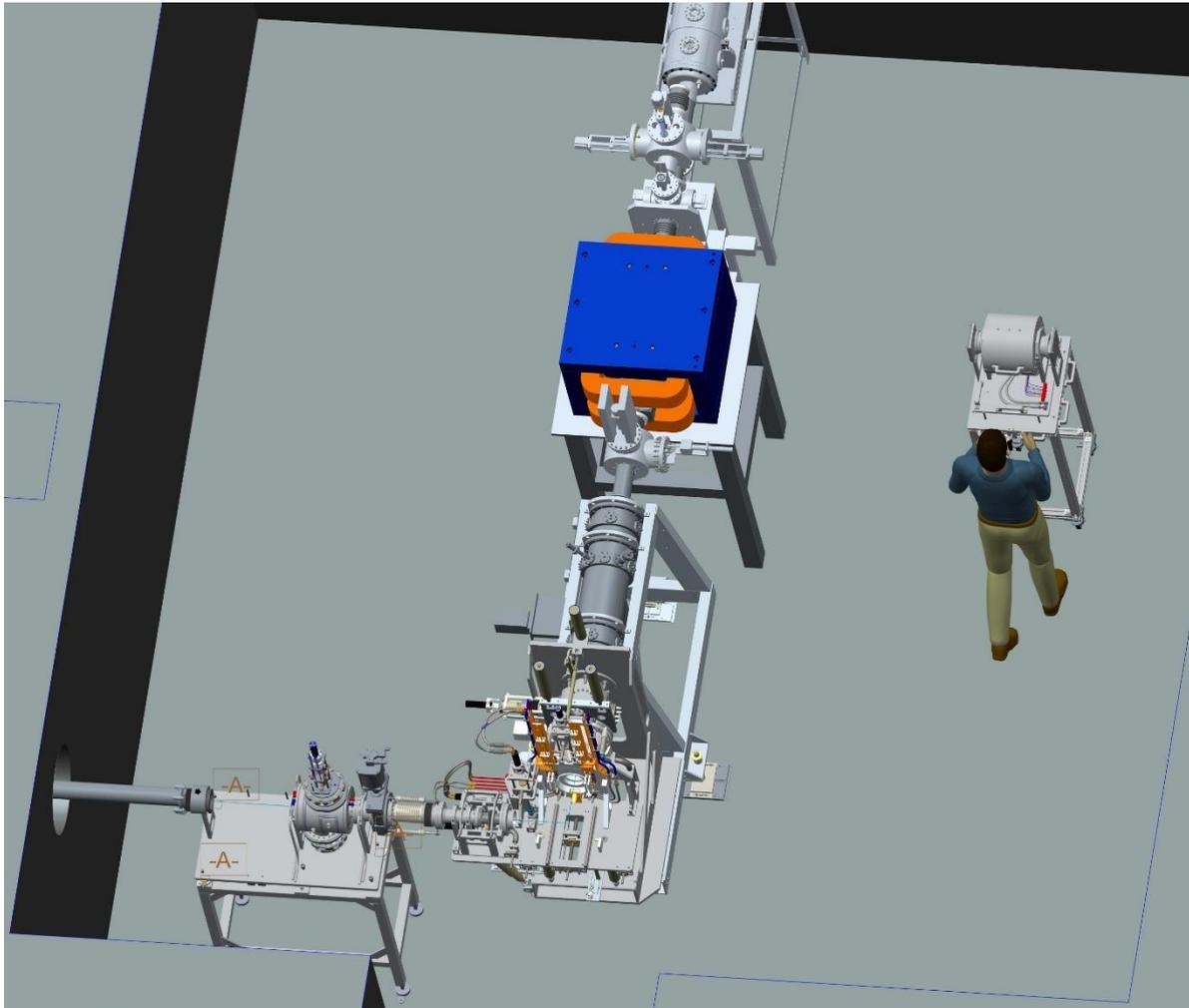


DISTANZA MANI [cm]	30
DISTANZA TORACE [cm]	40 (dietro il carrellino)
TEMPO max-min [s]	30-50
DOSE RATE torace[$\mu\text{Sv/h}$]	156
DOSE assorbita torace max-min [μSv]	1,3 massima-2,16 minima
STRUMENTI	Carrellino

CRITICITA'

È importante eseguire tale manovra rimanendo dietro il carrellino per evitare di assorbire dosi maggiori nella fase di trascinamento, quando le flange del collimatore rimangono scoperte. Altresì è importante che, nella fase preliminare di installazione del canale protonico, il carrellino sia alla stessa altezza del piano del canale protonico.

9) Trascinamento carrellino con collimatore in zona sicura del bunker;



DISTANZA MANI [cm]	45
DISTANZA TORACE [cm]	60 (dietro il carrellino)
TEMPO max-min [s]	30-60
DOSE RATE torace[μSv/h]	104
DOSE assorbita torace max-min [μSv]	0,9 massima-1,7 minima
STRUMENTI	Carrellino

CRITICITA'

Nessuna in particolare.

6.9.1 Considerazioni

A questo punto è possibile calcolare il tempo totale impiegato e la dose assorbita:

	MAX	MIN
TEMPO IMPIEGATO [min]	15,5	4
DOSE assorbita torace [μSv]	9,79	39,7

Tab. 6.6: Tempo totale supposto e relativa dose assorbita.

Ripetendo la stessa procedura, ma applicata al vecchio canale protonico, in assenza dei dispositivi di protezione progettati, è stata stimata una dose assorbita dall'operatore di circa di 500 μ Sv, senza considerare eventuali imprevisti. Come è dimostrato in tabella 6.7.

Intensità delle radiazioni a 40 cm dal collimatore		1700 μ Sv/h
OPERAZIONE	TEMPO[μmin]	DOSE assorbita al torace [μSv]
Sgancio connessioni	4	148
Sgancio flange con 16 bulloni	8	302
Trasporto manuale collimatore	1	37
TOTALE	13	487

Tab. 6.7: Calcolo tempi e dosi per estrazione del collimatore nella vecchia configurazione del canale protonico.

È importante far notare che nella soluzione del vecchio canale protonico esiste il rischio non indifferente di poter avvicinare per sbaglio il collimatore al torace. Questa evenienza, molto probabile nella fretta della manutenzione indotta dalla consapevolezza di essere in un ambiente altamente radioattivo, rischia di aumentare oltre misura le dosi assorbite dall'operatore. Tale problematica è risultata già accaduta in altri acceleratori molto simili a SPES.

Per il nuovo canale, una valutazione dell'ordine di grandezza della dose assorbita è di circa 10-40 μ Sv, equivalenti ad una radiografia eseguita al torace con dose di 80 μ Sv. Naturalmente alla dose assorbita per la rimozione del collimatore si devono sommare tutte le altre dosi inerenti alla manutenzione di altri componenti.

6.10 CONCLUSIONI

Nella versione del canale protonico riprogettata, i problemi discussi al paragrafo 1.3 sono stati risolti garantendo la funzionalità dell'intero dispositivo. Le radiazioni ionizzanti del canale protonico, provocate dal processo di attivazione dei materiali, sono state notevolmente ridotte grazie all'installazione degli accorgimenti previsti in (1). È stata stilata la procedura di estrazione del collimatore calcolando i vari tempi e dosi nelle specifiche fasi. Per quanto riguarda questo aspetto, è possibile affermare che è stato raggiunto l'obiettivo voluto, in quanto nella versione vecchia del canale per compiere l'operazione di rimozione del collimatore il tempo supposto necessario era di circa 10-15 minuti per una dose stimata assorbita di circa 500 μ Sv. Nella nuova versione del canale protonico il tempo stimato è di circa 4 minuti, in assenza di inconvenienti, per una dose assorbita di 10 μ Sv, mentre nelle ipotesi peggiori, considerando tutti gli inconvenienti del caso, più eventuali lentezze nell'esecuzione, il tempo stimato è di 15 minuti per una dose di 40 μ Sv.

Quindi nel complesso è stata ottenuta una riduzione delle dosi assorbite di un valore compreso tra il 93 e 97%.

	Versione precedente	Nuova versione
Tempo rimozione collimatore	10-15 minuti	4-15 minuti
Dose assorbita	400-600 μ Sv	10-40 μ Sv
Riduzione della dose assorbita		97-93%

Tab.6.8: Confronto di tempi e dosi per la rimozione del collimatore nella vecchia e nuova versione del canale protonico. Nel complesso con la nuova versione si è ottenuta una riduzione del 93-97% della dose assorbita

BIBLIOGRAFIA CAPITOLO VI

1. **D., Ferrari M. Donzella A. Zenoni A. Andrighetto A. Ballan M. Borgna F. Corradetti S. Manzi M. Monetti A. Rossignoli M. Scarpa.** *A residual activation Study on the SPES Front-End: Dosimetry and Radiation Protection Calculations.* LNL : s.n., 02-2017.
2. **Sievert.** *Wikipedia.* [Online] <https://it.wikipedia.org/wiki/Sievert>.
3. **chernobylgallery.com.** [Online] <http://chernobylgallery.com/chernobyl-disaster/radiation-levels/>.
4. **Monetti, Enrico Boratto Alberto.** *Design of a proton beam multi-collimator for SPES project.* s.l. : LNL, 11-2015.
5. **Boratto, Enrico.** *tesi laurea magistrale-PROGETTAZIONE ED INGEGNERIZZAZIONE DEL FRONT-END PROTONICO DEL PROGETTO SPES.* s.l. : UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PADOVA, 2014-2015.

APPENDICE A

TECNOLOGIA PER LA PRODUZIONE DEL VUOTO

A seconda delle necessità si possono ottenere differenti gradi di vuoto ognuno dei quali richiede tecnologie differenti e quindi pompe con principi di funzionamento differenti.

I gradi di vuoto per definizione sono così suddivisi:

- Vuoto basso (Rough vacuum, RV): 1×10^3 hPa – 1×10^0 hPa
- Vuoto medio (Medium vacuum, MV): 1×10^1 hPa – 1×10^{-3} hPa
- Vuoto alto (High vacuum, HV): 1×10^{-3} hPa – 1×10^{-7} hPa
- Vuoto ultra alto (Ultra high vacuum, UHV): 1×10^{-7} hPa – 1×10^{-11} hPa
- Vuoto estremamente alto (Extremely high vacuum, EHV): $< 1 \times 10^{-11}$ hPa

Nel progetto SPES per il funzionamento corretto dei dispositivi del front-end è necessario un grado di vuoto alto (HV). Quindi anche per la guarnizione di piombo è richiesto il medesimo grado di vuoto.

Nelle pompe da vuoto molecolari la portata di molecole aspirate è misurata per praticità come una portata moltiplicata per la pressione su cui è misurata (mbar*s), essa equivale ad una portata massica se si introduce l'equazione dei gas di stato valida certamente nelle ipotesi di bassa pressione e bassa temperatura quindi con mancanza di urti tra molecole di aria cioè come avviene nel vuoto.

$$m = PV/RT$$

quindi derivando rispetto al tempo e considerando la temperatura costante si ottiene:

$$\dot{m} = \frac{p \cdot \dot{V}}{RT} = \left[\frac{kg}{s} \right]$$

Se si riferisce la portata ad una temperatura costante è più pratico definire:

$$Q = p \cdot \dot{V} = \left[mbar \cdot \frac{l}{s} \right]$$

Dove \dot{V} [l/s] è definita come velocità di aspirazione caratteristica della pompa mentre Q è la portata aspirata.

La portata Q è definita dalla curva caratteristica della specifica pompa e varia a seconda della pressione presente nel recipiente del vuoto (all'ingresso della pompa). A regime di funzionamento quindi con pressione costante per il principio della conservazione della massa La portata aspirata è somma dei contributi di assorbimento e adsorbimento delle superfici del recipiente e delle perdite.

Per poter creare un grado di vuoto alto o superiore, in condizione di regime, sono necessari più livelli di vuoto separati da opportune pompe.

Per l'alto vuoto a regime sono necessarie due pompe una primaria che funziona da pressione atmosferica fino al limite del funzionamento (in genere dove finisce il regime viscoso) ed aspira l'uscita dei gas compressi provenienti da una pompa per alto vuoto (secondaria) che è connessa al sistema da vuoto vero e proprio. Per livelli di vuoto più spinti sono necessari più stadi. Per il regime transitorio è sufficiente l'utilizzo della sola pompa primaria collegata direttamente al recipiente da vuoto fino al raggiungimento di valore di pressione stabile. Mentre per livelli di vuoto superiori sono necessari più stadi.

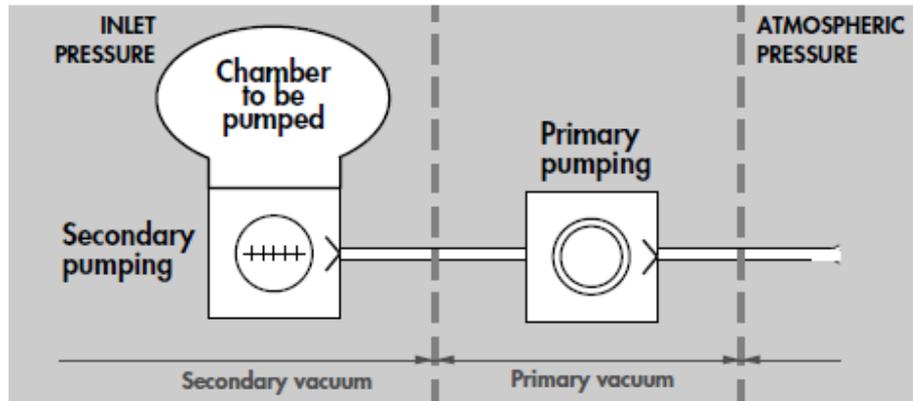


Fig. A.1: Schema di collegamento delle pompe per la produzione dell'alto vuoto. (19)

La procedura classica per la creazione dell'alto vuoto utilizzata anche per la sperimentazione è la seguente:

1. Accensione della sola pompa primaria;
2. Attesa fino ad un valore di vuoto di circa 10^{-2} mbar (3-4 minuti);
3. Attivazione della pompa secondaria;
4. Raggiungimento del valore di pressione di regime 10^{-7} mbar (2-3 giorni).

Per rimuovere il vuoto è opportuno procedere all'inverso della creazione del vuoto cioè:

1. Spegnere la pompa secondaria;
2. Attendere l'arresto della girante (30minuti);
3. Spegnere la pompa primaria;
4. Ventilare il recipiente del vuoto.

Se viene ventilato il recipiente del vuoto senza attendere l'arresto della turbomolecolare si possono creare danni irreparabili alla pompa come descritto nel paragrafo A.2.

Nei gradi di vuoto più spinti è consigliato riempire il recipiente di gas secco e non aria, infatti l'aria umida se in contatto con le superficie del recipiente viene assorbita e il rilascio di tali gas nella successiva fase di vuoto comporta un tempo maggiore per il raggiungimento del regime.

L'andamento della pressione nel tempo è descritto nel paragrafo 4.3 però qui si vuole far notare come variando la procedura di arresto delle turbomolecolari, per esempio se si spengono contemporaneamente la pompa primaria e secondaria il diagramma di pressione che si terra sarà differente. Il tempo di riempimento è circa uguale perché il tempo minimo che si deve attendere per l'arresto della turbomolecolare è di circa 30 minuti, però si è notato come nel caso di arresto della sola turbomolecolare la pressione salga più lentamente che nel caso di arresto contemporaneo di entrambe le pompe. In ogni caso nel confronto dei diagrammi di pressione discusse nel paragrafo 4.7 e 4.8 non è stato considerato il tratto finale di riempimento per questi motivi.

A.1 Pompa primaria roots

Nel muletto è installata una pompa primaria DRY COMPACT MULTI-STAGE ROOTS PUMPS ACP 28 della ADIXEN. Le pompe roots sono composte da una camera ovale in cui sono alloggiati due rotori con due lobi che si muovono in direzioni opposte.

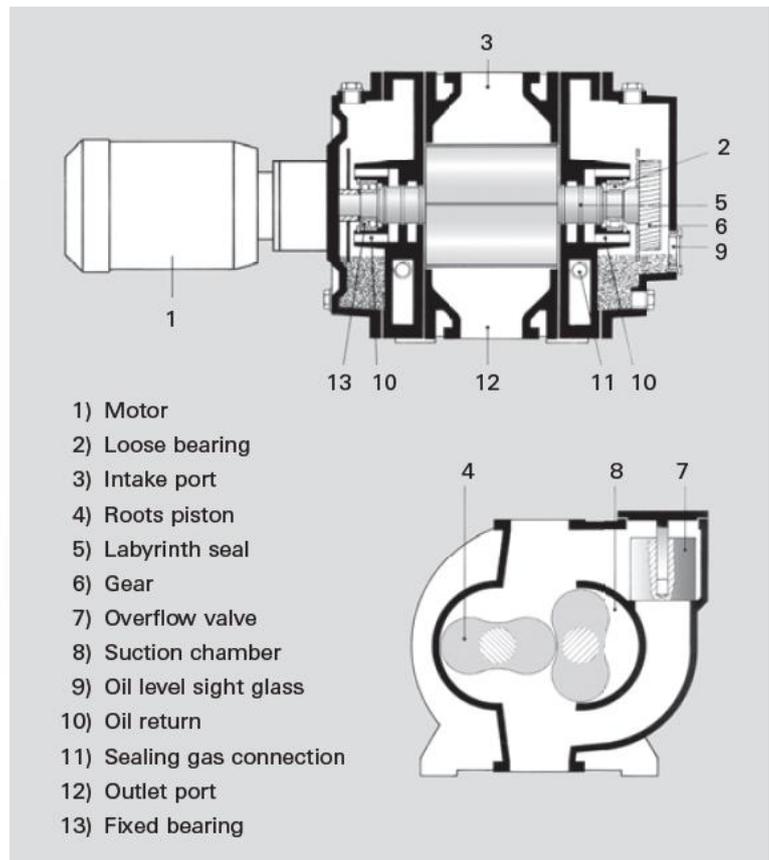


Fig. A.2: A sinistra è mostrata la pompa primaria DRY COMPACT MULTI-STAGE ROOTS PUMPS ACP 28 della ADIXEN utilizzata nella sperimentazione mentre a destra è mostrato il meccanismo interno a lobi. (18) (20)

Questo tipo di pompa funziona senza olio, quindi si evita la contaminazione dei gas, lo svantaggio è che a causa dell'attrito i pistoni non possono entrare in contatto tra di loro e con la parete esterna quindi in fase di progettazione si lascia tra i componenti uno spazio di circa 0.3 mm. Le pompe roots possono raggiungere pressioni inferiori a 10^{-3} mbar con una grande portata.

La curva caratteristica della pompa primaria è la seguente anche se ai fini pratici della sperimentazione non risulta molto utile.

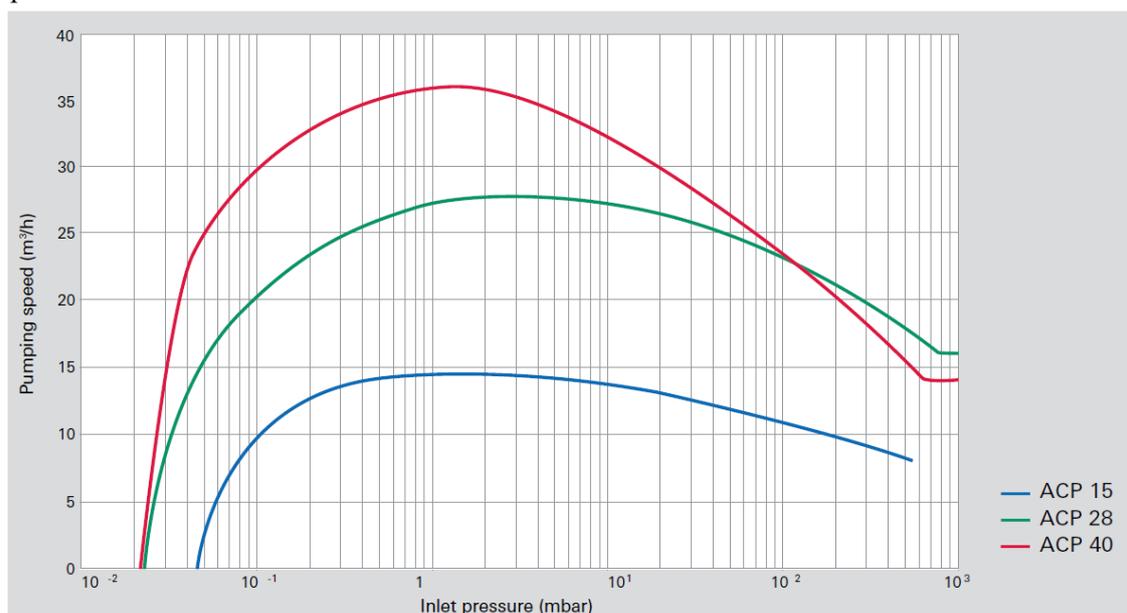


Fig. A.3: Curva caratteristica delle pompe DRY COMPACT MULTI-STAGE ROOTS PUMPS ACP. (20)

A.2 Pompa secondaria turbomolecolare

La pompa secondaria applicata al muletto è una pompa turbomolecolare ADIXEN ALCATEL TURBO300. La pompa turbomolecolare è la soluzione più utilizzata per in regime di Alto Vuoto.

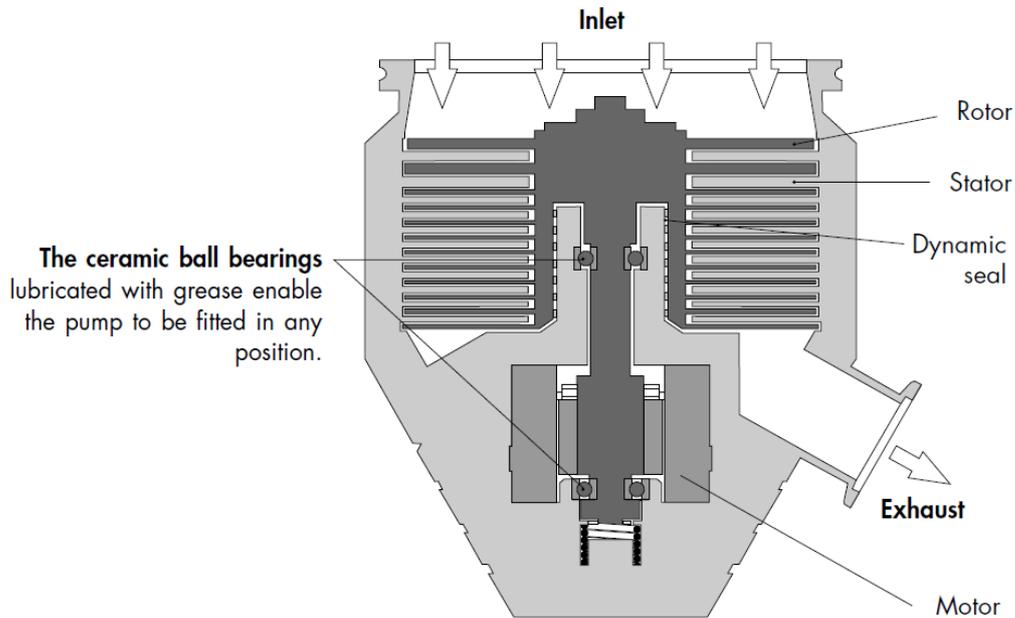


Fig. A.4: Schema di funzionamento di una turbopompa. L'elevato numero di giri del rotore comporta soluzioni costruttive molto complesse come i cuscinetti ceramici ed a levitazione magnetica e una grande precisione costruttiva per il rotore per evitare vibrazioni. Il tutto comporta alti costi di realizzazione. (19)

Queste pompe funzionano sul principio che in regime molecolare può essere dato alle singole molecole di gas un impulso nella direzione desiderata mediante urti ripetuti con una superficie solida in moto. In una pompa turbomolecolare una turbina in rotazione rapida urta le molecole che provengono dall'ingresso e mediante urti successivi le trascina verso lo scarico, aspirando quindi il gas dall'ingresso all'uscita.

La maggior parte delle pompe turbomolecolari usa molti stadi consistenti in rotori e statori in serie. Quando le molecole del gas entrano nell'ingresso, ricevono un impulso dal rotore che è fatto da un gran numero di lamelle metalliche angolate. Quindi l'energia meccanica delle lamelle viene trasferita

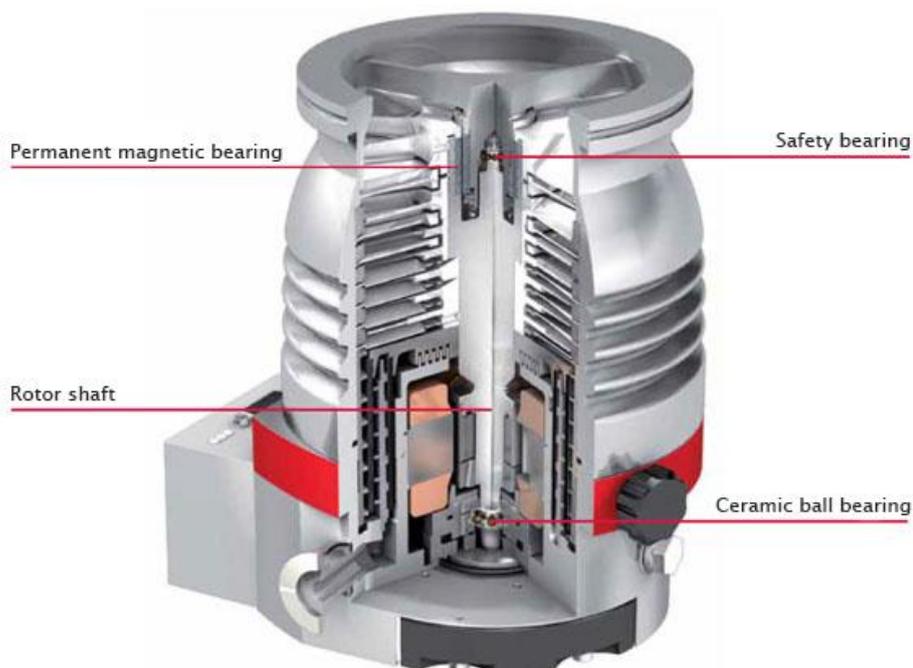


Fig. A.5: Spaccato di una turbo pompa HiPace® 300 della Pfeiffer. (21)

alle molecole di gas. Le molecole quindi avendo acquistato tale quantità di moto si dirigono preferenzialmente nei fori posti alla base dello statore, dove incontrano un nuovo stadio che impartisce altro impulso, fino ad arrivare all'uscita del sistema.

Se si sottopone ad un flusso laminare la turbomolecolare le alette possono deflettersi e conseguentemente portarsi a rottura e provocare danni all'intero canale da vuoto a causa dell'elevata energia cinetica posseduta dal rotore. Per ridurre questo rischio è preferibile flangiare le turbomolecolari con sistemi ISO K che in caso di bloccaggio immediato del rotore consentono la rotazione dalla flangia e quindi di non tutto il sistema da vuoto.

Una pompa turbomolecolare funziona per un regime di pressione compreso tra 0.01 mbar e 10^{-9} mbar.

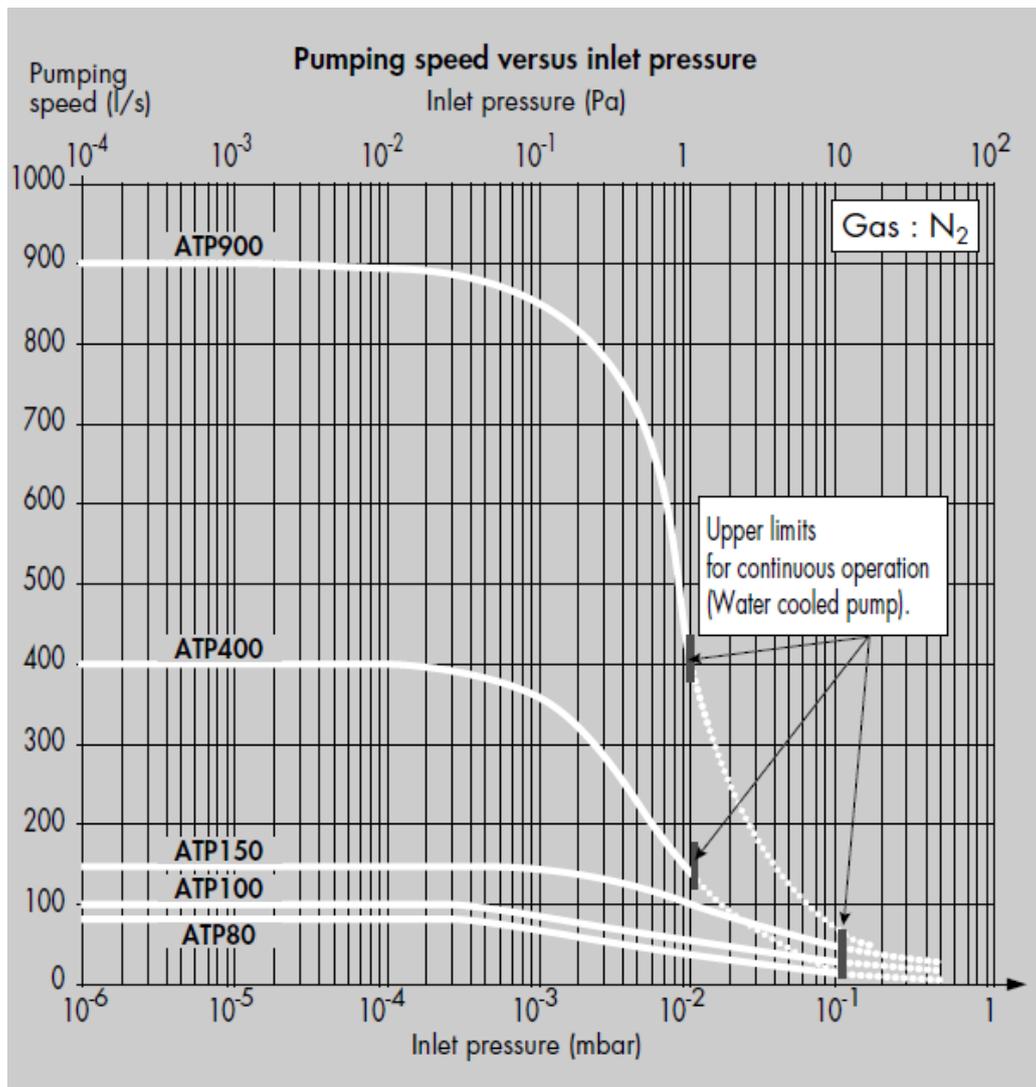


Fig. A.6: Curve caratteristiche delle turbomolecolari ADIXEN ALCATEL TURBO. (19)

Dal diagramma caratteristico della turbomolecolare si può notare come per l'azoto (assimilabile all'aria) la velocità di aspirazione è praticamente costante per quasi tutto il regime di pressione utile ed è pari a circa 150 l/s. Quindi nota la pressione di regime è possibile determinare con approssimazione la portata aspirata somma dei contributi di assorbimento e adsorbimento delle superfici del recipiente e delle perdite.

APPENDICE B

TECNOLOGIA PER LA MISURA DEL VUOTO

Per misurare la pressione del vuoto sono necessari diversi strumenti ognuno adatto ad uno specifico grado di vuoto con principi di funzionamento differenti. Per gradi di vuoto bassi possono essere usati sensori di misura diretta della pressione come i manometri piezoresistivi, capacitivi e manometri aneroidi. Per gradi di vuoto maggiori dal medio in su è necessario utilizzare sensori di misura indiretta come lo sono i sensori di Pirani, a catodo freddo, a catodo caldo ecc. Nella fig. B.1 sono indicati gli strumenti utilizzati a seconda del grado di vuoto da misurare.

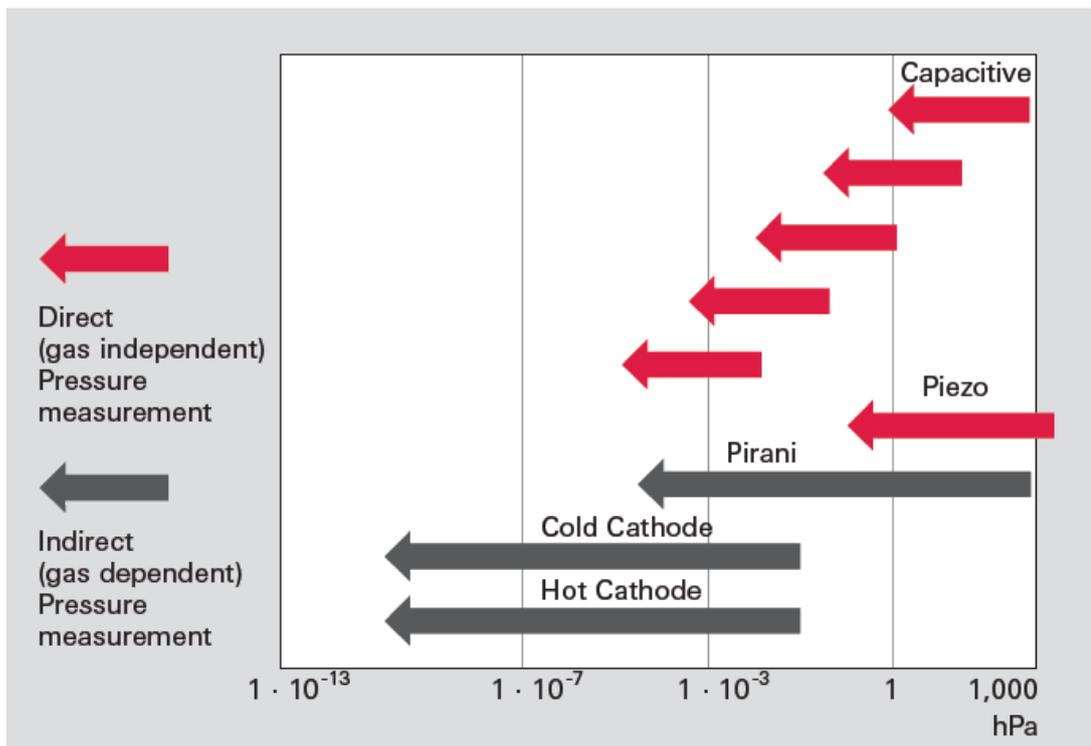


Fig. B.1: Corrispondenza tra la pressione e il corrispettivo principio di funzionamento in grado di misurarla. (18)

In questa appendice si vogliono approfondire in particolare i principi di funzionamento degli strumenti di misura della pressione utilizzati nella sperimentazione che si ricorda essere il manometro di Pirani e il manometro a catodo freddo.

B.1 Manometro di Pirani

Il manometro di Pirani si basa sul principio nel quale la conduttività termica dei gas a pressioni di circa 10^{-4} -10 hPa è proporzionale alla sola pressione.

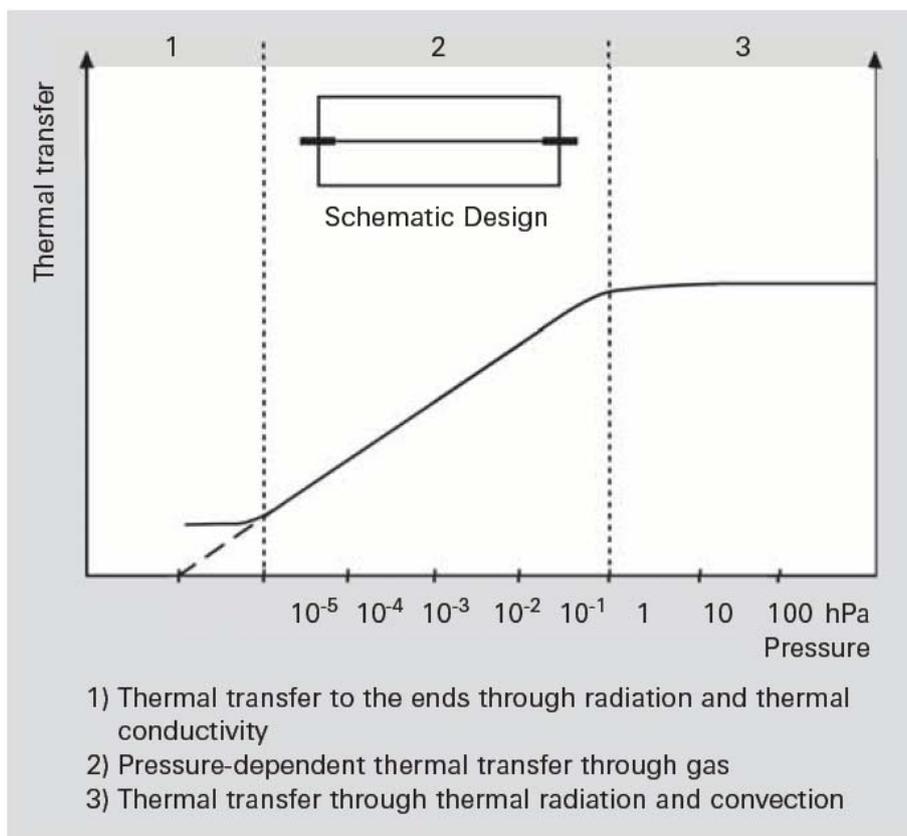


Fig. B.2: Il diagramma mostra il coefficiente di relazione tra il calore trasferito dal filo e il valore della pressione corrispondente. Per basse pressioni 1 i meccanismi di trasferimento principali sono la conduzione e l'irraggiamento e il coefficiente è nullo, in 2 il meccanismo principale è la convezione con il gas e qui il coefficiente rimane costante. In 3 il coefficiente è nuovamente nullo e i meccanismi principali sono la convezione e l'irraggiamento. (18)

In questo modo riscaldando un filo per effetto joule dentro un volumetto chiuso a pressione da misurare si ha che il calore trasferito dal filo alle pareti del tubo dipenderà dalla conduttività termica del gas, dalla radiazione termica e dalla conduzione termica delle estremità del filo. Scegliendo un filo a bassa emissività (tungsteno) e isolando le estremità si ha che l'unico meccanismo di trasferimento del calore rimane la convezione del gas che dipenderà, come mostrato in figura A.2, dalla sola pressione. Quindi mantenendo la temperatura costante e variando la pressione varierà anche la quantità di calore necessario a mantenere la temperatura del filo costante. Quindi misurando la differenza di potenziale del filo si misura indirettamente la pressione.

Analizzando le curve di taratura su diversi tipi di gas si ottiene che per il campo di pressioni di 10-100 hPa la curva si mantiene lineare per l'aria e l'azoto.

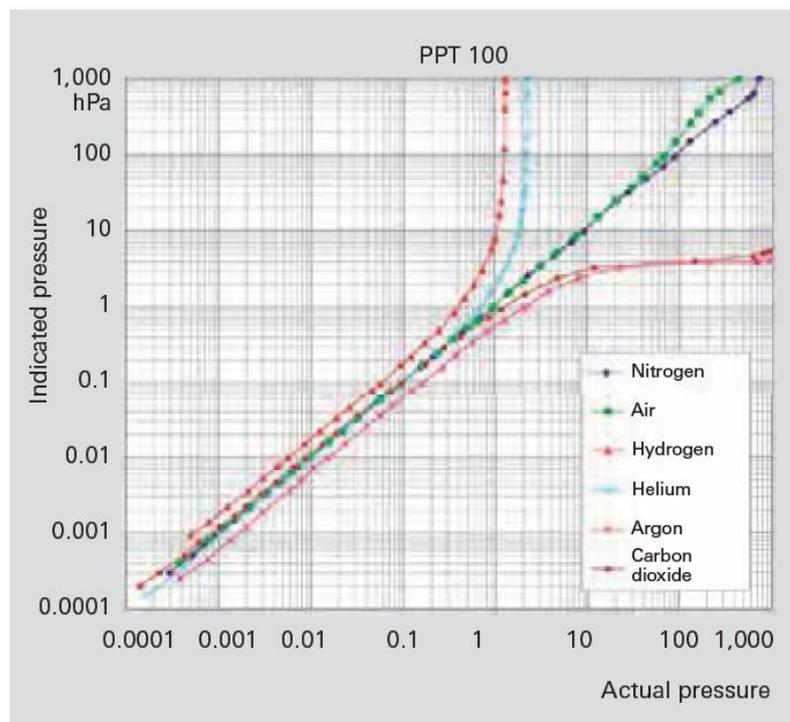


Fig. B.3: Il diagramma di taratura del manometro di Pirani è lineare per l'aria e l'azoto mentre per gli altri gas il campo di linearità si riduce. (18)

B.2 Manometro a catodo freddo

Questo strumento utilizza il principio in cui la pressione è proporzionale alla corrente di scarica del gas ionizzato creato in un campo magnetico all'interno del vuoto.

Per creare il campo magnetico e la scarica si utilizzano un catodo e anodo con potenziale di circa 3000V. Tra questi è interposto un magnete permanente. In questo modo gli elettroni caricati negativamente si spostano molto velocemente dal catodo all'anodo. Durante il percorso degli elettroni alcune molecole di gas ionizzano e si forma così una scarica elettrica. Misurando questa scarica elettrica si può ottenere una misura della pressione.

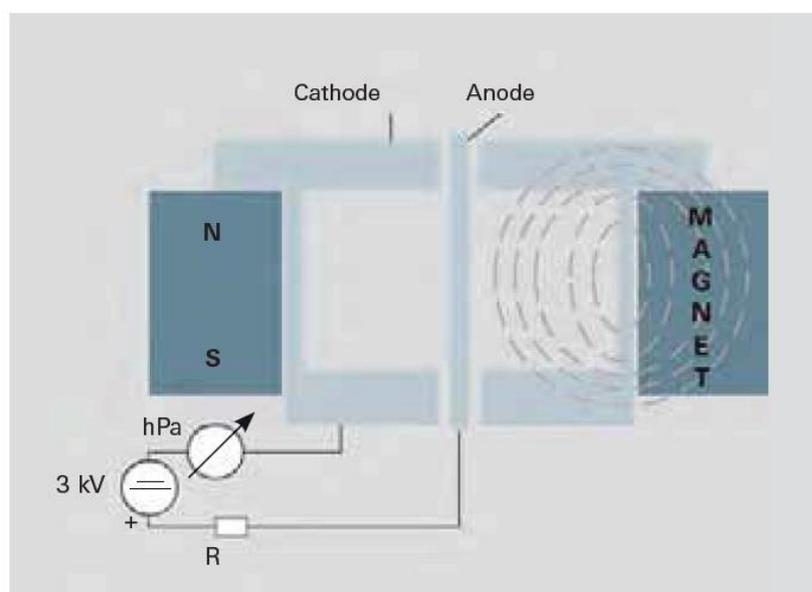


Fig. B.4: In questa figura è mostrato la versione del manometro a catodo freddo con percorso degli elettroni spiraliformi per incrementare il numero di molecole di gas colpite e aumentare così il campo di misura dello strumento. (18)

In ogni modo essendo poche le molecole di gas nel vuoto per mantenere la scarica attiva si può aumentare il percorso degli elettroni aumentando così la probabilità di collisioni con le molecole di

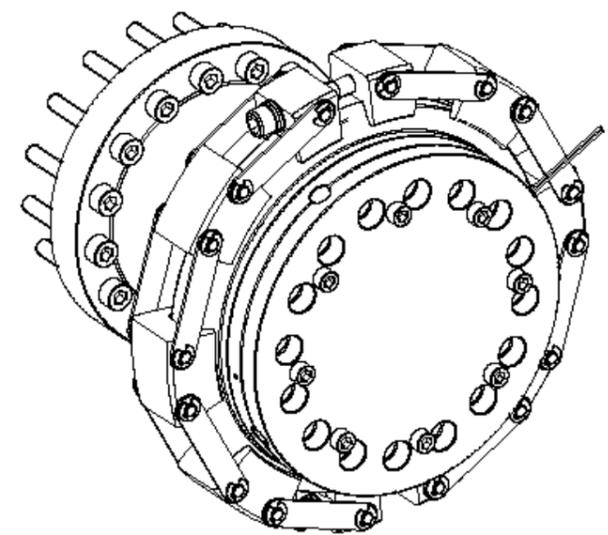
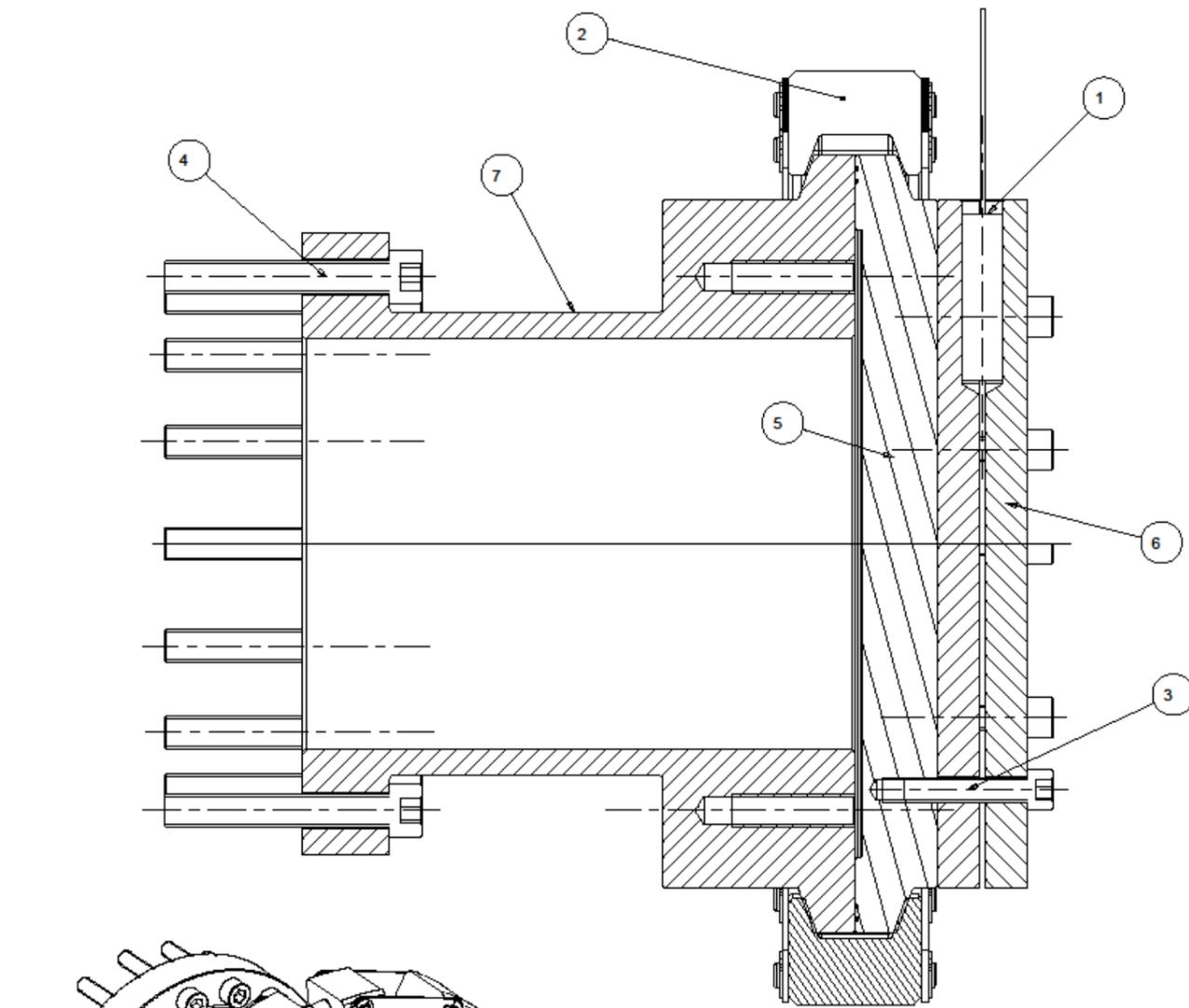
gas. Per farlo si costruisce un anodo formato da un filo metallico centrale, alle sue estremità sono posti due anelli metallici che fungono da catodi, mentre all'esterno è posto un magnete permanente circolare. In questo modo gli elettroni compiono un movimento spiraliforme che incrementa la probabilità di collisione con le molecole di gas. Operando in questo modo il campo di pressione misurabile aumenta e raggiunge i valori di 10^{-2} - 10^{-9} mbar.

APPENDICE C

DISEGNI COSTRUTTIVI DISPOSITIVO VLTD

In questa appendice sono inseriti i disegni costruttivi del dispositivo VLTD realizzato nelle officine dei Laboratori Nazionali di Legnaro.

± 0.1	± 0.2	± 0.3	± 0.5	± 1
± 0.1	± 0.2	± 0.3	± 0.5	± 1
± 0.1	± 0.2	± 0.3	± 0.5	± 1

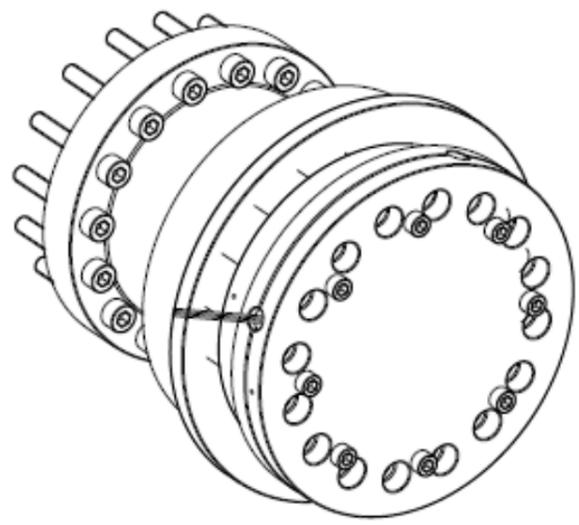
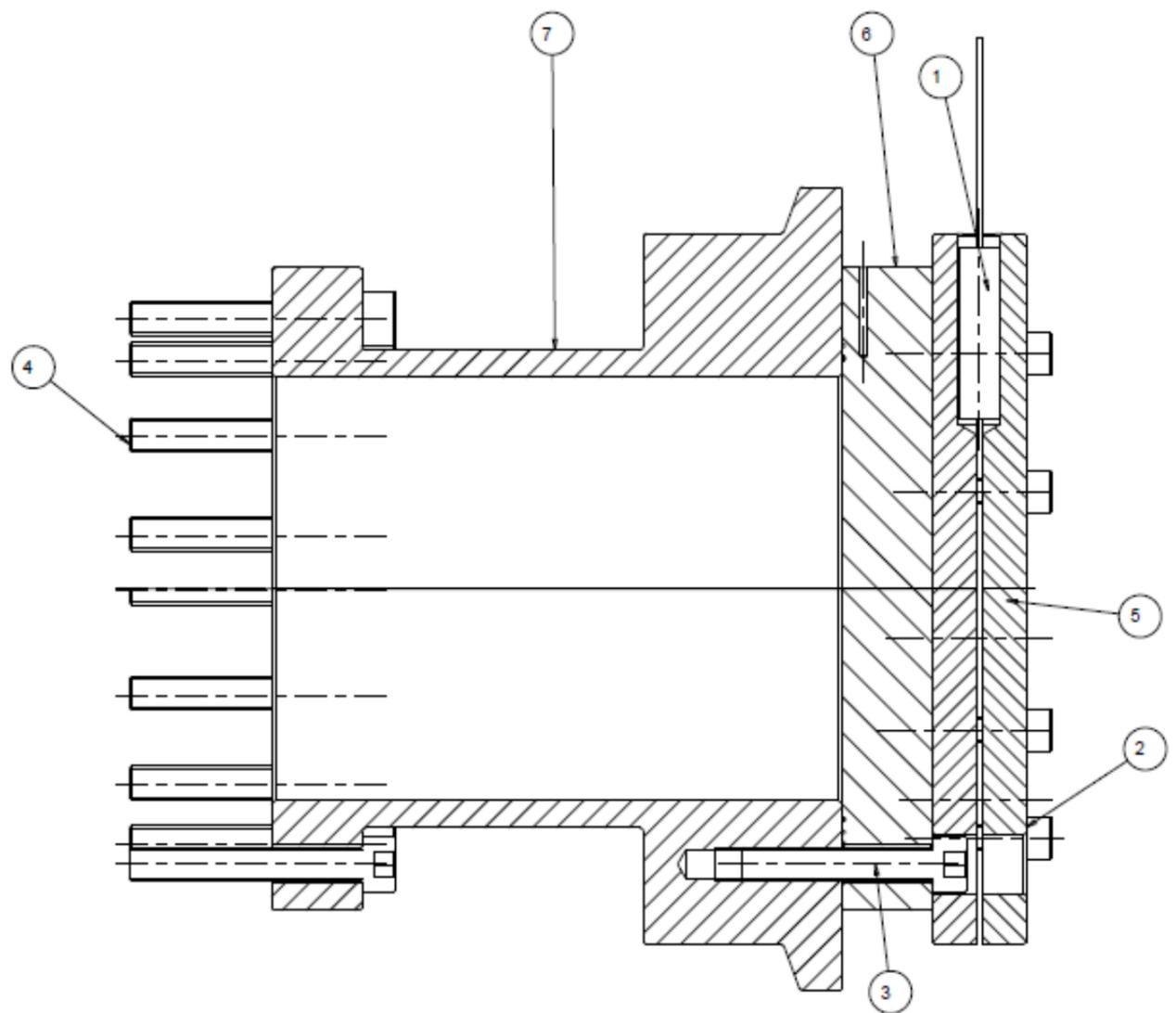


SCALA 1:2

Pos.	Drawing N. ^o	Description	Q.ty	Material
7	TUBO	tubo adattatore flangia evac-std	1	AL6082T6
6	SEMI_HEATER_CORRETTO	FLANGIA RISCALDATRICE	2	AL6082T6
5	COPERCHIO_EVAC160	flangia evac 160	1	AL6082T6
4	DIN912_M8X55	Cylindric head screw DIN912 M8x55 - A2	16	STAINL_ST
3	DIN912_M6X30	Cylindric head screw DIN912 M6x30 - A2	8	STAINL_ST
2	ASM0002	Catena Evac NW160	1	
1	RISCALDATORE_RESISTENZA	cartuccia riscaldante 200W	1	SS

Designed by RACCANELLO A.	Signature	Project SPES-TARGET
Draft by RACCANELLO A.	Date 27/10/2016	Description TEST ORING EVAC DW160
 Istituto Nazionale di Fisica Nucleare Laboratori Nazionali di Legnaro		Scale 1:1 Mass (kg) 0.00 Fin. A2 Rev. 0
Technical Drawings ISO 8015 Gen. Tol. UNI-EN 227692-mK		Draft code: ASSIEME

± 0.1	± 0.2	± 0.3	± 0.5	± 1
± 0.1	± 0.2	± 0.3	± 0.5	± 1
± 0.1	± 0.2	± 0.3	± 0.5	± 1

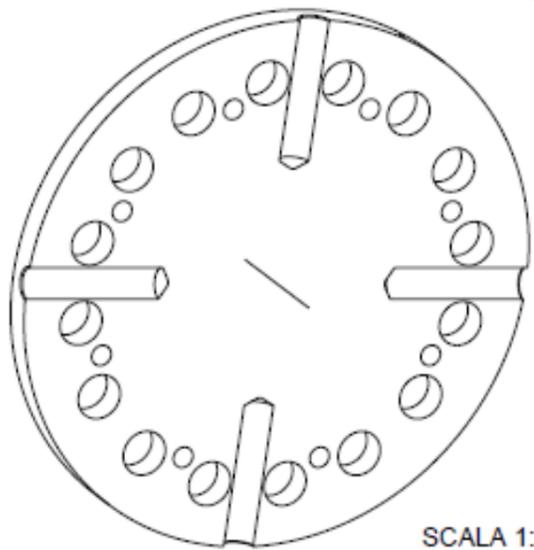
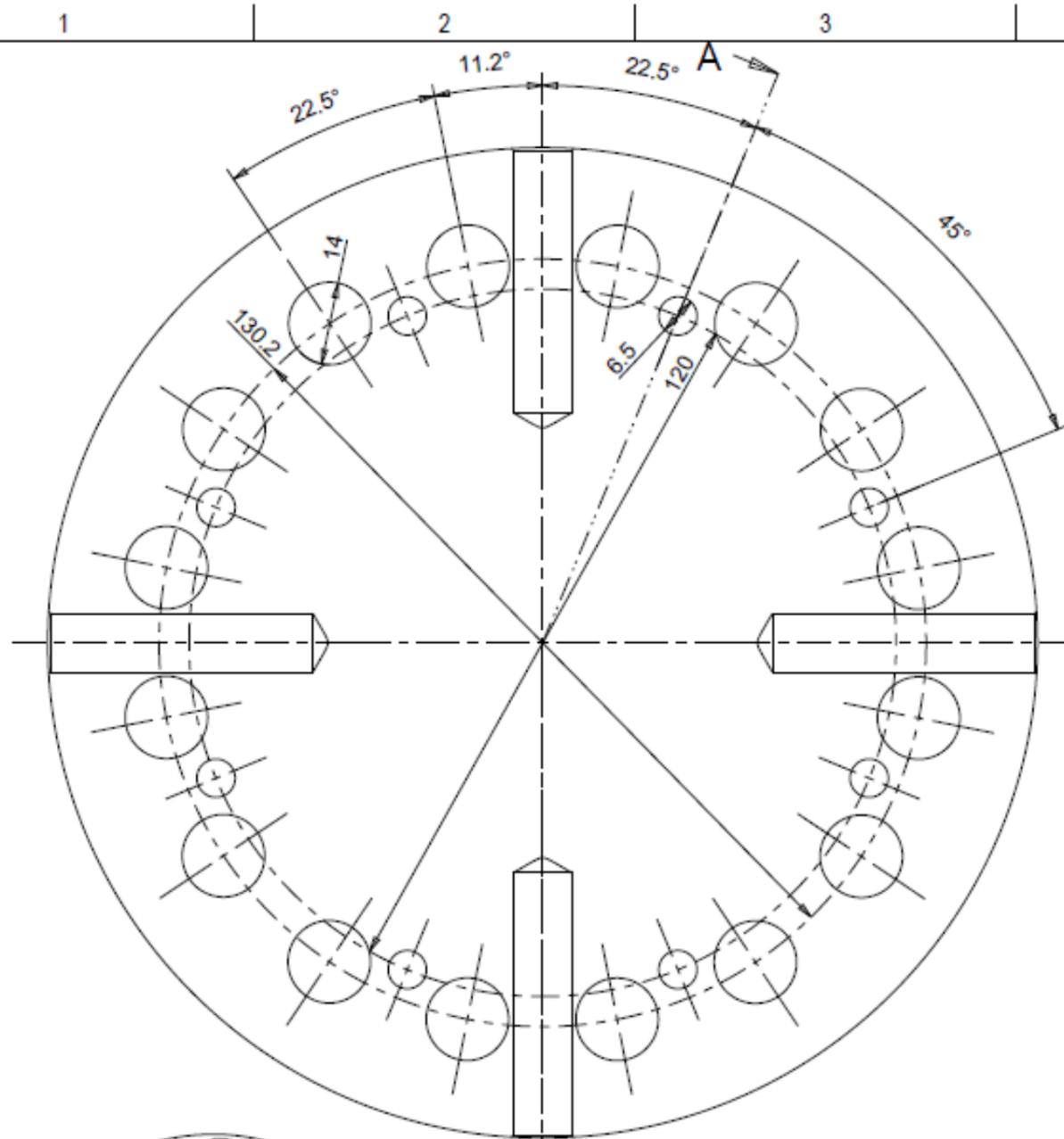


SCALA 1:2

7	TUBO	tubo adattatore flangia evac-std	1	AL6082T6
6	COPERCHIO_FLANGIA_N100	FLANGIA STD DN100	1	AL6082T6
5	SEMI HEATER_CORRETTO	FLANGIA RISCALDATRICE	2	AL6082T6
4	DIN912_M8X55	Cylindric head screw DIN912 M8x55 - A2	16	STAINL_ST
3	DIN912_M8X45	Cylindric head screw DIN912 M8x45 - A2	16	STAINL_ST
2	DIN912_M6X30	Cylindric head screw DIN912 M6x30 - A2	8	STAINL_ST
1	RISCALDATORE_RESISTENZA	cartuccia riscaldante 200W	1	SS
Pos.	Drawing N.°	Description	Q.ty	Material

Designed by RACCANELLO A.	Signature	Project SPES-TARGET
Drawn by RACCANELLO A.	Date 27/10/2016	Description TEST ORING DN 100
		Material
		Treatment
Scale 1:1	Gen. set list 0.00	Fin. A2
Technical Drawings: ISO 8015 Gen. Tol. UNEN 227652-mk	Draw code ASSIEME_N100	Rev. 0

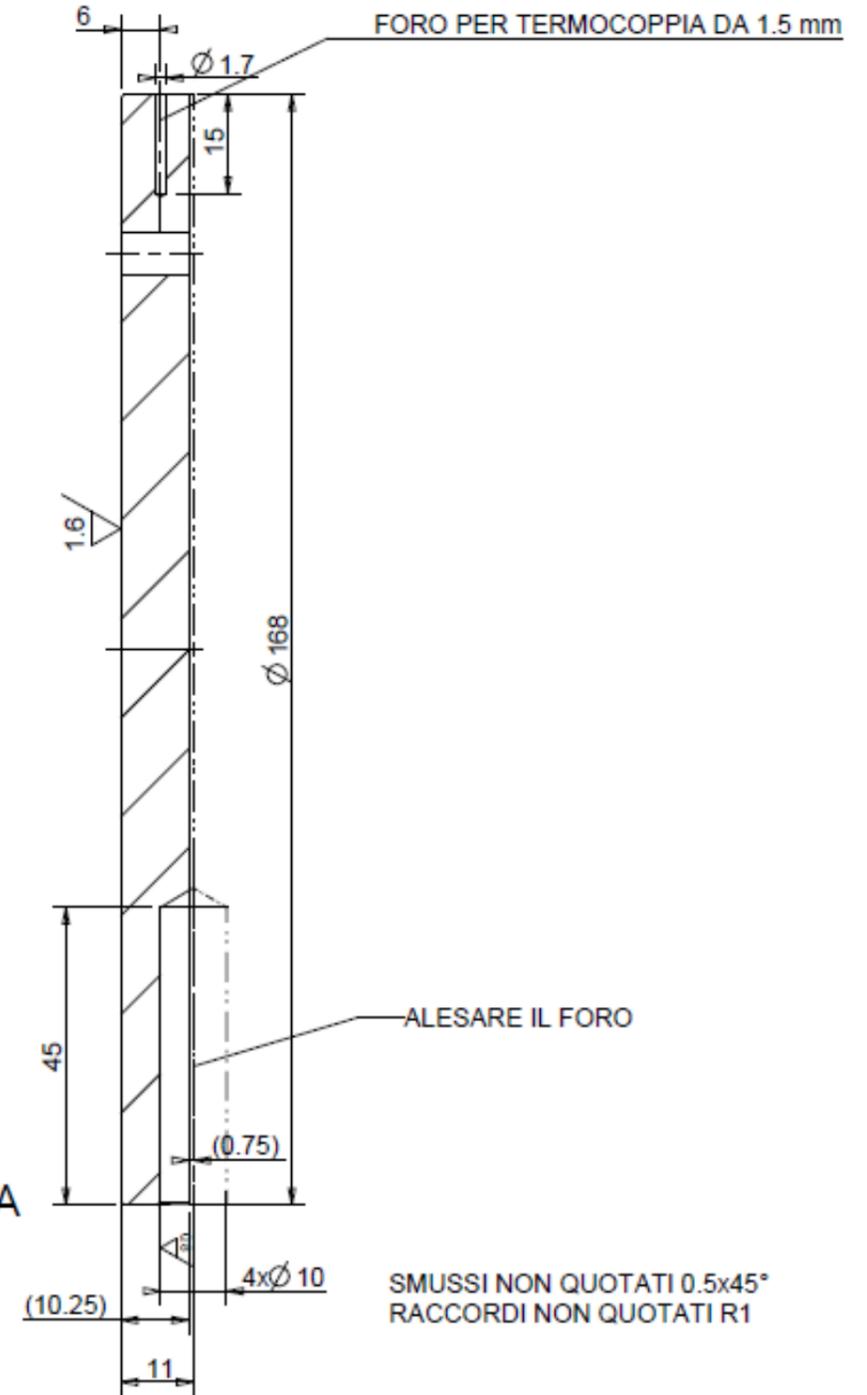
UNI EN 12001 in "Sistema Internazionale"		"Système International d'Unités"	
± 0.1	± 0.2	± 0.3	± 0.5
± 0.1	± 0.2	± 0.3	± 0.5
± 0.1	± 0.2	± 0.3	± 0.5

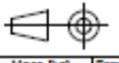


SCALA 1:2

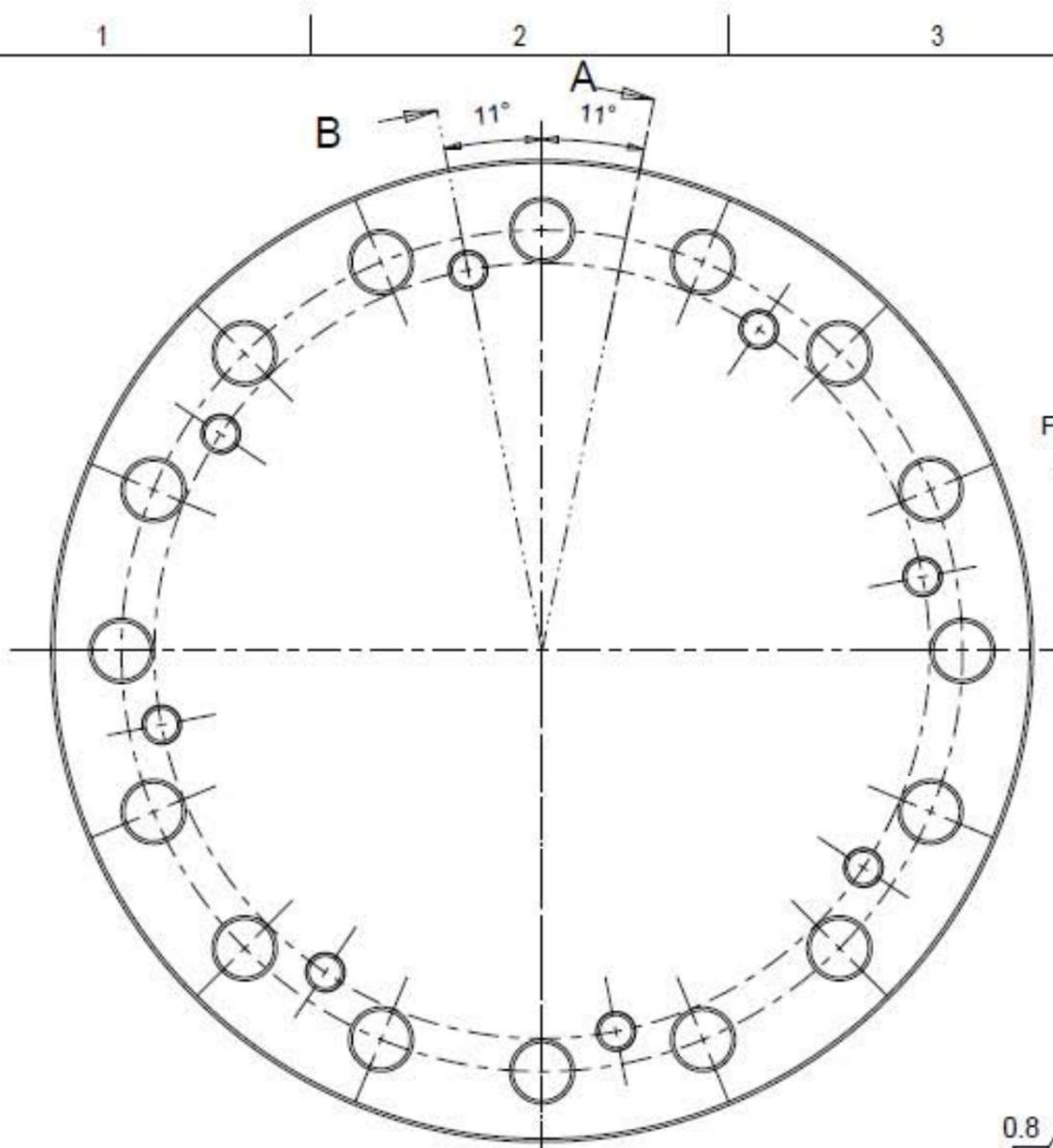
N.B.:
SONO RICHIESTE DUE FLANGE UGUALI RICAVATE
DA UN UNICO DISCO DI LARGHEZZA 22 mm
SEZIONATO NELLA MEZZERIA CON SPESSORE DEL
TAGLIO DI 1-1.5 mm.
(NON IMPORTA IL GRADO DI RUGOSITA' OTTENUTA).
E' SUFFICIENTE ESEGUIRE IL FORO PER LA
TERMOCOPPIA
IN UNA SOLA SEMIFLANGIA.

SEZIONE A-A



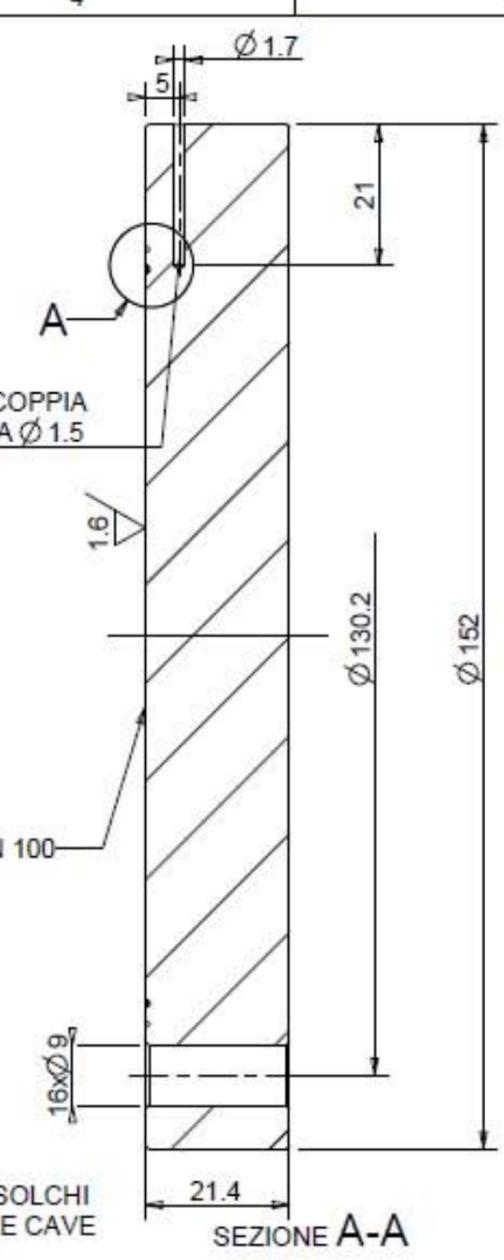
Designed by: RACCANELLO A.	Signature	Project SPES-TARGET	
Drawn by: RACCANELLO A.	Date	Description FLANGIA RISCALDATRICE	
 INFN Istituto Nazionale di Fisica Nucleare Laboratori Nazionali di Legnaro	Material AL6082T6	Gen. surf. finish 3.2	 Mass [kg] 0.52 Fm. A3
	Treatment	Scale 1:1	
Technical Drawings ISO 8015 Gen. Tol. UNI-EN 22768/2-mK			

UNI EN 22789 in base alla regola		
"as-built" con tolleranze progettuali		
es 6	± 0.1	<math>> 30 \leq L < 120</math>
	± 0.2	> 120
	± 0.3	> 120
	± 0.5	> 120

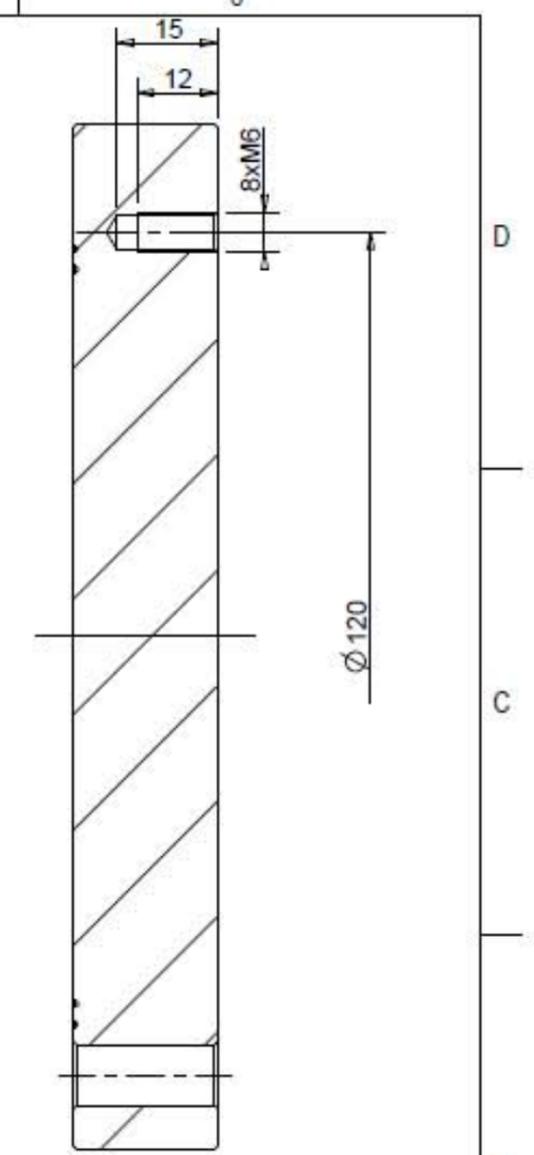


FORO PER TERMOCOPPIA
DA $\varnothing 1.5$

FLANGIA STD DN 100

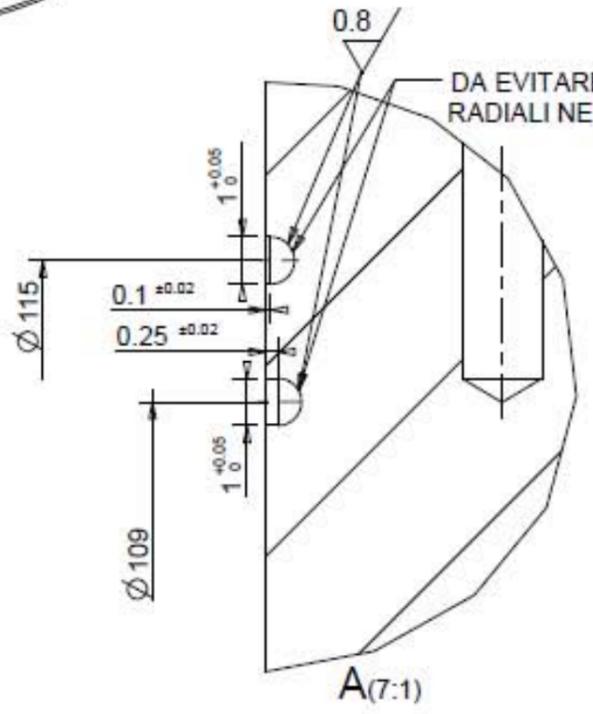
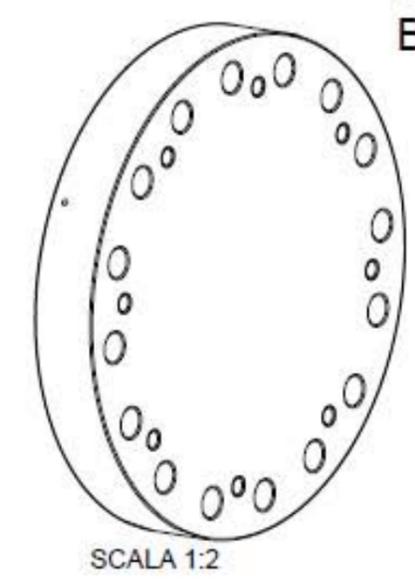


SEZIONE A-A

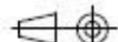


SEZIONE B-B

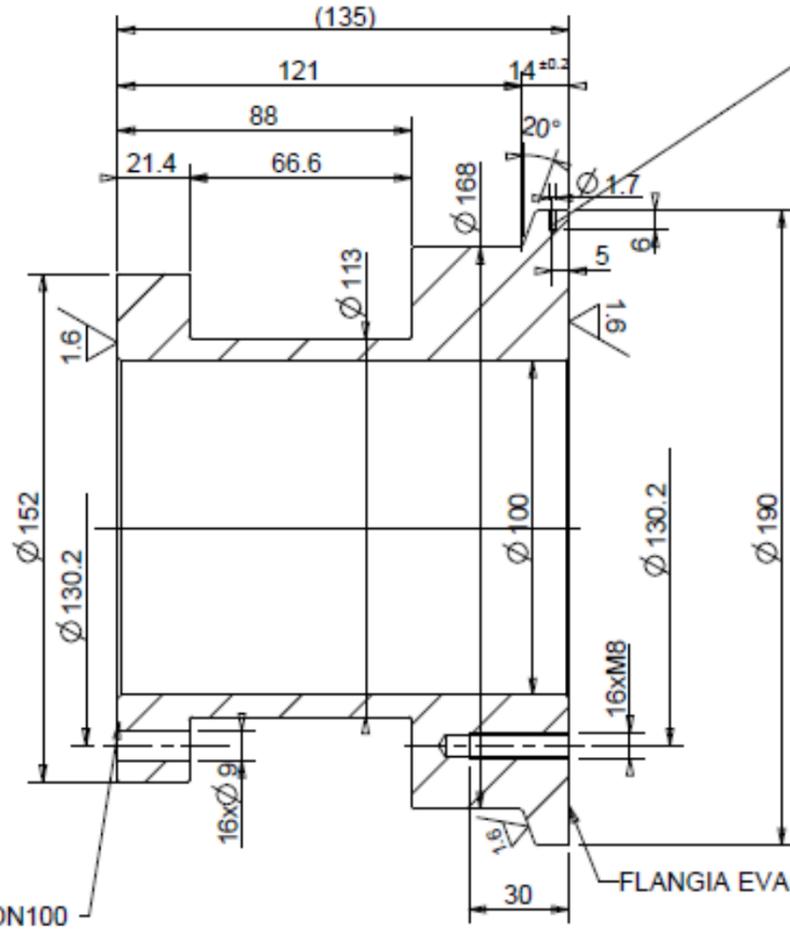
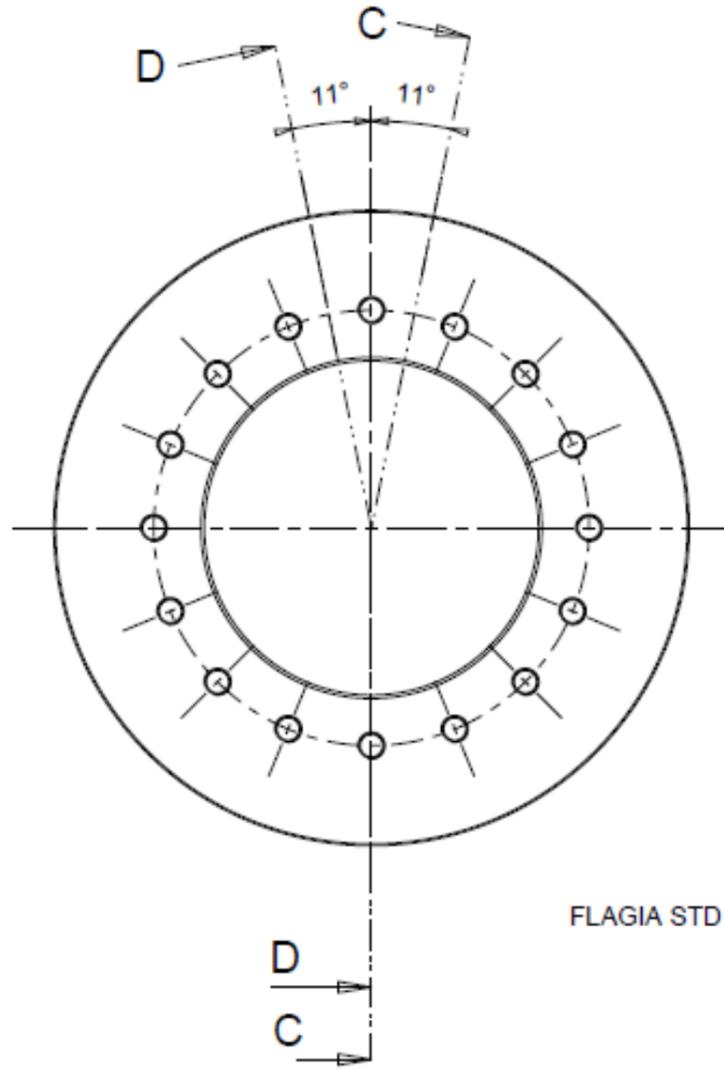
SMUSSI NON QUOTATI 0.5x45°
RACCORDI NON QUOTATI R1



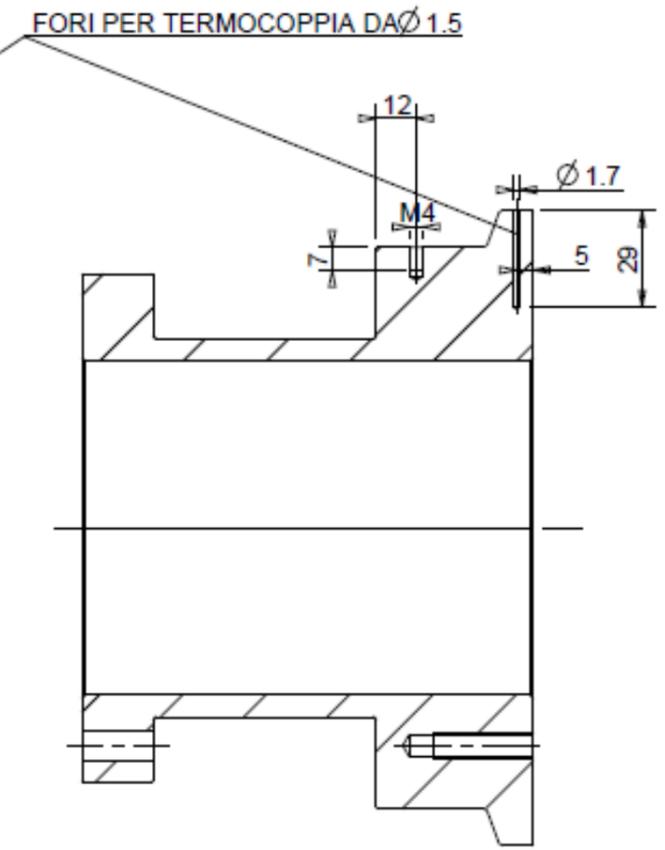
DA EVITARE SOLCHI
RADIALI NELLE CAVE

Designed by: RACCANELLO ALB.	Signature	Project SPES-TARGET
Drawn by: RACCANELLO ALB.	Date 27/10/2016	Description FLANGIA STD DN100
 INFN Istituto Nazionale di Fisica Nucleare Laboratori Nazionali di Legnaro	Material AL6082T6	Gen. surf. finish 3.2 <input checked="" type="checkbox"/> 
	Treatment	Scale 1:1
Technical Drawings ISO 8015 Gen. Tol. UNI-EN 22788/2-mK	Drawing N° COPERCHIO_FLANGIA_N100 0	Fm. A3
		Rev.

UNI EN 12781 in "Misura tecnica dell'angolo" (Technical drawing)	
≤ 6	± 0.1
$6 < \dots < 30$	± 0.2
$30 < \dots < 120$	± 0.3
> 120	± 0.5



SEZIONE C-C

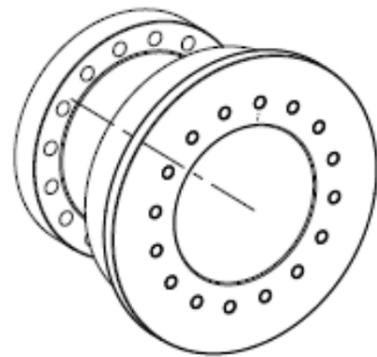


SEZIONE D-D

FLAGIA STD DN100

FLANGIA EVAC ISO TAPERED 160

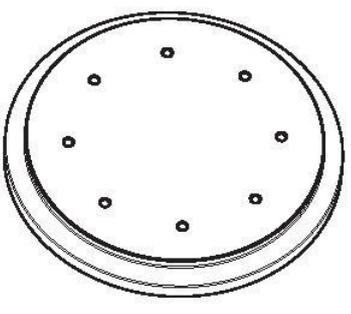
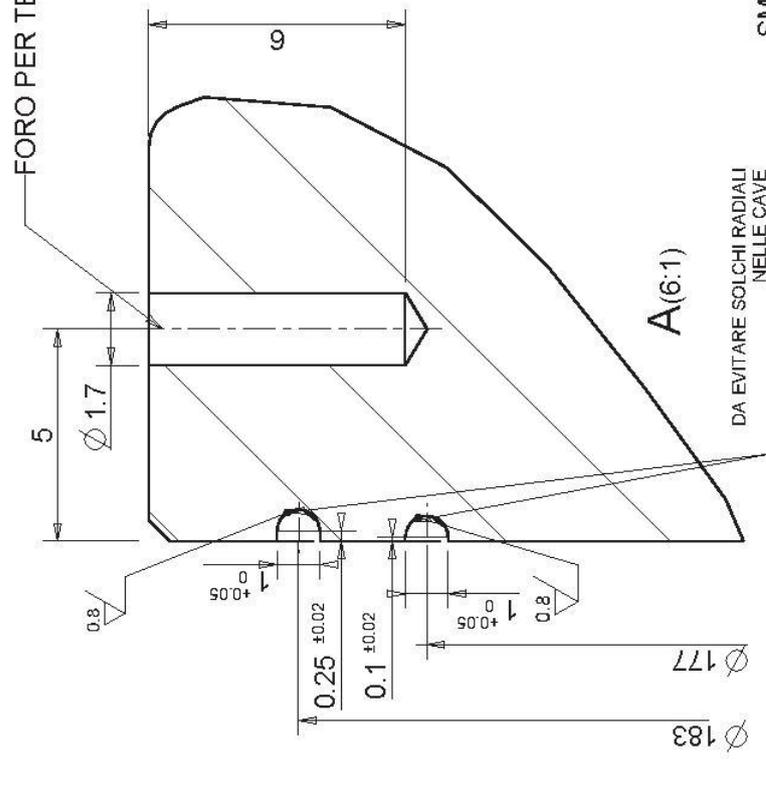
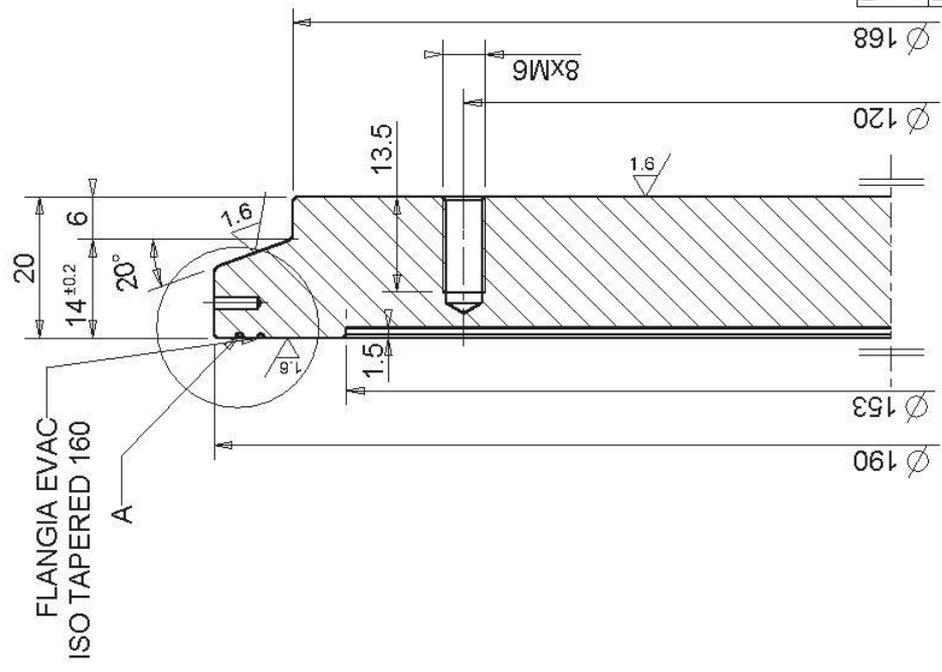
SMUSSI NON QUOTATI 0.5X45°
RACCORDI NON QUOTATI R1



SCALA 1:4

Designed by: RACCANELLO A.	Signature	Project: SPES-TARGET
Drawn by: RACCANELLO A.	Date	Description: tubo adattatore flangia evac-std
 Istituto Nazionale di Fisica Nucleare Laboratori Nazionali di Legnaro	Material: AL6082T6	Gen. surf. finish: 3.2 <input checked="" type="checkbox"/>
	Treatment	Scale: 1:2
	Technical Drawings ISO 8015 Gen. Tol. UNI-EN 22769/2-mK	Drawing N°: TUBO
		Frm.: A3
		Rev.: 0

UNI-EN 22768/1 in Toluca para "ver a la figura" "Nivida" "requisitos de calidad" "mecánica o gases técnicos des gns"			
<=6	>6 <=30	>30 <=120	>120
± 0.1	± 0.2	± 0.3	± 0.5



FORO PER TERMOCOPPIA DA Ø 1.5

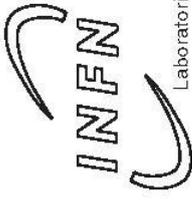
SCALA 1:4

SMUSSI NON QUOTATI 0.5x45°
RACCORDI NON QUOTATI R1

DA EVITARE SOLCHI RADIALI
NELLE CAVE

A(6:1)

SEZIONE A-A

Designed by	RACCANELLO A.	Signature	SPES-TARGET	Project
Draft by	RACCANELLO A.	Date	flangia evac 160	Description
 Istituto Nazionale di Fisica Nucleare Laboratori Nazionali di Legnaro		Material	AL6082T6	Gen. surf. finish
		Treatment		3.2
				Scale
				1:1
				Mass [kg]
				1.31
				Firm.
				A4
				Rev.
				0
				Draft code:
				COPERCHIO_EVAC160 0

B

A

1

2

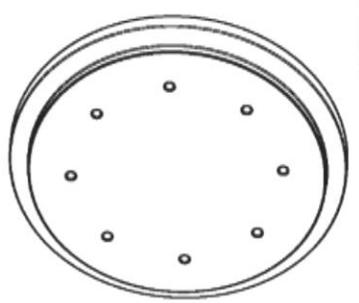
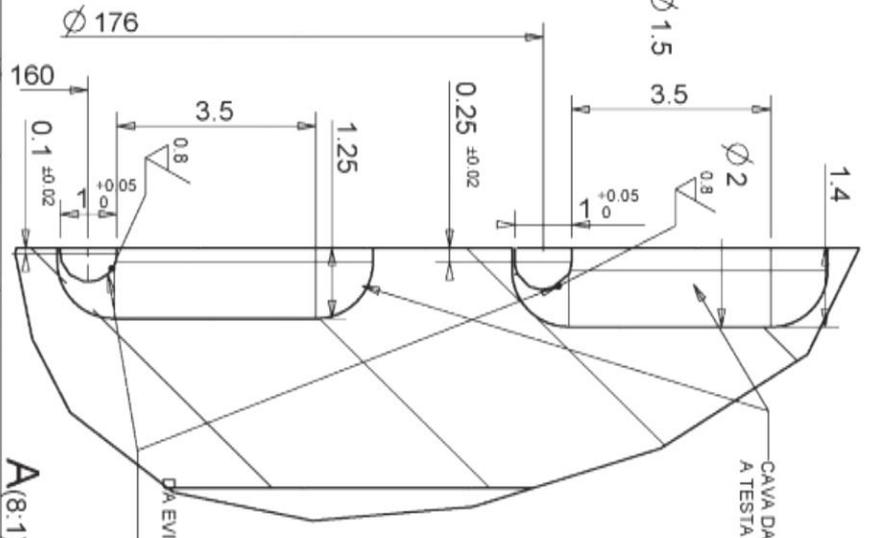
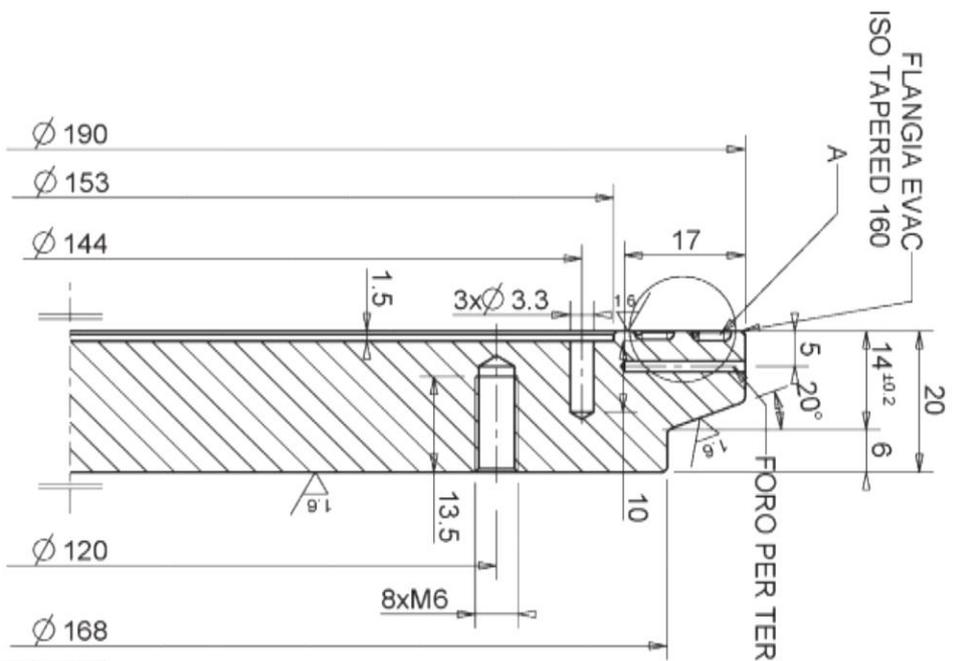
3

A

B

C

UNI-EN 22768-1-1 Tolerances for linear and angular features				
Libere indicazioni "technical design" / Technical drawings				
<= 6	>6 <=30	>30 <=120	>120	
± 0.1	± 0.2	± 0.3	± 0.5	± 2°



SMUSSI NON QUOTATI 0.5x45°
RACCORDI NON QUOTATI R1

DA EVITARE SOLCHI RADIALI
NELLE CAVITÀ

Designed by RACCANELLO A.	Signature	Project SPES-TARGET
Draft by RACCANELLO A.	Date 27/10/2016	Description flangia evac 160

 INFN Istituto Nazionale di Fisica Nucleare Laboratori Nazionali di Legnaro	Material AL6082T6	Gen. surf. finish V	Mass [kg]	Firm.
	Treatment	Scale 1:1	1.31	A4
Technical Drawings ISO 8015 Gen. Tol. UNI-EN 22768/2-mk COPERCHIO_EVAC160_VER2		Draft code: VER2		

SEZIONE A-A

SCALA 1:4

A(8:1)

APPENDICE D

DATASHEET PRINCIPALI COMPONENTI SISTEMA RISCALDANTE

In questa appendice sono inseriti i datasheet dei principali componenti del sistema riscaldante.

D.1 Datasheet termoregolatore nanodac

Safety Notes

Warning: Any interruption of the protective conductor inside or outside the apparatus, or disconnection of the protective earth terminal is likely to make the apparatus dangerous under some fault conditions. Intentional interruption is prohibited.

Safety requirements for permanently connected equipment state:

- A switch or circuit breaker shall be included in the building installation
- It shall be in close proximity to the equipment and within easy reach of the operator
- It shall be marked as the disconnecting device for the equipment
- Recommended external fuse ratings: For 100–230V ac, fuse type: T rated 2A 250V

- Before any other connection is made, the protective earth terminal shall be connected to a protective conductor. The mains (supply voltage) wiring must be terminated in such a way that, should it slip, the earth wire would be the last wire to become disconnected.
- Whenever it is likely that protection has been impaired, the unit shall be made inoperative, and secured against accidental operation. The manufacturer's nearest service centre should be contacted for advice.
- Where conductive pollution (e.g. condensation, carbon dust) is likely, adequate air conditioning/filtering/ sealing etc. must be installed in the enclosure.
- Signal and supply voltage wiring should be kept separate from one another. Where this is impractical, shielded cables should be used for the signal wiring.
- If the unit is used in a manner not specified by the manufacturer, the protection provided by the equipment might be impaired.
- Installation must only be carried out by suitably qualified personnel.
- To prevent hands or metal tools touching parts that may be electrically live, the unit must be installed in an enclosure.

Caution: Live sensors. The unit is designed to operate if the temperature sensor is connected directly to an electrical heating element. However, you must ensure that service personnel do not touch connections to these inputs while they are live. With a live sensor all cables, connectors and switches for connecting the sensor must be mains rated for use in 240V ac CAT.

Caution: Wiring. It is important to connect the unit in accordance with the data in this sheet ensuring that the protective earth connection is ALWAYS fitted first and disconnected last. Wiring must comply with all local wiring regulations, i.e. UK, the latest IEE wiring regulations, (BS7671), and USA, NEC Class 1 wiring methods. Do not connect ac supply to low voltage sensor input or low level inputs and outputs.

- The maximum continuous voltage applied between any of the following terminals must not exceed 240V ac:
 - relay output to logic, dc or sensor connections;
 - any connection to ground.
 The unit must not be wired to a three phase supply with an unearthed star connection. Under fault conditions such a supply could rise above 240V ac with respect to ground and the product would not be safe.
- Grounding of the temperature sensor shield. In some installations it is common practice to replace the temperature sensor while the unit is still powered up. Under these conditions, as additional protection against electric shock, we recommend that the shield of the temperature sensor is grounded. Do not rely on grounding through the framework of the machine.
- Over Temperature Protection. To prevent overheating of the process under fault conditions, a separate over-temperature protection unit should be fitted which will isolate the heating circuit. This must have an independent temperature sensor. Alarm relays within the unit will not give protection under all failure conditions.
- Isopropyl alcohol, water or water based products may be used to clean labels. A mild soap solution may be used to clean other exterior surfaces.
- Before removing a unit from its sleeve, disconnect the supply and wait at least two minutes to allow capacitors to discharge. Avoid touching the exposed electronics of an unit when withdrawing it from the sleeve.
- This unit is intended for industrial temperature and process control applications within the requirements of the European Directives on Safety and EMC.

USB Device Precautions

Note: the use of U3 USB Flash drives is not recommended.

- Precautions against electrostatic discharge should be taken when the unit terminals are being accessed. The USB and Ethernet connections are particularly vulnerable.
- Ideally, the USB device should be plugged directly into the unit, as the use of extension leads may compromise the unit's ESD compliance. Where the unit is being used in an electrically 'noisy' environment, however, it is recommended that the user brings the USB socket to front of panel using a short extension lead. This is because the USB may 'lock up' or reset in noisy environments and the only means of recovery is to remove the device, then reinsert it. EMC-related failure during a write operation might cause corruption of the data held on a USB memory stick. For this reason, the data on the memory stick should be backed up before insertion and checked after removal.
- When using a USB extension cable, a high quality screened cable must be used with a maximum length of 3 metres (10ft.).

Eurotherm: International Sales and Support

Eurotherm Limited
 Faraday Close
 WORTHING
 BN13 3PL
 UK

TEL +44 1903 268500
 FAX +44 1903 265982

www.eurotherm.com/worldwide



Scan for local contacts

© 2014 Eurotherm Limited.

Eurotherm by Schneider Electric, the Eurotherm logo, Chessell, EurothermSuite, Mini8, Eycon, Eyrs, EPower, EPack, nanodac, piccolo, versadac, optivis, Foxboro and Wonderware are trademarks of Schneider Electric, its subsidiaries and affiliates. All other brands may be trademarks of their respective owners. All rights are strictly reserved. No part of this document may be reproduced, modified, or transmitted in any form by any means, nor may it be stored in a retrieval system other than for the purpose to act as an aid in operating the equipment to which the document relates, without the prior written permission of Eurotherm Limited. Eurotherm Limited pursues a policy of continuous development and product improvement. The specifications in this document may therefore be changed without notice. The information in this document is given in good faith, but is intended for guidance only. Eurotherm Limited will accept no responsibility for any losses arising from errors in this document.

nanodac

Installation Guide



nanodac is a 1/4 DIN instrument that combines graphical recording with precise PID control. Four high accuracy universal analogue inputs may be configured to provide data recording or two control loops. Secure recording and archiving strategies provide compliance with industry standards.

It has the following features:

- Crystal clear 1/4 VGA operator display
- Dual Programmer
- Cascade control with autotune
- EtherNet/IP client or server mode
- Webserver
- OEM security
- 1 x logic I/O, 2 x Isolated DC outputs
- Steriliser and humidity application blocks

Further information is available in the nanodac User Manual, part number HA30554, which may be downloaded from www.eurotherm.co.uk.

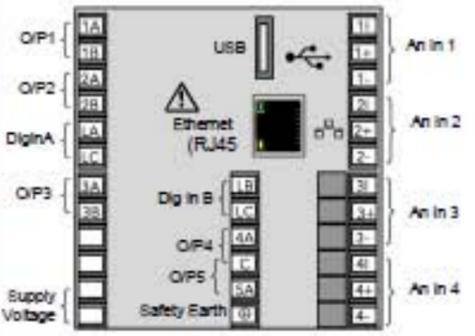


HA03064ENG Issue 7 CN31376 11/14

Eurotherm.
by Schneider Electric

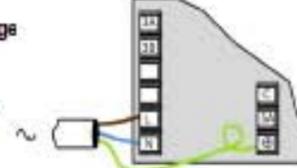
Rear Terminals

The screw terminals accept wire sizes in the range:
 Single wire 0.205 to 2.08mm² (14 to 24 AWG) inclusive.
 Two wires 0.205 to 1.31mm² (16 to 24 AWG) inclusive.
 Screw terminals should be tightened to a torque not exceeding 0.4Nm (3.54lbin).



Mains (Line) voltage supply wiring

100 to 230Vac ±15%, 48 to 62Hz



Low voltage option supply wiring

24Vdc (-15%, +10%), 48 to 62Hz or 24Vdc (-15%, +20%)



Communications

Ethernet (10/100baseT)

Pin	Function
8	not connected
7	not connected
6	Rx-
5	not connected
4	not connected
3	Rx+
2	Tx-
1	Tx+

LEDs:
 Green= link connected
 Amber= network activity

Each wire connected to LA, LB and LC must be less than 30 metres in length

Output and Input Configurations

O/P1		O/P2		O/P3		Dig In A		Dig In B		O/P4; O/P5	
+	1A	+	2A	+	1A	+	1A	+	1A	+	1A
-	1B	-	2B	-	1B	-	1B	-	1B	-	1B
Contact closure		Logic O/P (active high)		Relay output		Isolated DC O/P (mA)		Relay output		Relay output	

An In 1		An In 2		An In 3		An In 4		Dual An In 1: to An In 4	
+	1A	+	1A	+	1A	+	1A	+	1A
-	1B	-	1B	-	1B	-	1B	-	1B
T/C, Volts, mV		Millamps		RTD (3-wire)		RTD (2-wire)		Ohms Input	
100 ≤ R ≤ 1kΩ								R=300Ω = inactive R=200Ω = active	
								mV/T/C	
								mA	

D.2 Datasheet termoregolatore Gefran 1000

GEFRAN

1000 / 1001 / 1101

REGOLATORI CONFIGURABILI

Principali applicazioni

- Linee di estrusione, presse a iniezione materie plastiche
- Impianti di polimerizzazione e produzione di fibre sintetiche
- Celle climatiche e banchi di prova
- Industria chimica e farmaceutica
- Impianti di trasformazione per l'industria alimentare
- Macchine per imballaggio e confezionamento
- Macchine per legno
- Macchine per poliuretani
- Centraline di raffreddamento
- Forni industriali
- Presse per gomma



Principali caratteristiche

- Ingressi da termocoppia, termoresistenze completamente configurabili da tastiera
- Funzione Offset impostabile sul segnale d'ingresso
- Uscita principale a relè, logica o continua
- Da 1 a 3 allarmi configurabili
- Ingresso ausiliario per ingresso amperometrico
- Allarme carico interrotto o sonda in corto circuito
- Allarme con funzione PD impostabile per raffreddamento
- Self-tuning/Auto-tuning, Soft-start, funzione Man/Auto bumpless
- Linea seriale optoisolata 4 fili

PROFILO

Regolatori a microprocessore, formato 48x96 (1/8 DIN) per 1000 e 1001 e formato 96x96 (1/4 DIN) per 1101 realizzati con tecnologia SMT.

I regolatori della famiglia 1000 forniscono un'interfaccia operatore completa, protetta da una membrana in lexan che garantisce un livello di protezione frontale IP54 e composta da una tastiera a 3 tasti, doppio display a led verdi di 3 (1000) o 4 cifre (1001 e 1101), led rossi di segnalazione per le 3 uscite relè di allarme, led verde per segnalazione dell'uscita principale di controllo (MAIN).

L'ingresso principale per la variabile da regolare è universale e prevede la possibilità di collegare diverse tipologie di segnali:

- Termocoppie di tipo J, K, N, S, R, T
- Termoresistenze Pt100 3 fili

• Ingressi lineari:

0...50mV, 10...50mV definibili da tastiera 2...10V, 0...10V, 0...20mA, 4...20mA tramite partitori / shunt esterni.

E' disponibile un secondo ingresso analogico ausiliario, per ingresso da trasformatore amperometrico.

Lo strumento prevede una doppia uscita di regolazione sia a relè (5A a 250Vac /30Vdc cosφ = 1) che statica (24Vdc ± 10%, 12Vmin a 20mA) e fino ad un massimo di 3 uscite a relè (5A, 250Vac/30Vdc cosφ = 1) di allarme.

In alternativa all'uscita di regolazione a relè è possibile avere una uscita analogica tipo 0...20, 4...20mA o 0...10, 2...10V. L'opzione di comunicazione seriale può essere in Current Loop o RS485, con protocollo Gefran (Cencl) e massima velocità 9600 baud (485).

La procedura di programmazione dello strumento è facilitata dal raggruppamento dei parametri in blocchi funzionali.

L'accesso ai parametri di configurazione è protetto da un ponticello hardware oltre al relativo codice di protezione per limitare le possibilità di visualizzazione e modifica all'utente.

Per ulteriore semplicità di configurazione, è disponibile un kit di programmazione da PC, composto da un cavetto e da un programma guidato per ambiente windows (vedere foglio tecnico cod. WINSTRUM).

DATI TECNICI

INGRESSI

Accuratezza 0,5% f.s. ± 1 digit
Tempo di campionamento 120msec

TC- Termocoppia per strumento 1000

J (Fe-CuNi) 0...800°C / 32...999°F
K (NiCr-Ni) 0...999°C / 32...999°F
N (NiCr-Si-NiSi) 0...999°C / 32...999°F
S (Pt10Rh-Pt) 0...999°C / 32...999°F
R (Pt13Rh-Pt) 0...999°C / 32...999°F
T (Cu-CuNi) -100...400°C / -148...752°F

per strumenti 1001, 1101

J (Fe-CuNi) 0...800°C / 32...999°F
K (NiCr-Ni) 0...1300°C / 32...1999°F
N (NiCr-Si-NiSi) 0...1300°C / 32...1999°F
S (Pt10Rh-Pt) 0...1600°C / 32...1999°F
R (Pt13Rh-Pt) 0...1600°C / 32...1999°F
T (Cu-CuNi) -100...400°C / -148...752°F

Selezione tramite tastiera.

Errore sulla compensazione della temperatura ambiente 0,05°C per ogni 1°C di variazione. Messaggi di fuori scala inferiore, superiore, di inserzione non corretta e di sonda aperta.

RTD 2/3 fili

per strumento 1000
Pt100 -19,9...99,9°C / -19,9...99,9°F
Pt100 -199...400°C / -199...752°F

RTD 2/3 fili

per strumenti 1001, 1101

Pt100 -199,9...199,9°C / -199,9...199,9°F
Pt100 -200...400°C / -328...752°F

DC - Lineari

0...50mV, 10...50mV

Impedenza di ingresso > 1MΩ

Per segnali 0...10V, 0...20mA, 4...20mA
utilizzare solo con partitori / shunt esterni
allo strumento.

USCITE

Uscita principale (MAIN) con funzione
diretta (riscaldamento), inversa (raffred-
damento).

Relè

Con contatti 5A a 250Vac/30Vdc $\cos\phi = 1$
(3,5A $\cos\phi = 0,4$);

Protezione spegniarco sui contatti NO.
(Indicato in sigla con RD);

Logica

24V±10%, Rout = 470Ω
(12Vmin a 20mA).

Protezione sulla inversione di polarità e
sui cortocircuiti.

Continua

0...20mA o 4...20mA su resistenza max.
500Ω configurabile in 0...10V con impe-
denza di 500Ω.

Resistenza di carico ≥ 47KΩ.
(indicato in sigla con V e I)

LINEA SERIALE

Optoisolata 4 fili.

Interfaccia disponibile Current Loop Pas-
siva (1200 baud) o RS485 4 fili
(1200/2400/4800/9600 baud).

Protocollo: GEFRAF CENCAL

ALIMENTAZIONE

Standard: 100...240Vac/dc ± 10%

a richiesta: 11...27Vac/dc ± 10%

50/60Hz; 9VA max.

Protezione tramite fusibile interno non
sostituibile dall'operatore.

CONDIZIONI AMBIENTALI

Temperatura di lavoro: 0...50°C

Temperatura di stoccaggio: -20...70°C

Umidità: 20...85%Ur non condensante

REGOLAZIONE

Regolazione tipo On/Off, P, PD, PID sia in
riscaldamento che in raffreddamento, con
parametri impostabili da tastiera:

- Banda proporzionale: 0,0...99,9% f.s.
- Tempo azione integrale: 0,0...99,9 min
- Tempo azione derivativa:
0,0...9,99 min (0,0...19,99 min)
- Potenza di reset (posizionamento della
banda proporzionale): 0...100%.
- Isteresi (solo per regolazione On/Off):
-199...999 (-999...1999) digit.
- Tempo di ciclo: -2...200 sec (0 per rego-
lazione On/Off).
- Soft-start (erogazione graduale dell'usci-
ta principale, all'accensione dello stru-
mento, per un tempo impostato):
0...99,9 min
- Reset manuale (correzione della regola-
zione a regime):
-199...999 (-999...1999) digit.
- Offset (impostazione di una differenza
fissa tra la lettura reale della sonda d'in-
gresso e il valore "letto" dal regolatore):
-199...300 (-300...300) digit.
- Funzione Automatico/Manuale con bum-
press al passaggio in automatico.
- Funzione Accensione/Spegnimento
software per disattivare lo strumento.

ALLARMI

- 3 soglie di allarme impostabili in valore
assoluto, relativo, relativo simmetrico

rispetto al set-point con funzione invertibi-
le (diretto, inverso).

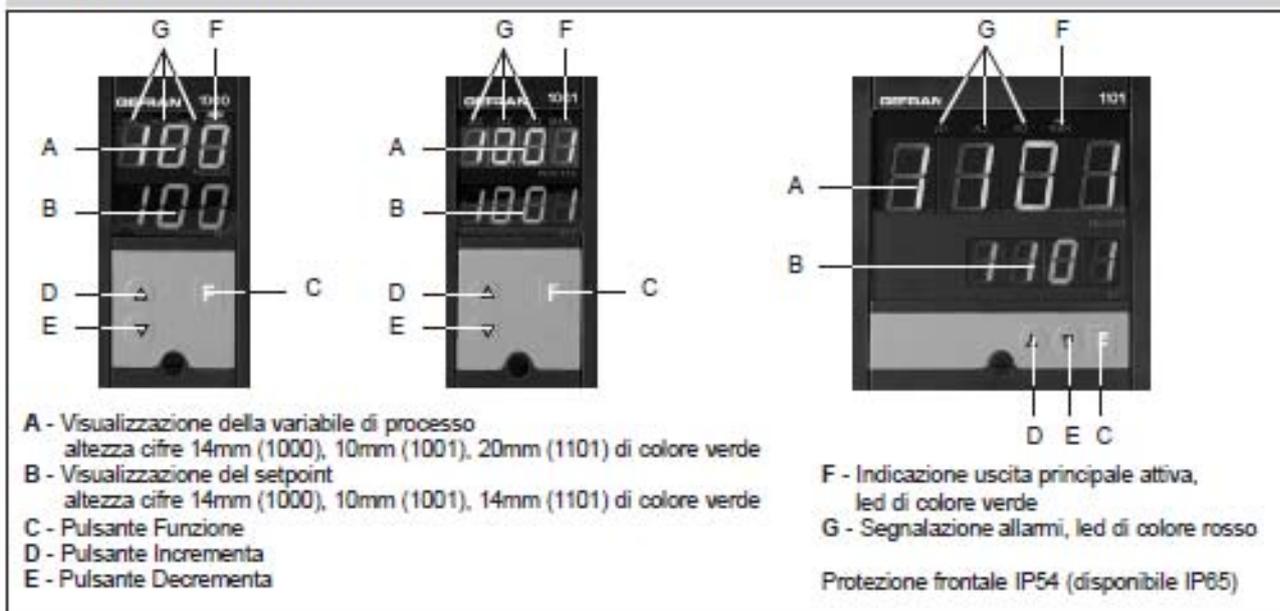
- Impostazione del punto di allarme sul-
l'intera scala selezionata.
- Allarme (AL1) con uscita PD con para-
metri impostabili.
- Banda proporzionale impostata su iste-
resi di AL1:
-199...999 (-999...1999) digit.
- Tempo derivativo:
0,0...9,99 (0,0...19,99)min.
- Tempo di ciclo: 1...200 sec (0 per allarme
On/Off).
- Allarme (AL3) utilizzabile come funzione
di carico interrotto (HB) abbinato all'in-
gresso da trasformatore amperometrico;
scala in corrente configurabile.
0...99,9 (0...199,9)
- Selezione allarme con uscita LBA (anello
di regolazione aperto).
- Tempo di intervento e potenza erogata in
situazione di allarme LBA impostabili.
- Isteresi di intervento allarmi (impostabile
nel campo):
-199...999 (-999...1999) digit.

Peso

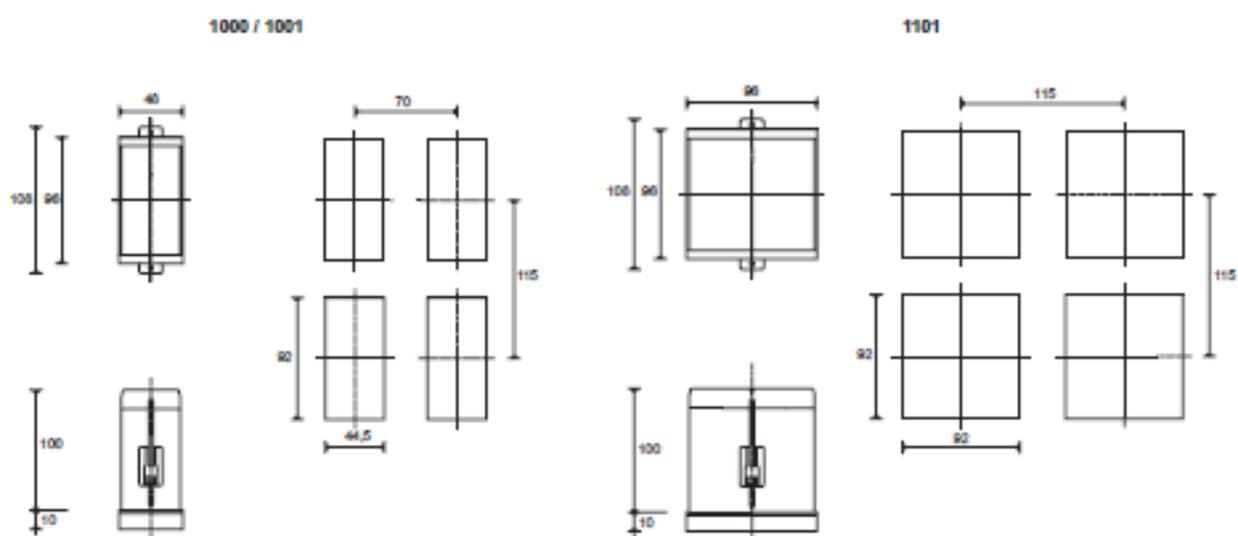
320g (1000)

400g (1001, 1101)

DESCRIZIONE FRONTALE

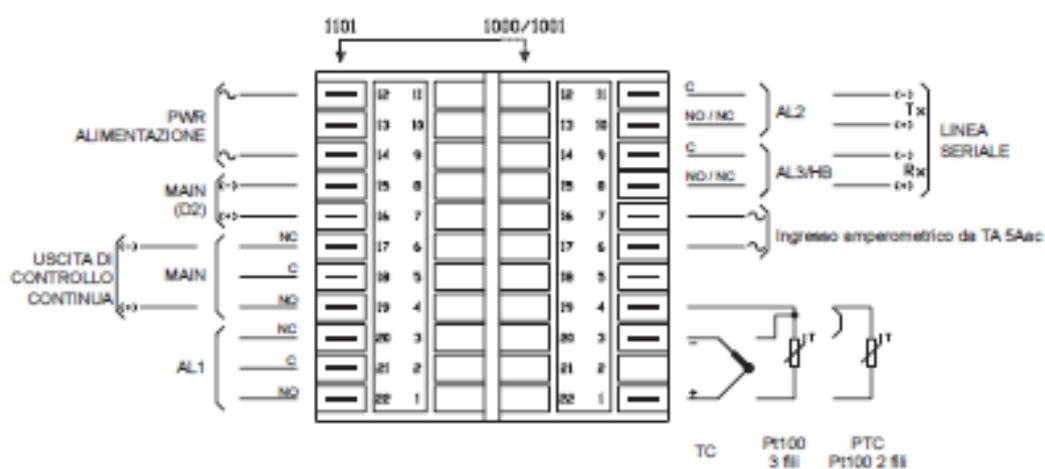


DIMENSIONI DI INGOMBRO E DI FORATURA



Dimensioni di ingombro: 48x96mm - 96x96mm (1/8DIN- 1/4 DIN), profondità 100mm

SCHEMA DI COLLEGAMENTO



Per una corretta installazione leggere le avvertenze contenute nel manuale d'uso

SIGLA DI ORDINAZIONE

MODELLO	
1000	1000
1001	1001
1101	1101

USCITA PRINCIPALE	
Reti / Logica	R0
Continua 0...10V	V
Continua 0/4...20mA	I

ALLARMI	
1 Allarme	1R (*)
2 Allarmi	2R
3 Allarmi	3R
HB	1H (*)
1 Allarme + HB	2H
2 Allarmi + HB	3H

COMUNICAZIONE DIGITALE	
Nessuna	0
Current Loop	1
RS485	2

ALIMENTAZIONE	
11...27Vdc	0
100...240Vdc	1

CONFIGURAZIONE HW e SW STANDARD	
- Con protezione HW/SW sulla configurazione	
Setpoint = 400	_no = 1
AL1 = 100	BAU = 0
AL2 = -100	FA,P = 0
AL3 = 600	Pro = 19
Pb = 1,0%	AL = 11
rSt = 0	Out = 0
Ct = 20sec	Typ = 0
PSt = 0%	CLe = 20sec
S.tu = 0	dLA = 1,00min
Lb.1 = 0min	oFl = 0
Lb.P = 25%	LO.S = 0
It = 4,0min	Hi.S = 800
dF = 1,0min	rEL = 0
SCF = 0	A/F = 0
Hy1 = 1	Cr = 0
Hy2 = 1	Hbf = 0
Hy3 = 1	brd = 4 (1000)
Hb.S = 25,0	6 (1001)

(*) Unico tipo se richiede l'interfaccia seriale

Si prega di contattare il personale GEFTRAN per informazioni sulla disponibilità dei codici.

La GEFTRAN spa si riserva il diritto di apportare qualsiasi modifica, estetica o funzionale, senza preavviso alcuno ed in qualsiasi momento

	Conformità C/UL/US File no. E198546
	Lo strumento è conforme alle Direttive dell'Unione Europea 2004/108/CE e 2006/95/CE con riferimento alle norme generiche: EN 61000-6-2 (immunità in ambiente industriale) EN 61000-6-3 (emissione in ambiente residenziale) - EN 61010-1 (sicurezza)
	C - TICK

GEFRAN

GEFRAN spa via Sebina, 74 - 25050 Provaglio d'Iseo (BS)
Tel. 03098881 - fax 0309839063 - Internet: <http://www.gefran.com>

DTS_1000_0409_ITA

D.3 Relè monostabile 24Vdc Finder

SERIE
55

SERIE 55
Relè industriale 7 - 10 A



Relè per impieghi generali
Montaggio ad innesto su zoccolo

Tipo 55.32

- 2 scambi 10 A

Tipo 55.33

- 3 scambi 10 A

Tipo 55.34

- 4 scambi 7 A

• Bobina AC o DC

• Pulsante di prova bloccabile e indicatore meccanico standard sui tipi a 2 o 4 contatti

• Variante con LED e modulo di protezione integrato

• Zoccoli serie 94 per circuito stampato, a saldare o per montaggio su barra 35 mm (EN 60715) con terminali Push-in, a vite o a molla

• Moduli di segnalazione e protezione EMC serie 99 e moduli temporizzatori tipo 86.30

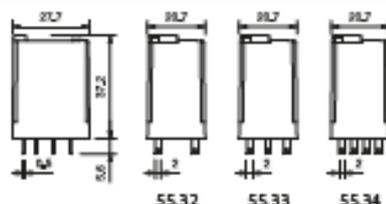
• Adattatori per montaggi alternativi disponibili

• UL Listing (combinazione relè/zoccolo)

• Contatti senza Cadmio

• Opzioni materiale del contatto

• Brevetto Europeo



Per potere motore "PILOT DUTY" omologare UL
Vedere "Informazioni Tecniche" pagina V

Caratteristiche dei contatti

Configurazione contatti	2 scambi	3 scambi	4 scambi	
Corrente nominale/Max corrente istantanea	A	10/20	10/20	7/15
Tensione nominale/Max tensione commutabile	V AC	250/400	250/400	250/250
Carico nominale in AC1	VA	2500	2500	1750
Carico nominale in AC15 (230 V AC)	VA	500	500	350
Portata motore monofase (230 V AC)	KW	0.37	0.37	0.125
Potere di rottura in DC1: 30/110/220 V	A	10/0.25/0.12	10/0.25/0.12	7/0.25/0.12
Carico minimo commutabile	mW (V/mA)	300 (5/5)	300 (5/5)	300 (5/5)
Materiale contatti standard		AgNi	AgNi	AgNi
Caratteristiche della bobina				
Tensione di alimentazione nominale (U _N)	V AC (50/60 Hz)	6 - 12 - 24 - 48 - 60 - 110 - 120 - 230 - 240		
	V DC	6 - 12 - 24 - 48 - 60 - 110 - 125 - 220		
Potenza nominale AC/DC	VA (50 Hz)/W	1.5/1	1.5/1	1.5/1
Campo di funzionamento	AC	(0.8...1.1)U _N	(0.8...1.1)U _N	(0.8...1.1)U _N
	DC	(0.8...1.1)U _N	(0.8...1.1)U _N	(0.8...1.1)U _N
Tensione di mantenimento	AC/DC	0.8 U _N / 0.5 U _N	0.8 U _N / 0.5 U _N	0.8 U _N / 0.5 U _N
Tensione di rilascio	AC/DC	0.2 U _N / 0.1 U _N	0.2 U _N / 0.1 U _N	0.2 U _N / 0.1 U _N
Caratteristiche generali				
Durata meccanica AC/DC	cidi	20 · 10 ⁶ / 50 · 10 ⁶	20 · 10 ⁶ / 50 · 10 ⁶	20 · 10 ⁶ / 50 · 10 ⁶
Durata elettrica a carico nominale in AC1	cidi	200 · 10 ³	200 · 10 ³	150 · 10 ³
Tempo di intervento: eccitazione/diseccitazione	ms	10/5	10/5	11/3
Isolamento tra bobina e contatti (1.2/50 μs)	kV	4	4	4
Rigidità dielettrica tra contatti aperti	V AC	1000	1000	1000
Temperatura ambiente	°C	-40...+85	-40...+85	-40...+85
Categoria di protezione		RT I	RT I	RT I
Omologazioni (a seconda dei tipi)				

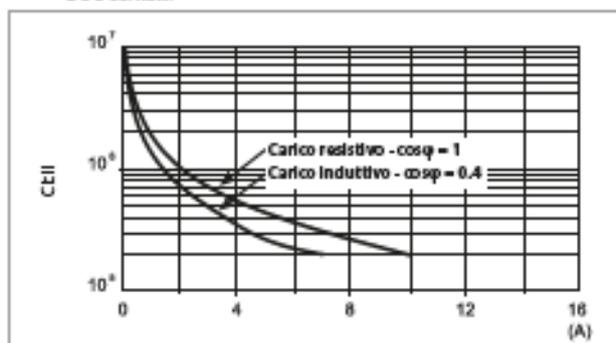
© 2016, www.finder.com

Caratteristiche generali

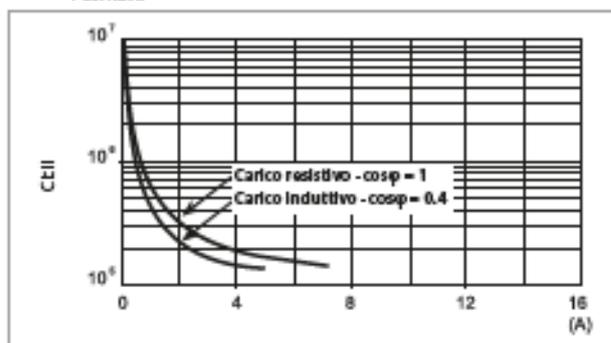
		2 contatti - 3 contatti		4 contatti		
A	Isolamento secondo EN 61810-1					
	Tensione nominale del sistema di alimentazione	V AC	230/400	230		
	Tensione nominale di isolamento	V AC	400	250		
	Grado d'inquinamento		2	2		
Isolamento tra bobina e contatti						
	Tipo di isolamento		Principale	Principale		
	Categoria di sovratensione		III	III		
	Tensione di tenuta ad impulso	W (1.2/50 µs)	4	4		
	Rigidità dielettrica	V AC	2000	2000		
Isolamento tra contatti adiacenti						
	Tipo di isolamento		Principale	Principale		
	Categoria di sovratensione		III	II		
	Tensione di tenuta ad impulso	W (1.2/50 µs)	4	2.5		
	Rigidità dielettrica	V AC	2000	2000		
Isolamento tra contatti aperti						
	Tipo di sconnessione		Microconnessione	Microconnessione		
	Rigidità dielettrica	V AC/W (1.2/50 µs)	1000/1.5	1000/1.5		
Immunità ai disturbi condotti						
	Burst (5...50)ns, 5 KHz, su A1 - A2		EN 61000-4-4	livello 4 (4 kV)		
	Surge (1.2/50 µs) su A1 - A2 (modo differenziale)		EN 61000-4-5	livello 4 (4 kV)		
Altri dati						
	Tempo di rimbalzo: NO/NC	ms	1/3			
	Resistenza alle vibrazioni (5...55)Hz NO/NC	g	15/15			
	Resistenza all'urto	g	16			
	Potenza dissipata nell'ambiente	W	1			
		a vuoto	1			
		a carico nominale	W	3 (2 contatti)	4 (3 contatti)	3 (4 contatti)
	Distanza di montaggio tra relè su circuito stampato	mm	≥ 5			

Caratteristiche dei contatti

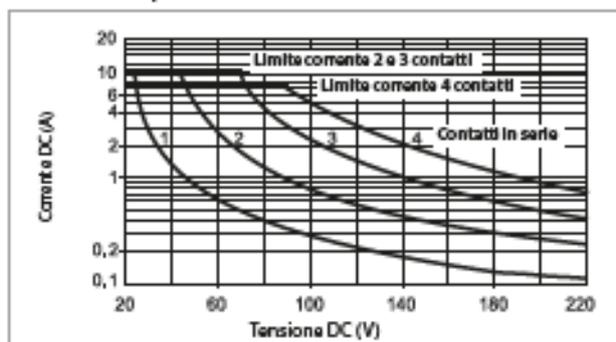
F 55 - Durata elettrica (AC) in funzione della corrente
2 e 3 contatti



F 55 - Durata elettrica (AC) in funzione della corrente
4 contatti



H 55 - Massimo potere di rottura su carichi in DC1



- La durata elettrica per carichi resistivi in DC1 aventi valori di tensione e corrente sotto la curva è $\geq 100 \cdot 10^3$ cidi.
- Per carichi in DC13, il collegamento di un diodo in anti parallelo con il carico permette di ottenere la stessa durata elettrica dei carichi in DC1. Nota: il tempo di disaccensione del carico risulterà aumentato.

Caratteristiche della bobina

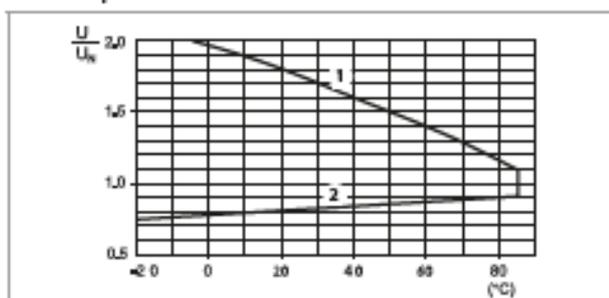
Dati versione DC

Tensione nominale U_N V	Codice bobina	Campo di funzionamento		Resistenza R Ω	Assorbimento nominale I a U_N mA
		U_{min} V	U_{max} V		
6	9.006	4.8	6.6	40	150
12	9.012	9.6	13.2	140	86
24	9.024	19.2	26.4	600	40
48	9.048	38.4	52.8	2400	20
60	9.060	48	66	4000	15
110	9.110	88	121	12500	8.8
125	9.125	100	138	17300	7.2
220	9.220	176	242	54000	4

Dati versione AC

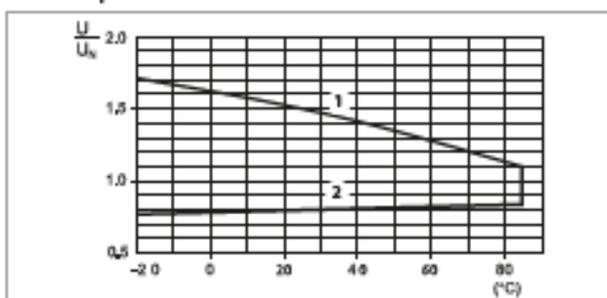
Tensione nominale U_N V	Codice bobina	Campo di funzionamento		Resistenza R Ω	Assorbimento nominale I a U_N mA
		U_{min} V	U_{max} V		
6	8.006	4.8	6.6	12	200
12	8.012	9.6	13.2	50	97
24	8.024	19.2	26.4	190	53
48	8.048	38.4	52.8	770	25
60	8.060	48	66	1200	21
110	8.110	88	121	3940	12.5
120	8.120	96	132	4700	12
230	8.230	184	253	17000	6
240	8.240	192	264	19100	5.3

R 55 - Campo di funzionamento bobina DC in funzione della temperatura ambiente



- 1 - Max tensione bobina ammissibile.
2 - Min tensione di funzionamento con bobina a temperatura ambiente.

R 55 - Campo di funzionamento bobina AC in funzione della temperatura ambiente



- 1 - Max tensione bobina ammissibile.
2 - Min tensione di funzionamento con bobina a temperatura ambiente.



RS- 8606909

Cartridge Heater, 10mmX40mm, 200W



Standard Features and Internal Construction:-



1. High temperature lead wires for temperatures up to 450° C.
2. High impact ceramic cap retards contamination and is suitable for high vibration applications. Deep holes in cap prevent fraying of leads when bent.
3. Nickel-chromium resistance wire for maximum heater life, evenly wound for even heat distribution.
4. High purity magnesium oxide fill selected for maximum dielectric strength and thermal conductivity, highly compacted for maximum heat transfer.
5. 304 stainless steel sheath for oxidation resistance in a wide variety of environments. 316 stainless steel and Incoloy are also available. Please consult the application guide in the back for help in determining which material is best for your application.
6. TIG welded end disc to prevent contamination and moisture absorption.

Technical Specifications:-

- Diameter : 10mm (9.86mm to 9.98mm Tolerance)
- Length : 40mm±3% Length
- Voltage : 220V AC
- Wattage : 200W Wattage
- Lead wires : 10 inch long
- Lead wire insulation : Fibreglass

RINGRAZIAMENTI

Al termine di questo lavoro di tesi è doveroso ringraziare tutti coloro che hanno contribuito alla realizzazione di questo progetto. Devo ringraziare il Prof. Giovanni Meneghetti che mi ha proposto questo lavoro di tesi, ringrazio anche il dott. Alberto Andrighetto mio responsabile e correlatore presso i Laboratori Nazionali di Legnaro per il coordinamento del lavoro e avermi dato la possibilità di intraprendere un'esperienza lavorativa nel progetto SPES. Un importante ringraziamento va all'Ing. Alberto Monetti mio correlatore che mia ha sostenuto dall'inizio alla fine nella realizzazione di questa tesi indicandomi molte soluzioni ai problemi affrontati. Ringrazio anche il dott. Matteo Ferrari per i consigli fornitomi nella realizzazione della procedura di estrazione del collimatore. È doveroso ringraziare infine anche tutto il team del progetto SPES, compresi gli addetti dell'officina, per il supporto fornito durante tutta la realizzazione di questa tesi.