



**UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI ROMA
"TOR VERGATA"**

FACOLTA' DI INGEGNERIA

DOTTORATO DI RICERCA IN
PROGETTAZIONE DEI SISTEMI MECCANICI

CICLO DEL CORSO DI DOTTORATO
XXI

Titolo della tesi:

**SIMULAZIONE MEDIANTE MODELLI FEM DI SALDATURE TIG E LASER
DI PIASTRE IN LEGA INCONEL 625**

Dottorando

PAOLO FROSI

A.A. 2008/2009

Docente Guida/Tutor: **Prof. CARLO BRUTTI**

Coordinatore: **Prof. CARLO BRUTTI**

INTRODUZIONE E SCOPO	3
LA SALDATURA: GENERALITA', CLASSIFICAZIONE, NORMATIVA	6
1.1 GENERALITÀ	6
1.2 CARATTERISTICHE DELLE COSTRUZIONI SALDATE.....	8
1.2.1 Tipi di forze agenti sulle strutture saldate	9
1.3 COLLEGAMENTI SALDATI	12
1.3.1 Giunti di forza	12
1.3.2 Giunti di connessione.....	13
1.3.3 Giunti di fissaggio.....	14
1.4. I MATERIALI.....	15
1.4.1 Resistenza meccanica.....	15
1.4.2 Duttilità	15
1.4.3 Durezza	16
1.4.4 Tenacità.....	16
1.4.5 Influenza della temperatura.....	17
1.5. TERMOLOGIA DELLA SALDATURA	19
1.5.1 Cicli termici di saldatura	19
1.5.2 Ritiri	20
1.5.3 Tensioni residue	23
1.5.4 Effetti delle tensioni interne	24
1.6. METALLURGIA DELLA SALDATURA	25
1.6.1 Difetti di saldatura.....	27
1.6.2 Saldabilità.....	29
1.7 CLASSIFICAZIONE DEI PROCESSI DI SALDATURA	30
1.7.1 Saldature autogene per fusione	31
1.7.2 Saldature autogene per pressione	33
1.7.3 Saldature eterogene	34
1.7.4 Altri processi di saldatura	34
1.8. CRITERI NORMATIVI	36
1.8.1 Eurocodice 3 (UNI 1993 -1-1-2005 EEN): Principi e definizioni.....	37
1.8.2 Norma UNI 10011/88	40
1.9 CALCOLO STATICO DEI GIUNTI TESTA A TESTA	42
1.10 CALCOLO STATICO DEI GIUNTI A CORDONI D'ANGOLO	44
CAPITOLO 2	49
LA SIMULAZIONE DEL PROCESSO DI SALDATURA: ASPETTI TEORICI E TECNICHE ADOTTATE.....	49
2.1 RAGIONI A SOSTEGNO DELLA MODELLAZIONE	49
2.2 PRINCIPI DI MODELLAZIONE DELLA SALDATURA.....	51
2.2.1 Considerazioni sui modelli piani.....	53
2.3 FONDAMENTI TERMO-MECCANICI DELLA MODELLAZIONE DELLA SALDATURA.....	55
2.4 TECNICHE ADOTTATE NELLA MODELLAZIONE.....	58
2.4.1 Tecnica "birth and death"	59
2.4.2 Tecnica "element movement"	62
2.4.3 Tecnica "element interaction"	64
2.4.4 Modellazione dei fenomeni metallurgici	66
2.4.5 Tecnica della mesh adattiva	67

2.4.6	Ultimi sviluppi con ABAQUS	69
2.4.7	Metodo degli “inherent strains”	70
CAPITOLO 3		74
SVILUPPO DEI MODELLI FEM DI SALDATURA LASER E TIG.		74
3.1	GENERALITÀ	74
3.2	ORGANIZZAZIONE DELL’ANALISI	76
3.3	DEFINIZIONE DEL MATERIALE	78
3.4	VALUTAZIONI RELATIVE ALLA MESH	90
3.5	SIMULAZIONE DELLA SORGENTE DI CALORE	95
3.6	INFLUENZA DELLA DENSITA’ DI MESH SULLA TEMPERATURA MASSIMA	98
3.7	MODELLAZIONE DEI FENOMENI CONVETTIVI E RADIATIVI.....	104
3.8	SIMULAZIONE TERMICA DELLA SALDATURA LASER	106
3.9	SIMULAZIONE TERMICA DELLA SALDATURA TIG	110
3.10	SIMULAZIONE STRUTTURALE DELLA SALDATURA LASER E TIG.....	114
3.11	ANALISI PARAMETRICA DELLE GRANDEZZE TERMOFISICHE	118
CAPITOLO 4		123
RISULTATI NUMERICI E SPERIMENTALI		123
4.1	GENERALITÀ SUGLI ESPERIMENTI EFFETTUATI.....	123
4.2	PRIMO TEST: PRIMA SALDATURA TIG.....	124
4.3	SECONDO TEST: SALDATURA LASER	144
4.4	TERZO TEST: SECONDA SALDATURA TIG	148
CONCLUSIONI.....		155
BIBLIOGRAFIA SULLA SIMULAZIONE NUMERICA DELLA SALDATURA		157
RINGRAZIAMENTI.....		170

INTRODUZIONE E SCOPO

Fin da alcuni decenni con lo sviluppo delle metodologie di calcolo favorite dalla comparsa degli elaboratori elettronici, studiosi e ricercatori si sono applicati per tentare di impostare modelli di calcolo matematici che potessero prevedere gli aspetti salienti dei fenomeni termici, meccanici e metallurgici connessi con la progettazione, l'esecuzione e la verifica delle giunzioni metalliche saldate; tale indagine risulta molto sentita poiché consente di dare una "veste matematica" più rigorosa all'analisi ed al calcolo delle giunzioni; le indicazioni apportate dai modelli matematici devono essere viste come ulteriore strumento a disposizione del progettista che si affianca ai metodi di calcolo tradizionali che, quando non si conosce l'andamento dello stato di tensione e di deformazione in prossimità del giunto, prendono spunto da ipotesi semplificate (e conservative) proprio per superare tali difficoltà.

Inoltre nell'industria sono ormai sviluppate le tecniche di esecuzione automatiche con la possibilità di controllare i parametri di saldatura (tensione e corrente dell'arco, velocità di passata, portata in massa del materiale di apporto ecc.): tale impostazione del processo trae vantaggio dai risultati ottenuti con tecniche di calcolo numerico, poiché i risultati ottenuti con un modello di calcolo numerico collaudato possono essere utilizzati per pianificare la produzione di serie oppure per eseguire la saldatura su un percorso molto lungo una volta che siano noti i valori numerici ottenuti con un modello in scala ridotta (quando il tipo di materiale, il tipo di esecuzione, i vincoli scelti consentono tale estrapolazione).

A tale progetto di ricerca hanno partecipato gli enti seguenti:

- **Dipartimento di Ingegneria Meccanica dell'Università di Roma "Tor Vergata"**
- **Centro Ricerche ENEA di Frascati (Roma);**
- **Centro Ricerche ENEA di Faenza (Bologna);**
- **Centro Ricerche ENEA di Trisaia (Matera);**

Il presente lavoro di tesi ha come oggetto la simulazione della saldatura utilizzando come metodo di calcolo numerico quello agli elementi finiti. Esistono in commercio anche codici di calcolo agli elementi finiti appositamente studiati per questo scopo; tuttavia si è preferito utilizzare

un codice di calcolo “multiphysics” (ANSYS Rel. 11) sia per dare maggiore generalità al problema sia per dimostrare la flessibilità di questi codici di calcolo che permettono una grande varietà di applicazioni. Inoltre è opportuno sottolineare che con questi codici commerciali (Ansys, Abaqus, Nastran, ecc) è possibile soprattutto dividere gli ambiti di analisi (termico, strutturale, magnetico, ecc.) in maniera

- *controllata* poiché si possono scrivere su files di piccola entità tutti gli “item” relativi ad un passo intermedio della soluzione che può essere quindi verificata non soltanto alla fine dell’esecuzione (per esempio le forze ottenute da un modello elettromagnetico con carico in corrente da attribuire poi ad un successivo modello strutturale);
- *riproducibile* poiché i files di input sono univocamente determinati e non si corre il rischio di dimenticare qualche istruzione come succede quando si costruisce il modello con gli analoghi comandi dati con l’interfaccia grafica a finestre;
- *trasparente* poiché la sintassi dei comandi è messa per iscritto e quindi la singola istruzione è immediatamente controllabile sul programma in oggetto e/o verificabile su modelli ridottissimi che consentono di escludere l’effetto di altre istruzioni;
- *parametrica* poiché tutte le grandezze fisiche, geometriche ed i valori dei carichi possono essere scritti in forma parametrica che permette di eseguire velocemente tutte le analisi in serie che risultano utilissime sia in fase di progettazione che di verifica (è questo forse l’aspetto più vantaggioso della modellazione numerica);
- *dettagliata* poiché si possono distinguere i vari risultati per soddisfare le specifiche richieste fatte dalle varie normative (per esempio distinzione nel caso degli stress linearizzati tra le componenti cosiddette *bending*, *general membrane*, *local membrane*, ecc. nel caso delle norme ASME).

Si è scelto di considerare come oggetto dell’analisi l’INCONEL 625 poiché è utilizzato nella costruzione delle camere da vuoto delle macchine tokamak per lo studio della fusione nucleare che è un ambito di ricerca dove l’ENEA come ente scientifico è particolarmente impegnato.

Fatta questa breve premessa di carattere generale che consente di capire quale sia il contesto in cui si inserisce il presente lavoro e quali sono gli strumenti di rilievo ai cui si avvale, ricordiamo inoltre gli scopi principali:

- **valutare lo stato attuale della modellazione numerica relativamente alla simulazione della saldatura;**
- **selezionare all'interno delle pubblicazioni bibliografiche reperite gli approcci più convincenti e più promettenti e pianificare la costruzione dei modelli nuovi a partire da queste ultime indicazioni;**
- **calibrare i modelli matematici così preparati tenendo conto dei risultati sperimentali ottenuti;**
- **arrivare ad una famiglia di modelli che possa prevedere le temperature, gli spostamenti globali e le tensioni della giunzione a fine saldatura.**

Gli obiettivi che ci siamo preposti sottintendono implicitamente l'idea che siamo solo al passo iniziale dell'analisi. Alcune ipotesi che sono state formulate nella stesura del modello riflettono proprio la scarsa conoscenza su alcuni dati e/o parametri da scegliere per la simulazione come si vedrà meglio nello sviluppo degli argomenti.

Infine vogliamo ricordare che, pur rimanendo la simulazione numerica l'obiettivo principale dello studio, è stata svolta una digressione sintetica sulle tematiche tradizionali della saldatura: ossia accenno alle varie tipologie, terminologia e metallurgia, tensioni e deformazioni residue e in conclusione la normativa sulla saldatura: tale trattazione non ha lo scopo di essere esaustiva, tuttavia ci è sembrata necessaria sia per completezza di trattazione che per analizzare la fisica del fenomeno che si vuole riprodurre matematicamente.

CAPITOLO 1

LA SALDATURA: GENERALITÀ, CLASSIFICAZIONE, NORMATIVA

1.1 GENERALITÀ

Quando è necessario realizzare costruzioni metalliche più o meno complesse, pensate per impieghi strutturali, quando tale complessità rende impossibile e/o antieconomico la realizzazione in un'unica parte e la necessità di garantire la trasmissione delle sollecitazioni nei collegamenti tra i vari componenti, in questi casi si ricorre frequentemente al procedimento della saldatura per comporre un manufatto idoneo a sopportare un certo numero e tipo di carichi esterni applicati.

La scelta di questo metodo di collegamento implica rilevanti problematiche connesse con le costruzioni da realizzare (strutturali, metallurgiche, progettuali, di esecuzione dell'opera, ecc.) tali da richiedere un'analisi dedicata indipendente dalla funzione che le costruzioni medesime sono chiamate a svolgere.

Le esigenze che le strutture saldate devono principalmente garantire sono:

- l'idoneità all'utilizzo durante tutta la sua vita;
- la resistenza, con adeguata affidabilità, ai carichi che si presenteranno in esercizio;
- una durata corrispondente a quella prevista.

Il corretto dimensionamento delle saldature deve tener conto del tipo di sollecitazione agente: nel caso di carichi applicati staticamente le regole elaborate dagli enti di unificazione (a seguito di rilievi sperimentali nonché dettate dalla esigenza di semplificazione del calcolo) permettono di procedere con sufficiente sicurezza nel calcolo delle dimensioni del cordone di saldatura.

Più prudente e più accurato deve essere il calcolo nel caso della sollecitazione a fatica. Nella struttura saldata le linee di tensione seguono il loro cammino naturale, e tendono ad accumularsi nelle discontinuità geometriche (come nel caso dei giunti): ne consegue un incremento del livello locale di tensione e una diminuzione della resistenza a fatica delle parti interessate da tali giunzioni.

In generale ai fini della sicurezza di una struttura occorre tener conto di:

- valore dei carichi fissi ed eventuali sovraccarichi agenti,
- caratteristiche di resistenza, di duttilità e tenacità dei materiali impiegati,
- semplificazioni adottate nel calcolo,
- errori durante il montaggio.

Inoltre la sicurezza è legata anche a fattori di ordine economico e cioè:

- rilevanza della struttura ed entità del danno conseguente ad un eventuale cedimento,
- numero delle persone che possono subire danno in caso di rottura,
- possibilità e facilità di eseguire riparazioni,
- tempo di vita previsto per la struttura.

Da questa lista di fattori emerge il fatto che la sicurezza di una struttura deve essere valutata statisticamente: si deve sempre ammettere che vi siano un certo numero di probabilità di cedimento ed in sede progettuale occorre scegliere, in base ai fattori economici elencati sopra, il livello di probabilità di cedimento ammesso. Gli organismi di normazione internazionali si muovono in questo senso: infatti si trovano definiti taluni coefficienti, come si vedrà in seguito, che tengono conto della probabilità che i carichi, stabiliti classicamente secondo la scienza delle costruzioni, hanno di verificarsi effettivamente.

1.2 CARATTERISTICHE DELLE COSTRUZIONI SALDATE

Le costruzioni saldate presentano alcune caratteristiche tipiche:

sono strutture monolitiche cioè costituite dall'unione di più elementi strutturali in modo da realizzare un solo blocco; tale unione presenta alcuni indubbi vantaggi:

- è il metodo di unione ideale per la costruzione di recipienti destinati a contenere gas e/o liquidi;
- si ottengono giunzioni aventi buona conducibilità elettrica e/o termica;
- rispetto alla bullonatura, la saldatura consente di ottenere più elevata rigidità della giunzione

Tutti questi vantaggi si ottengono come conseguenza della necessità di trasmettere con continuità gli sforzi applicati. Tuttavia va osservato che questa continuità non è detto che sia sempre vantaggiosa: infatti questa consente anche la propagazione di una eventuale frattura dall'elemento strutturale in cui ha avuto origine a quello adiacente. Di questa eventualità si deve tener conto particolarmente nelle giunzioni tra elementi secondari ed elementi primari: per evitare che un eventuale cedimento dell'elemento secondario possa provocare la rottura dell'elemento principale.

Sono affette da tensioni residue: data la complessità del ciclo termico con temperatura variabile nel tempo e da punto a punto, al termine dell'esecuzione della saldatura, la giunzione presenta uno stato di tensione rimanente la cui intensità dipende dalla configurazione geometrica, dal grado di vincolo, dallo spessore, dalla presenza di particolari di irrigidimento.

Sono caratterizzate da disomogeneità metallurgiche: cioè differenti strutture nella zona fusa, zona termicamente alterata, e nel materiale base. In alcuni casi (saldatura delle leghe di alluminio) le disomogeneità comportano variazioni rilevanti delle caratteristiche meccaniche che devono essere valutate correttamente in fase di dimensionamento.

Possono essere presenti difetti di saldatura operativi: dovuti a difficoltà incontrate dall'operatore nell'esecuzione della giunzione; l'eventuale presenza di tali difetti deve essere considerata soprattutto se sono presenti carichi dinamici che possono portare a rottura fragile o per fatica.

1.2.1 Tipi di forze agenti sulle strutture saldate

Al primo punto dell'iter progettuale di un qualunque elemento strutturale c'è sempre la determinazione delle azioni agenti su di esso: la più immediata classificazione (cfr. UNI 10012) tiene conto degli effetti prodotti sulla struttura e distingue quindi tra:

- azioni statiche, cioè forze che agiscono con continuità e con valori pressoché costanti nel tempo (tali azioni non determinano apprezzabili accelerazioni in nessun punto della struttura);
- azioni dinamiche, cioè carichi variabili nel tempo con accelerazioni della struttura.

Quindi una stessa azione può risultare statica o dinamica a seconda della risposta della struttura sulla quale agisce.

Una ulteriore classificazione tiene conto della variazione temporale dei carichi, si possono avere quindi:

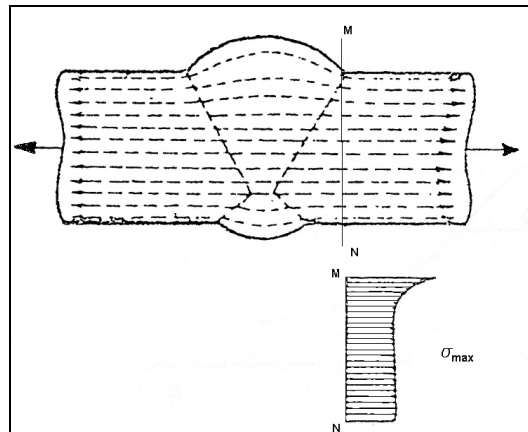
azioni permanenti quando agiscono durante tutta la vita di progetto con intensità costante (peso proprio, cedimento dei vincoli, peso delle sovrastrutture, ecc.);

azioni variabili che agiscono sulla struttura con intensità che possono essere molto diverse tra loro: si possono avere azioni di lunga durata per esempio dovute ad automobili parcheggiate o a merce immagazzinata; oppure azioni di breve durata dovute per esempio ai carichi mobili dati da persone o veicoli in transito; vi sono poi azioni che possono essere considerate di breve o di lunga durata per esempio la variazione di livello di liquido in un serbatoio;

azioni eccezionali: per esempio frane, terremoti ecc.

Nel seguito si avrà modo di esporre le modalità di combinazione delle diverse azioni secondo quanto previsto dalle normative che attualmente adottano i due criteri fondati sul metodo delle tensioni ammissibili e quello degli stati limite.

Per quanto riguarda le sollecitazioni statiche, osserviamo che in un giunto privo di difetti interni e sollecitato a trazione da un carico statico, lo stato di tensione è simile a quello di un pezzo continuo. Ciò si verifica in particolare al cuore del giunto, mentre vicino alla superficie si hanno delle concentrazioni delle linee di tensione in corrispondenza delle incisioni marginali e del sovrametallo di saldatura (fig. 1.1).



(fig. 1.1: andamento delle tensioni sul cordone)

In particolare si nota l'addensamento delle linee di forza in corrispondenza della variazione di sezione determinata dal sovrametallo che induce un effetto di picco locale di tensione che potrebbe portarlo alla rottura. Se il sovrametallo del giunto è asportato e se non ci sono incisioni, si ripristina completamente la situazione geometrica data dal pezzo continuo.

Da queste considerazioni deriva il criterio generalmente adottato nella progettazione statica del giunto a piena penetrazione (sia esso testa a testa o a T) di considerare come sezione resistente del giunto il prodotto della sua lunghezza per lo spessore collegato e una tensione ammissibile pari a quella del materiale base eventualmente diminuita con un coefficiente di efficienza che tiene conto della presenza di difetti o della carenza di controlli.

Talvolta problemi metallurgici comportano l'utilizzo di materiali d'apporto meno pregiati del materiale base e per alcuni materiali (per esempio le leghe di alluminio) il ciclo termico di saldatura comporta una diminuzione di resistenza del materiale nella zona termicamente alterata. In questi casi la scelta dei valori ammissibili delle tensioni tiene conto della zona con proprietà meccaniche inferiori.

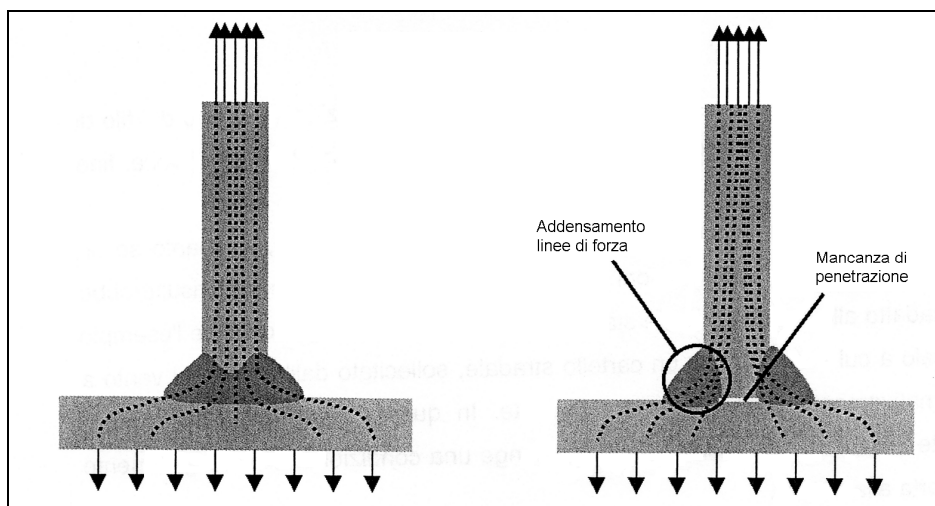
Un elemento strutturale sopporta sollecitazioni dinamiche quando durante l'esercizio subisce variazioni significative di carico, per entità e frequenza; e può raggiungere condizioni di sollecitazione pericolose anche per carichi sensibilmente inferiori alla resistenza nominale dei materiali che lo compongono. In questo caso assume particolare importanza l'analisi in cui il carico varia con una certa ciclicità cioè la sollecitazione a fatica.

Un esempio di sollecitazione a fatica può essere quello di un palo a cui è fissato un cartello stradale sollecitato dall'azione del vento a muoversi alternativamente in due versi opposti. In questo caso dopo un numero sufficientemente elevato di oscillazioni, il palo raggiunge una condizione di

danneggiamento critico che lo porta a rottura. Il fenomeno della rottura per fatica è spiegabile con una serie di danneggiamenti progressivi che hanno origine a livello microscopico: dapprima per effetto del carico ciclico nascono piccoli difetti (microcricche) all'interno del materiale ed in corrispondenza del punto più sollecitato. In genere questa fase prosegue per circa il 60% della durata totale del componente; i difetti così originati aumentano poi le proprie dimensioni fino ad arrivare, a causa della propagazione del difetto, ad una riduzione della sezione resistente tale da portare alla rottura.

I fattori che generano le rotture per fatica sono molteplici: comunque un elemento fondamentale è dato dalla presenza degli intagli o difetti di saldatura la cui presenza riduce drasticamente la durata a fatica del componente: la prima fase ricordata sopra non sarebbe più necessaria dal momento che il difetto è già presente. Risultano ugualmente pericolose le discontinuità geometriche (sovrametallo eccessivo o un'incisione marginale), in quanto la concentrazione delle linee di tensione aumenta il valore locale della sollecitazione. A partire quindi da queste considerazioni, è possibile fare le seguenti deduzioni:

- per i giunti sollecitati a fatica sono da evitare quelli a parziale penetrazione in quanto l'addensamento delle linee di forza comporta un incremento dei livelli di tensione che può dare luogo ad un innesco a rottura (fig. 1.2)



(fig. 1.2: andamento delle tensioni in un giunto a T a piena ed a parziale penetrazione)

- è opportuno evitare saldature asimmetriche o a tratti sempre per ridurre gli effetti di addensamento delle linee di forza;
- per lo stesso motivo è fondamentale curare anche l'aspetto esteriore del giunto limitando le irregolarità di forma: per esempio evitare, se possibile, di terminare la saldatura in corrispondenza degli spigoli di un pezzo o di una variazione di sezione per non rischiare che si verifichino difetti di saldatura (crateri) in una zona molto sollecitata.

1.3 COLLEGAMENTI SALDATI

Data la grande varietà di applicazioni in cui sono utilizzati i collegamenti saldati, vi sono differenti metodi di classificazione. Possono essere suddivisi secondo la loro tipologia (giunti a piena penetrazione, con cordoni d'angolo, ecc.) cioè secondo la loro capacità di resistere alle sollecitazioni, oppure secondo la sezione resistente offerta e la loro ispezionabilità indipendentemente dalla struttura in cui vengono impiegate.

L'approccio moderno seguito dalle normative si basa sulla definizione dei particolari di saldatura impiegabili nell'ambito di una particolare costruzione saldata, fornendo indicazioni riguardo i requisiti di qualità da soddisfare, insieme con la tipologia e l'estensione dei controlli non distruttivi da impiegare, in funzione del tipo di giunto. La progettazione, oltre che verificare la fattibilità delle giunzioni e dei relativi controlli, considera anche le problematiche relative ai processi di fabbricazione, con particolare riferimento alla saldabilità del materiale ed al tipo di semilavorato impiegato.

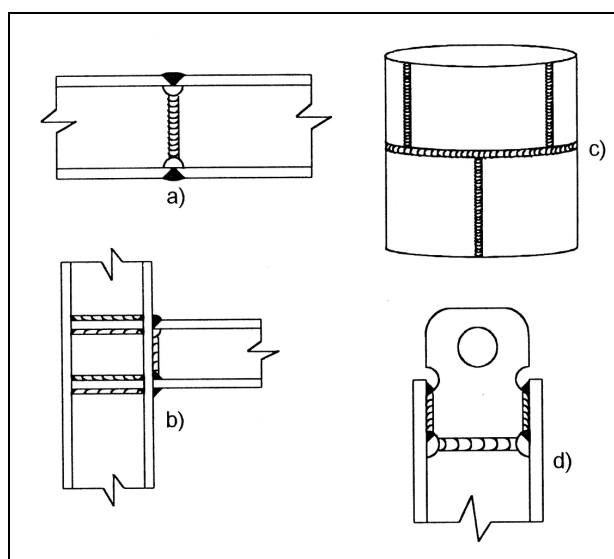
I collegamenti saldati suddivisi tenendo conto delle funzioni strutturali che sono state loro affidate possono essere classificati in:

- giunti di forza
- giunti di connessione
- giunti di fissaggio

1.3.1 Giunti di forza

La particolare caratteristica dei giunti di forza è che le parti sono unite "in serie": in altre parole, questo tipo di giunzione trasmette forze e momenti da un elemento a quello contiguo. Nella figura 1.3 sono rappresentati alcuni giunti di forza tipici, di seguito descritti:

- a) saldatura trasversale testa a testa di anima e piattabande di una trave a doppio T
- b) giunzione trave-colonna
- c) saldature circonferenziali e longitudinali di un recipiente in pressione
- d) giunto tra tirante ed inserto forato

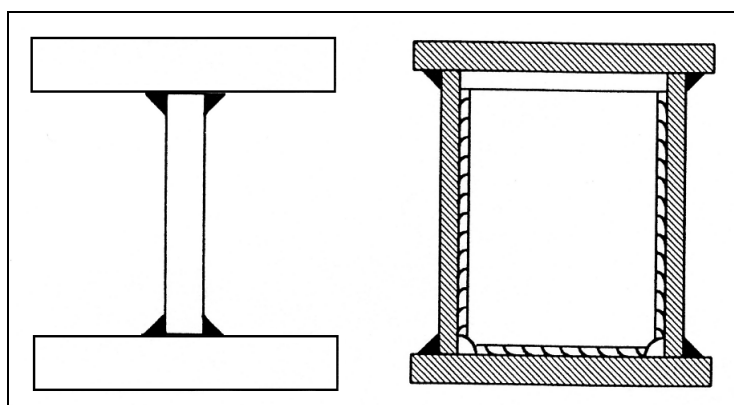


(fig.1. 3: esempi di giunti di forza)

Un'altra caratteristica della maggior parte dei giunti di forza è che la saldatura viene progettata in modo da trasmettere almeno gli sforzi massimi che competono alla parte più debole degli elementi collegati. Per esempio le saldature di assemblaggio del mantello di un recipiente a pressione o quelle testa a testa di una trave sono progettate a piena penetrazione, e cioè a completo ripristino della sezione resistente degli elementi strutturali in corrispondenza del collegamento indipendentemente dagli sforzi che agiscono nella zona del giunto

1.3.2 Giunti di connessione

I giunti di connessione hanno la prerogativa di collegare “in parallelo” elementi piani o profilati in modo da formare nuove sezioni trasversali, come travi a T, a doppio T o a cassone. Esempi di tali giunti sono riportati in fig. 1.4.

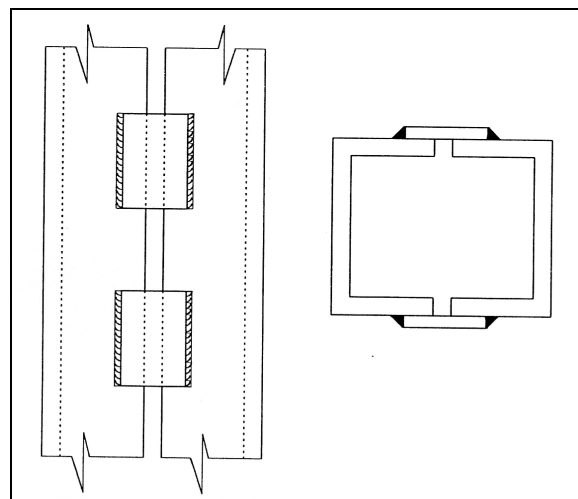


(fig. 1.4: esempi di giunti di connessione)

Le saldature di connessione sono del tipo a parziale penetrazione o con cordoni d'angolo e hanno usualmente la stessa lunghezza delle parti da unire. Una caratteristica tipica dei giunti di connessione è che questi non hanno generalmente bisogno di essere progettati per sopportare gli stessi sforzi delle parti che collegano. Le tensioni nelle saldature di connessione sono infatti generalmente di limitata entità ed in molti casi sono sufficienti sezioni di gola di altezze assai inferiori allo spessore degli elementi ad unire. Ciò è dovuto al fatto che lo scopo dei giunti di connessione è soltanto di impedire lo scorrimento di elementi paralleli. Per esempio le saldature d'angolo tra anima e piattabande di una trave a doppio T sono sottoposte a tensioni di taglio longitudinali che sono in genere piuttosto limitate: tutto questo permette per esempio su materiali base ad elevato limite elastico, di impiegare materiali d'apporto con caratteristiche meccaniche inferiori.

1.3.3 Giunti di fissaggio

Un esempio tipico di giunto di fissaggio è quello dato (fig. 1.5) dal collegamento realizzato mediante calastrelli longitudinali tra due travi a sezione aperta che compongono una colonna sottoposta a compressione. Una caratteristica tipica dei giunti di fissaggio è quella che in una struttura idealmente caricata, essi non svolgono nessuna funzione strutturale. Per il loro dimensionamento si considerano quindi le imperfezioni geometriche o deflessioni indotte dalle condizioni di carico.



(fig.1. 5: colonna costituita da profili uniti da calastrelli)

1.4. I MATERIALI

La scelta del materiale ricopre molta importanza per la costruzione poiché bisogna rispettarne le esigenze di fabbricazione ed i requisiti di funzionalità. In generale i materiali metallici sono molto graditi nelle costruzioni perché essi hanno buone caratteristiche di resistenza, durezza, duttilità e tenacità: la combinazione di queste proprietà può essere cambiata entro ampi limiti mediante aggiunta di elementi lega o trattamenti termici e meccanici. In questo capitolo si vogliono analizzare queste proprietà illustrando i motivi che inducono alle scelte da effettuarsi a seconda dell'applicazione richiesta.

1.4.1 Resistenza meccanica

La resistenza meccanica di un metallo è la capacità di sopportare carichi elevati con piccole deformazioni non permanenti. Per dare una valutazione quantitativa della resistenza di un materiale si ricorre al convenzionale metodo di misura che per i materiali metallici è dato dalla prova di trazione. I valori che interessano in pratica sono la tensione di rottura e quella di snervamento. Nel calcolo classico di dimensionamento dei componenti metallici ci si riferisce al primo: si impone di stare lontani dal cedimento verificando che la tensione di esercizio sia inferiore ai $2/3$ della tensione di snervamento.

Per quanto riguarda i giunti saldati, il materiale base e la zona fusa sono caratterizzati da valori della tensione di snervamento e di rottura diversi; in generale nella progettazione si fa riferimento ai valori minori tra quelli del materiale base e della zona fusa: per gli acciai generalmente questi corrispondono ai valori del materiale base nello stato di fornitura.

1.4.2 Duttilità

Per duttilità si intende l'entità della deformazione plastica sopportabile da un materiale prima di giungere a rottura: essa è misurata dall'allungamento ottenuto durante una prova di trazione. Tali valori dipendono dalle vicissitudini precedenti del materiale, dalle dimensioni e dalla forma del provino, dalla temperatura di prova e dalla velocità di applicazione del carico. I valori di allungamento ottenuti non vengono utilizzati nel calcolo delle strutture meccaniche poiché riguardano un regime di tensione (quello plastico) che le strutture non devono sperimentare. Tuttavia una buona duttilità è una caratteristica molto significativa per un metallo perché:

- indica la capacità di un materiale di sopportare deformazioni a freddo durante la costruzione di un elemento, durante il suo montaggio o dopo deformazioni accidentali e/o dovute alla saldatura;
- indica qualitativamente la riserva di plasticità sfruttabile per contrastare le eventuali fratture;
- consente di non preoccuparsi troppo delle tensioni residue di saldatura.

Una stima della duttilità del metallo si può avere anche da una prova di piegamento. Dall'esito positivo della prova si può dedurre che il materiale è sufficientemente plastico in quanto le fibre di materiale esterne si sono allungate.

1.4.3 Durezza

La durezza misura la capacità di un metallo di resistere ad una deformazione plastica locale: può anche essere definita come la resistenza che un materiale oppone alla penetrazione. E' quindi legata alla resistenza poiché entrambe influiscono sulla capacità del materiale di resistere alle deformazioni permanenti. La durezza di un materiale si determina mettendo in rapporto il valore della pressione esercitata sul provino con una dimensione caratteristica dell'impronta lasciata da un corpo di forma opportuna. Sono stati codificati differenti metodi per la determinazione della durezza che dipendono soprattutto dalle dimensioni e dalla forma del "penetratore" e dallo sforzo esercitato (metodi Brinnell, Vickers, Rockwell).

1.4.4 Tenacità

La tenacità è la capacità di un metallo di resistere alla rottura quando viene sollecitato in condizioni complesse che rendono difficile l'assorbimento dell'energia fornita dall'esterno attraverso la dissipazione per scorrimento plastico. Si è visto che anche se un materiale può sembrare duttile in seguito a normali prove di trazione (regime monoassiale) si può comportare fragilmente (cioè non tenacemente, ovvero rompersi senza o con pochissima deformazione plastica) quando è sottoposto a stati di sollecitazione caratterizzati dalla presenza rilevante di tutte e tre le componenti principali di tensione. La triassialità delle tensioni interne può essere causata dalla reale distribuzione dei carichi esterni ma più spesso è causata dalla complessità geometrica e soprattutto da una discontinuità, da un intaglio o da una cricca.

Alla luce di queste considerazioni si può dire che la tenacità rappresenta la capacità di resistere alla propagazione di un intaglio (notch toughness). Visto che questa capacità è strettamente legata all'entità della deformazione plastica all'apice dell'intaglio, si può ben dire che la tenacità è

la duttilità del materiale nella zona dove serve di più cioè all'apice di una rottura. Infatti la sollecitazione in prossimità dell'intaglio risulta molto più complessa e gravosa rispetto alle zone che risentono dei valori "nominali" di tensione, e quindi, a fronte di tale stato complesso di tensione, la capacità di deformazione plastica si riduce notevolmente.

I fattori che influenzano la tenacità di un metallo sono:

- velocità di applicazione del carico;
- multiassialità delle tensioni indotte dai carichi;
- temperatura del metallo.

Se uno o più di questi fattori sono presenti durante l'esercizio del componente, essi risultano sfavorevoli per la tenacità del materiale che deve essere quindi analizzato in quelle condizioni.

La prova meccanica usuale per la misura della tenacità è la prova di resilienza: tra le varie prove proposte, quella scelta dalle normative per caratterizzare il comportamento dei giunti è la prova di resilienza Charpy V.

Alcune leghe mostrano nel tempo un'accentuata diminuzione spontanea delle caratteristiche di tenacità e duttilità a seguito di deformazioni plastiche (incrudimento) e del successivo mantenimento a certe temperature: questo fenomeno prende il nome di invecchiamento. Esso è molto importante nel caso degli acciai al carbonio e delle leghe leggere: è attribuito all'evoluzione di alcuni elementi di lega che si trovano in soluzione sovrassatura nei reticoli dell'edificio cristallino e fuoriescono con il tempo. Ciò comporta una diminuzione di duttilità e tenacità, mentre aumentano il carico di snervamento, di rottura e la durezza. Per gli acciai al carbonio, i suddetti elementi in soluzione sono carbonio ed azoto, che tendono a separarsi tanto più facilmente se il reticolo cristallino è stato distorto e se la temperatura è più alta di quella ambiente.

1.4.5 Influenza della temperatura

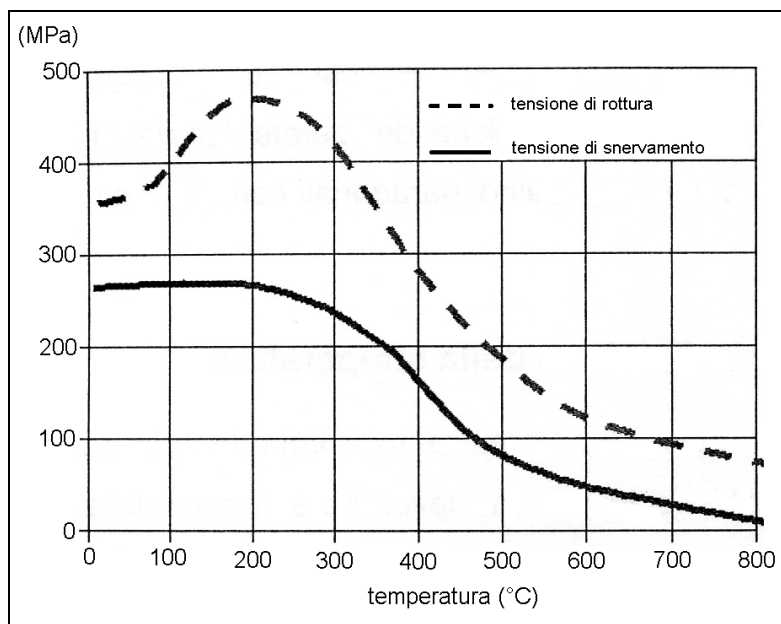
Le proprietà meccaniche dei metalli alle basse temperature sono pure importanti perché non mancano strutture, apparecchiature, serbatoi che lavorano a temperature anche inferiori a $-200\text{ }^{\circ}\text{C}$ (l'idrogeno, l'ossigeno e l'azoto hanno acquistato grande importanza nelle moderne tecnologie). Le caratteristiche meccaniche che a bassa temperatura variano più sensibilmente sono la resistenza meccanica (che aumenta) e la duttilità e la tenacità che diminuiscono, fenomeni questi che si possono spiegare con una maggiore difficoltà nell'ottenere scorrimenti plastici.

Allo stesso modo riveste molta importanza la caratterizzazione del metallo ad elevata temperatura perché i componenti metallici vengono generalmente prodotti o formati a caldo ed

inoltre perché la saldatura è un'operazione che viene effettuata a caldo ed il metallo deve sopportare le tensioni di ritiro. I fenomeni di maggior interesse che intervengono alle temperature elevate sono:

- ossidazione a caldo: la reazione di ossidazione del ferro è tanto più veloce quanto più è alta la temperatura; ciò comporta un limite di utilizzo per i comuni acciai da costruzione di circa 400 °C superato il quale bisogna aumentare il tenore di Cr fino all'uso di acciai inossidabili o di leghe non ferrose;
- perdita delle caratteristiche meccaniche: come si vede nella fig. 1.6 sia il carico di snervamento che quello di rottura subiscono un brusco calo delle caratteristiche meccaniche quando si supera una temperatura che oscilla tra i 400 °C ed i 600 °C;
- scorrimento a caldo (creep): ad alta temperatura il metallo "scorre", cioè l'allungamento di un provino aumenta nel tempo anche se il carico applicato resta costante ed inferiore al limite elastico a quella temperatura; ciò comporta la definizione di un'altra proprietà dei metalli che è la tensione di rottura a 100.000 ore, ovvero la tensione massima che può essere applicata ad un metallo per il tempo di 100.000 ore. Tali valori dipendono chiaramente dalle caratteristiche del materiale e possono essere determinati attraverso prove specifiche.

Tutti questi fenomeni devono essere presi in considerazione dal progettista quando sceglie il materiale, basandosi oltre che sul carico a cui è soggetto un determinato componente anche sulla temperatura di esercizio.

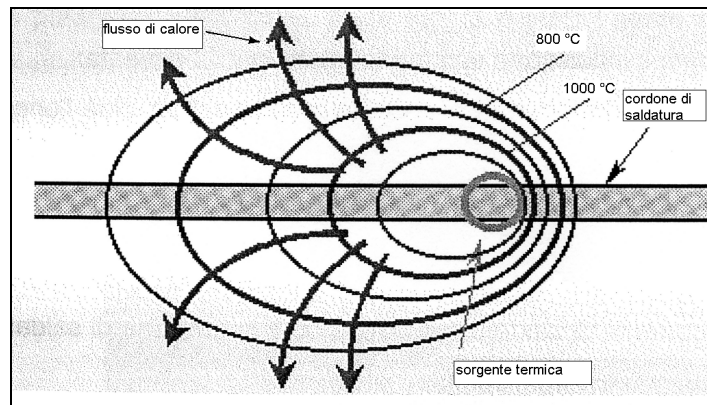


(fig.1. 6: caratteristiche meccaniche dell'acciaio in funzione della temperatura)

1.5. TERMOLOGIA DELLA SALDATURA

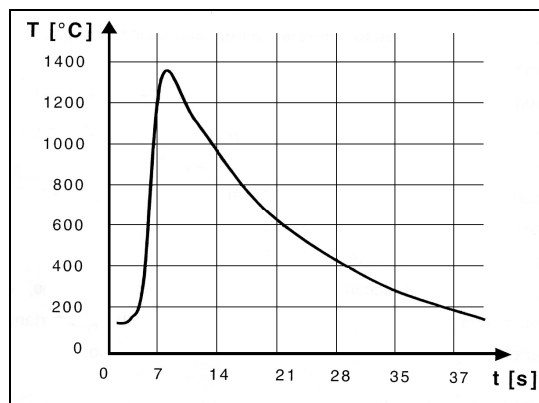
1.5.1 Cicli termici di saldatura

La fusione viene realizzata con l'impiego di una sorgente termica che opera il riscaldamento elevato in una zona molto localizzata intorno al giunto e che trasla lungo di esso. Il calore fornito dalla sorgente termica in corrispondenza di una data zona del giunto viene disperso dentro la massa dei pezzi da saldare, con una velocità che dipende dalle caratteristiche fisiche e geometriche dei pezzi stessi (conduttività termica, calore specifico, dimensioni, forma del giunto, ecc.). Quindi in un istante generico si stabilisce attorno alla posizione della sorgente una certa distribuzione di temperatura, con valori decrescenti all'aumentare della distanza (fig. 1.7).



(fig. 1.7: campo di temperatura attorno alla sorgente di saldatura)

Inoltre si evidenzia come un generico punto fisso all'interno del pezzo è soggetto ad un riscaldamento veloce all'avvicinarsi della sorgente ed ad un raffreddamento sensibilmente più lento quando la sorgente si allontana. In fig. 1.8 è riportato in forma qualitativa l'andamento di questo ciclo termico.



(fig. 1.8: ciclo termico di saldatura)

La massima temperatura raggiunta e la velocità di raffreddamento dei cicli termici acquistano particolare importanza in relazione alle trasformazioni metallurgiche che ne possono derivare. In particolare la velocità di raffreddamento, individuata dal ramo destro della curva in fig. 8 rende conto della severità termica del ciclo, che è tanto maggiore quanto più energico è il raffreddamento.

Sulla severità termica di un ciclo influiscono i seguenti fattori:

- l'apporto termico specifico cioè l'energia fornita dalla sorgente per unità di lunghezza di saldatura, dato dalla relazione:

$$Q = \frac{I \cdot V}{V_{sald}} \cdot 60 \quad [\text{J/cm}]$$

(in cui I rappresenta la corrente di saldatura in Ampere, V la tensione di saldatura in Volt e V_{sald} la velocità di saldatura in cm/min);

- lo spessore dei pezzi da saldare e la forma del giunto, che influiscono sulla velocità di raffreddamento e sull'andamento temporale della temperatura,
- l'eventuale preriscaldamento dei lembi che in alcuni casi viene effettuato per diminuire la velocità di raffreddamento.

In condizioni di raffreddamento molto rapido si hanno fenomeni di tempra, cioè l'austenite non si trasforma in ferrite, ma in martensite (fase metastabile). Negli acciai al carbonio affinché si possano formare strutture di tempra è necessario superare la temperatura A1 (723 °C), cioè trasformare la ferrite in austenite. Quindi quando si effettua una saldatura si deve ottimizzare la velocità di raffreddamento quando si è sotto gli 800 °C: una velocità troppo alta provoca la tempra (bassa tenacità del materiale), mentre una velocità troppo bassa, cioè una lunga permanenza alle temperature prossime ad A1, provoca ingrossamento del grano (basse caratteristiche meccaniche).

1.5.2 Ritiri

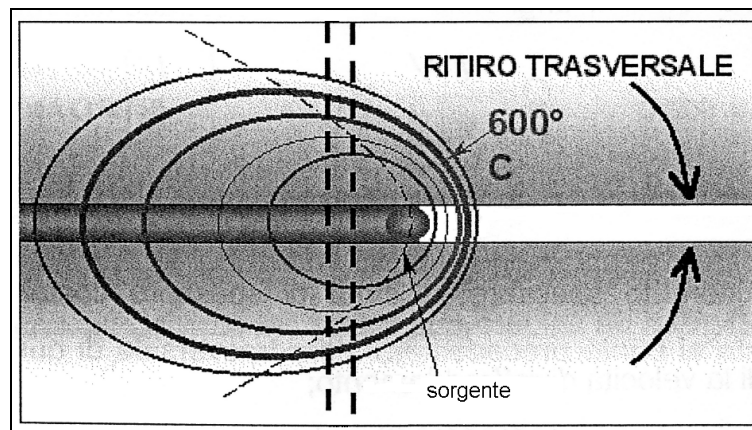
L'immediata conseguenza di questi cicli termici a cui è soggetta la zona adiacente alla giunzione è la presenza di deformazioni permanenti del giunto. Questo fenomeno è determinato da:

- la tendenza del metallo a dilatarsi tanto più quanto maggiore è la temperatura raggiunta;
- la sorgente termica è concentrata ed in movimento, il che significa che la distribuzione di temperatura è sensibilmente disomogenea;

- all'aumentare della temperatura diminuisce la tensione di snervamento del materiale per cui è sufficiente uno sforzo minore per ottenere una deformazione locale permanente (ricalcamento).

Attraverso questi meccanismi di dilatazione e deformazione disomogenei, si originano le tensioni interne e i ritiri nel metallo.

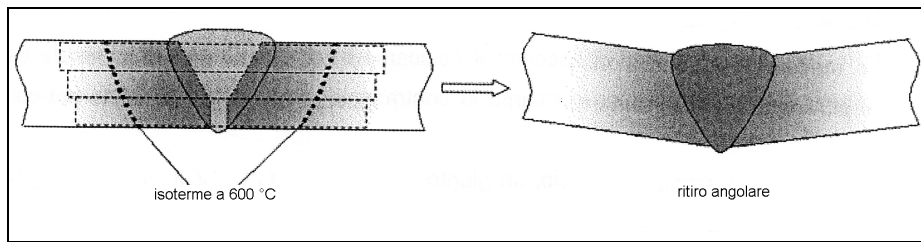
Per comprendere l'origine del ritiro trasversale consideriamo un giunto nel corso della sua esecuzione (fig. 1.9). Attorno alla sorgente si instaura il campo termico descritto dalle ellissi isoterme. L'isoterma a 600 °C individua la zona più soggetta al decadimento della tensione di snervamento (a temperature superiori a 600 °C gli acciai praticamente non hanno più resistenza meccanica: $\approx 5 \text{ kg/mm}^2$) e quindi più soggetta al ricalcamento a caldo e di conseguenza alle deformazioni termiche.



(fig.1. 9: origine del ritiro trasversale)

In particolare se consideriamo una striscia sufficientemente sottile (zona tratteggiata), essa subisce dapprima un riscaldamento nella zona centrale per cui tenderebbe a dilatarsi; questa dilatazione risulta impedita dalla striscia contigua precedentemente saldata che già è a temperatura più bassa. La zona della striscia considerata compresa entro l'isoterma a 600 °C subisce pertanto una notevole deformazione a caldo; nel successivo raffreddamento essa risulta più corta di quello che sarebbe stato se fosse stata libera, per cui si sviluppa una azione di ritiro che tende ad avvicinare i lembi.

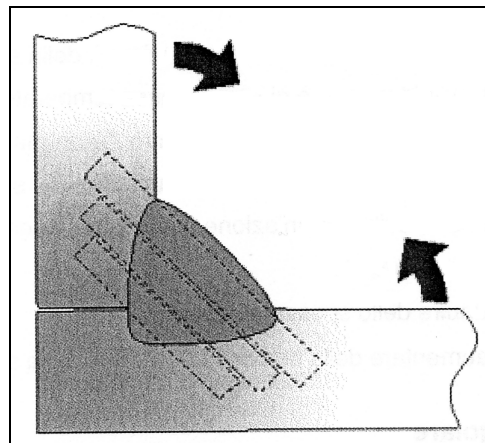
Il ritiro angolare si riscontra nei giunti di testa e soprattutto d'angolo. Nei giunti di testa esso ha origine dalla variazione di larghezza del cordone lungo il suo spessore, per effetto del modo con cui vengono preparati i lembi. Si consideri (fig. 1.10) un giunto di testa con preparazione a V.



(fig. 1.10: schema del ritiro angolare)

Se si suppone di dividere lo spessore in strati di spessore costante, per quanto detto in precedenza il ritiro trasversale di questi strati aumenta dal basso verso l'alto in quanto aumenta la lunghezza della zona che si ritira: questo determina a fine saldatura una certa deformazione angolare. Adottando invece preparazioni ad X, il ritiro angolare non si manifesta o si manifesta in entità ridotta per ragioni di simmetria.

Lo stesso ragionamento si può applicare ai giunti d'angolo (fig. 1.11). Immaginiamo di dividere il cordone in strati paralleli alla sua superficie libera; per il progressivo aumento del ritiro trasversale di questi strati dal vertice alla superficie, si ha una deformazione risultante che tende a chiudere l'angolo nel senso indicato dalle frecce. In questo caso si aggiunge anche l'effetto di ricalcamento subito dalla zona di materiale dei lembi riscaldati in condizione di vincolo.



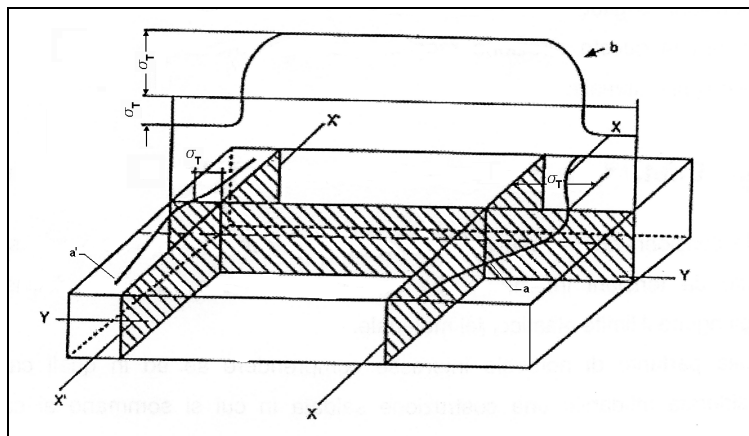
(fig.1. 11: schema del ritiro angolare)

Il ricalcamento del materiale delle zone che hanno sperimentato una temperatura superiore a 600 °C si manifesta anche in direzione longitudinale. In questa direzione infatti si riscontra il ricalcamento di una striscia di materiale parallela all'asse della saldatura a cui si somma la contrazione subita da quest'ultima durante il raffreddamento.

1.5.3 Tensioni residue

Si è visto che a causa delle condizioni particolari in cui opera la sorgente termica nel corso della saldatura si hanno riscaldamenti e raffreddamenti disuniformi, con la conseguenza di far nascere delle tensioni interne a causa dei ritiri impediti. La direzione in cui si manifestano queste tensioni è data proprio dal ritiro impedito, mentre la loro intensità dipende dall'entità con cui detto ritiro viene contrastato, cioè dal grado di vincolo in quella direzione.

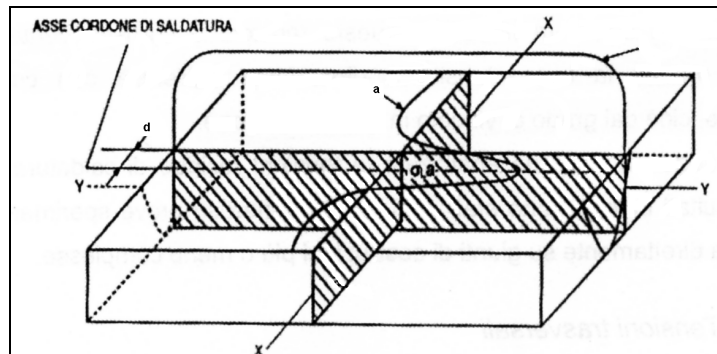
Le tensioni trasversali agiscono in direzione perpendicolare all'asse di saldatura. Nella fig. 1.12 è riportata la distribuzione delle tensioni interne trasversali σ_T : queste tensioni lungo una generica sezione trasversale, sono sempre dello stesso segno (curve a e a'). Esse invece lungo una generica sezione longitudinale sono di trazione nella parte centrale e di compressione nelle parti estreme (curva b).



(fig. 1.12: tensioni residue trasversali)

Per quanto riguarda i valori che le tensioni trasversali possono raggiungere, occorre notare che il ritiro trasversale, pur essendo soggetto a condizioni di autovincolo, riesce sempre a manifestarsi con una certa entità. In relazione a ciò le tensioni trasversali non raggiungono valori molto elevati.

Le tensioni longitudinali agiscono in direzione parallela all'asse del giunto; in una generica sezione trasversale x-x (fig. 1.13) l'andamento delle tensioni interne longitudinali σ_L , indicato dalla curva a, mostra che queste tensioni sono di trazione nel giunto e nella zona adiacente mentre risultano di compressione nelle zone lontane. I rilievi sperimentali hanno mostrato che la distribuzione delle tensioni longitudinali è la stessa per tutte le sezioni trasversali (curva a): se ne deduce che lungo un generico piano y-y parallelo all'asse del giunto e ad una distanza d generica dall'asse stesso le σ_L si manifestano costanti e di valore dipendente dalla distanza stessa (curva b). Le tensioni longitudinali, a causa delle severe condizioni di autovincolo in cui opera la saldatura in questa direzione raggiungono valori molto alti.



(fig. 1.13: andamento delle tensioni longitudinali)

1.5.4 Effetti delle tensioni interne

Dunque un giunto saldato è sempre affetto da tensioni interne e quelle longitudinali sono le più pericolose (possono raggiungere il limite elastico): diventa quindi importante vedere l'influenza esercitata dalle tensioni interne quando queste si sommano alle tensioni dovute ai carichi esterni.

Per esempio, nel caso di un carico statico, le zone che sono maggiormente sollecitate per effetto delle tensioni di ritiro tenderanno a superare localmente il carico di snervamento; in tali condizioni si possono avere due conseguenze sulla base del comportamento del materiale:

- se il materiale è sufficientemente duttile, si hanno delle deformazioni permanenti microscopiche anch'esse localizzate nei punti a massima sollecitazione, con il conseguente allargamento della zona deformata e la conseguente diminuzione dello stato di tensione finale della zona sollecitata;
- se il materiale ha un comportamento di tipo fragile, allora esso non si può deformare plasticamente e quindi la tensione di snervamento e quella di rottura tendono a coincidere; in questo caso l'aggiunta di un carico esterno può comportare la rottura del giunto.

Da notare in particolare che proprio per questo motivo vengono considerati saldabili solo i materiali con comportamento duttile e che è altrettanto importante che tale comportamento non venga alterato dalla saldatura.

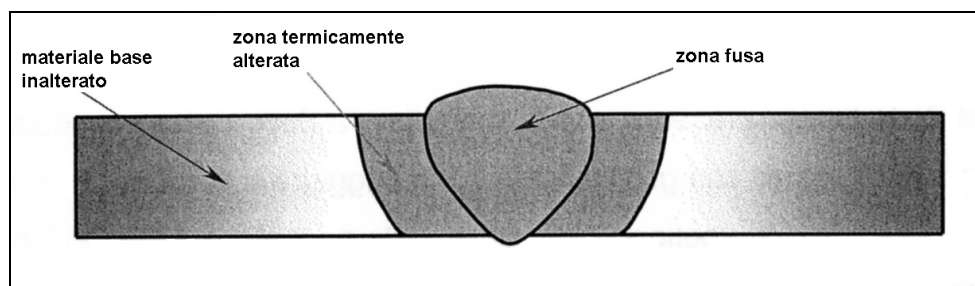
Si può pertanto concludere che la presenza delle tensioni interne non diminuisce la capacità di resistenza di una struttura saldata, ma anzi, l'applicazione temporanea di un carico esterno (come per esempio la prova idraulica di un recipiente in pressione) provoca delle deformazioni plastiche che ridistribuiscono le tensioni residue con riduzione dei loro valori massimi.

Se un materiale metallico lavora a bassa temperatura diventa più fragile: in questo caso le tensioni interne agendo anche su eventuali intagli o difetti di saldatura possono compromettere l'efficienza di una struttura saldata causandone il cedimento per rottura fragile.

Inoltre ricordiamo che la distribuzione delle tensioni interne entro la massa metallica di un manufatto è tale da costituire un sistema autoequilibrato in cui l'integrale delle componenti di trazione e di compressione si equivalgono. Se si eseguono lavorazioni meccaniche, l'asportazione di trucioli comporta l'eliminazione delle tensioni agenti sulla massa asportata: questo determina la modificazione della distribuzione delle tensioni agenti sulla massa restante in modo da ottenere una deformazione del pezzo che impedisce l'ottenimento delle tolleranze volute sulle superfici lavorate.

1.6. METALLURGIA DELLA SALDATURA

La distribuzione delle temperature in saldatura permette di individuare tre zone distinte (fig. 1.14): la zona fusa individuata dall'isoterma di fusione del materiale base; la zona termicamente alterata, a ridosso della zona di fusione, caratterizzata dalle alterazioni metallurgiche subite dal materiale base; la zona ancora più esterna che non ha subito alterazioni costituita dal metallo base inalterato.



(fig.1. 14: struttura del giunto saldato)

La proporzione con cui il materiale base e d'apporto si miscelano per costituire la zona fusa varia in funzione del processo di saldatura impiegato e dei parametri operativi scelti che possono cambiarla anche significativamente.

Si definisce rapporto di diluizione il quoziente:

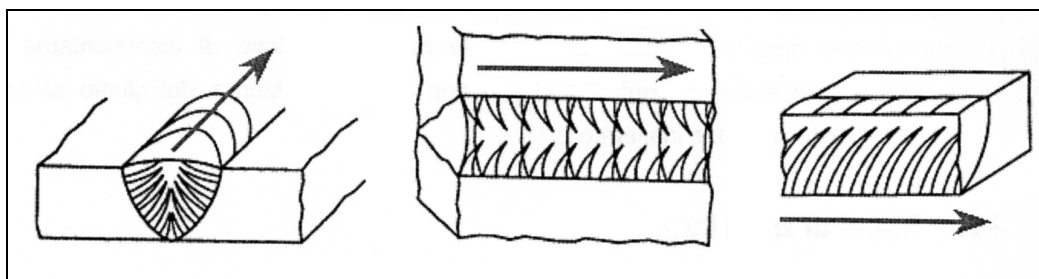
$$R_d = \frac{\text{volume} \cdot \text{materiale} \cdot \text{base}}{\text{volume} \cdot \text{totale} \cdot \text{zona} \cdot \text{fusa}} * 100$$

A seconda del tipo di processo utilizzato, il rapporto di diluizione può assumere i seguenti valori di massima (tab. 1.1):

R _d (%)	= 0	nella brasatura
	= 30	nella prima passata nel processo ad arco manuale
	= 10	nelle passate successive ad arco manuale
	= 65	nella saldatura ad arco sommerso a forte penetrazione
	= 15	nella saldatura ad elettroscoria
	= 100	nella saldatura a resistenza

(tab1..1: valori del rapporto di diluizione)

Poiché in una saldatura il raffreddamento non avviene con la stessa velocità in tutte le direzioni, la struttura metallurgica che ne deriva è dendritica colonnare, cioè caratterizzata da grani allungati nella direzione in cui procede il raffreddamento, cresciuti perpendicolarmente alla linea di fusione che delimita la zona fusa, ed in senso opposto al raffreddamento stesso. In definitiva i grani sono rivolti verso la sorgente termica ed inclinati nella direzione di asportazione del calore (fig. 1.15).



(fig.1. 15: andamento delle dendriti in un giunto saldato)

Nel caso in cui l'esecuzione del giunto comporti più passate, il passaggio della sorgente termica sulla passata precedente determina un trattamento termico localizzato con effetto benefico, migliorando la struttura della zona fusa mediante un affinamento della zona stessa e una parziale distensione, a tutto vantaggio delle caratteristiche meccaniche del giunto (soprattutto duttilità e tenacità).

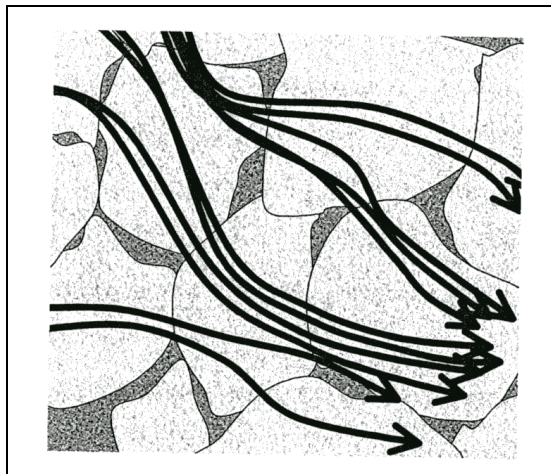
La zona termicamente alterata rappresenta quella fascia di materiale che ha subito alterazioni strutturali, per effetto del riscaldamento e successivo raffreddamento del giunto, senza avere raggiunto la temperatura di fusione. Quindi la sua composizione è influenzata dalle caratteristiche metallurgiche del materiale base utilizzato, con la struttura cristallina che dipende dalle temperature massima raggiunte.

1.6.1 Difetti di saldatura

I difetti di saldatura possono essere classificati in difetti di carattere metallurgico legati cioè agli effetti prodotti dal ciclo termico sul materiale ed al suo comportamento durante la saldatura , e di carattere operativo legati cioè alle modalità ed alle condizioni operative con cui è stato realizzato il giunto.

Le cricche a caldo sono rotture che possono manifestarsi nella saldatura di quasi tutti i materiali metallici, in zona fusa nel corso della sua solidificazione. Nel caso degli acciai non legati e basso legati, le cause principali di questo fenomeno sono: tensioni di ritiro, elevato intervallo di solidificazione e alto tenore di impurezze (zolfo e fosforo) nel materiale base.

All'inizio del raffreddamento del bagno di saldatura, si ha la segregazione di composti a basso punto di fusione a bordo dei grani, ove si formano pertanto dei veli liquidi quando il restante materiale è già allo stato solido (fig. 1.16).



(fig. 1.16: struttura della zona fusa durante la solidificazione)

Si può quindi verificare che i suddetti veli siano interrotti da alcuni ponticelli solidi che danno una certa continuità al cordone. D'altra parte al diminuire della temperatura in tali elementi solidi si manifestano, nel giunto, le tensioni di ritiro e solo se tali elementi sono duttili e di dimensioni sufficienti possono allungarsi senza rompersi, cioè senza che si manifestino per l'appunto le cricche a caldo. Al diminuire del tenore di impurezze del bagno, diminuisce l'entità dei composti a più basso punto di fusione e aumenta la sezione dei ponticelli solidi, ciò è quindi favorevole per evitare questo tipo di cricche. Analogamente è un elemento favorevole l'esecuzione delle saldature, per quanto possibile, in ridotte condizioni di vincolo. Carbonio ed impurezze nel bagno provengono essenzialmente dal materiale base (i materiali d'apporto sono molto curati da questo punto di vista) ed è utile scegliere processi e parametri di saldatura che diano luogo a bassi valori del rapporto di diluizione e materiali d'apporto in grado di depurare il bagno.

Le cricche a freddo sono rotture che possono manifestarsi nella saldatura degli acciai debolmente legati in zona fusa ed in zona termicamente alterata quando la temperatura si approssima a quella ambiente o anche a raffreddamento ultimato. Sono dovute alle strutture dure in zona fusa e in zona termicamente alterata, alle tensioni di ritiro, all'assorbimento di idrogeno da parte del bagno. Se il raffreddamento della zona fusa del giunto avviene così rapidamente da dare luogo a strutture di una certa durezza ed è contemporaneamente presente in essa idrogeno sovrassaturo che non riesce a migrare all'esterno, la zona fusa risulta molto infragilita e può rompersi sotto l'effetto delle tensioni di ritiro (microcricche in zona fusa). Durante il raffreddamento nella zona termicamente alterata la trasformazione austenitica avviene con un certo ritardo rispetto alla zona fusa: ciò dà la possibilità all'idrogeno di migrare in quest'ultima, essendo esso più solubile nell'austenite che nella ferrite. Se successivamente nella zona termicamente alterata si ha dall'austenite la formazione di strutture di tempra, anche questa zona può rompersi sotto l'effetto delle tensioni di ritiro, essendo fortemente infragilita. L'utilizzazione di materiali d'apporto (elettrodi basici) e di processi (TIG) a basso idrogeno, di adeguati preriscaldi e di apporti termici specifici adatti allo spessore, la scelta di condizioni di saldatura, per quanto possibile a "ritiro libero" sono le richieste principali per evitare questo tipo di cricche.

Gli strappi lamellari sono cricche che si possono verificare nel caso degli acciai dolci e bassolegati nel materiale base quando quest'ultimo è sollecitato perpendicolarmente al piano di laminazione. Sostanzialmente sono causati dalle tensioni di ritiro elevate, dalla geometria del giunto sfavorevole per le tensioni, dal materiale base laminato di medio-alto spessore. Se per la forma (a T oppure ad L) del giunto le tensioni di ritiro hanno una componente elevata normale al piano di laminazione, il pezzo si strappa in corrispondenza di eventuali piccole inclusioni non metalliche che sono sempre parallele alla sua superficie. I primi strappi che avvengono a differenti profondità nelle zone più suscettibili, si collegano poi tra loro mediante ulteriori rotture. I materiali laminati che risentono di questo problema sono quelli con bassa duttilità in direzione perpendicolare alla loro superficie. Dal punto di vista della progettazione, il concetto fondamentale è quello di disegnare i particolari costruttivi in modo da minimizzare le tensioni di ritiro perpendicolarmente alla superficie del laminato. Risulta anche importante studiare accuratamente le sequenze di montaggio della costruzione, in modo da saldare con il minimo grado di vincolo.

1.6.2 Saldabilità

Per una rigorosa progettazione occorre valutare le difficoltà tecnologiche connesse con la sua esecuzione. Dunque assume particolare importanza il grado di saldabilità del materiale che si intende utilizzare. Ricordiamo che il giunto mostra una più accentuata tendenza a rompersi durante le prime fasi del raffreddamento della zona fusa a temperatura ancora prossima a quella di fusione e durante le ultime fasi del raffreddamento a quella ambiente. Per quanto riguarda il primo punto, per i materiali da costruzione sono oggi disponibili acciai con contenuti di impurezze e di carbonio molto limitati: la presenza di tali elementi favorisce la formazione delle cricche a caldo. In generale nelle costruzioni saldate vengono normalmente impiegati acciai il cui contenuto di carbonio non supera lo 0.25% e gli acciai di più comune impiego appartengono alla categoria degli acciai dolci nei quali il tenore di carbonio è inferiore, spesso anche sensibilmente, allo 0.20%. Per elevati tenori di carbonio l'acciaio infatti può subire un effetto di tempra con la formazione di strutture dure e fragili. In generale l'uso di acciai calmati su spessori medi inferiori a 40 mm, non pone particolari problemi di criccabilità a caldo direttamente riconducibili al materiale base.

Allo scopo di migliorare la resistenza degli acciai al carbonio, possono essere fatte aggiunte di manganese in tenore compreso tra 1 e 1,5%. Si ottengono così gli acciai "ad alto limite elastico" con carichi di rottura di 500-600 N/mm². Si noti in particolare che il manganese, come il carbonio, facilita la tempra dell'acciaio, tuttavia la sua azione in questo senso è molto più debole. Inoltre questi acciai hanno un tenore di carbonio limitato, dell'ordine dello 0.2%, per cui la loro temprabilità è, in definitiva, solo un po' maggiore di quella degli acciai dolci.

Quando si desidera incrementare ulteriormente la resistenza, senza rendere troppo difficile la saldatura, si aggiungono piccole quantità di elementi di lega come vanadio, titanio, cromo, ecc. e si hanno così gli acciai microlegati. Questi elementi producono, in fase di fabbricazione dell'acciaio, una diminuzione della dimensione dei grani a cui consegue un miglioramento delle caratteristiche di resistenza e tenacità.

Per quanto riguarda il pericolo di cricature a freddo di un giunto, dal punto di vista di scelta del materiale si utilizza il criterio del carbonio equivalente (I_W): un numero ottenuto dalla somma delle frazioni volumetriche degli elementi di lega, compreso il carbonio, moltiplicato per coefficienti che ne descrivono l'efficacia a determinare strutture metallurgiche in grado di criccare a freddo durante il ciclo termico di saldatura:

$$CEV = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} .$$

1.7 CLASSIFICAZIONE DEI PROCESSI DI SALDATURA

L'unione permanente di due o più componenti meccanici è effettuabile con diversi procedimenti da scegliersi sulla base del tipo di materiale da saldare, dello spessore delle parti, della posizione della giunzione e del tipo di produzione.

La classificazione dei processi di saldatura può essere fatta nel modo seguente (tab. 1.2):

Autogene	Per fusione	con gas
		ad arco elettrico
	Per pressione (a resistenza elettrica)	per punti
		a rulli
		a scintillio
	Eterogene	Saldobrasature
Brasature		dolci
		forti

(tab.1.2: classificazione dei processi di saldatura)

Le saldature sono **autogene** quando il metallo base prende parte, fondendo, alla formazione del giunto; si ottiene con e senza metallo d'apporto a seconda del procedimento e dello spessore. Quando il metallo d'apporto è presente, è simile al metallo base per ottenere una giunzione che sia strutturalmente omogenea ai pezzi da saldare. Le saldature sono dette *per fusione* quando i pezzi vengono uniti allo stato liquido. In base al modo di produzione del calore necessario per la fusione del metallo si distinguono in saldature ad arco e a gas. Le saldature sono dette *a pressione* quando i pezzi vengono collegati non allo stato fuso, ma quando si trovano in uno stato pastoso. Tale stato viene raggiunto, generalmente per effetto Joule, dal passaggio di una corrente elettrica.

Le saldature sono **eterogene** quando il metallo base non prende parte alla formazione del giunto. Il cordone di saldatura è formato dal solo metallo d'apporto, sempre presente, diverso dal metallo base e con temperatura di fusione inferiore. A seconda di come avviene la formazione del cordone di saldatura si hanno: le *saldobrasature* quando i lembi dei pezzi vengono preparati con cianfrinature; il metallo d'apporto fondendo riempie il cianfrino costituendo il cordone di saldatura. Si hanno le *brasature* quando i pezzi da saldare sono semplicemente appoggiati l'uno sull'altro: lo spazio capillare che rimane viene riempito dal metallo d'apporto fuso.

1.7.1 Saldature autogene per fusione

Tra le saldature autogene per fusione che utilizzano il gas come sorgente di calore ricordiamo:

- la *saldatura ossiacetilenica* che usa una fiamma prodotta dalla combustione di una miscela di ossigeno ed acetilene (C_2H_2). La fiamma viene prodotta all'estremità di un cannello nel quale i due gas si combinano in rapporti ottimali (52% acetilene e 48% ossigeno) in modo da avere una fiamma neutra. L'acetilene è molto utilizzato per le sue caratteristiche di alta temperatura di fiamma, elevato contenuto termico, bassa reattività della fiamma con il metallo base e d'apporto e facilità di regolazione della fiamma; conviene per piccoli spessori, ha il vantaggio della trasportabilità dell'attrezzatura, basso costo e possibilità di saldare in tutte le posizioni;
- la *saldatura ossidrica* che usa una fiamma ottenuta dalla combustione dell'ossigeno con l'idrogeno. Si ottiene una temperatura della fiamma minore di quella ossiacetilenica e di conseguenza viene adoperata per la saldatura di metalli a basso punto di fusione come ad es. alluminio, piombo e magnesio.

Vi sono poi le saldature autogene per fusione che utilizzano l'arco elettrico cioè il calore generato dal passaggio di corrente attraverso un gas ionizzato. L'elettrodo fusibile è simile al metallo base ed è ricoperto da un rivestimento che sviluppando gas (idrogeno, anidride carbonica) protegge l'arco ed il cratere di fusione. il trasferimento del metallo d'apporto avviene sotto forma di gocce che passano attraverso l'arco. Questo metodo di saldatura è adatto per acciai non legati o basso legati, acciai inossidabili, leghe leggere, ghisa rame nichel e sue leghe. Non viene usato per leghe basso fondenti, dato l'intenso calore generato dall'arco e nel caso di metalli reattivi (titanio, zirconio) in quanto troppo sensibili alla contaminazione da parte dell'ossigeno. Le principali tipologie sono:

- *filo animato* (Flux-Cored Arc Welding): l'arco elettrico scocca tra un elettrodo di metallo ad alimentazione continua ed il materiale di base. L'elettrodo contiene un flusso cioè un agente chimico di pulizia che previene l'ossidazione; il processo può essere con o senza gas protettivo;
- *elettrodo fusibile rivestito* (Shielded Metal Arc Welding): è un processo di saldatura manuale che usa un elettrodo di consumo anch'esso rivestito da un flusso. Si utilizza una corrente elettrica, alternata o continua, per generare l'arco: durante l'esecuzione, il

rivestimento dell'elettrodo, disintegrandosi, emana vapori che servono come gas di protezione e fornisce uno strato di scorie che servono entrambi per proteggere la zona di saldatura dalla contaminazione dell'aria. È il processo di saldatura più utilizzato.

- *Arco sommerso* (Submerged Arc Welding): richiede un elettrodo solido o tubolare (flux cored) ad alimentazione continua. Il bagno di fusione e la zona dell'arco sono protette dalla contaminazione atmosferica essendo immerse in un manto di flusso granulare fusibile formato da ossido di calcio, di manganese o di silicio. Quando è fuso il flusso diventa conduttore e fornisce un percorso per la corrente tra l'elettrodo e il pezzo. Questo strato spesso di flusso ricopre completamente il metallo fuso prevenendo schizzi e scintille ed inoltre sopprime l'intensa radiazione ultravioletta ed i fumi che sono parte della SMAW; la saldatura può essere effettuata solo nella posizione piana;
- *Saldatura TIG* (Gas Tungsten Arc Welding): è un processo di saldatura ad arco elettrico in atmosfera inerte. L'arco è prodotto dal gas di protezione (un gas inerte come l'argon o l'elio) che fuoriesce dalla pistola che porta anche l'elettrodo. L'arco viene acceso da una scintilla pilota che, provocando la ionizzazione del gas protettivo, lo rende conduttore. L'elettrodo è costituito da tungsteno e, data la sua elevata temperatura di fusione, non fonde; tale processo può avvenire con o senza metallo d'apporto. L'arco, l'elettrodo, il metallo base fuso, il metallo d'apporto si trovano immersi in un ambiente inerte costituito dal gas protettivo; questo fatto impedisce l'ossidazione del giunto e permette così anche la saldatura di materiali reattivi. Consente di saldare con facilità in tutte le posizioni con un ottimo controllo del bagno di saldatura. È ampiamente usata nell'industria aeronautica, aerospaziale ed in tutte le saldature di qualità;
- *Saldatura MIG e MAG* (Gas Metal Arc Welding): questi acronimi derivano dai nomi "Metal Inert Gas" e "Metal Active Gas". Il processo di saldatura MIG o MAG (o a filo continuo) è simile al TIG: differisce da esso per il fatto di avere un elettrodo fusibile, sotto forma di filo, che costituisce così anche il metallo d'apporto. La differenza tra MIG e MAG consiste essenzialmente nel tipo di gas impiegato: nel processo MIG si utilizza argon od elio che garantiscono una efficace protezione dell'arco e della zona di fusione dal contatto con l'atmosfera, ma sono costosi; nel processo MAG si utilizza l'anidride carbonica più economica. Il trasferimento del metallo d'apporto al metallo base può avvenire in vari modi in funzione della tensione dell'arco e della corrente che lo attraversa. La modalità "*short arc*" si verifica per tensioni d'arco basse: il trasferimento avviene con formazione di grosse gocce che si allungano verso il metallo base, creano un corto circuito e spengono momentaneamente l'arco; il fenomeno si ripete da 20 a 200 volte al secondo. La

solidificazione del cordone di saldatura è rapida e quindi questa modalità è adatta per la saldatura in qualunque posizione e per gli spessori sottili. La modalità “*spray arc*” si verifica con tensioni d’arco maggiori ed elevate correnti. Il trasferimento avviene sotto forma di un elevato numero di gocce di piccole dimensioni che attraversano l’arco senza spegnerlo. La fluidità del bagno di fusione è elevata, la solidificazione del cordone di saldatura è lenta; per tali motivi è adatta solo per saldature in piano e per grossi spessori.

1.7.2 Saldature autogene per pressione

Questi tipi di saldature sono caratterizzati dal calore generato dalla resistenza che si oppone al passaggio della corrente elettrica tra due superfici poste a contatto. Prima durante e dopo il passaggio della corrente elettrica è applicata alle superfici una pressione. La saldatura avviene per fusione localizzata del metallo base, senza materiale d’apporto. La più importante tra queste è la saldatura per punti che è molto diffusa nel campo delle lamiere sottili e si presta bene all’automazione di processo. Le lamiere vengono accostate l’una sull’altra nella posizione in cui si vogliono saldare; due elettrodi in rame (o lega di rame) vengono premuti da una pinza contro le lamiere. Si fa passare una corrente di intensità elevata (1000 – 100000 A) per una frazione di secondo che sviluppa nella zona di contatto delle lamiere una quantità di calore tale da portare a fusione localizzata il metallo base. La solidificazione che avviene mentre gli elettrodi sono ancora premuti, porta alla formazione del punto di saldatura. La fusione del metallo avviene solo all’interno della zona di contatto perché lì la resistenza è maggiore e quindi è maggiore il calore generato per effetto Joule ed inoltre perché gli elettrodi di rame sono raffreddati e l’asportazione del calore dalla zona che non è a contatto ne limita l’innalzamento in temperatura. Tale metodo è costoso ed inoltre la giunzione mostra una scarsa resistenza a trazione e a fatica.

La saldatura a rulli è una versione di saldatura a punti utilizzata per saldare lamiere soggette a problemi di tenuta per la presenza di liquidi. Gli elettrodi sono due rulli che premono i due lembi e sono sottoposti a scariche di corrente con frequenza scelta in funzione della velocità di avanzamento dei rulli stessi.

La saldatura a scintillio è un processo nel quale le superfici da saldare vengono avvicinate ed allontanate in modo da provocare l’innesco di piccoli archi elettrici che fondono il metallo. Dopo la fusione la corrente è interrotta e le superfici sono premute con una forte pressione che ne genera l’unione.

1.7.3 Saldature eterogene

Nella *saldobrasatura* il metallo base non prende parte alla formazione del giunto e quindi la temperatura dei lembi dei pezzi da saldare è sempre inferiore al suo punto di fusione. Il metallo d'apporto, sempre presente, ha una temperatura di fusione minore di quella del metallo base. I lembi dei pezzi vengono opportunamente cianfrinati, come per le saldature autogene, e puliti. Quindi si riscaldano con fiamma ossiacetilenica o in forno a induzione, fino alla temperatura di fusione del metallo d'apporto, che immerso in questa zona (generalmente sotto forma di filo o di barrette) fonde e solidificando riempie il cianfrino. Il giunto è formato dal metallo d'apporto e da una zona di interfaccia con il metallo base composta da una lega o da un composto intermetallico formato tra il metallo base e quello d'apporto (lega di transizione). Il metallo d'apporto solitamente utilizzato è una lega di ottone con tracce di silicio che fonde ad una temperatura di circa 800°C. Il giunto così ottenuto ha una buona resistenza meccanica ed elasticità come il metallo d'apporto: per questo motivo è anche possibile saldare leghe diverse tra loro e specialmente leghe poco elastiche che possono rompersi durante il raffreddamento (per esempio riparazioni di getti di ghisa).

La *brasatura* è simile alla *saldobrasatura* con l'eccezione della cianfrinatura dei lembi dei pezzi da saldare. Infatti in questo caso i pezzi sono semplicemente appoggiati l'uno sull'altro: lo spazio capillare che rimane tra i due viene riempito dal metallo d'apporto fuso che ha una grande scorrevolezza e capacità di "bagnare" il metallo base. Il giunto è costituito quindi da uno strato sottilissimo di metallo d'apporto che ha formato una lega di superficie col metallo base. Per tale motivo il giunto ha scarsa elasticità e resistenza meccanica. In funzione della temperatura di fusione del metallo d'apporto le brasature possono essere: "dolci", quando utilizzano materiali d'apporto con $T_{\text{fusione}} < 400^{\circ}\text{C}$ (tipiche sono le leghe stagno/piombo): l'adesione che si verifica è piuttosto debole ed il giunto non è particolarmente resistente. Le brasature "forti" utilizzano materiali d'apporto con $T_{\text{fusione}} = 600 - 700^{\circ}\text{C}$ (tipici sono in questo caso le leghe rame/zinco e argento/rame. L'adesione che si verifica è maggiore ed il giunto è più resistente della brasatura dolce.

1.7.4 Altri processi di saldatura

- *Fascio elettronico*: un fascio di elettroni di elevata energia viene indirizzato sulle parti da unire; la zona riscaldata e successivamente fusa è molto stretta e localizzata, permettendo di minimizzare le deformazioni di saldatura. Può essere eseguita a pressione atmosferica o sottovuoto. Le tipiche applicazioni sono nel settore automobilistico, aerospaziale e della fisica delle alte energie.

- *Al plasma*: l'apporto termico necessario alla fusione è fornito da un gas che per riscaldamento raggiunge una parziale ionizzazione (plasma), potendo così condurre una corrente elettrica. L'arco elettrico è compreso tra un elettrodo infusibile ed il bagno fuso (arco trasferito) o tra un elettrodo ed un adiacente ugello (arco non trasferito). Il bagno di fusione è protetto dal getto di gas caldo e ionizzato (argon) che esce dall'ugello e può essere integrato da una fonte ausiliaria di gas protettivo (argon, elio). È simile alla saldatura TIG.
- *Per esplosione*: la saldatura viene ottenuta per effetto della pressione generata dall'onda d'urto di una carica esplosiva. Le due parti vengono tenute l'una sull'altra parallele ed a piccola distanza; il materiale esplosivo è distribuito in maniera uniforme sulla parte da unire superiore. Tale metodo consente l'unione di metalli difficili da saldare (acciaio/titanio).
- *Con elettroscoria*: utilizza il calore generato per effetto Joule da una corrente elettrica che attraversa uno strato di scoria elettro-conduttrice allo stato fuso. La scoria funziona da bagno di saldatura e con il calore sviluppato si ottiene la fusione del metallo d'apporto e la saldatura del metallo base; non si ha produzione di arco elettrico.
- *Ad ultrasuoni*: le parti da saldare poste a stretto contatto, vengono messe fra un supporto ad incudine ed un gruppo vibrante che trasmettendo una velocissima ed intensa vibrazione genera dei moti di attrito che provocano il riscaldamento dei pezzi; l'unione avviene senza fusione del metallo base;
- *Laser*: la saldatura laser produce una fusione del metallo tramite l'applicazione di un raggio di luce coerente, di frequenza determinata, focalizzato sulle superfici da unire; per proteggere il bagno fuso viene utilizzato un gas protettivo; la saldatura può avvenire con o senza metallo d'apporto. Si ottengono elevate velocità di avanzamento, riduzione delle zone termicamente alterate, piccole deformazioni del pezzo saldato, assenza di scorie e spruzzi, possibilità di operare attraverso qualsiasi mezzo trasparente; il fascio non ha necessità di contatto con il pezzo e può essere diretto, inclinato e focalizzato da sistemi ottici; la possibilità di trasmissione attraverso le fibre ottiche lo rende particolarmente indicato per azionamenti robotizzati e per la saldatura di strutture complesse.

1.8. CRITERI NORMATIVI

I paragrafi precedenti sono serviti come rapida introduzione al problema della saldatura nonché per richiamare alcuni concetti basilari delle proprietà dei metalli. Prima di proseguire ci sembra utile esporre una panoramica sui concetti fondamentali contenuti nelle norme per il calcolo dei giunti saldati e del rapporto esistente tra quelle nazionali e quelle europee.

Dapprima la Commissione Acciaio del CNR ha pubblicato nel 1985, come bollettino CNR, delle Istruzioni per il calcolo, l'esecuzione e la manutenzione delle strutture di acciaio, recepite nel 1988 come norma CNR-UNI 10011. A partire dal 1991 hanno cominciato ad affiancarsi alle normative nazionali esistenti gli Eurocodici, sviluppati da apposite commissioni internazionali costituite da esperti designati e nominati dalla Comunità europea. Inizialmente gli Eurocodici sono stati pubblicati in forma provvisoria (ENV) e si sono affiancati alle normative nazionali, interrompendo, con la loro comparsa, il periodico aggiornamento di queste ultime. Attualmente è in fase di svolgimento il processo di trasformazione in documenti definitivi, che hanno sostituito , o dovrebbero sostituire, le normative nazionali.

Gli Eurocodici sono nove, tutti individuati nella loro forma definitiva, dalla sigla EN seguita da quattro cifre: le prime tre (199) uguali per tutti, e la quarta costituita dal numero dell'Eurocodice. Nella tabella seguente (tab. 1.3) sono riportate le intestazioni di tutte le norme:

EN 1991: Eurocodice 1. Basi di calcolo ed azioni sulle strutture.
EN 1992: Eurocodice 2. Progettazione delle strutture in calcestruzzo.
EN 1993: Eurocodice 3. Progettazione delle strutture in acciaio.
EN 1994: Eurocodice 4. Progettazione delle strutture miste acciaio-calcestruzzo.
EN 1995: Eurocodice 5. Progettazione delle strutture in legno.
EN 1996: Eurocodice 6. Progettazione delle strutture in muratura.
EN 1997: Eurocodice 7. Progettazione geotecnica.
EN 1998: Eurocodice 8. Indicazioni progettuali per la resistenza sismica delle strutture.
EN 1999: Eurocodice 9. Progettazione delle strutture in alluminio.

(tab. 1.3: Eurocodici Strutturali)

Molte norme di supporto, compresi gli Eurocodici che attribuiscono valori per le azioni da considerare, non sono state disponibili per il periodo in cui sono state pubblicate le corrispondenti versioni sperimentali. Quindi è stata data la possibilità ad ogni Paese membro di emanare un Documento di Applicazione Nazionale (DAN) che ha fornito i valori definitivi per gli elementi di

sicurezza fa riferimento alle norme di supporto compatibili e rappresenta una guida a livello nazionale per l'applicazione della norma emanata a livello europeo.

1.8.1 Eurocodice 3 (UNI 1993 -1-1-2005 EEN): Principi e definizioni

Tale norma riporta testualmente:

“Una struttura deve essere progettata e costruita in modo tale che: con una probabilità accettabile essa rimarrà idonea all'uso al quale è destinata tenendo conto della sua durata prevista e del suo costo; essa sopporterà, con un adeguato grado di affidabilità, tutte le azioni e tutti gli effetti che hanno probabilità di intervenire durante l'esecuzione e l'esercizio ed avrà una durata adeguata in relazione ai costi di manutenzione.”

Viene adottato il metodo degli stati limite che, nonostante sia da anni una teoria più che consolidata, non è ancora largamente utilizzato per lo meno in Italia.

Gli stati limite sono stati oltre i quali la struttura non soddisfa più i requisiti richiesti a progetto. Si distinguono in: stati limite ultimi e stati limite di servizio. I primi sono associati con il collasso o con altre forme di cedimenti strutturali (raggiungimento di condizioni estreme per la capacità portante):

- perdita di equilibrio della struttura o di una sua parte;
- collasso per eccessiva deformazione o rottura comprendendo anche i supporti e le fondazioni.

Gli stati limite di servizio corrispondono agli stati oltre i quali i criteri di servizio specificati non sono più soddisfatti (raggiungimento di condizioni estreme per l'impiego e la durata):

- deformazioni e spostamenti che compromettono l'aspetto esteriore della struttura,
- degradazione e corrosione,
- vibrazioni eccessive.

La differenza sostanziale rispetto al metodo delle tensioni ammissibili è la valutazione delle combinazioni di carico da considerare che nel metodo degli stati limite è sviluppata in modo più accurato e meno conservativo.

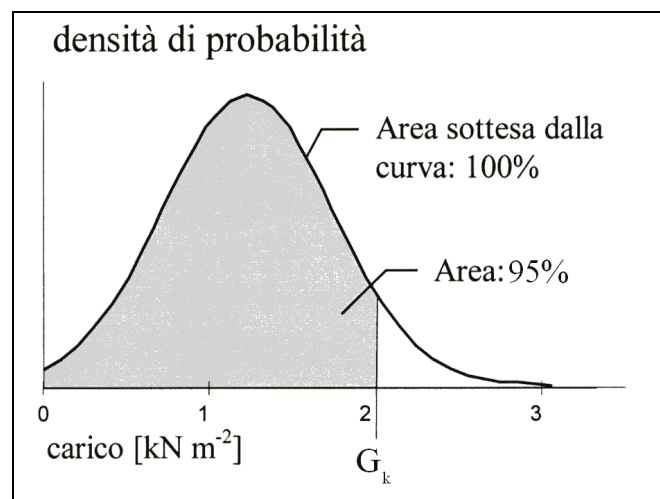
Le azioni su una struttura possono essere una forza applicata (azione diretta), oppure una deformazione imposta (azione indiretta). Le norme europee le classificano secondo la loro variazione nel tempo:

- azioni permanenti (G), per esempio il peso proprio delle strutture, impianti ausiliari e fissi, deformazioni imposte a progetto, cedimenti dei vincoli;

- azioni variabili (Q), per esempio carichi di vento e neve;
- azioni accidentali (A) per esempio esplosioni e urti.

Per le azioni permanenti i valori caratteristici (G_k) sono dati dalle norme oppure dal cliente o dal progettista.

La tipica azione variabile è data dal valore caratteristico (Q_k) ottenuto dalla distribuzione delle intensità massime avente una probabilità definita di non essere raggiunto durante un certo periodo di riferimento: esso è quindi il frattile di ordine p della distribuzione di massimi valori assunti dal carico nel periodo di riferimento. La probabilità p può assumere valori diversi a seconda dell'azione in esame e dello stato limite nei cui confronti si esegue la verifica (ultimo o di esercizio). Le normative definiscono le combinazioni di carico da considerare per i vari stati limite ed i relativi coefficienti moltiplicativi. I valori caratteristici delle azioni permanenti da assumersi corrispondono in genere al frattile 95% ($p=0,95$) (fig. 1.17) della distribuzione dei massimi nel periodo di riferimento assunto per la struttura (il carico sarà minore nel 95% dei casi). Tali valori sono in genere forniti nei prospetti delle norme relative alle diverse costruzioni.

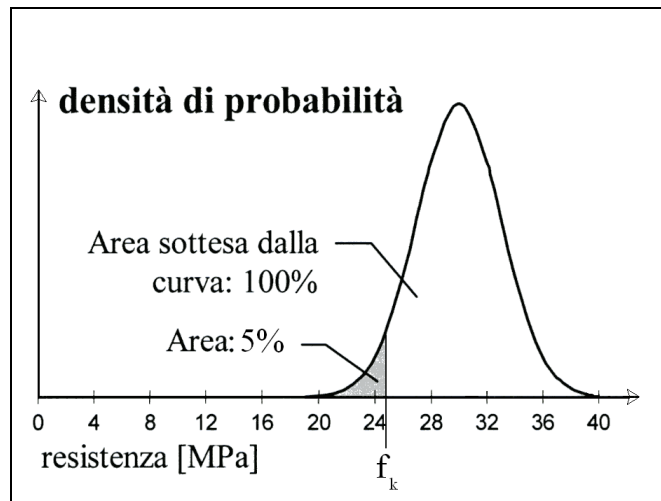


(fig. 1.17: curva di probabilità per il carico permanente)

Gli altri valori caratteristici delle azioni variabili sono correlati al valore rappresentativo principale (Q_k) attraverso un fattore ψ_i specificati nelle norme o dal cliente.

Per le azioni accidentali il valore caratteristico (A_k) corrisponde generalmente ad un valore specificato.

Si definisce inoltre il valore caratteristico della tensione di rottura e di snervamento come frattile 5% della distribuzione delle resistenze (la resistenza sarà minore solo nel 5% dei casi) (fig. 1.18):



(fig. 1.18: curva di probabilità per la resistenza del materiale)

Il valore di progetto di una azione F_d è espresso in termini generali come (dove i coefficienti gamma sono i cosiddetti fattori parziali di sicurezza e vengono indicati di volta in volta):

$$F_d = \gamma_f \cdot F_k$$

Cioè in particolare:

$$G_d = \gamma_G \cdot G_k$$

$$Q_d = \gamma_Q \cdot Q_k \quad \text{oppure} \quad Q_d = \gamma_Q \cdot \psi_q \cdot Q_k$$

$$A_d = \gamma_A \cdot A_k$$

Così facendo nel caso per esempio di situazioni di progetto persistenti e transitorie, per esprimere il valore globale delle azioni si usa la seguente:

$$F_d = \sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} + \sum_{i>1} \gamma_{Q,i} \psi_i Q_{k,i}$$

Per situazioni invece di progetto accidentali si usa invece:

$$F_d = \sum_j \gamma_{GA,j} G_{k,j} + A_d + \psi_{1,1} Q_{k,1} + \sum_{i>1} \psi_i Q_{k,i}$$

dove:

$G_{k,j}$ sono i valori caratteristici delle azioni permanenti,

$Q_{k,1}$ è il valore caratteristico di una delle azioni variabili,

$Q_{k,i}$ sono i valori caratteristici delle altre azioni variabili,

A_d è il valore di progetto dell'azione accidentale,

$\gamma_{G,j}$ sono i coefficienti parziali di sicurezza per le azioni permanenti,

$\gamma_{GA,j}$ come $\gamma_{G,j}$, ma per le situazioni accidentali di progetto,

$\gamma_{Q,i}$ coefficienti parziali di sicurezza per le azioni variabili,

ψ_i coefficienti di correlazione tra le azioni variabili definiti sopra.

In generale, da tale combinazione si ricava la tensione massima agente sulla struttura e la si confronta con la resistenza di calcolo data da:

$$R_d = \frac{R_y}{\gamma_M}$$

Ove R_y è la resistenza a snervamento del materiale e γ_M è il coefficiente parziale di sicurezza per la resistenza. A tali coefficienti parziali sono stati assegnati valori indicativi nell'eurocodice, prevedendo che le autorità di ciascun paese specificino i valori definitivi per le applicazioni nazionali come si vedrà meglio in seguito.

Questo breve resoconto si riferisce agli stati limite ultimi: per quelli di esercizio la sequenza logica è analoga e non viene riportata.

Questa determinazione di carichi è valida in generale: nel paragrafi seguenti si esporranno le precisazioni relativi ai carichi sulle saldature. Ai fini del presente eurocodice le saldature devono generalmente essere classificate come: saldature a cordoni d'angolo e saldature di testa: le saldature di testa possono essere a penetrazione completa o a penetrazione parziale.

1.8.2 Norma UNI 10011/88

Il Documento di Applicazione Nazionale è dato dal DM 9/1/96 ed accoglie anche i dettami della norma UNI 10011/88. Tale documento di applicazione nazionale impone le prescrizioni sostitutive integrative o soppressive che devono essere seguite nell'uso dell'Eurocodice 3; una sua rapida analisi consente di capire lo sforzo compiuto nella definizione delle classificazioni dei materiali per le costruzioni in acciaio, i metodi di calcolo e di prova per ottenere la necessaria standardizzazione, una corretta redazione del progetto, una buona esecuzione e manutenzione dell'opera.

Esso prevede l'impiego di acciai denominati Fe360, Fe430, Fe510. E' tuttavia consentito l'impiego di acciai diversi da quelli previsti, a patto di garantire con l'adeguata documentazione teorica e sperimentale una sicurezza non inferiore a quella desunta da questa norma.

Per esempio per profilati barre e lamiere, la tabella 1.4 riassume alcune caratteristiche richieste per questi acciai: ci sono i valori della tensione di rottura indipendenti dallo spessore, quelli della tensione di snervamento dove si impongono riduzioni (crescenti all'aumentare dello spessore) rispetto al valore riportato (spessore fino a 16 mm), la resilienza a seconda del grado dell'acciaio (B, C, D secondo UNI 7070) e l'allungamento minimo a rottura.

La scelta dell'acciaio tiene conto della temperatura (T_{cv}) alla quale il fornitore garantisce un valore convenzionale di energia spesa per la rottura del provino: tale norma raccomanda che la

temperatura minima di esercizio di una struttura saldata sia superiore a quella (T_{cv}) alla quale vengono garantiti dal fornitore dell'acciaio 27 J di energia assorbita durante la prova di resilienza.

Caratteristica del materiale		Fe 360	Fe 430	Fe 510
carico di rottura a trazione		≥ 340	≥ 410	≥ 490
		≤ 470	≤ 560	≤ 630
carico di snervamento		≥ 235	≥ 275	≥ 355
Resilienza KV (J)	B +20°C	≥ 27	≥ 27	≥ 27
	C 0°C	≥ 27	≥ 27	≥ 27
	D -20°C	≥ 27	≥ 27	≥ 27
	DD -20°C	-	-	≥ 40
Allungamento % a rottura per lamiere per barre, laminati, profilati larghi piatti		≥ 24	≥ 20	≥ 20
		≥ 26	≥ 22	≥ 22

(tab. 1.4: caratteristiche degli acciai laminati)

Per giunti testa a testa, a croce od a T, a completa penetrazione, si distinguono due classi. Quelli di prima classe sono realizzati con procedimenti qualificati di saldatura che danno caratteristiche meccaniche di elevata qualità, e realizzati con eliminazione di ogni difetto.

I giunti di seconda classe sono quelli che devono essere eseguiti con gli stessi procedimenti che danno però luogo a caratteristiche meccaniche inferiori.

I giunti con cordoni d'angolo devono essere considerati come appartenenti ad un'unica classe caratterizzata da una ragionevole assenza di difetti interni.

Queste sommarie affermazioni sono state mutuare dal testo ufficiale della norma italiana: si deduce lo spirito fondamentale della norma ossia si lascia una grande discrezionalità di giudizio e responsabilità al progettista per quanto riguarda la scelta del tipo di acciaio, si chiede la verifica della posizione della temperatura di esercizio rispetto a quella di transizione della tenacità, si tiene conto dell'effetto dello spessore, della forma, dell'entità e del tipo di sollecitazione, al fine di indirizzare la scelta.

La norma italiana accoglie il metodo probabilistico che è stato descritto per l'Eurocodice 3 con le opportune specificazioni dei coefficienti parziali di sicurezza e con i valori limite della resistenza di progetto, tuttavia trova posto nella norma anche il metodo delle tensioni ammissibili. In questo caso si fa riferimento ai valori ammissibili σ_{adm} e τ_{adm} della resistenza. Per esempio per gli acciai laminati si assumono per la resistenza di progetto (R_d) e la tensione ammissibile i valori riportati nelle tabelle 1.5 e 1.6.

Stato limite		
materiale	R_d (N/mm ²)	
	$t \leq 40$ mm	$t > 40$ mm
Fe 360	235	210
Fe 430	275	250
Fe 510	355	315
t = spessore in mm		

(tab. 1.5: stati limite per gli acciai laminati)

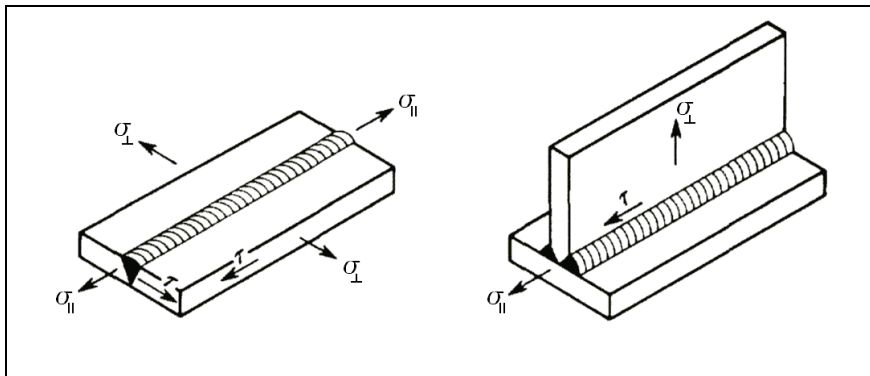
Tensione ammissibile		
materiale	σ_{adm} (N/mm ²)	
	$t \leq 40$ mm	$t > 40$ mm
Fe 360	160	140
Fe 430	190	170
Fe 510	240	210
t = spessore in mm		

(tab. 1.6: tensioni ammissibili per gli acciai laminati)

1.9 CALCOLO STATICO DEI GIUNTI TESTA A TESTA

Nella normativa si accetta di assumere una distribuzione semplificata dei carichi nelle saldature. Inoltre nella verifica della resistenza di una saldatura non occorre tenere conto delle tensioni residue (varie prove hanno dimostrato che queste non influenzano la resistenza globale del giunto). Si prescrive che le saldature debbano essere calcolate per assicurare almeno la stessa resistenza di progetto della più debole tra le parti collegate.

Il regolamento italiano sulle strutture di carpenteria metallica (CNR UNI 10011/88) considera la sezione longitudinale come **sezione resistente** della saldatura: ai fini del calcolo essa ha come lunghezza quella intera della saldatura e come larghezza il minore dei due spessori collegati per i giunti testa a testa e lo spessore dell'elemento a completa penetrazione nel caso di giunti a T che sono assimilati ai primi insieme ai giunti a croce (fig. 1.19).



(fig. 1.19: definizione delle tensioni sul cordone)

La tensione ideale calcolata secondo la formula seguente deve risultare minore o uguale ai limiti riportati nella tabella 1.7 rispettivamente per il metodo agli stati limite e per il metodo delle tensioni ammissibili.

Stato limite		Tensione ammissibile	
Giunto	$\sigma_{id} \leq$	Giunto	$\sigma_{id} \leq$
I classe	R_d	I classe	σ_{adm}
II classe	$0,85 R_d$	II classe	$0,85 \sigma_{adm}$
R_d resistenza di progetto del materiale base		σ_{adm} tensione ammissibile del materiale base	

(tab. 1.7: valori di tensione limite ed ammissibili per i giunti testa a testa)

$$\sigma_{id} = \sqrt{\sigma_{\perp}^2 + \sigma_{\parallel}^2 - \sigma_{\perp}\sigma_{\parallel} + 3\tau_{\parallel}^2}$$

dove:

σ_{\perp} è la tensione di trazione o compressione normale alla sezione longitudinale della saldatura;

σ_{\parallel} è la tensione di trazione o compressione parallela all'asse della saldatura;

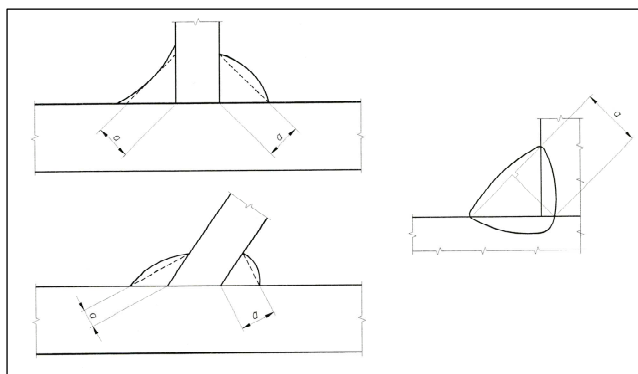
τ_{\parallel} è la tensione tangenziale nella sezione longitudinale della saldatura.

Per le saldature testa a testa a completa penetrazione l'eurocodice 3 prevede una resistenza di progetto da prendersi uguale a quella della parte più debole tra quelle unite. La resistenza di progetto viene valutata a partire dalla resistenza a snervamento ridotta tramite il coefficiente correttivo γ_{MW} pari a 1,25; la procedura di calcolo è quella vista al paragrafo 1.8.1 relativa la caso generale. Anche in questo caso vengono contemplati i casi di giunto di testa a parziale penetrazione

di giunto di testa a T (nella determinazione dell'altezza di gola): ma non si ritiene necessario esporre tale digressione.

1.10 CALCOLO STATICO DEI GIUNTI A CORDONI D'ANGOLO

Il regolamento nazionale italiano (tabella UNI 10011) considera come sezione di calcolo quella di gola ribaltata su un lato del cordone e le tensioni agenti su di essa vengono scomposte in tensioni normali e tangenziali. L'uso di queste formule semplifica i calcoli, ma poiché consente una scelta arbitraria della orientazione della sezione resistente rispetto alle forze applicate, rende discutibile la definizione del tipo di tensione che agisce sulla sezione; con questi metodi viene definita univocamente soltanto il valore della tensione ideale, frutto della combinazione delle vere componenti. Il fatto di scegliere di utilizzare il metodo del ribaltamento della sezione da parte della maggioranza dei paesi è stato dettato dalla semplicità di calcolo e dall'incertezza che accompagna la qualità di un cordone d'angolo. Infatti un giunto a cordone d'angolo è controllabile con accuratezza solo in superficie, ove risultano efficaci il controllo visivo, magnetoscopico e con liquidi penetranti. La presenza di difetti interni anche gravi che riducono la sezione resistente non sempre è rilevabile.



(fig. 1.20: altezza di gola del cordone d'angolo)

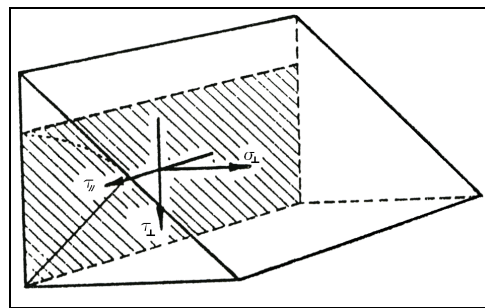
Si considera quindi ai fini del calcolo come sezione resistente la sezione di gola avente come lunghezza L quella intera del cordone e come larghezza a l'altezza del triangolo inscritto nella sezione trasversale del cordone (fig. 1.20).

La seguente definizione considera *le tensioni riferite alla sezione di gola ribaltata* sul piano di uno dei lati del cordone (fig. 1.21):

σ_{\perp} è la tensione normale di trazione o di compressione che agisce in direzione perpendicolare al piano che contiene un lato del cordone e che è riferita all'area della sezione di gola ribaltata su quel piano;

τ_{\perp} è la tensione tangenziale di taglio che agisce in direzione perpendicolare all'asse del cordone, giacente su di un piano che contiene un lato del cordone, e che è riferita all'area della sezione di gola ribaltata su quel piano;

τ_{\parallel} è la tensione tangenziale di taglio che agisce in direzione parallela all'asse del cordone, giacente su di un piano che contiene un lato del cordone e che è riferita all'area della sezione di gola ribaltata su quel piano.



(fig. 1.21: tensioni riferite alla sezione di gola ribaltata)

Anche per i cordoni d'angolo si adotta l'ipotesi semplificativa di considerare le tensioni uniformemente distribuite nell'altezza della sezione di gola (anche se in realtà non è così). Tale assunzione è dettata da ragioni di semplicità del calcolo ed è giustificata dal fatto che, in seguito alla plasticizzazione del materiale, le punte di tensione diminuiscono e la loro disuniformità si attenua. Questo equivale a fare assegnamento su una duttilità del materiale che venga saggiata mediante opportune prove di omologazione del materiale d'apporto e di certificazione della procedura della saldatura. Le normative italiane prevedono che nella zona fusa, nella zona termicamente alterata e nel materiale base vengano mantenuti valori di durezza sufficientemente bassi agendo sui materiali base e sulle tecniche di saldatura: 350 HV₃₀ per la UNI 10011 e 380 HV₁₀ per l'eurocodice 3.

Nel caso della UNI 10011, quando siano presenti tutte e tre le componenti di tensione devono essere verificate le seguenti limitazioni:

$$\sqrt{\tau_{\perp}^2 + \sigma_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2} \leq \begin{cases} 0,85 R_d & \text{per l'acciaio Fe 360} \\ 0,70 R_d & \text{per l'acciaio Fe 430 ed Fe 510} \end{cases} \quad [1]$$

$$|\tau_{\perp}| + |\sigma_{\perp}| \leq \begin{cases} R_d & \text{per l'acciaio Fe 360} \\ 0,85 R_d & \text{per l'acciaio Fe 430 ed Fe 510} \end{cases} \quad [2]$$

Nel caso in cui siano presenti le sole componenti di tensione τ_{\perp} e σ_{\perp} è sufficiente verificare l'espressione [2] e nel contempo accertare che sia:

$$|\tau_{\perp}| \leq \begin{cases} 0,85 R_d & \text{per l'acciaio Fe 360} \\ 0,70 R_d & \text{per l'acciaio Fe 430 ed Fe 510} \end{cases}$$

$$|\sigma_{\perp}| \leq \begin{cases} 0,85 R_d & \text{per l'acciaio Fe 360} \\ 0,70 R_d & \text{per l'acciaio Fe 430 ed Fe 510} \end{cases}$$

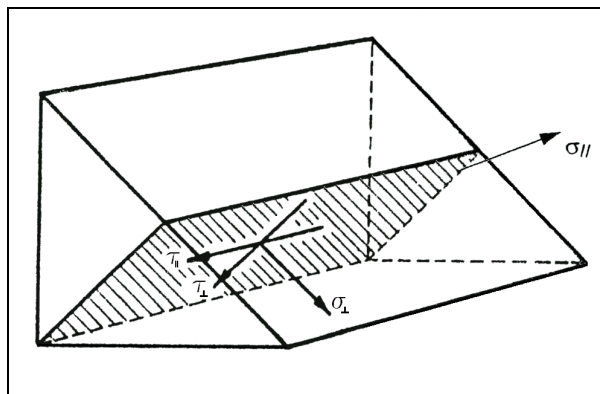
Nel caso in cui siano presenti le sole componenti di tensione τ_{\perp} e τ_{\parallel} oppure σ_{\perp} e τ_{\parallel} è sufficiente verificare l'espressione [1]. Ove sia presente solo una delle tre componenti di tensione basta ovviamente verificare che sia:

$$|\tau_{\perp}|, |\sigma_{\perp}|, |\tau_{\parallel}| \leq \begin{cases} 0,85 R_d & \text{per l'acciaio Fe 360} \\ 0,70 R_d & \text{per l'acciaio Fe 430 ed Fe 510} \end{cases}$$

Queste relazioni sono da verificare nel caso degli stati limite; nel caso delle tensioni ammissibili le relazioni sono in tutto analoghe a patto di sostituire R_d con σ_{adm} .

L'Eurocodice 3 propone due metodi per la verifica della resistenza di una saldatura a cordoni d'angolo: sia il metodo direzionale sia il metodo semplificato.

Nel primo metodo, le forze trasmesse dall'unità di lunghezza del cordone sono decomposte nelle componenti parallela e trasversa all'asse longitudinale della saldatura, e normale e trasversa al piano della gola nella sua vera posizione (fig. 1.22):



(fig. 1.22: tensioni interne al cordone secondo Eurocodice 3)

Dunque gli assi cartesiani sono solidali con la sezione resistente disposta in corrispondenza della sezione di gola; il significato delle tensioni è analogo a quello delle tensioni nella sezione di gola ribaltata su un lato del cordone visto in precedenza solo che ora le tensioni sono valutate sulla

sezione dove effettivamente agiscono; la tensione σ_{\parallel} (che agisce parallelamente all'asse del cordone sulla sua sezione trasversale) non viene considerata nella verifica della saldatura.

La resistenza di progetto del cordone d'angolo sarà considerata sufficiente se le seguenti due relazioni saranno soddisfatte:

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)} \leq \frac{f_u}{(\beta_w \gamma_{M2})}$$

$$\sigma_{\perp} \leq \frac{0.9 f_u}{\gamma_{M2}}$$

dove f_u è la resistenza nominale a trazione di rottura dell'elemento più debole della giunzione e β_w è l'appropriato fattore di correlazione che è tabellato in funzione del tipo di acciaio; γ_{M2} è il fattore parziale di sicurezza che l'eurocodice consiglia di scegliere apri a 1,25.

Nel secondo metodo, cioè quello semplificato, la verifica di sicurezza di una saldatura d'angolo può essere considerata adeguata se, in ogni punto della sua lunghezza, la risultante di tutte le forze per unità di lunghezza trasmesse dalla saldatura non supera la sua resistenza di progetto: $F_{w,Rd}$.

Indipendentemente dall'orientamento della saldatura, la resistenza di progetto per unità di lunghezza $F_{w,Rd}$ deve essere determinata dall'equazione:

$$F_{w,Rd} = f_{vw,d} a$$

dove $f_{vw,d}$ è la resistenza di progetto a taglio della saldatura ed a è l'altezza di gola. La resistenza di progetto $f_{vw,d}$ deve essere determinata dall'equazione:

$$f_{vw,d} = \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \gamma_{MW}}$$

dove f_u è la resistenza nominale a rottura per trazione dell'elemento più debole costituente il giunto e β_w è l'opportuno coefficiente di correlazione. Tale coefficiente viene scelto in base alla seguente tabella 1.8:

tipo di acciaio (EN 10025)	Resistenza a rottura per trazione (f_u)	Coefficiente di correlazione b_w
Fe 360	360 N/mm ²	0.8
Fe 430	430 N/mm ²	0.85
Fe 510	510 N/mm ²	0.9

(tab. 1.8: coefficienti di correlazione per le saldature d'angolo)

Gli argomenti riportati in questo primo capitolo rappresentano solo una rapida digressione sulla saldatura propedeutica all'argomento vero e proprio del presente lavoro che è la simulazione della saldatura mediante il metodo degli elementi finiti. Il capitolo seguente verterà su una rapida disamina delle problematiche e delle strategie adottate fino ad oggi necessarie per realizzare adeguatamente i modelli matematici. Il successivo capitolo terzo renderà conto dei passi compiuti per lo sviluppo dei modelli di saldatura elaborati proprio per questo lavoro di tesi; e l'ultimo capitolo riguarderà l'esposizione dei risultati sperimentali ottenuti ed il confronto con i corrispondenti risultati numerici.

CAPITOLO 2

LA SIMULAZIONE DEL PROCESSO DI SALDATURA: ASPETTI TEORICI E TECNICHE ADOTTATE

2.1 RAGIONI A SOSTEGNO DELLA MODELLAZIONE

Il processo di saldatura riveste un ruolo fondamentale nella produzione industriale, specialmente per quanto riguarda l'industria automobilistica, marittima ed aerospaziale. Alcuni aspetti fondamentali del processo di saldatura come per esempio:

- la determinazione della sequenza ottimale delle passate,
- la scelta ed il posizionamento dei dispositivi di vincolo,
- i problemi relativi all'espansione termica, al restringimento,
- i problemi relativi alle trasformazioni microstrutturali ed allo sviluppo di tensioni e distorsioni residue,

per poter essere valutati al meglio è conveniente che siano analizzati per mezzo delle tecniche "computer-aided" sia perché sono in grado di fornire indicazioni valide per le tematiche ricordate sopra, sia perché possono prospettare ipotesi di soluzione (almeno per quanto riguarda l'ordine di grandezza) in tempi contenuti. Data la loro grande utilità ed affidabilità, queste tecniche "computer-aided" di modellazione matematica sono utilizzate sia in sede di progettazione che di verifica dato che tutti i fattori elencati devono essere necessariamente controllati; questa necessità di controllo viene richiesta sia per aumentare la produttività e la flessibilità degli impianti (le stazioni di saldatura completamente automatizzate sono assai comuni nell'industria) sia per la corretta esecuzione e per la durata dell'esercizio della giunzione.

Tra quelli elencati, il fattore più importante da affrontare nella pianificazione di operazioni di saldatura consiste nella previsione delle distorsioni subite dagli elementi saldati, che è molto ragguardevole poiché influenza direttamente gli altri cioè la scelta della corretta sequenza di esecuzione dei giunti, la scelta dei parametri di processo (tensione, corrente, velocità della torcia, velocità di alimentazione del filo, quantità e modalità di erogazione del gas di protezione, ecc.), delle condizioni di vincolo, delle caratteristiche geometriche del prodotto (dimensioni, materiale, preparazione della zona di saldatura), dei trattamenti termici preliminari o successivi, ecc. Oltre alle distorsioni, le tensioni residue possono essere così rilevanti da influenzare il comportamento

meccanico del componente saldato, ed in particolare la resistenza a fatica, a frattura, alla corrosione sotto sforzo e la stabilità globale. Con il ricorso ai codici numerici agli elementi finiti si tenta di simulare l'intero processo di saldatura considerando gli effetti che intervengono nel fenomeno (trasformazioni di fase, comportamento elastico e plastico del materiale, proprietà fisiche e meccaniche dipendenti dalla temperatura e dalla fase, creep, ecc.). Tuttavia lo sviluppo di un sistema computer-aided, che possa essere di supporto al progettista nella previsione delle deformazioni delle strutture sottoposte a processi di saldatura, rappresenta una sfida difficile a causa della elevata complessità dei fenomeni fisici che si verificano in prossimità del cordone. Infatti per costruire un modello completo di un generico processo di saldatura il sistema dovrebbe tenere in considerazione un numero molto elevato di fenomeni interagenti che sono spesso sconosciuti o comunque non quantificabili con una sufficiente accuratezza.

Viste le difficoltà descritte sopra, l'analisi delle tensioni residue viene condotta, tra l'altro, attraverso la valutazione degli *inherent strains* ε_i che sono definiti come la combinazione delle deformazioni dovute alla temperatura ed alla plasticizzazione del materiale all'interno di un generico elemento del modello. Gli *inherent strains* ε_i possono essere ottenuti in numerosi modi: alcuni preferiscono determinarli utilizzando metodi di calcolo iterativi che forniscono valori ottimizzati; altri adottano un metodo simile ricavando ε_i in funzione dei valori standard che sono ottenuti usando appositi provini, aventi caratteristiche geometriche uguali agli oggetti in esame e saldati allo stesso modo. Questo metodo sarà ulteriormente spiegato in seguito.

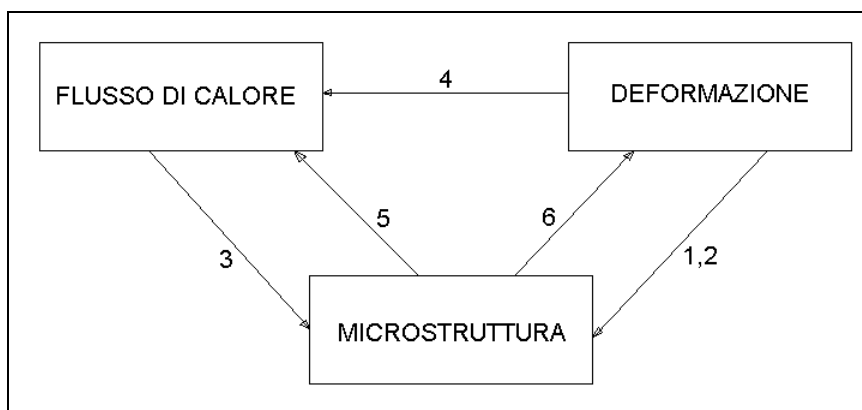
È ovvio che questi sistemi semi empirici tendono a semplificare il problema della valutazione delle distorsioni e delle tensioni residue nelle strutture saldate, ma sono comunque utili poiché danno la possibilità di stimare il comportamento di strutture anche di grandi dimensioni in tempi ragionevoli. Inoltre l'uso di modelli matematici semplificati anche se non sono in grado di prevedere fenomeni complessi rappresentano comunque bene i parametri principali del processo di saldatura.

Esistono comunque in letteratura anche esempi di modelli costruiti con grande accuratezza, all'interno dei quali vengono prese in considerazione le interazioni di numerosi fenomeni fisici. In alcuni casi vengono inclusi nel modello gli elettrodi di saldatura, la trasmissione del calore ed il cambio di fase nella zona termicamente alterata. In altri casi viene svolta una analisi termodinamica completa con modelli 3D. Altri interessanti contributi trattano il problema della saldatura con più passate.

2.2 PRINCIPI DI MODELLAZIONE DELLA SALDATURA

Numerosi modelli sono stati proposti e sviluppati durante questi ultimi anni per analizzare la saldatura dal punto di vista termico, strutturale, metallurgico, geometrico, ecc. Da un lato si cerca di semplificare i modelli introducendo delle approssimazioni che permettano di ridurre gli elevati tempi di calcolo e trascurare alcuni aspetti del fenomeno che a seconda del problema in esame non si reputano fondamentali (non linearità geometriche, influenza del bagno di fusione, calore perso per irraggiamento, ecc.), dall'altro lato, per arrivare ad una formulazione compiuta del problema e per attribuire la maggior generalità possibile al modello messo a punto, si sente l'esigenza di tenere conto del più ampio numero di parametri possibile sviluppando modelli di calcolo 3D che considerino per esempio anche il cambiamento di fase oppure l'interazione tra tutta la struttura e la zona di fusione. Vari tentativi sono stati compiuti per arrivare ad una modellazione che fosse in grado di prevedere l'andamento del maggior numero possibile di parametri di saldatura, sempre nell'obiettivo tipico dell'analisi numerica non già di individuare il valore di tali parametri con precisione, bensì di prevedere un idoneo intervallo dove essi stessi si vanno a collocare. Le pubblicazioni che presentano simulazioni agli elementi finiti sugli effetti meccanici della saldatura sono apparsi nei primi anni Settanta e correntemente le simulazioni sono usate per applicazioni dove gli aspetti di sicurezza sono molto importanti come installazioni spaziali o nucleari o quando ci si aspetta un ampio beneficio economico. Ci sono poi anche altre pubblicazioni che trattano l'analisi di cricche a caldo, meccanica della frattura, fatica, ecc.

E' importante osservare che le incertezze sulle proprietà del materiale o l'energia netta immessa nel bagno di fusione possono fare il successo della simulazione in larga misura dipendente dai risultati sperimentali.



(fig. 2.1: diversi campi di analisi)

Il processo di saldatura implica molti fenomeni interdipendenti: per esempio il comportamento del materiale dovuto ai cambiamenti microstrutturali dipende dalla storia di

temperatura e di deformazione. Ciò significa che bisogna considerare l'evoluzione microstrutturale nella modellazione del comportamento del materiale. I possibili legami sono mostrati nella figura 2.1 e spiegati nella tabella 2.1.

Legame	Commento
1	L'espansione termica dipende dalla microstruttura del materiale
	Il volume cambia a causa dei cambiamenti di fase
2	Il comportamento plastico del materiale dipende dalla struttura cristallina
	Il comportamento elastico del materiale dipende dalla struttura cristallina
3	La conducibilità termica ed il calore specifico dipendono dalla struttura cristallina
	Il calore latente dipende dai cambiamenti di fase
4	Le deformazioni cambiano le condizioni al contorno termiche
	Il calore è dovuto alla dissipazione plastica
5	L'evoluzione della microstruttura dipende dalla temperatura
6	L'evoluzione della microstruttura dipende dalla deformazione

(tab. 2.1: legami chimico-fisici dei fenomeni che avvengono nella saldatura)

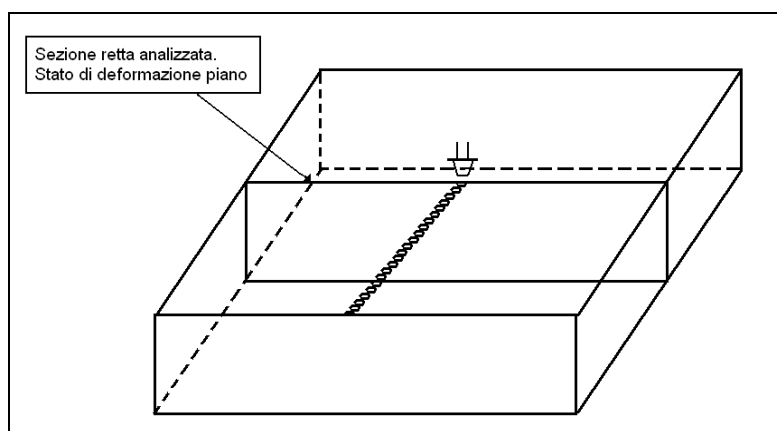
Nell'analisi termica si possono calcolare le dilatazioni termiche e il cambiamento di volume dovuto alle trasformazioni di fase. Tuttavia la maggior parte delle analisi prendono in considerazione solo l'espansione termica, ed esistono solo pochi approcci che includono gli effetti della microstruttura, cioè la dipendenza delle proprietà del materiale dalla storia del processo termico data la difficoltà di implementazione.

L'analisi termica e meccanica possono essere eseguite in maniera "sfalsata" (*staggered*) o contemporaneamente. L'approccio *staggered* è il più usato poiché permette di eseguire le due analisi indipendentemente: si esegue dapprima l'analisi termica per ogni passo di integrazione, avendo simulato la sorgente termica localizzata come carico di volume dato agli elementi che rappresentano il bagno di fusione, e si memorizzano le temperature così ottenute; poi si esegue l'analisi meccanica prendendo come carico di volume tutta la mappa termica ottenuta in precedenza all'istante corrispondente per ottenere il campo di deformazione e di tensione. Eseguendo l'analisi termica indipendentemente da quella meccanica, si suppone implicitamente che il campo di temperatura ad un certo istante non dipenda dalla situazione meccanica ad un istante precedente; ciò in generale non è vero poiché al variare delle velocità di raffreddamento del metallo fuso, per esempio, si possono avere strutture cristalline diverse con i loro propri parametri termici (calore specifico, densità e conducibilità) e che influiranno sulla storia seguente della saldatura; quindi, a rigore, le proprietà termiche da attribuire al materiale ad un certo istante dell'analisi termica

possono essere conosciute solo se si è già eseguita l'analisi meccanica fino a quell'istante che permette di conoscere il tipo di fase che si è venuta a formare. L'approccio corretto sarebbe quello di risolvere temperatura e spostamenti simultaneamente. Tale modo di procedere impone di comunicare ad ogni passo di soluzione le temperature dal modello termico a quello meccanico per mezzo di files con la necessaria uscita dal solutore, scrittura sul disco fisso e richiamo del modello meccanico. In effetti nel calcolo numerico della saldatura si adottano certe semplificazioni e molti di questi legami sono ignorati basandosi sul fatto che sono legami deboli. Ignorando la fisica del bagno di fusione, tutti i legami tra il flusso fluido ed il bagno di fusione vengono trascurati: e questo non ha effetti significativi sulla saldatura. Allo stesso modo altri legami deboli come la dipendenza della tensione dalla microstruttura e la dipendenza della deformazione dalle proprietà termiche sono spesso ignorati. Poiché l'effetto della deformazione sul flusso di calore viene ignorato, il fenomeno termo-meccanico totalmente accoppiato può essere diviso nelle due analisi separate che sono state menzionate sopra.

2.2.1 Considerazioni sui modelli piani

I primi modelli sono stati tuttavia modelli piani. Le tensioni residue longitudinali erano calcolate come se appartenessero ad una serie di strisce parallele e piane. Cioè la sezione retta perpendicolare alla direzione di saldatura era analizzata tramite modelli che ipotizzavano implicitamente uno stato di deformazione piana (fig. 2.2), e veniva trascurato anche il calore trasmesso nella direzione di saldatura come pure gli spostamenti nella direzione longitudinale. Nello stato di deformazione piana si assume che ogni quantità rimanga costante lungo lo spessore e lo stress normale al piano sia nullo.



(fig. 2.2: ipotesi di stato di deformazione piana)

In questa ipotesi la saldatura è divisa in sottili strisce perpendicolari al moto della sorgente e si assume che queste strisce non interagiscano l'un l'altra. Mentre il flusso di calore longitudinale non

è mai elevato, le interazioni di tensione longitudinali possono essere ampie. Le misurazioni sperimentali durante la saldatura hanno mostrato piccoli spostamenti longitudinali nella direzione di saldatura prima del passaggio della sorgente e spostamenti indietro un po' più ampi dopo che è passata. Inoltre la condizione di deformazione piana implica che la tensione residua longitudinale dopo il raffreddamento non è nulla. La troppo stringente condizione di vincolo longitudinale può essere alleviata usando una condizione di deformazione piana generalizzata. L'accordo tra questo ultimo caso e il modello tridimensionale può essere molto buono nel caso di strutture del tipo delle travi. Sono stati sviluppati anche modelli bidimensionali con stato di tensione piano per simulare per esempio le piastre sottili. In questo caso si ignora la tensione lungo lo spessore e si assume che la deformazione sia nel piano della piastra. Le simulazioni con modelli bidimensionali ancora sono presenti nelle varie pubblicazioni. Ciò è dovuto al fatto che in parte danno utili risultati ed inoltre le simulazioni 3D hanno bisogno di grandi potenze di calcolo.

I modelli bidimensionali permettono di ottenere risultati senz'altro apprezzabili. Comunque, sono da ricordare altri effetti di tali assunzioni sulle deformazioni. Per esempio un modello assialsimmetrico di un tubo con saldatura di una nervatura corrisponde ad una saldatura che avviene lungo tutta la circonferenza in un solo istante. Ciò comporta deformazioni maggiori nella direzione assiale di quelle realmente causate da una sorgente mobile di calore dove le zone più fredde di fronte e dietro l'arco sopportano questa deformazione meglio della regione vicina all'arco. Il modello assailsimmetrico avrà l'intera circonferenza ad alta temperatura per un breve periodo e si avranno deformazioni assiali maggiori di quelle reali.

2.3 FONDAMENTI TERMO-MECCANICI DELLA MODELLAZIONE DELLA SALDATURA

Il metodo agli elementi finiti è uno dei più accettati ed ampiamente usati strumenti per la soluzione di equazioni differenziali a derivate parziali che si ottengono quando si modellano vari fenomeni fisici e vari processi. Tale metodo era stato originariamente sviluppato per l'analisi strutturale ma ora è applicabile in tutti i campi dell'ingegneria e delle scienze applicate come la trasmissione di calore, la dinamica dei fluidi, le vibrazioni, l'elettromagnetismo.

La modellazione della deposizione di materiale nella saldatura è un fenomeno termo-meccanico accoppiato ed ampiamente non lineare. La sorgente di calore mobile produce uno sviluppo di calore localizzato ed elevati gradienti termici. La distribuzione di temperatura non uniforme determina distorsioni e tensioni termiche.

Per la formulazione del modello termico, l'equazione di base utilizzata è il primo principio della termodinamica che stabilisce la conservazione dell'energia: se applichiamo questo principio ad un volume di controllo infinitesimo, dV , l'equazione della conduzione del calore è rappresentata da:

$$\rho(T) \cdot c(T) \frac{\partial T(x, y, z, \tau)}{\partial \tau} = \vec{\nabla} \cdot \vec{q} + \dot{q}(x, y, z, \tau) \quad (2.1)$$

Ove q è il flusso di calore (per unità di area) che fluisce attraverso la superficie del volume dV e $\dot{q}(x, y, z, \tau)$ è il calore generato per unità di volume (τ è il tempo).

L'equazione costitutiva che collega il flusso di calore alla distribuzione di temperatura è la famosa legge di Fourier sulla conduzione termica:

$$\vec{q} = -K(T) \cdot \vec{\nabla} T(x, y, z, \tau) \quad (2.2)$$

Sostituendo la (2.2) nella (2.1) si ottiene:

$$\rho(T) \cdot c(T) \frac{\partial T(x, y, z, \tau)}{\partial \tau} + K(T) \nabla^2 T(x, y, z, \tau) = \dot{q}(x, y, z, \tau) \quad (2.3)$$

Applicando il secondo principio della dinamica, la somma di tutte le forze e momenti che agiscono sul corpo deve essere zero; matematicamente questo si scrive come (f_i sono le forze di volume):

$$\frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + f_i \quad (i = 1, 2, 3) \quad (2.4)$$

La relazione tensione deformazione scritta in termini delle costanti di Lamè è data da:

$$\sigma_{ij} = \delta_{ij} \lambda \varepsilon_{kk} + 2\mu \varepsilon_{ij} - \delta_{ij} (3\lambda + 2\mu) \alpha T \quad (2.5)$$

E la relazione spostamento-deformazione è data da:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.6)$$

Sostituendo la (2.5) e la (2.6) nella (2.4) e semplificando si ottiene:

$$\rho \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} = (\lambda + \mu) \frac{\partial \varepsilon_{kk}}{\partial x_i} + \mu \nabla^2 u_i - (3\lambda + 2\mu) \cdot \alpha \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + f_i \quad (2.7)$$

Il termine $(3\lambda + 2\mu) \alpha \left(\frac{\partial T}{\partial x_i} \right)$ nell'equazione (2.7) fornisce il legame tra la (2.2) e la (2.7). le temperature sono calcolate dall'equazione (2.2) e poi applicate come "body load" mediante il suddetto termine nella (2.7). Gli spostamenti così calcolati sono usati per ottenere le tensioni e le deformazioni usando le equazioni (2.5) e (2.6) rispettivamente.

Per arrivare alla formulazione idonea per gli elementi finiti, occorre riscrivere la (2.1) in forma esplicita per un materiale isotropo:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} \quad (2.8)$$

cioè in notazione matriciale:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \{L\}^T ([D] \cdot \{L\} \cdot T) + \dot{q} \quad (2.9)$$

dove:

$$L = \left\{ \frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y}, \frac{\partial}{\partial z} \right\}^T \quad D = \begin{pmatrix} K & 0 & 0 \\ 0 & K & 0 \\ 0 & 0 & K \end{pmatrix}$$

L è il vettore gradiente e D è la matrice di rigidità.

Adoperando le condizioni al contorno convettive sulla superficie che racchiude il volume infinitesimo dV si ottiene (T_B è la temperatura al contorno):

$$[\dot{Q}]^T \eta = h_f (T_B - T) \quad (2.10)$$

dove η è un versore perpendicolare alla superficie.

L'equazione differenziale (2.9) è integrata su tutto il volume di controllo usando le condizioni al contorno date dalla (2.10) e moltiplicando ambo i membri per l'incremento virtuale δT :

$$\int_V \left(\delta T \rho C \frac{\partial T}{\partial t} \right) dv + \int_V \left(\delta T \{L\}^T [D] \{L\} T \right) dv = \int_V \left(\delta T \dot{Q} \right) dv + \int_A \delta T h_f (T_B - T) dA \quad (2.11)$$

La temperatura per ogni elemento E è rappresentata da:

$$T = [N]^T \cdot \{T_E\} \quad \text{e} \quad \dot{T} = \frac{\partial T}{\partial t} = [N]^T \cdot \{\dot{T}_E\} \quad (2.12)$$

dove $\{T_E\}$ è il vettore delle temperature nodali e $[N]$ è il vettore delle funzioni di forma dell'elemento; inoltre:

$$B = [L] \cdot [N]^T \quad (2.13)$$

è la matrice delle derivate delle funzioni di forma.

Tenendo conto del fatto che:

$$\delta T = \{\delta T_E\}^T [N]$$

e che $\{T_E\}$, $\{\dot{T}_E\}$ e $\{\delta T_E\}$ sono quantità nodali e quindi non variano all'interno dell'elemento e possono essere rimosse dall'integrale, sostituendo la 2.12 e la 2.13 nella 2.11, si ottiene:

$$\rho \int_V \left(C [N] [N]^T \{\dot{T}_E\} \right) dv + \int_V \left([B]^T \cdot [D] \cdot [B] \cdot \{T_E\} \right) dv = \int_V [N] \dot{Q} dv + \int_A [N] h_f (T_B - [N]^T \cdot \{T_E\}) dA \quad (2.14)$$

L'equazione 2.14 si può scrivere in maniera compatta come

$$[C] \cdot \{\dot{T}_E\} + [K] \cdot \{T_E\} = \{F_E\} \quad (2.15)$$

Avendo posto

$$[C] = \rho \int_V \left(C \cdot [N] \cdot [N]^T \right) dv \quad \text{la matrice del calore specifico}$$

$$[K] = \int_V \left([B]^T \cdot [D] \cdot [B] \right) dv + \int_A h_f \cdot [N] \cdot [N]^T dA \quad \text{la matrice della conducibilità termica}$$

$$[F_E] = \int_V [N] \cdot \dot{Q} \cdot dv + \int_A h_f T_B \cdot [N] dA \quad \text{la matrice della convezione e della generazione}$$

di calore

L'equazione 2.15 è relativa all'elemento con il vettore $\{T_E\}$ che contiene le temperature nodali incognite. Si ottiene un sistema di equazioni assemblando le equazioni individuali per ogni elemento. Il sistema di equazioni è poi risolto usando tecniche di soluzione appropriate come per esempio il metodo di Newton-Raphson.

Come abbiamo già detto le temperature sono calcolate per la (2.2) e poi applicate come body loads nella (2.7). La forma idonea per gli elementi finiti della relazione (2.7) può essere ricavata usando il principio dei lavori virtuali. Una trattazione analoga (non riportata) a quella svolta sopra permette di arrivare ad una espressione del tipo:

$$[K_E] \cdot \{u\} - \{F_E^{th}\} = [M_E] \{\ddot{u}\} \quad (2.16)$$

dove

$$[K_E] = \int_V [B]^T [D] \cdot [B] \cdot dV \quad \text{è la matrice di rigidezza dell'elemento}$$

$$\{F_E^{th}\} = \int_V [B]^T [D] \cdot \{\varepsilon^{th}\} \cdot dV \quad \text{è il vettore dei carichi termici dell'elemento}$$

$$[M_E] = \rho \cdot \int_V [N]^T [N] \cdot dV \quad \text{è la matrice di massa dell'elemento}$$

il legame con il problema precedente è dato da $\varepsilon^{th} = \Delta T \alpha(T)$, dove a partire dalle temperature note dalla analisi precedente si ricava il vettore dei carichi termici dell'elemento. Si risolve il sistema di equazioni assemblando per tutti gli elementi le equazioni del tipo (2.16) e una volta che sia stato trovato il campo di spostamenti $\{u\}$ si può determinare il campo di deformazione totale dalla relazione $\{\varepsilon\} = [B] \{u\}$; inoltre attraverso la matrice $[D]$ si può risalire alle tensioni.

2.4 TECNICHE ADOTTATE NELLA MODELLAZIONE

Tra le varie strategie proposte nel corso di questi ultimi anni si ritiene opportuno concentrare l'attenzione su alcune tecniche che hanno riscosso maggiore successo e che sono state riprese da più autori: nel menzionarle si coglie l'occasione per evidenziare in maniera quasi dettagliata l'iter seguito dagli autori nella creazione del modello e le ipotesi fisiche che sono state considerate.

Un primo gruppo di simulazioni [23, 27, 28, 33, 39, 93] ha riguardato l'analisi dell'influenza delle saldature sulle ampie strutture. Espansione termica, mancanza delle tolleranze appropriate, variazione del gioco tra i lembi da saldare, posizione degli ancoraggi, possono tutti influire sulla qualità della saldatura. Per comprendere l'interazione tra la zona locale di fusione e la struttura circostante si sembra utile sottolineare in via preliminare i seguenti fatti generali:

- quando la struttura si raffredda dietro l'elettrodo che si sposta, il nuovo materiale che si deposita unisce le due parti precedentemente indipendenti, cambiando dunque la risposta della struttura alla seguente deposizione di altro materiale lungo il percorso di saldatura. Questo comportamento può essere simulato correttamente solo mediante l'uso di modelli 3D.
- l'effetto del riscaldamento e del raffreddamento sull'intera struttura durante la saldatura può introdurre ampie deformazioni elastiche che non possono essere previste quando si esamina solo la zona di fusione. Queste distorsioni sono fortemente dipendenti dalla geometria della struttura e influenzano pesantemente lo stato finale di distorsione e di tensione residuo sia nella zona di saldatura che nel resto della struttura.
- Dato il potenzialmente ampio accoppiamento tra la saldatura e il resto della struttura, parti della medesima possono subire grandi spostamenti relativi, particolarmente durante il riscaldamento iniziale della prima passata. Gli ampi spostamenti sono un esempio dei particolari problemi a cui si va incontro nell'analisi numerica della saldatura in grandi strutture: queste deformazioni possono essere abbastanza ampie da invalidare il disaccoppiamento dell'analisi termica e meccanica: poiché l'analisi termica basata sulla configurazione indeformata originale non è più applicabile alla configurazione deformata.

2.4.1 Tecnica "birth and death"

Tale tecnica si utilizza per simulare la saldatura, indipendentemente dalla dimensionalità del modello. La deposizione del materiale d'apporto è modellata con questa tecnica che è disponibile ormai in quasi tutti i codici commerciali di calcolo.

Ciò significa che per ottenere un effetto di "element death" il programma non rimuove nel generico istante di calcolo gli elementi "killed". Invece si opera una sorta di disattivazione di essi moltiplicando la loro rigidezza (o conducibilità, oppure altre analoghe quantità) per un fattore di riduzione (per esempio $1.0E-6$). I carichi associati agli elementi disattivati sono annullati e non entrano nel vettore dei carichi. Allo stesso modo la massa, lo smorzamento, il calore specifico ed altre quantità simili sono poste pari a zero per gli elementi disattivati. La massa e l'energia degli elementi disattivati non sono incluse nella somma dell'intero modello; la deformazione di un elemento è posta pari a zero appena l'elemento è "killed". Allo stesso modo, quando gli elementi risultano "born" non sono attualmente aggiunti al modello, semplicemente sono riattivati. Quando un elemento è riattivato la sua rigidezza, massa, carichi sull'elemento, ecc. ritornano ai loro pieni valori originali.

Nella fattispecie gli elementi del materiale saldato sono disattivati all'inizio del riscaldamento e riattivati alla temperatura di fusione del metallo e lasciati raffreddare dopo che l'elettrodo passa su ciascun elemento di saldatura. La geometria della struttura saldata è modellata in due parti: la zona locale di saldatura e il resto della struttura (a volte denominata "campo lontano" di temperatura).

Per quanto concerne il comportamento del materiale, si modellano sia il metallo base che il cordone depositato di saldatura come solidi continui con proprietà dipendenti dalla temperatura. La conducibilità termica, il calore specifico e il coefficienti di scambio convettivo sono immessi in funzione della temperatura, in genere non si considerano effetti dipendenti dalla velocità.

Il trasferimento di calore dall'elettrodo al metallo base è modellato con un flusso di calore superficiale e/o volumetrico sugli elementi che rappresentano il cordone. La potenza netta immessa è dedotta a partire dalla potenza utilizzata e dall'efficienza dell'arco. La distribuzione di potenza è generalmente assunta essere una curva Gaussiana.

Il rilascio o l'assorbimento di calore a cavallo della solidificazione o della fusione è incluso attraverso specifiche routines contenute in alcuni codici che tengono conto del calore latente (per es. ABAQUS) oppure dichiarando la funzione entalpia come si vedrà meglio in seguito (ad es. ANSYS) oppure considerando un surplus di calore specifico. A volte si riesce a considerare anche il calore latente associato ai cambiamenti di fase solido-solido anche se siano molto più piccoli di quelli associati ai cambiamenti liquido-solido.

Le perdite di calore al contorno sono modellate con la convezione e la radiazione. Per la prima si segue la legge di Newton con il coefficiente di scambio convettivo dato in funzione della conducibilità termica e del numero di Nusselt. L'irraggiamento è modellato con la relazione usuale di Boltzmann.

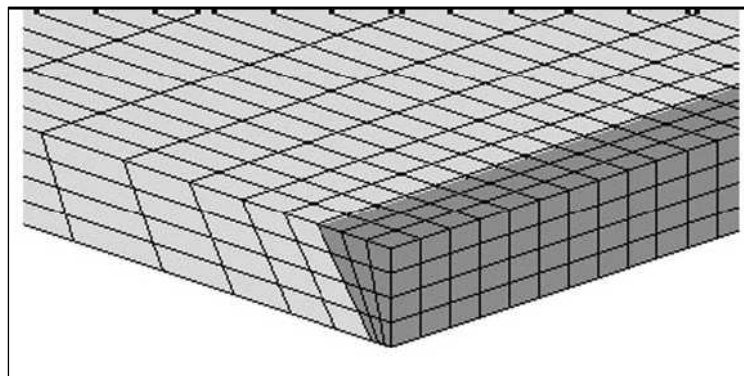
Per quanto riguarda l'analisi meccanica, il materiale è modellato come elastico-plastico con incrudimento isotropo. Le proprietà del materiale sono assunte essere dipendenti dalla temperatura e includono il modulo di Young, lo snervamento, l'incrudimento e il coefficiente di espansione termica. Si attribuiscono piccoli valori, ma finiti, al modulo di Young e alla tensione di snervamento alle alte temperature per evitare difficoltà di convergenza numerica.

La deposizione di materiale è modellata, come è stato detto in precedenza, riattivando gli elementi che sono stati disattivati all'inizio dell'analisi. La procedura di attivazione nell'analisi meccanica deforma gli elementi disattivati a partire dalla posizione originale se si abilitano le ampie deformazioni per gli elementi: il che significa instaurare un campo di deformazione per gli elementi riattivati dato dalla compatibilità con le parti adiacenti della struttura che produce un debole stato tensionale (dati i bassi valori di rigidità alle alte temperature); vedremo in seguito che ciò non può

essere eseguito per un fatto di conservazione della massa: quindi gli elementi vengono riattivati secondo la configurazione indeformata e sono dunque all'inizio del rispettivo load step “*strain free*” [44, 48, 93,114, 118].

Gli effetti dipendenti dalla velocità in genere non sono considerati in questa analisi poiché pochi modelli costitutivi alle alte temperature esistono per i materiali interessati alla saldatura. Sebbene gli esperimenti indichino che la pressione del plasma sul metallo base influisca sulla forma del bagno di fusione, in genere non si considera nell'analisi anche perché l'effetto della pressione del plasma sulla deformazione dell'intera struttura è modesto.

Nella figura 2.3 si vede un esempio della disposizione degli elementi nel caso di una semplice piastra con bordo preparato e gli elementi deputati a rappresentare il cordone con la tecnica sopradetta.

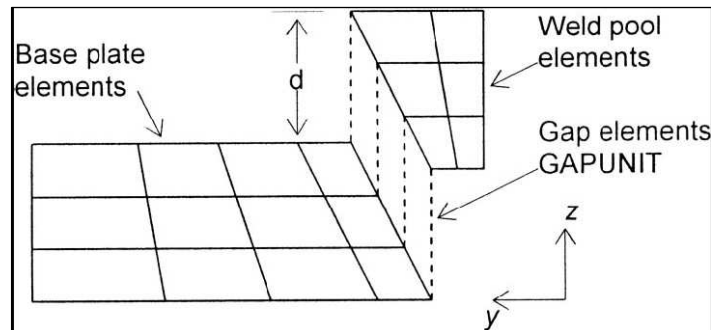


(fig.2.3: mesh di una piastra e del bagno di fusione)

2.4.2 Tecnica “element movement”

Uno sviluppo del procedimento *birth and death* nato dall’esigenza di superare le difficoltà connesse con i tempi di calcolo è la tecnica del movimento degli elementi.

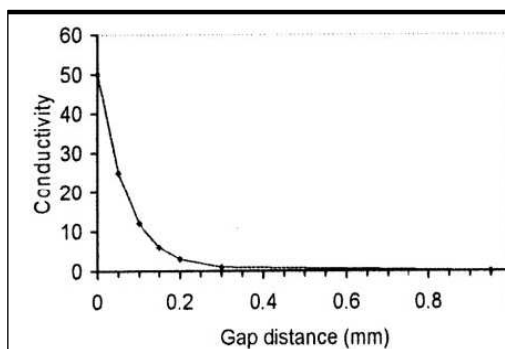
La mesh del modello è simile a quella descritta precedentemente: comunque gli elementi del bagno di fusione sono separati da quelli della piastra base così da essere liberi di muoversi. Si parametrizza la mesh in entrambe le parti per essere in grado di manipolare i nodi lungo un certo percorso o su un certo piano su entrambe le parti. Per imporre il graduale trasferimento di calore la parte del bagno di fusione è traslata nella direzione z (fig. 2.4) ad una certa distanza dal metallo base.



(fig. 2.4: schema del metallo base e del bagno di fusione)

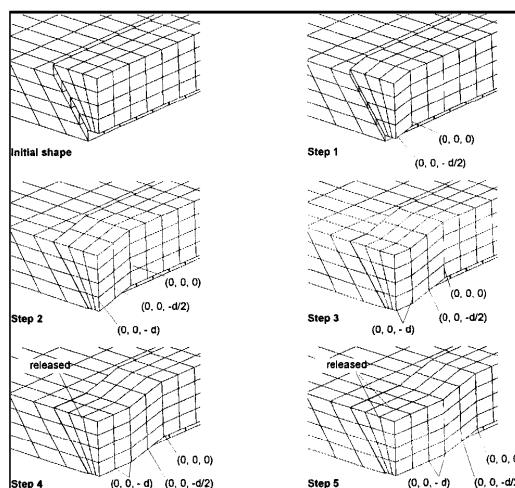
In questo modo l’interazione termica e strutturale tra le due parti è resa dipendente dalla distanza d tra di essi. Poiché il bagno di saldatura e il metallo base sono separati è necessaria l’introduzione degli elementi gap capaci di simulare il contatto termico e strutturale; gli elementi gap sono usati tra le due parti per tenere conto dell’interazione unendo i nodi adiacenti. Questi link sono elementi a due nodi modellati in modo tale da permettere la trasmissione del calore tra i nodi del bagno di saldatura e i nodi adiacenti della piastra base: ciò implica che la mesh delle superfici adiacenti sia la stessa; agli elementi gap è assegnata una opportuna conducibilità termica (quella a temperatura ambiente). Per evitare di trasmettere il calore dal bagno di saldatura al metallo base prima che avvenga la deposizione la conducibilità termica degli elementi gap è dapprima posta uguale a zero. Comunque poiché il metallo base è a temperatura ambiente e il bagno di saldatura è alla temperatura di fusione, la conducibilità termica non può essere posta pari al valore massimo proprio nell’istante del contatto poiché ci saranno punti coincidenti che hanno temperature fortemente diverse (ciò che può creare problemi nell’avanzamento dell’analisi). Dunque (fig. 2.5), la conducibilità termica degli elementi di contatto aumenta gradualmente dal valore iniziale pari a zero per un certo gap al massimo valore quando avviene il contatto.

In questo modo quando gli elementi del bagno di saldatura raggiungono quelli del metallo base, le temperature dei due nodi coincidenti diventano approssimativamente uguali. Questa interazione tiene conto del calore perso dal metallo fuso verso il metallo base quando cade nel bagno di saldatura. Aumentando il valore della conduttività nell'intervallo prima del contatto, si aumenta il calore trasferito dalla sorgente alla piastra base direttamente. Modulando questa variabile si può simulare la saldatura ad arco, oppure la saldatura con gas protettivo dove un po' di calore non passa per il materiale di riempimento ed è applicato direttamente al metallo base.



(fig. 2.5: andamento della conducibilità termica in funzione del gap)

Quando si modella il movimento degli elementi (fig. 2.6), i nodi che giacciono sullo stesso piano verticale si muovono insieme applicando gli spostamenti pari al gioco iniziale. I nodi che si dovranno muovere nel successivo passo sono tenuti in posizione per non permettere nessuna deformazione nella rimanente porzione del bagno di fusione. In questo caso gli elementi formati dai nodi che si muovono verso la piastra base ed il prossimo gruppo di nodi subiscono una leggera deformazione. Poi il gruppo di nodi che ha già raggiunto la piastra base è tenuto in posizione finché

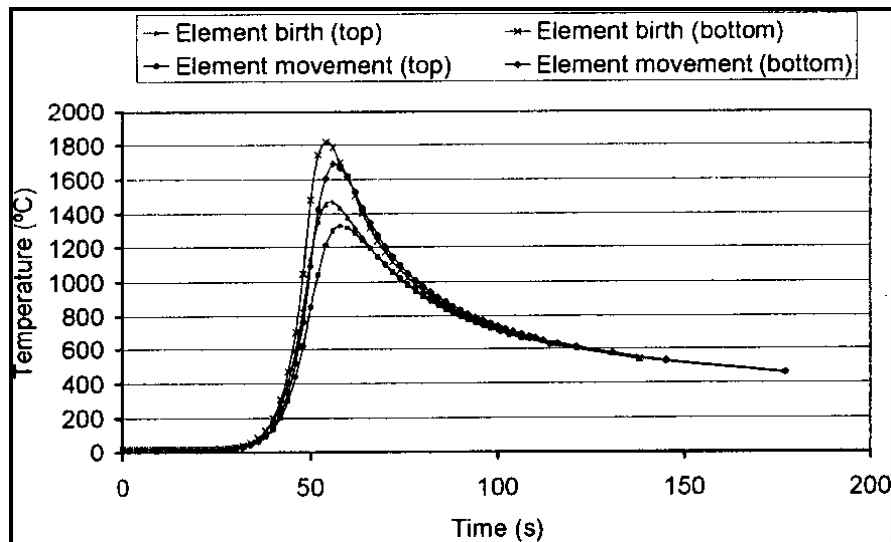


(fig. 2.6: passi successivi della tecnica del movimento degli elementi)

è raggiunto dal gruppo seguente: in questo modo la deformazione negli elementi traslati tende a zero. Quando è abbassato il secondo gruppo di nodi, il primo si deforma liberamente senza essere affetto dalla deformazione precedentemente generata negli elementi vicini. Quando i nodi del bagno

di fusione raggiungono la piastra base, una “coupling equation” è attivata tra i nodi coincidenti di entrambe le parti per simulare il processo di fusione.

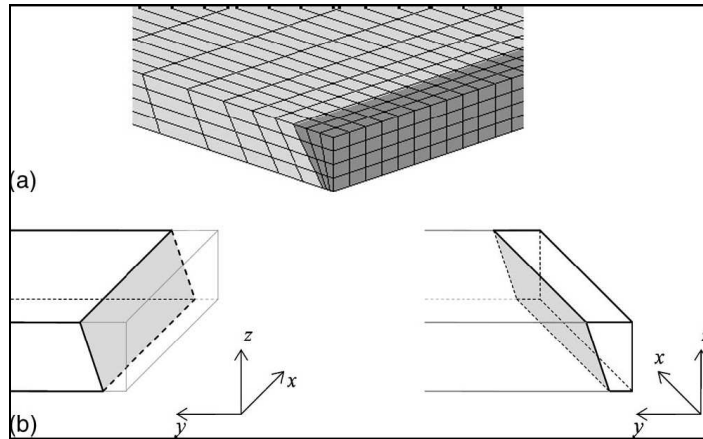
I risultati ottenuti con la tecnica del movimento degli elementi è in buon accordo con quella “element birth” come si vede dalla fig. 2.7 presa da [56, 59] per uno stesso modello risolto con le due tecniche: si nota soltanto una piccola riduzione del picco usando il movimento degli elementi causato dal flusso di calore più graduale dal cordone al metallo base.



(fig. 2.7: storia di temperatura ottenuta con i due metodi)

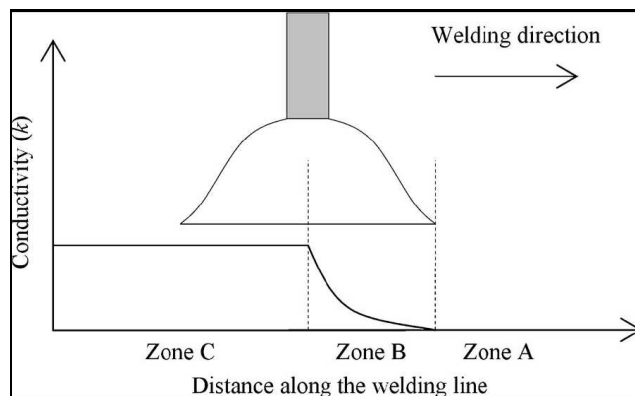
2.4.3 Tecnica “element interaction”

La tecnica, di cui abbiamo parlato al paragrafo precedente, è interessante dal punto di vista metodologico ma mostra alcune lacune: innanzitutto ci possono essere problemi nell’assegnare le condizioni al contorno. Inoltre nel “meschiare” una sezione triangolare del cordone o qualunque altra forma che non può essere divisa in esadri regolari può risultare molto difficile dividere il cordone in strisce regolari che si possano muovere una dopo l’altra verso il metallo base e tali anche da far coincidere i nodi del cordone di saldatura e del metallo base. Il successivo sviluppo di questa tecnica è rendere il procedimento indipendente dalla mesh delle superfici a contatto. Questo può essere fatto usando gli elementi di contatto superficiali al posto di quelli nodo-nodo (fig. 2.8).



(fig.2. 8: mesh del metallo base e del cordone e schema delle superfici a contatto)

L'interazione tra i due corpi è governata dagli elementi di contatto superficiali con capacità termiche e strutturali. Nella tecnica del movimento degli elementi l'essenza del metodo è il graduale incremento della conducibilità tra due corpi per evitare elevati gradienti di temperatura improvvisi. In questo caso la conduttanza tra le superfici può essere impostata in funzione del tempo (fig. 2.9).



(fig. 2.9: variazione della conducibilità in funzione della posizione della torcia)

All'inizio della saldatura tutti i punti di contatto sono nella zona A dove la conducibilità è posta pari a zero. Quando la sorgente di calore si muove lungo la linea di saldatura, i punti di contatto cominciano ad essere interessati dalla zona B dove la conducibilità aumenta gradualmente a partire da zero con piccola pendenza. Lo scopo del graduale incremento nella pendenza della curva è evitare una improvvisa ed elevata quantità di calore quando la conducibilità comincia ad aumentare. La conducibilità raggiunge il massimo livello al centro della sorgente di calore. I punti di contatto quando la sorgente li ha già investiti, saranno interessati dalla zona C dove la conducibilità rimane costante. I risultati che si ottengono sono in buon accordo con quelli ottenuti con la tecnica del movimento degli elementi [71].

2.4.4 Modellazione dei fenomeni metallurgici

Nonostante si tenga conto della dipendenza delle proprietà del materiale dalla temperatura, questa è in realtà una semplificazione che non è appropriata per gli acciai date le sue pronunciate trasformazioni di fase. Questo rende le proprietà del materiale dipendenti anche dalla storia di temperatura. Il metodo usato in [147] tiene conto della dipendenza dalla temperatura delle proprietà del materiale per calcolare l'evoluzione microstrutturale ed assegnare proprietà dipendenti dalla temperatura a ciascuna fase. Le proprietà della fase sono combinate linearmente per ottenere quelle macroscopiche del materiale. Sappiamo bene che l'austenite si forma durante il riscaldamento a temperature elevate e si decompone durante il raffreddamento formando ferrite che può essere seguita da perlite, bainite e martensite. Queste trasformazioni di fase comportano cambiamenti delle proprietà del materiale, calori latenti, cambiamenti di volume, ecc. Questo influisce sull'analisi termica e meccanica. L'evoluzione microstrutturale è calcolata a partire dalla storia termica. Note le proprietà di ciascuna fase queste vengono combinate linearmente secondo una formula generale valida per le differenti fasi:

$$Y(T, t) = \sum_i X_i(T, t) Y_i(T)$$

dove:

i = austenite, ferrite, perlite, bainite, martensite

X_i = frazione in volume della fase i

Y_i = proprietà del materiale della fase i

Y = macro-proprietà

Le proprietà del materiale calcolate in questo modo sono il calore specifico, la conducibilità termica, il modulo elastico, il limite di snervamento, il modulo di incrudimento, il coefficiente di espansione termica e il coefficiente di Poisson. Le proprietà materiali di ciascuna fase sono state prese dalla letteratura. Questa regola di combinazione lineare è stata usata per le piastre e per il materiale di saldatura. I dati erano disponibili per un certo intervallo di temperatura: oltre sono stati estrapolati. Siccome oltre la temperatura A_3 esiste solo l'austenite, oltre questo valore non sono necessari i valori relativi a ferrite, perlite, bainite e martensite. Una temperatura di soglia di 1100°C è stata usata nella simulazione. Ciò significa che, quando la temperatura istantanea era oltre questo valore di cutoff, le proprietà del materiale corrispondenti a questo valore limite sono state mantenute costanti per le temperature superiori. Però in letteratura è riportato spesso che l'influenza delle proprietà alle alte temperature sulle tensioni residue risulta sempre essere bassa. È stato considerato il calore latente nel passaggio di fase dalla austenite alle altre forme cristallografiche. In

questo caso il modello è 2-D, dunque è trascurata la trasmissione di calore lungo la saldatura e si assume uno stato di deformazione piano. I risultati sono in buon accordo con le misure (tensioni residue) anche se ci sono alcune incertezze con l'accuratezza della misura.

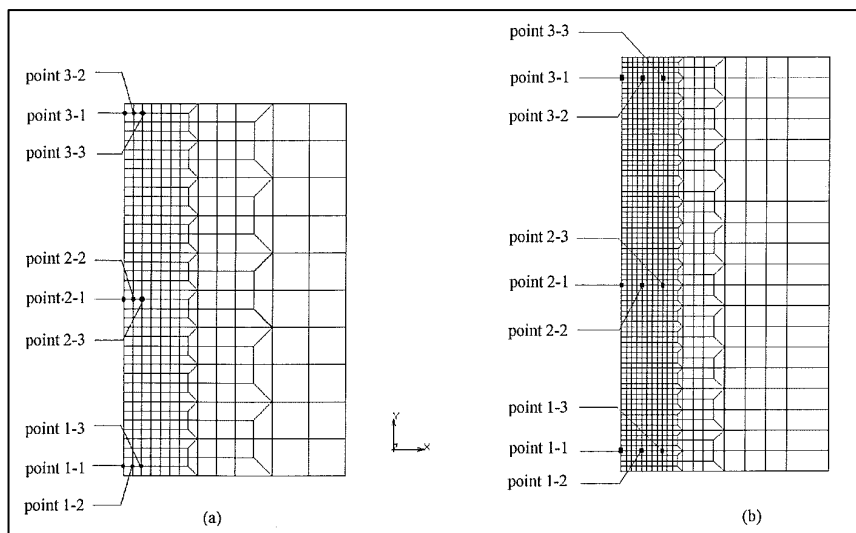
A tal proposito è utile menzionare il codice di calcolo denominato SYSWELD che è stato prodotto proprio per simulare la saldatura. Questo codice di calcolo ha come caratteristica principale proprio la idoneità a modellare i cambiamenti metallurgici e la cinetica delle transizioni di fase che influenzano le tensioni e le deformazioni residue. I diversi parametri del modello da costruire sono derivati da opportuni aggiustamenti dei diagrammi CCT (continuous cooling time-temperature-transformation). In questo modo si può tenere conto nella simulazione dell'influenza della grandezza del grano austenitico (unico componente presente alle alte temperature) sulla transizione di fase durante il raffreddamento. Tutti i concetti che sono stati esposti sopra in questo paragrafo, sono rigorosamente implementati in questo pacchetto software.

2.4.5 Tecnica della mesh adattiva

Per ridurre i tempi di calcolo connessi con i modelli 3D che hanno un numero di gradi di libertà molto elevato, si è proposta anche una particolare tecnica della mesh adattiva. Poiché la saldatura è caratterizzata dal moto di una zona non lineare, relativamente piccola, che viaggia in un più ampio oggetto elastico, la zona non lineare rappresenta le regioni di alta temperatura dove sono concentrate sia le deformazioni non lineari che gli elevati gradienti di temperatura. Il tentativo riportato in [55] è quello di sfruttare questa peculiarità per semplificare il modello. La procedura di generazione della mesh adattiva consiste nel dividere un elemento e legare internamente i nodi per assicurare la corretta "cucitura" del modello. Per la suddivisione si verifica se l'elemento è incluso in una certa area rettangolare. Si immagina un'area di opportune dimensioni che viaggia solidalmente alla sorgente di calore. Tutti gli elementi che sono nell'area sono suddivisi automaticamente ad ogni time-step. Il livello di suddivisione può essere controllato: in questo caso si dividono i lati di ciascun elemento in 4 parti in modo che l'elemento originale risulti diviso in 64 parti nella simulazione 3D. tutte le condizioni al contorno sono trasferite dalla mesh originale alla nuova mesh.

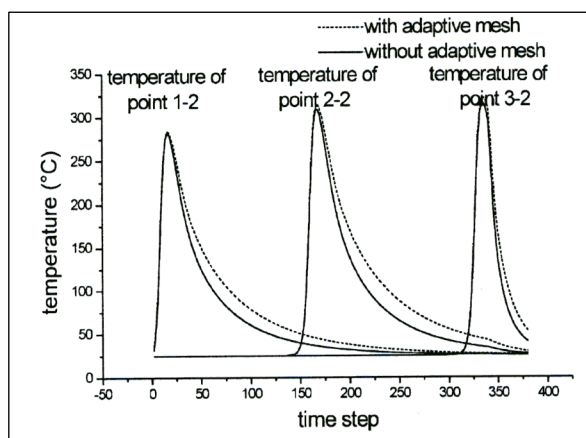
La mesh adattiva è implementata in tre passi. Dapprima una analisi incrementale produce la supposta area che si muove alla velocità predefinita. Poi la vecchia mesh è adattata alla nuova basata sul criterio degli elementi contenuti nell'area. In questa fase, tutti gli elementi che cadono nella "scatola" mobile sono divisi automaticamente. Contemporaneamente alcuni elementi già suddivisi stanno lasciando la scatola, e questi elementi sono stati già ristabiliti con la mesh più

grossolana. Terzo, le variabili di campo risultanti dall'analisi al passo precedente sono mappate sulla nuova mesh. La analisi seguente continua usando come condizioni iniziali quelle specificate da questi valori variabili interpolati dalla precedente analisi (fig. 2.10).



(fig. 2.10: (a) mesh originale della tecnica adattiva; (b) mesh senza la tecnica adattiva)

I gruppi di punti evidenziati sono stati scelti per confrontare i risultati: per esempio per i tre punti immediatamente vicini alla linea di simmetria si ottiene (fig. 2.11):



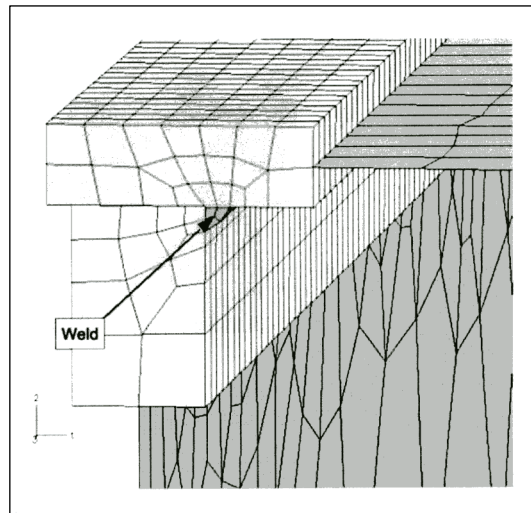
(fig.2.11: andamento della temperatura nei due casi (a) e (b))

Le distribuzioni di temperatura nei due casi sono quasi le stesse durante la fase iniziale, mentre c'è una piccola discrepanza quando la temperatura diminuisce. Ciò a testimoniare della accettabilità del risultato con tempo di calcolo ridotto a circa un terzo.

2.4.6 Ultimi sviluppi con ABAQUS

Questo tipo di simulazione adopera allo stesso modo un metodo accoppiato sequenziale. Al solito le temperature ottenute nel primo passo sono esportate nel modello strutturale. Il modello è costruito usando elementi solidi ed elementi shell (fig. 2.12).

Nella zona di saldatura è usata una rappresentazione solida per assicurare una maggiore accuratezza nella riproduzione degli elevati gradienti termici ottenuti in soluzione. Le regioni lontane dalla zona di saldatura, dove i gradienti termici non sono così severi, sono modellate con elementi shell per ridurre la grandezza globale del modello. La transizione tra la regione shell e quella solida è ottenuta usando elementi di contatto “tied” per l’analisi termica e una “constraint equation” per l’analisi strutturale.



(fig. 2.12: mesh ottimizzata in abaqus)

L’esame termico esegue un’analisi transitoria di trasmissione del calore e si avvale di tre subroutines che sono attivate per calcolare la distribuzione del flusso termico:

DFLUX che è usata per modellare la sorgente di calore come flusso concentrato viaggiante lungo la linea di saldatura;

GAPCON che è usata per attivare la conduzione di calore tra il metallo di saldatura depositato ed il metallo base dopo che la sorgente è passata in una data zona;

FILM che è simile a GAPCON nella funzionalità ma usata per attivare i coefficienti di scambio convettivo per simulare le zone di raffreddamento dopo il passaggio della torcia.

L’analisi meccanica usa i risultati di temperatura come carichi per ottenere le deformazioni e le tensioni indotte nella regione di saldatura durante il transitorio di raffreddamento. Per prevenire i

moti rigidi sono applicate le opportune condizioni al contorno e sono bloccati gli spostamenti dei nodi degli elementi quando sono “death”

In conclusione la versione standard di ABAQUS fornisce un insieme di strumenti generali e flessibili che permettono la previsione delle tensioni residue e la forma finale dei componenti saldati.

2.4.7 Metodo degli “inherent strains”

Un procedimento che ha riscosso un certo successo nella modellazione della saldatura è quello dato dalla valutazione degli stress residui mediante il metodo degli inherent strains. In bibliografia è riportato un intero gruppo di pubblicazioni relative a questo argomento[1-10]. Tale metodo nasce soprattutto per chi ha la necessità di eseguire molte simulazioni di saldatura non necessariamente simili ma riconducibili a geometrie di frequente impiego per es. nell’industria automobilistica.

L’analisi secondo il metodo “inherent strains” parte dall’assunzione che, quando si induce uno stato tensionale in un corpo senza l’azione di carichi esterni, lo stato di tensione risulta essere autoequilibrato e dunque la sorgente delle tensioni residue deve esistere all’interno del corpo. Questa sorgente è un campo di deformazioni che è chiamato “inherent strains”. Nel caso dei giunti saldati la sorgente delle tensioni residue è la deformazione plastica. Si può scrivere la relazione tra il vettore degli “inherent strains” $\{\varepsilon^*\}$, delle deformazioni elastiche $\{\varepsilon^e\}$ e delle tensioni residue $\{\sigma\}$ che si verificano in ogni punto di un corpo elastico:

$$\{\sigma\} = [D] \cdot \{\varepsilon^e\} = [D] \cdot [H^*] \cdot \{\varepsilon^*\} \quad (2.17)$$

dove la matrice [D] rappresenta il legame elastico tra le tensioni e le deformazioni; la matrice [H*] collega il campo globale degli inherent strains al campo globale delle deformazioni elastiche e dipende dalla forma del componente e dalle condizioni al contorno e sarà definita di volta in volta.

Gli inherent strains possono essere stimati a partire dal valore osservato della deformazione elastica nel seguente modo. Per misurare la deformazione elastica indotta in un elemento strutturale, c’è bisogno del maggior numero possibile di misure di deformazione che si ottengono tagliando l’elemento strutturale e misurando le deformazioni rilasciate. In relazione agli errori che possono risultare dalle misure delle deformazioni, l’equazione relativa è:

$$\{\varepsilon_m^e\} - [H^*] \{\varepsilon_i^*\} = \{r\} \quad (2.18)$$

dove $\{\boldsymbol{\varepsilon}_i^*\}$ è il valore più probabile, $\{\boldsymbol{\varepsilon}_m^e\}$ sono le deformazioni elastiche rilasciate dopo il taglio e misurate, ed $\{\boldsymbol{r}\}$ è il residuo. Il valore più probabile $\{\boldsymbol{\varepsilon}_i^*\}$ può essere determinato dalla condizione che minimizza la somma dei quadrati dei residui $\{\boldsymbol{r}\}$ cioè dato da:

$$\{\boldsymbol{\varepsilon}_i^*\} = \left([\boldsymbol{H}^*]^T [\boldsymbol{H}^*] \right)^{-1} \cdot [\boldsymbol{H}^*]^T \{\boldsymbol{\varepsilon}_m^e\} \quad (2.19)$$

Il valore più probabile $\{\boldsymbol{\varepsilon}_i^*\}$ così trovato può essere sostituito nella (2.17) per ottenere la tensione residua in ogni posizione dell'elemento considerato.

Per utilizzare questa analisi si tratta di misurare le deformazioni residue da un mock-up sperimentale e poi calcolare gli inherent strains a mezzo della 2.19 a partire dai valori misurati. Ma produrre questi mock-up e misurare le deformazioni richiede molto tempo ed è costoso in particolar modo per le saldature eseguite su strutture complicate. Per superare queste difficoltà, si considerano opportune semplificazioni nella distribuzione degli inherent strains. Se quest'ultima è già nota, questo approccio è utile poiché le tensioni residue possono essere valutate a partire da un calcolo solo elastico. Gli inherent strains in strutture complicate possono essere dedotte dagli inherent strains relativi alle geometrie più semplici. Per forme semplici si intende quella delle piastre saldate di testa, tubi saldati testa a testa, giunzioni a T, ecc.

Per capire come funziona nella pratica la valutazione delle tensioni residue basta pensare ad un piccolo concio che è stato tagliato dal pezzo in esame. Le tensioni residue nel piccolo pezzo sono fisicamente rilasciate dopo il taglio. La tensione residua è annullata e si rilascia una deformazione elastica che è ottenuta come differenza tra prima e dopo il taglio (dal punto rappresentativo dello stato finale nel diagramma σ - ε si arriva a tensione nulla con un tratto lineare). All'inizio si mettono gli estensimetri sulla superficie interna ed esterna della giunzione (per es. tubo saldato testa a testa). Dopo si taglia la zona sottostante agli estensimetri in piccoli cubi. Le tensioni residue nei piccoli pezzi vengono rilasciate a seguito dei tagli e si possono misurare le deformazioni assiali e circonferenziali (per es.). Le tensioni assiale (σ_z) e circonferenziale (σ_θ) residua possono essere ottenute dalle seguenti equazioni usando i valori di deformazione misurati:

$$\sigma_z = -\frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_z + \nu \varepsilon_\theta)$$

$$\sigma_\theta = -\frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_\theta + \nu \varepsilon_z)$$

Questo metodo può essere applicato anche a partire dal calcolo agli elementi finiti termo-elasto-plastico. Una volta che sono noti gli inherent strains a partire dall'analisi termo-elasto-plastica del modello completo 3D, si può eseguire una sola analisi FEM elastica: in questi caso è necessario solo poco tempo per il calcolo per completare la simulazione anche per una struttura complessa. Inoltre si usano solo il modulo elastico ed il coefficiente di Poisson a temperatura ambiente, e le proprietà del materiale dipendenti dalla temperatura non sono necessarie. Per esempio nel caso delle piastre sottile saldate testa a testa [10], si considerano solo le distorsioni date da: il restringimento longitudinale (δ_x), quello trasversale (δ_y), la flessione longitudinale (θ_x) e la flessione trasversale (distorsione angolare θ_y). Queste quattro componenti di deformazione fondamentali sono anche chiamate *inherent deformations*. Secondo i risultati numerici ottenuti dall'analisi FEM termo-elasto-plastica da un modello 3D, queste quattro componenti nella sezione retta della giunzione possono essere calcolate usando le seguenti equazioni:

$$\delta_x = \frac{1}{h} \int \varepsilon_x^p dydz$$

$$\delta_y = \frac{1}{h} \int \varepsilon_y^p dydz$$

$$\theta_x = \frac{12}{h^3} \int \varepsilon_x^p (z - h/2) dydz$$

$$\theta_y = \frac{12}{h^3} \int \varepsilon_y^p (z - h/2) dydz$$

dove ε_x^p è la deformazione plastica longitudinale (nella direzione di saldatura), ε_y^p è la deformazione plastica nella direzione trasversale, h è lo spessore della piastra e z la coordinata nella direzione dello spessore. A questo punto se si realizza un modello FEM 2D di piastra sottile: si possono scrivere in maniera semplificata le deformazioni totali come somma delle deformazioni nel piano medio della piastra e della deformazioni flessionali. Si possono poi prendere i valori delle inherent deformations ottenuti dal modello 3D ed assegnarli alle corrispondenti componenti di deformazione relative al modello piano: cioè il restringimento longitudinale trasformato nella componente di deformazione in piano nella direzione longitudinale, il restringimento trasversale può essere cambiato nella componente di deformazione in piano nella direzione trasversale, ecc. Queste componenti di inherent strains sono introdotte nel modello FEM 2D elastico come deformazioni iniziali e la distorsione di saldatura totale può essere stimata a partire da questi valori.

L'idea è come quella relativa alla valutazione del rilascio delle deformazioni a partire dai provini ricavati dalla giunzione. In quel caso si voleva costruire un database a partire dai dati sperimentali relativo a geometrie semplici che possa poi essere usato tutte le volte che si presentano geometrie riconducibili a quelle sperimentate per eseguire in poco tempo un calcolo soltanto elastico per la valutazione delle tensioni residue. In quest'ultimo caso il ruolo del database di dati sperimentali di geometrie semplici è svolto da un modello FEM 3D che consente una volta per tutte la individuazione preliminare delle inherent deformations da applicare in tutti i casi di modello 2D dove è necessario una analisi rapida delle tensioni residue.

Questa rapida digressione è servita a evidenziare gli aspetti salienti del lavoro che è riportato in letteratura relativamente alla simulazione della saldatura.

Nei successivi capitoli verrà esposto il lavoro propriamente svolto dal candidato relativamente alla modellazione numerica ed al riscontro sperimentale.

CAPITOLO 3

SVILUPPO DEI MODELLI FEM DI SALDATURA LASER E TIG.

3.1 GENERALITÀ

Le digressioni riportate nei capitoli precedenti sono servite come preparazione per affrontare il vero scopo del presente lavoro e cioè quello di poter simulare numericamente il processo di saldatura laser e/o TIG, al fine di prevedere le deformazioni finali del giunto. Per questo scopo si è voluto adoperare il metodo agli elementi finiti per i vantaggi che abbiamo cercato di delineare precedentemente; a tal fine per una corretta riproduzione del fenomeno fisico si richiede:

- una esatta definizione delle proprietà del materiale;
- una fedele riproduzione delle condizioni di vincolo a cui sono sottoposte le parti da unire;
- una valida simulazione della generazione di calore prodotto dalla sorgente;
- una corretta simulazione delle condizioni al contorno date dagli scambi di calore convettivi e per irraggiamento.

Il numero di fenomeni fisici implicati nella saldatura è rilevante ed inoltre alcuni di essi sono difficili da modellare perché si porterebbero in conto aspetti microscopici (grandezza caratteristica della cella elementare del reticolo cristallino) che non rientrano negli obiettivi peculiari della discretizzazione. Quindi la modellazione che si vuole produrre è per sua natura incompleta non potendo considerare tutti i delicati aspetti di scambio termico, transizione di fase, turbolenza del bagno di fusione, deformazioni indotte dal cambiamento di fase solido-solido, comportamento del materiale in campo plastico ecc.

Tuttavia lo scopo del presente lavoro è quello di arrivare ad un modello matematico che abbia un significato “ingegneristico”: ossia trascurare i dettagli fenomenici e modellare solo gli aspetti che permettono al modello matematico di riprodurre almeno l’ordine di grandezza delle caratteristiche fisiche che si vogliono prevedere (temperature finali e deformazioni residue).

L’ intento è quindi quello di trovare un giusto equilibrio tra l’esigenza di attendibilità dei risultati richiesta al modello matematico, con l’introduzione del maggior numero possibile di aspetti fisici sia in sede di progettazione che di verifica, e l’opposta necessità di non introdurre

semplificazioni troppo grossolane tali da inserire errori concettuali che possono poi risultare mascherati e/o compensati.

Ormai da alcuni anni è possibile introdurre nel modello matematico alcune peculiarità del problema che all'inizio della storia dei metodi numerici sembrava impossibile riuscire a simulare: è quindi possibile con la tecnica cosiddetta "*birth and death*" simulare dapprima le parti separate mettendo nel mezzo elementi "death" e poi simulare il cambiamento di fase conseguente alla saldatura riattivando questi elementi che prima erano "death"; con la stessa tecnica si può riprodurre la deposizione, per esempio, del cordone in una saldatura TIG, si possono utilizzare gli elementi di contatto sui due lembi da saldare per impedire la compenetrazione prima del passaggio della torcia per poi renderli "death" dopo, e così via.

Queste ed altri accorgimenti che si vedranno in seguito rendono possibile a nostro avviso l'uso di un codice di calcolo generale come ANSYS senza ricorrere a codici specifici tenendo conto del fatto che lo scopo è soltanto quello di prevedere la deformazione finale del giunto. In ogni caso qualora risultasse necessario tener conto dei cambiamenti microstrutturali tra le varie fasi del metallo non appena si rendessero disponibili le sue proprietà termo-fisiche (conducibilità termica della singola fase, calore specifico, densità, moduli elastici, coefficienti di dilatazione termica), è possibile implementare il comportamento delle varie fasi all'interno del codice accettando però una notevole complicazione del calcolo.

3.2 ORGANIZZAZIONE DELL'ANALISI

Si è scelto di svolgere l'analisi in maniera separata visto che sembra essere la più accessibile dal punto di vista operativo: infatti ormai da più di qualche anno sono disponibili tecniche di calcolo agli elementi finiti che permettono di adottare un'analisi accoppiata utilizzando gli elementi che hanno gradi di libertà termici e strutturali sui nodi: tuttavia questo modo di procedere non lo riteniamo adeguato in questo caso poiché l'uso di elementi cosiddetti "multi-field" non consente di monitorare tutti i passi intermedi del calcolo essendo l'elemento visto come una sorta di "black box".

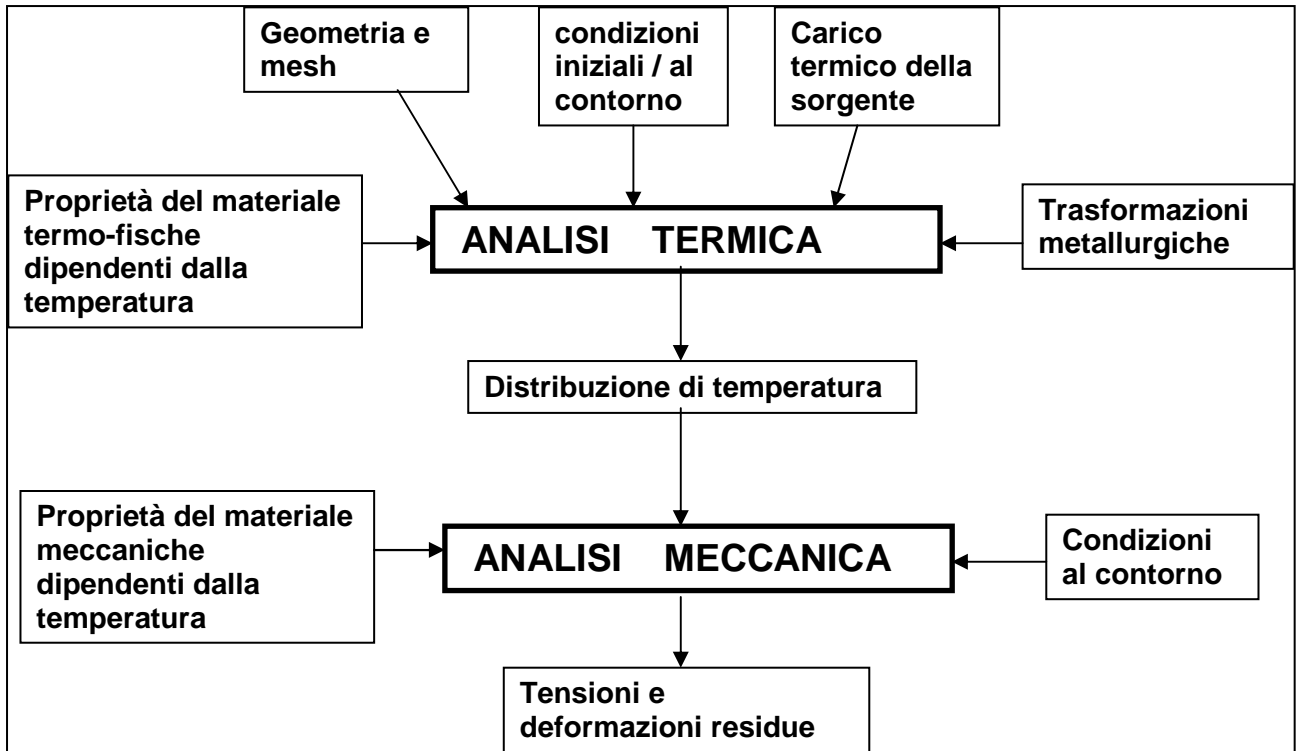
Sempre nel tentativo di padroneggiare il più possibile la codificazione del modello, si è ritenuto opportuno utilizzare la scrittura di file di input nella ormai classica modalità "batch" senza ricorrere alle interfacce grafiche. La scrittura dei file di input rallenta inizialmente il processo di codifica ma risulta essenziale per una corretta riproduzione dei comandi provati in via preliminare su geometrie meno importanti e/o ipotesi di carico semplificate. La scrittura sequenziale del programma permette inoltre di poter parametrizzare la geometria, le proprietà del materiale, i carichi, il numero di load step ecc. in modo tale da poter effettuare con modesto impegno del programmatore varie analisi parametriche con tutti i vantaggi del caso.

Siccome il modello di saldatura deve essere costruito dall'inizio, è senz'altro opportuno aggiungere gradualmente i vari aspetti della fisica del fenomeno valutando di volta in volta l'attendibilità del risultato. Il fatto poi che alcuni fenomeni fisici del problema, che sono senza dubbio connessi (come per esempio gli allungamenti ad una data temperatura e le deformazioni plastiche finali), vengano rappresentati da modellazioni matematiche separate consente di avvalersi di quella flessibilità operativa che permette di eseguire tutte quelle analisi parametriche utilissime per la calibrazione del modello.

Il lavoro dunque si articola nei seguenti passi:

- **definizione del materiale;**
- **studio delle problematiche relative alla mesh;**
- **simulazione del carico termico;**
- **analisi parametriche;**
- **costruzione del modello di saldatura;**

nel seguente quadro sinottico (fig. 3.1) sono riassunti sinteticamente le assunzioni che abbiamo delineato in questo paragrafo: il significato delle varie voci non ci sembra abbia bisogno di ulteriori spiegazioni.



(fig. 3.1: organizzazione dell'analisi)

3.3 DEFINIZIONE DEL MATERIALE

Il primo passo compiuto è stato quello di riprodurre la parte termica di un calcolo eseguito da altri autori [52] facenti capo al Centro Ricerche ENEA di Bologna con i quali si è potuto interagire per quanto riguarda alcuni dati di ingresso (geometria e caratteristiche del materiale) nonché per il modo di generazione del modello.

Il lavoro in [52] è relativo alla saldatura di due piastre in INCONEL 625: tale lega ha una composizione chimica riportata nella tabella seguente:

Nickel	58.0 min.
Chromium	20.0-23.0
Iron	5.0 max.
Molybdenum	8.0-10.0
Niobium (plus Tantalum)	3.15-4.15
Carbon	0.10 max.
Manganese	0.50 max.
Silicon	0.50 max
Phosphorus	0.015 max.
Sulfur	0.015 max.
Aluminum	0.40 max.
Titanium	0.40 max.
Cobalt	1.0 max.

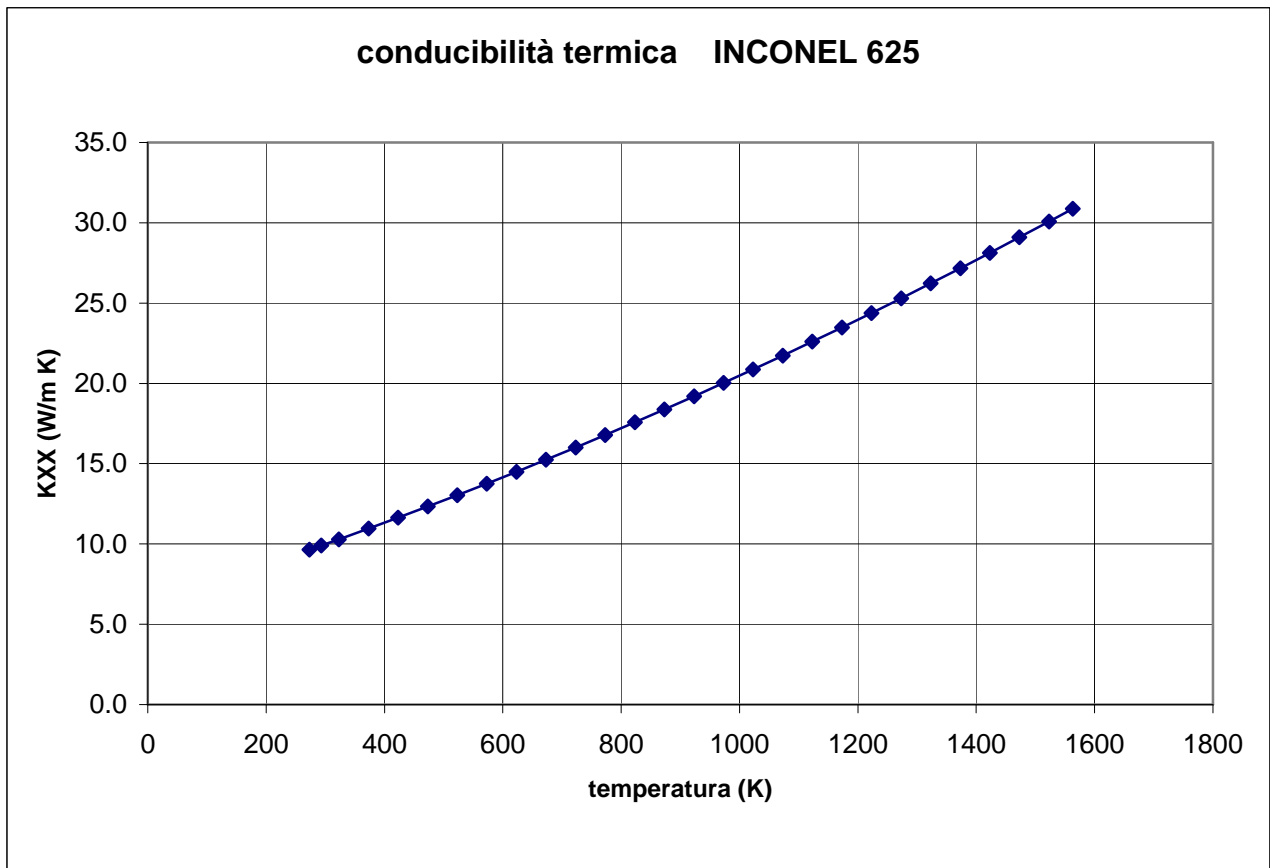
(tab.3.1: composizione chimica % dell'INCONEL 625)

Questo materiale è stato scelto per la camera da vuoto della macchina per lo studio della fusione nucleare Ignitor date le sue elevate caratteristiche di resistenza meccanica, lavorabilità, resistenza alla corrosione ed estensione dell'intervallo di temperatura di esercizio.

La resistenza dell'INCONEL 625 deriva dall'effetto irrigidente del molibdeno e del niobio nella sua matrice di nickel-cromo: cosicché i trattamenti di indurimento non sono necessari. Questa combinazione di elementi è responsabile di una maggiore resistenza per un'ampia gamma di ambienti corrosivi di inconsueta severità come pure di effetti di alta temperatura come l'ossidazione e la carburizzazione.

L'INCONEL 625 per le sue caratteristiche di resistenza a rottura, al creep, allo snervamento, notevole resistenza a fatica e a fatica termica, risulta una scelta eccellente per le applicazioni marine ed aerospaziali ed anche in ambito nucleare dove può essere usato nel "reactor-core".

Alcune caratteristiche termo-fisiche di questo materiale sono riportate nelle tabelle e figure seguenti: in figura 3.2 e tabella 3.2 abbiamo l'andamento della conducibilità termica (W/m K):

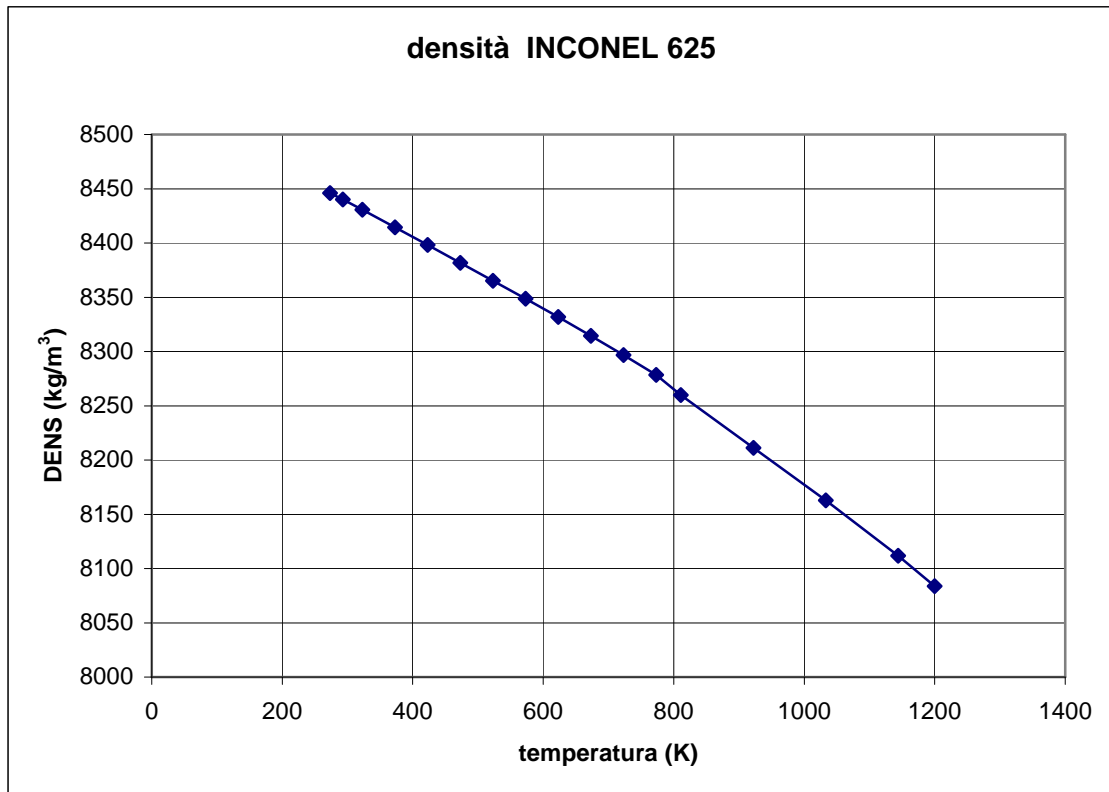


(fig. 3.2: conducibilità termica dell'INCONEL 625)

T (°C)	T (K)	conducibilità termica (W/m K)
0	273	9.6400
100	373	10.9580
200	473	12.3300
300	573	13.7580
400	673	15.2420
500	773	16.7800
600	873	18.3740
700	973	20.0220
750	1023	20.8680
800	1073	21.7260
850	1123	22.5990
900	1173	23.4860
950	1223	24.3860
1000	1273	25.3000
1050	1323	26.2280
1100	1373	27.1700
1150	1423	28.1250
1200	1473	29.0940
1250	1523	30.0780
1290	1563	30.8740

(tab. 3.2: conducibilità termica dell'INCONEL 625)

Nella figura e tabella 3.3 è riportata la densità:

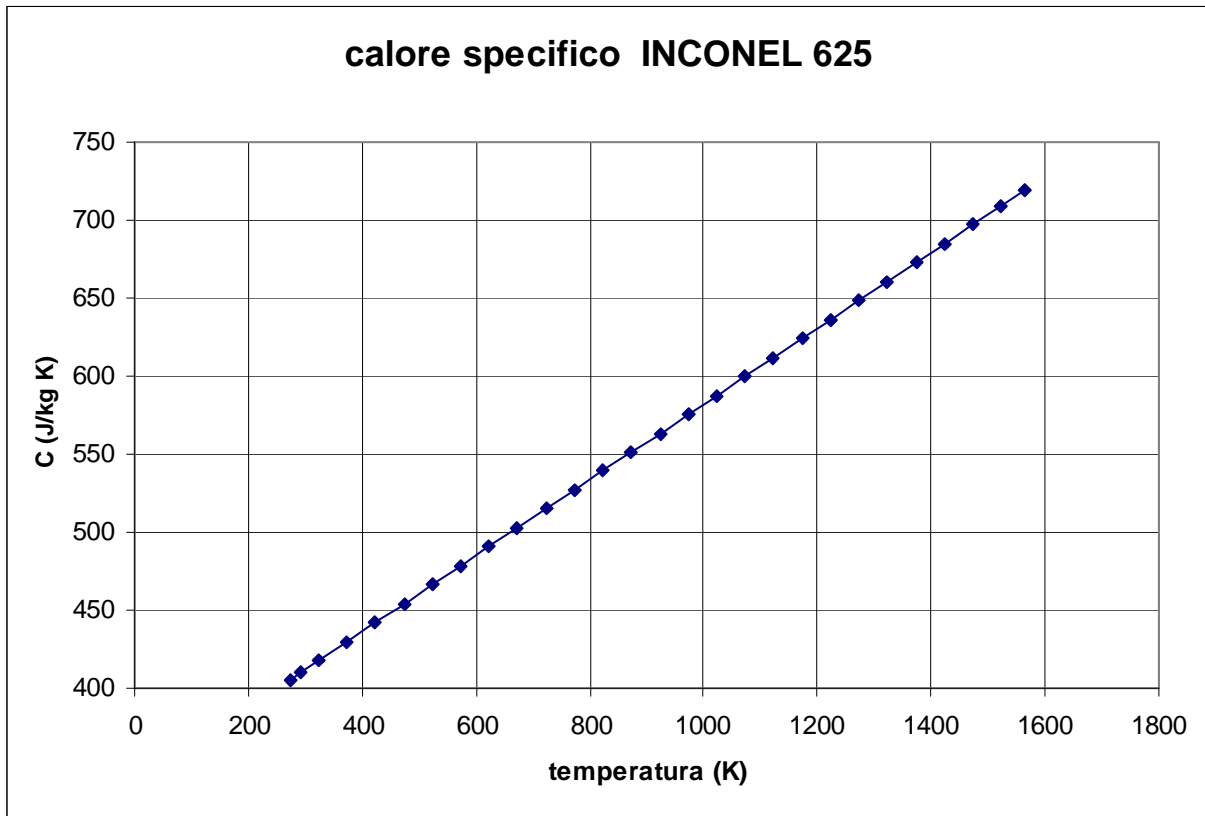


(fig. 3.3 densità dell'INCONEL 625)

T (°C)	T (K)	densità (kg/m ³)
0	273	8446.0
20	293	8440.0
50	323	8430.7
100	373	8414.6
150	423	8398.3
200	473	8381.8
250	523	8365.3
300	573	8348.7
350	623	8331.9
400	673	8314.6
450	723	8296.9
500	773	8278.6
538	811	8259.9
649	922	8211.3
760	1033	8162.7
871	1144	8111.9
927	1200	8083.8

(tab. 3.3 densità dell'INCONEL 625)

Nella figura e tabella 3.4 è riportato il calore specifico in J/(kg K):



(fig.)

(fig. 3.4: calore specifico dell'INCONEL 625)

T (°C)	T (K)	calore specifico (J/kg K)
0	273	405.50
100	373	429.80
200	473	454.10
300	573	478.40
400	673	502.70
500	773	527.00
600	873	551.30
700	973	575.60
800	1073	599.90
850	1123	612.05
900	1173	624.20
950	1223	636.35
1000	1273	648.50
1050	1323	660.65
1100	1373	672.80
1150	1423	684.95
1200	1473	697.10
1250	1523	709.25
1290	1563	718.97
1350	1623	718.97
1450	1723	718.97

(tab. 3.4: calore specifico dell'INCONEL 625)

Prima di proseguire con l'esposizione delle proprietà del materiale occorre ricordare che non è stato adoperato l'andamento del calore specifico riportato sopra per come è impostato il codice ANSYS. Infatti per poter simulare il processo di saldatura è evidentemente necessario simulare il cambiamento di fase e quindi bisogna dichiarare in qualche modo il calore latente di fusione. In Abaqus è possibile dichiarare il calore specifico (grandezza intensiva) e poi il calore latente del materiale; in ANSYS bisogna dichiarare la storia del calore (grandezza estensiva) globalmente assorbito e/o ceduto durante il riscaldamento e/o raffreddamento cioè l'entalpia posseduta dal materiale alla temperatura in esame. Siccome l'entalpia viene dichiarata come "material property" essa è strettamente legata all'elemento e quindi anche alle sue dimensioni geometriche per cui non bisogna dichiarare l'entalpia per unità di massa bensì quella per unità di volume.

Avendo quindi specificato questa assunzione preliminare, l'entalpia risulta quindi così definita:

$$\Delta H = \int \rho(T)c(T) \cdot dT$$

tale grandezza può essere ricavata considerando le grandezze integrande come curve lineari a tratti (utilizzando i valori tabellati sopra) risolvendo gli integrali che risultano per i vari tratti.

A conti fatti l'integrale per il singolo intervallo (dal valore alla temperatura T_i al valore alla temperatura T_{i+1}) si scrive:

$$\Delta H_{i+1} = \int_{T_i}^{T_{i+1}} [m(T - T_i) + C_i][n(T - T_i) + \rho_i] dT$$

Con i termini m ed n si sono indicati i coefficienti angolari delle rette $\rho(T)$ e $c(T)$:

$$m = \frac{C_{i+1} - C_i}{T_{i+1} - T_i}$$

$$n = \frac{\rho_{i+1} - \rho_i}{T_{i+1} - T_i}$$

dove i coefficienti aventi l'indice rappresentano il valore che la grandezza assume agli estremi del generico intervallo con evidente significato dei simboli.

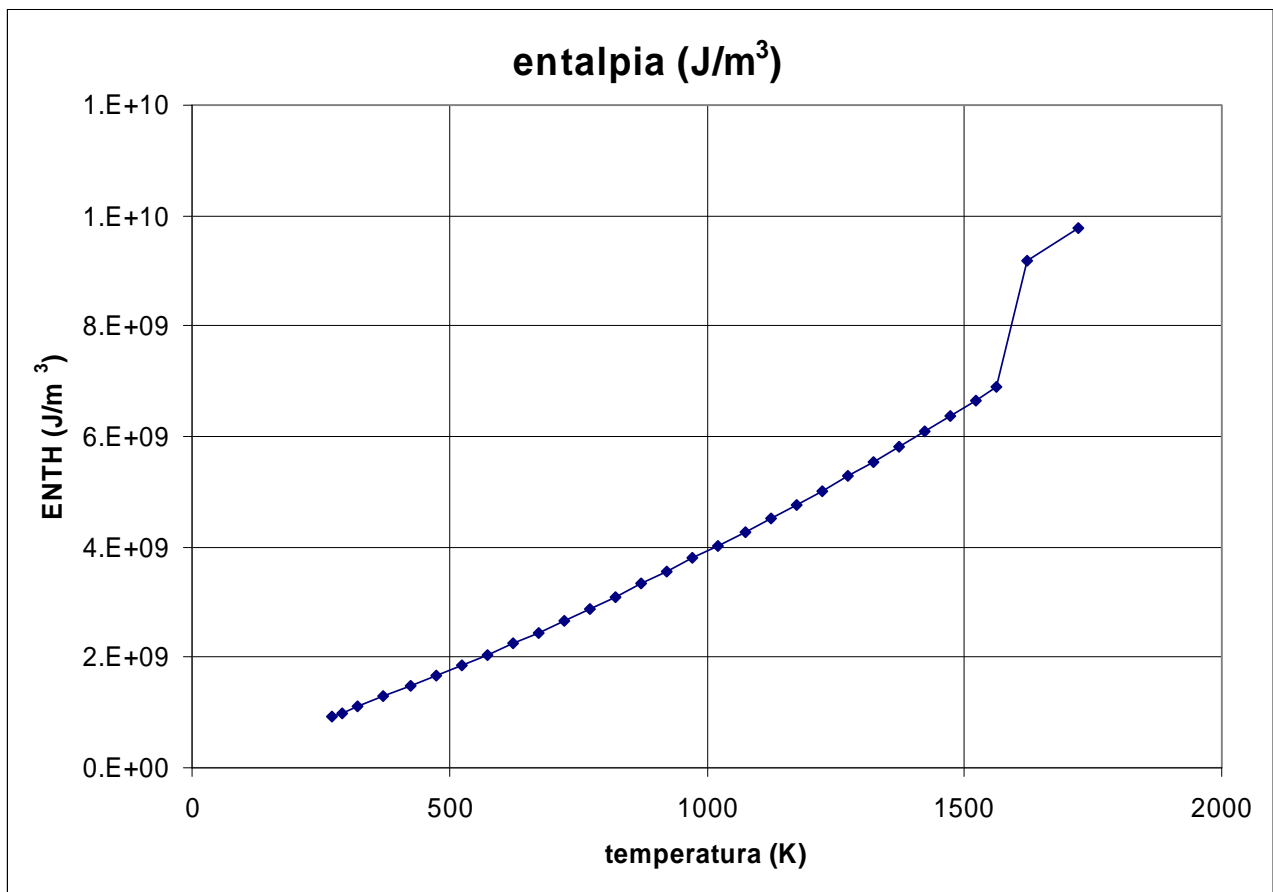
A conti fatti il risultato dell'integrale è dato da:

$$\Delta H_{i+1} = \left[\frac{C_{i+1}\rho_{i+1} + C_i\rho_i}{3} + \frac{\rho_i C_{i+1} + \rho_{i+1} C_i}{6} \right] (T_{i+1} - T_i)$$

Sostituendo i valori del calore specifico e della densità indicati nelle tabelle precedenti si ottiene per l'entalpia l'andamento riportato nella tabella 3.5 e nella figura 3.5.

T (°C)	T (K)	entalpia (J/m ³)
0	273	9.34985E+08
20	293	1.00387E+09
50	323	1.10864E+09
100	373	1.28708E+09
150	423	1.47029E+09
200	473	1.65823E+09
250	523	1.85090E+09
300	573	2.04826E+09
350	623	2.25029E+09
400	673	2.45697E+09
450	723	2.66825E+09
500	773	2.88412E+09
550	823	3.10445E+09
600	873	3.32918E+09
650	923	3.55832E+09
700	973	3.79182E+09
750	1023	4.02966E+09
800	1073	4.27182E+09
850	1123	4.51823E+09
900	1173	4.76888E+09
950	1223	5.02369E+09
1000	1273	5.28298E+09
1050	1323	5.54717E+09
1100	1373	5.81627E+09
1150	1423	6.09027E+09
1200	1473	6.36918E+09
1250	1523	6.65299E+09
1290	1563	6.88357E+09
1350	1623	9.18416E+09
1450	1723	9.76453E+09

(tab. 3.5: entalpia per unità di volume dell'Inconel 625)



(fig. 3.5: entalpia per unità di volume dell’Inconel 625)

Notiamo che l’entalpia è definita a meno di una costante perché deriva da una operazione di integrazione: ciò è confermato dal fatto che in ambito sperimentale non è importante conoscere il valore assoluto dell’entalpia di un materiale ad una data temperatura, bensì il salto di entalpia durante un qualunque scambio termico. Allo stesso modo nell’analisi numerica il valore della costante arbitraria è stato posto pari al prodotto $\rho c T$ a 0 °C.

Per quanto riguarda invece il salto di entalpia relativo al calore latente di fusione ricordiamo che quest’ultimo segmento sarebbe rigorosamente verticale se si trattasse di un metallo puro, poiché siamo in presenza di una lega supponiamo in prima istanza che tale variazione di ordinata si distribuisca uniformemente tra la temperatura del “liquidus” e la temperatura del “solidus”.

Per quanto riguarda l’intervallo di fusione si deve far riferimento alla seguente tabella (3.6):

	Temperatura del LIQUIDUS	Temperatura del SOLIDUS	Calore latente di fusione (J/kg)
(°C)	1290	1350	285000
(K)	1563	1623	

(tab. 3.6: parametri termici relativi al cambiamento di fase dell’INCONEL 625)

Per una corretta simulazione serve evidentemente la dichiarazione dell'entalpia dopo la fusione del metallo, ossia bisogna conoscere il calore specifico e la densità nella fase liquida. Non è stato possibile reperire le caratteristiche termofisiche per l'Inconel 625 in fase liquida; cosa che a priori sembrerebbe necessaria: infatti se si assegnasse un calore specifico diverso da quello reale si otterrebbe una distribuzione di temperatura diversa che andrebbe ad influire sulle successive deformazioni plastiche finali proprio in prossimità del giunto.

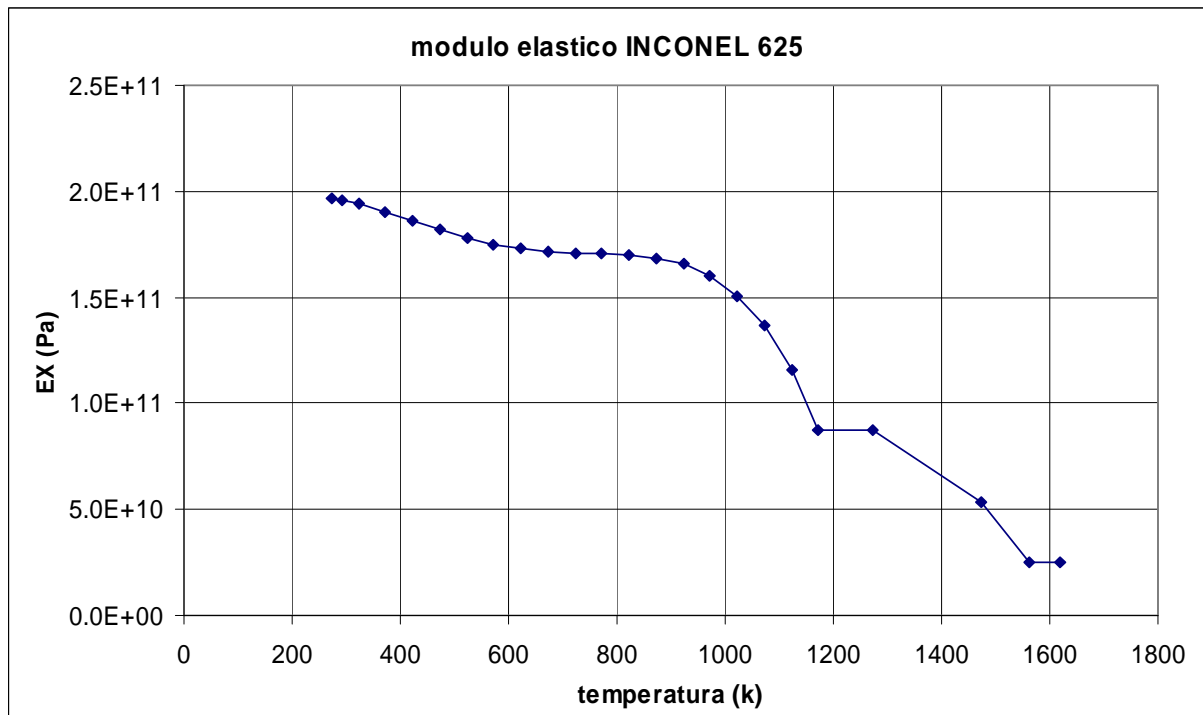
È stato svolto un esercizio che tenta di ricostruire il calore specifico in fase liquida a partire dai calori molari (definiti da polinomi dipendenti dalla temperatura) dei singoli elementi componenti (pesati a seconda della composizione): si ottiene un valore di circa 600 (J/kg K) che è dello stesso ordine di grandezza del valore che si ha immediatamente prima della fusione (circa 720 J/kgK). Tuttavia questa ricostruzione è stata eseguita con alcune assunzioni arbitrarie ed inoltre non è stato possibile dedurre un analogo valore per la densità in fase liquida: per cui l'unica strada percorribile ci sembra quella di estrapolare il valore dell'entalpia alla fine dell'intervallo di dichiarazione.

Si è scoperto con le simulazioni preliminari, che l'entalpia, essendo l'integrale di quantità intensive, fuori dall'intervallo di definizione il codice non può farla rimanere costante poiché ciò significherebbe un calore specifico nullo all'aumentare della temperatura; quindi laddove l'entalpia non sia definita il codice estrapola non il valore finale dichiarato all'estremo dell'intervallo, bensì la pendenza nell'estremo medesimo.

Per evitare che il codice ANSYS estrapoli l'ultimo valore della pendenza che è dato dal calore latente diviso per la differenza di temperatura liquidus-solidus (in realtà molto elevato e molto diverso dalla pendenza media che si ha nella fase solida (fig. 3.5), si è scelto di porre come pendenza dell'entalpia in fase liquida il valore ottenuto ponendo negli integrali definiti sopra gli ultimi valori del calore specifico e della densità in fase solida. Visto che poi questa pendenza viene estrapolata per le temperature maggiori non è necessario dichiarare una temperatura talmente elevata da inglobare tutte le possibili temperature che si ottengono poi sperimentalmente.

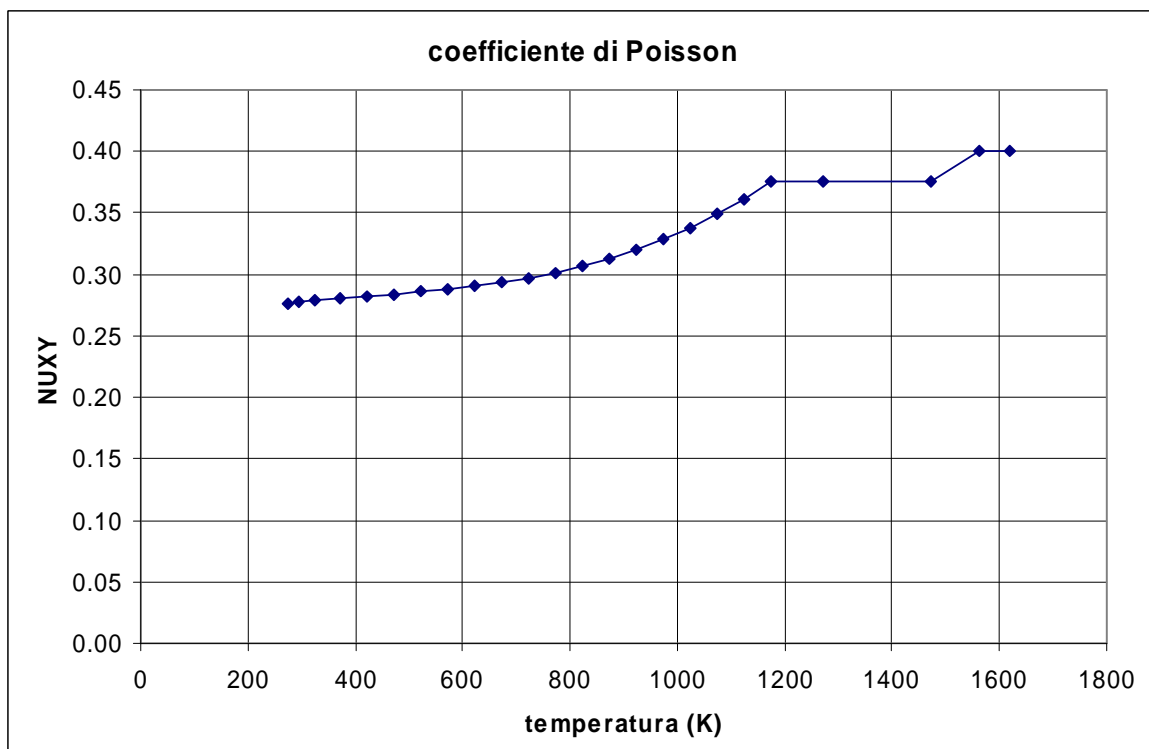
Per quanto riguarda questa scelta che a prima vista sembra cruciale, sono state eseguite delle simulazioni a parte per avere ulteriori elementi a sostegno di questa decisione. I risultati di queste ulteriori simulazioni si esporranno in seguito: è necessario fin da adesso sottolineare che dall'analisi delle pubblicazioni relative all'argomento, non si sono trovate relazioni di calcolo che facciano riferimento alle proprietà termo-fisiche in fase liquida sia per la oggettiva difficoltà a reperire tali dati sia per l'esigenza di semplificazione del calcolo. Ricordiamo che le proprietà del materiale fin qui elencate che sono state utilizzate in [52], sono state ricavate dal database di ITER accessibile on line all'indirizzo www.iter.org/idm per utenze autorizzate. Alla stessa maniera sono state derivate le

proprietà meccaniche. Per quanto riguarda il modulo elastico nel grafico di figura 3.6 si riportano i valori assunti in funzione della temperatura:



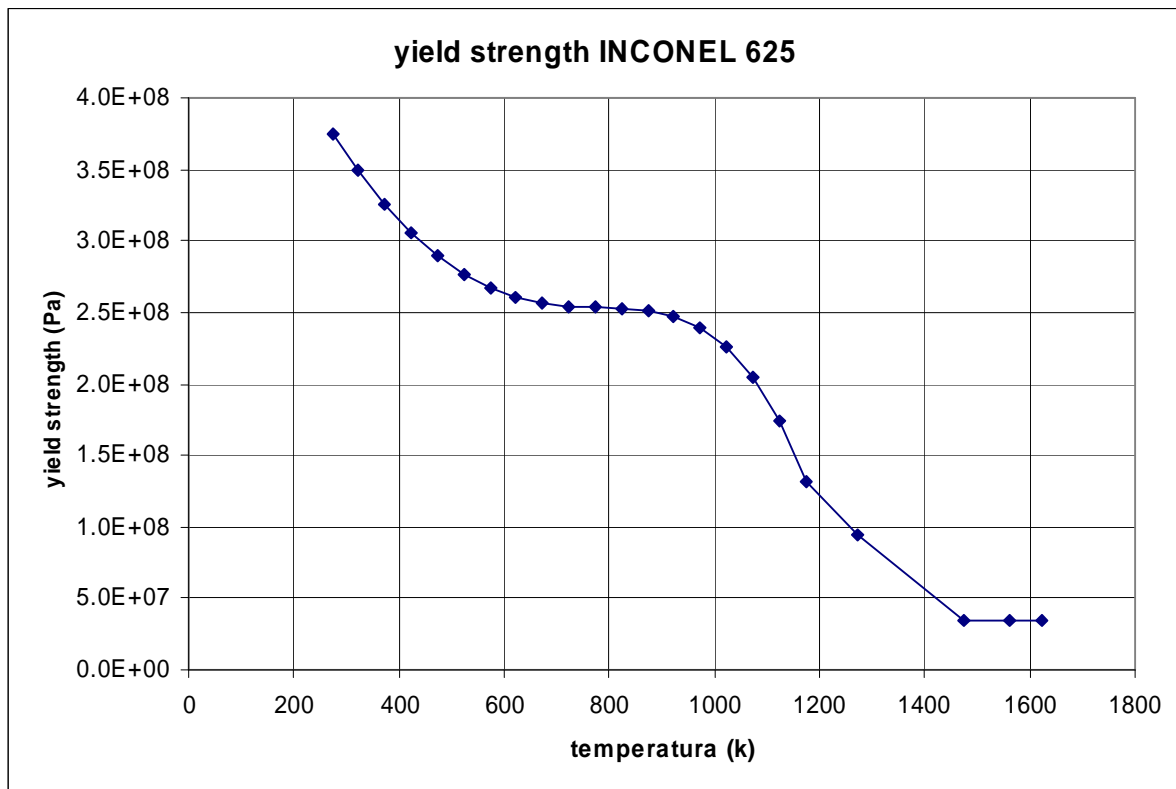
(fig.3.6: modulo elastico dell'Inconel 625)

Nella figura 3.7 è riportato il diagramma del coefficiente di Poisson:

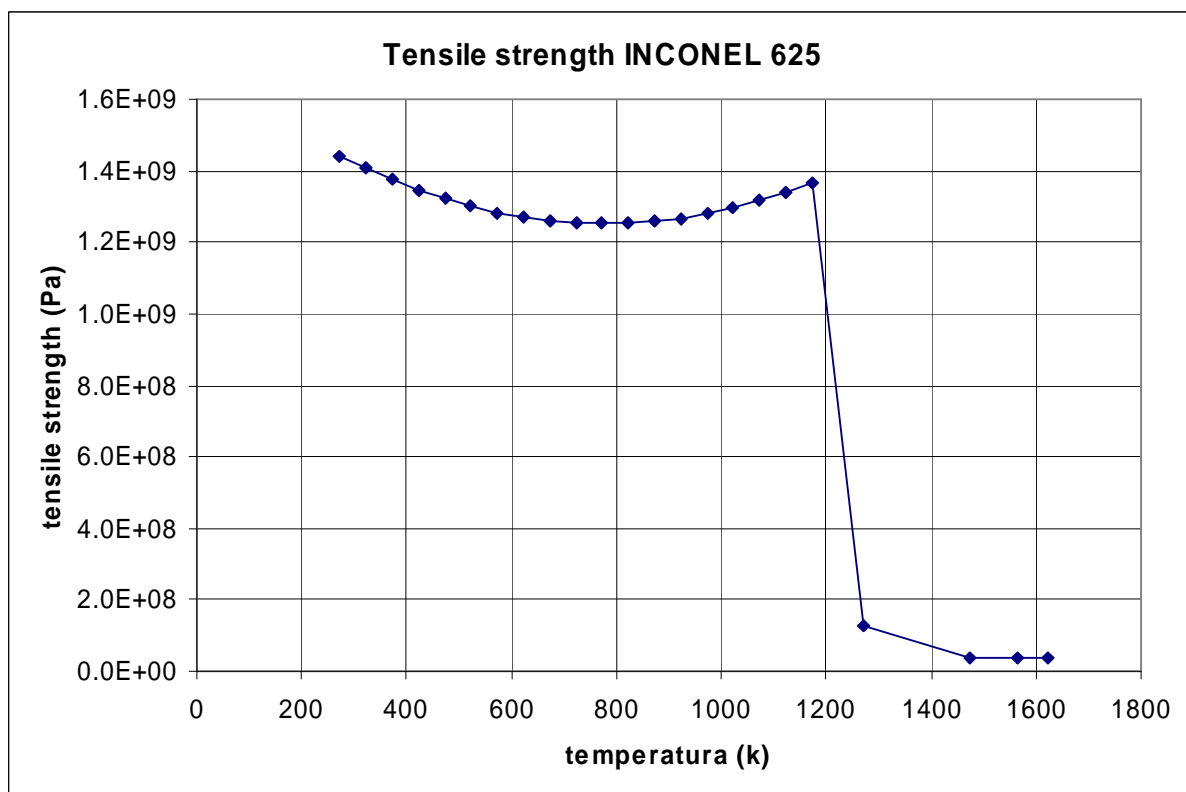


(fig.3.7: coefficiente di Poisson dell'inconel 625)

Nelle figure 3.8 e 3.9 ci sono i valori della tensione di snervamento e di rottura in funzione della temperatura:

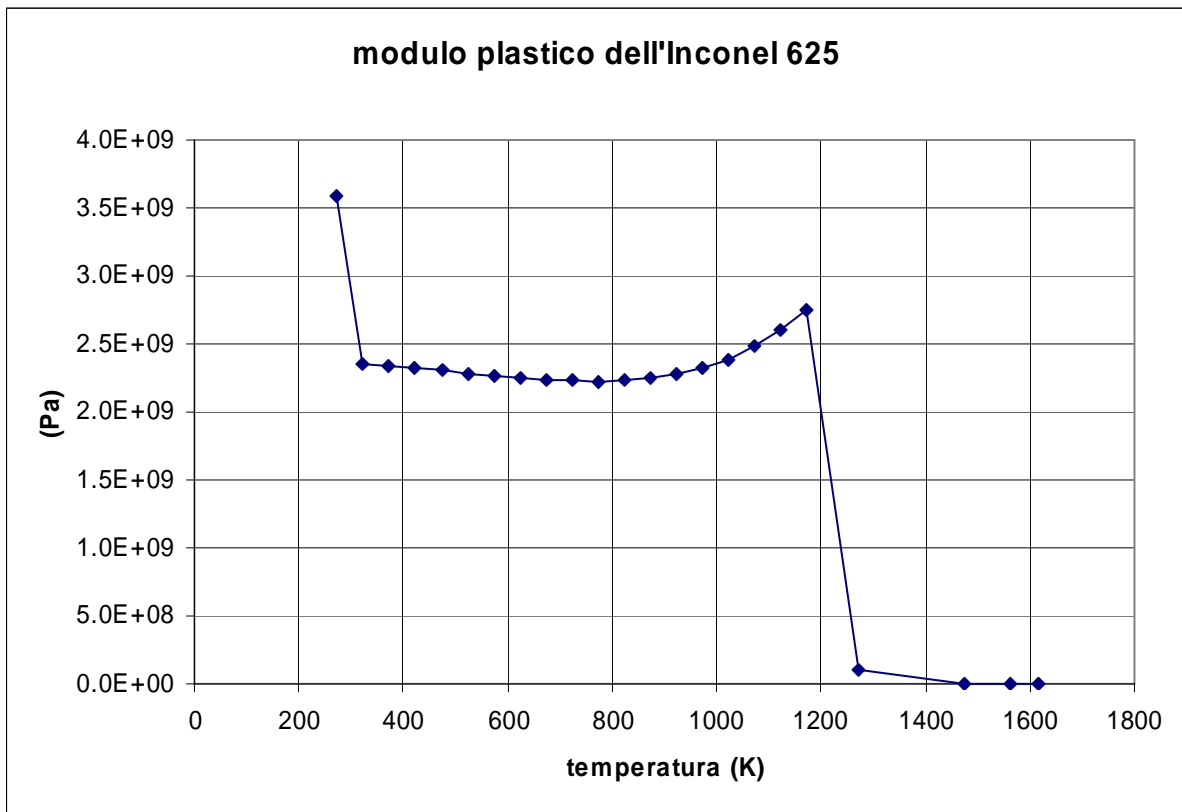


(fig. 3.8: tensione di snervamento dell'Inconel 625)

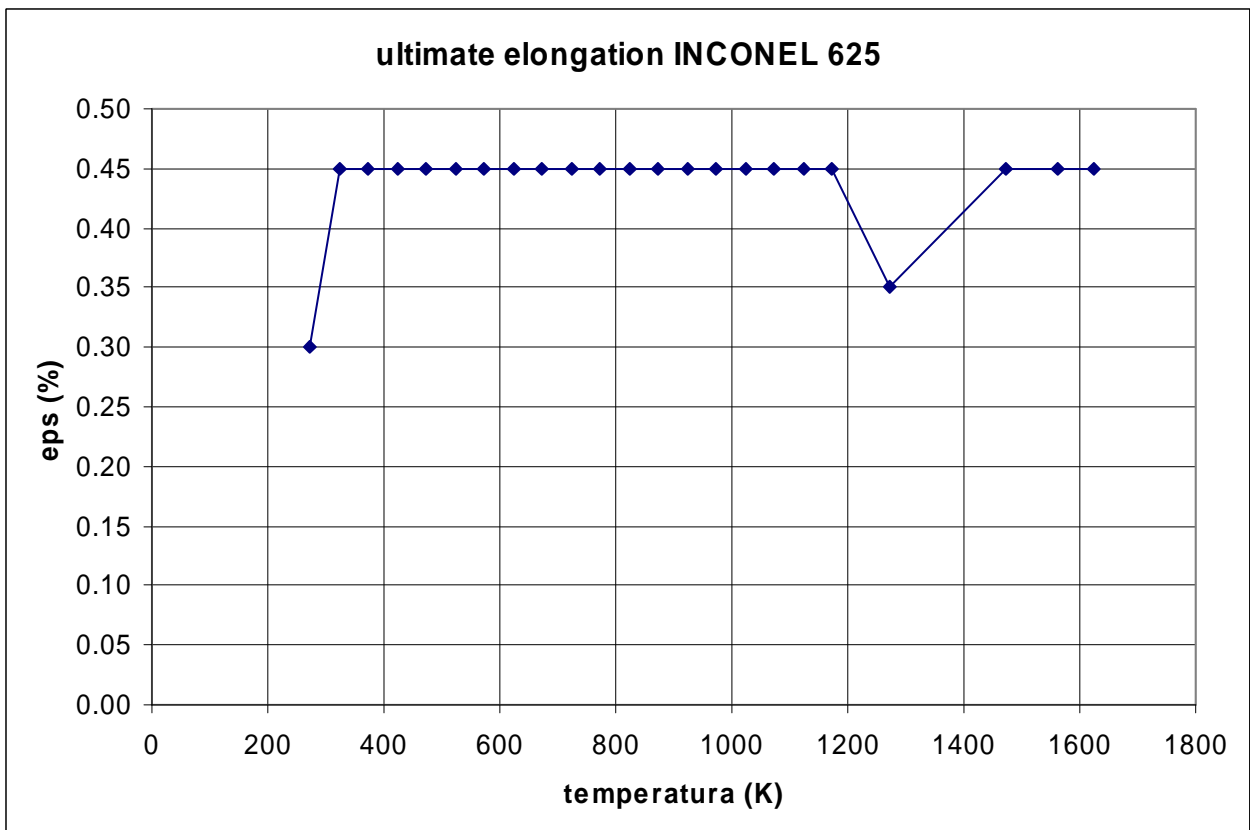


(fig. 3.9: tensione di rottura dell'Inconel 625)

Nelle figure 3.10 e 3.11 si riportano il modulo plastico e l'allungamento a rottura:

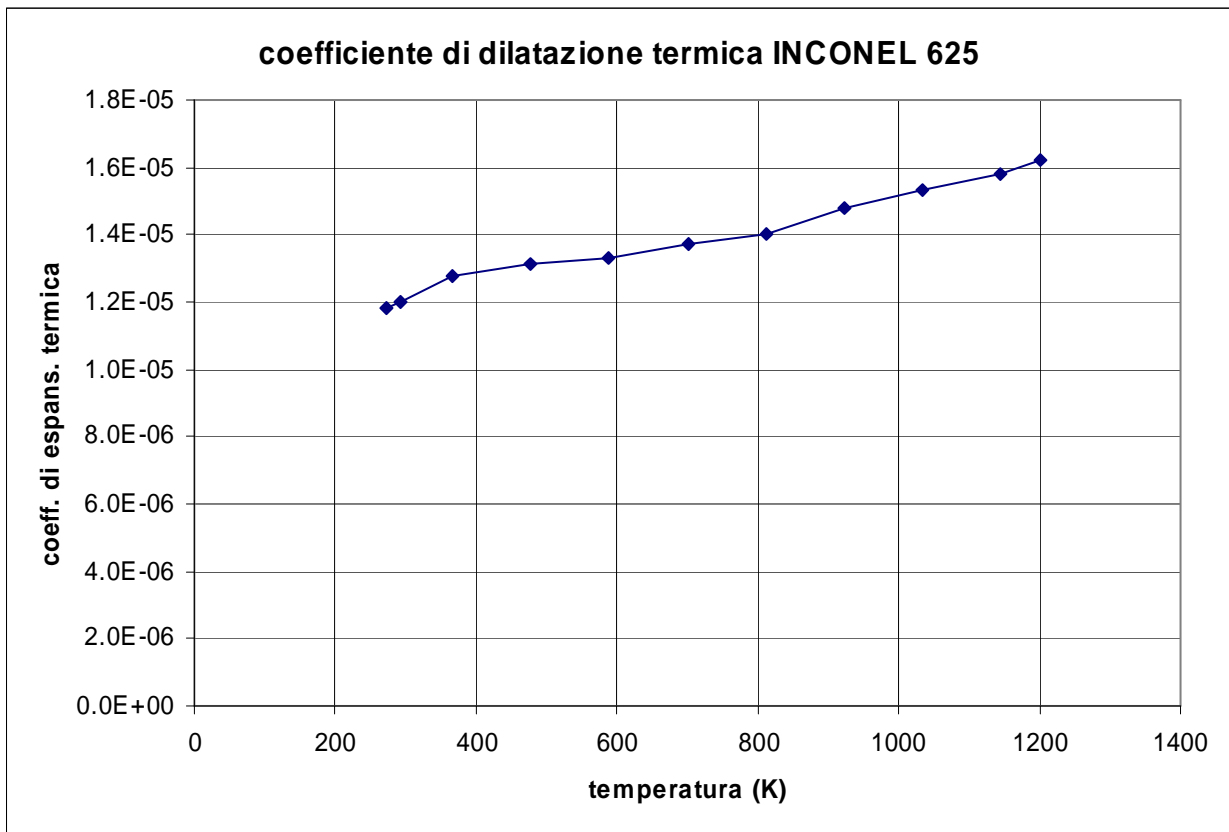


(fig. 3.10: modulo plastico dell'inconel 625)



(fig. 3.11: allungamento a rottura dell'inconel 625)

Infine riportiamo l'andamento del coefficiente di espansione termica lineare (fig. 3.12):



(fig. 3.12: coefficiente di dilatazione termica dell'inconel 625)

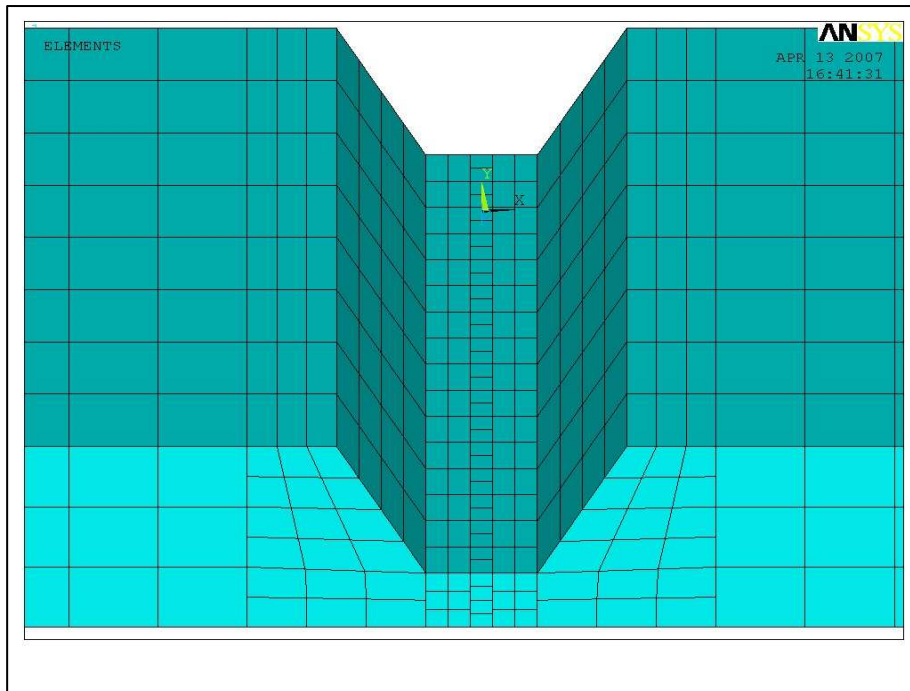
3.4 VALUTAZIONI RELATIVE ALLA MESH

La prima decisione per la realizzazione del modello è quella della scelta della mesh. Da un lato servono elementi sufficientemente piccoli da porre lungo il cordone di saldatura per poter inseguire agevolmente gli elevati gradienti termici che si verificano durante la saldatura e per poter simulare un carico termico mobile concentrato su un volume molto piccolo; d'altro canto però nella zona lontana dal cordone non è necessario avere una mesh troppo densa poiché i gradienti di temperature e le conseguenti deformazioni residue decrescono rapidamente. Sorge quindi il problema di passare da una regione con mesh molto densa ad un'altra con mesh più grossolana. Per effettuare tale passaggio si possono utilizzare in ANSYS gli elementi di contatto (CONTA173 e TARGE170) con l'opzione MPC (multipoint constraint) insieme ad una opportuna definizione di contatto sempre incollato (cioè senza slittamento) e senza separazione (bonded and no separation contact).

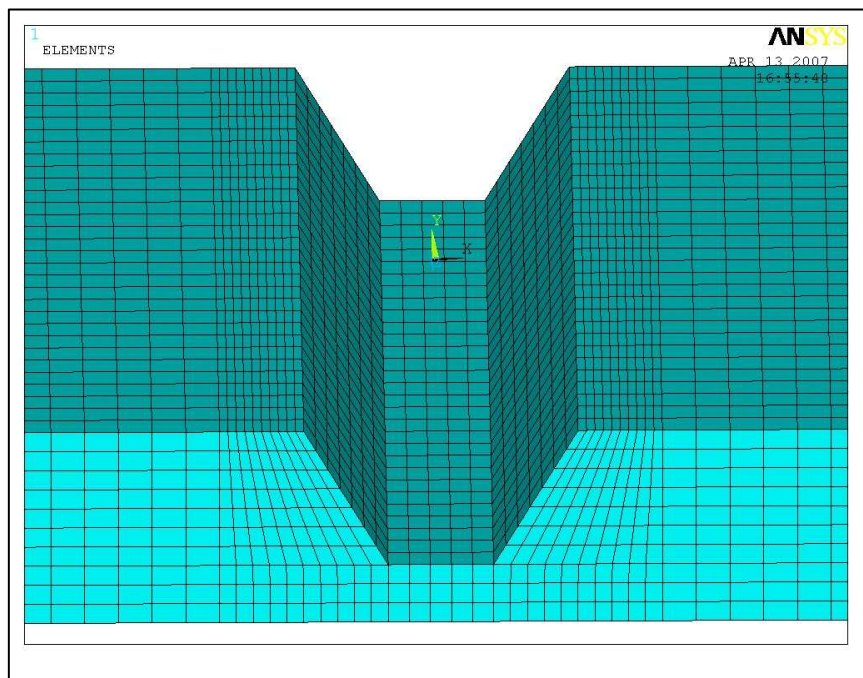
Questo approccio permette di superare gli svantaggi dei tradizionali algoritmi di contatto e degli altri metodi di equazioni di vincolo disponibili in ANSYS; infatti:

- i gradi di libertà dei nodi delle superfici di contatto sono eliminati, riducendo il fronte d'onda del sistema di equazioni risolvibile;
- non è richiesta nessuna rigidità di contatto in ingresso, ciò significa che per problemi caratterizzati da piccole deformazioni (come nel caso della saldatura) il comportamento del contatto è rappresentato in modo lineare;
- possono essere vincolati sia i gradi di libertà di traslazione che quelli di rotazione;
- i vincoli MPC interni vengono generati in modo semplice usando la definizione classica di coppie di contatto (contact pair definition).

Per appurare che l'uso degli elementi di contatto con l'opzione "always bonded" non introduca alterazioni nella soluzione sono stati costruiti due modelli geometrici semplici aventi uno questi elementi di contatto che permettono di unire griglie diverse di nodi (fig. 3.13) e l'altro una mesh raffinata fatta di esaedri regolari senza discontinuità nella griglia di nodi: quest'ultimo caso è considerato di riferimento (fig. 3.14); in queste due figure è rappresentato solo il particolare dato dal cianfrino.



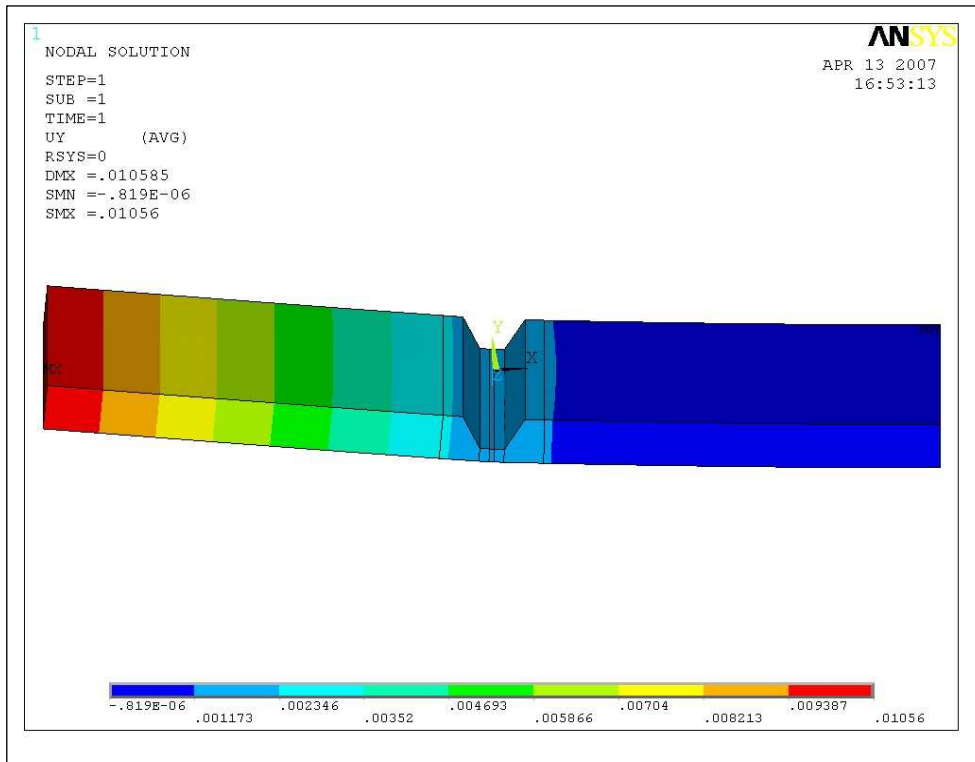
(fig. 3.13: mesh di prova con elementi di contatto all'interfaccia di transizione)



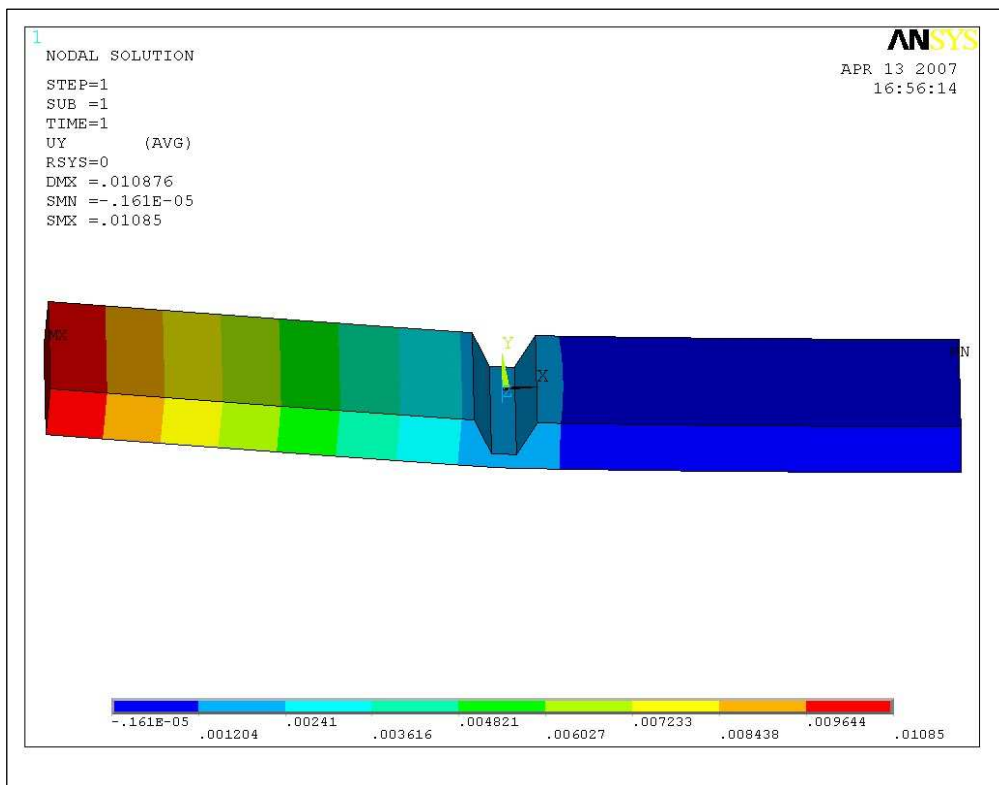
(fig. 3.14: mesh di prova con elementi esaedrici regolari)

Nei due casi sono state applicate sui nodi terminali della parte sinistra delle forze agenti lungo la verticale (y) aventi lo stesso valore integrale in modo tale da poter confrontare le rispettive frecce statiche. I risultati in termini di spostamenti verticali UY (figg. 3.15 e 3.16) risultano quasi uguali con un errore intorno al 2% (tale errore diventa più piccolo se diminuisce la larghezza in

fondo della cava che funge da vero e proprio amplificatore della freccia totale). Per gli obiettivi prefissi tale entità dell'errore è tollerabile.



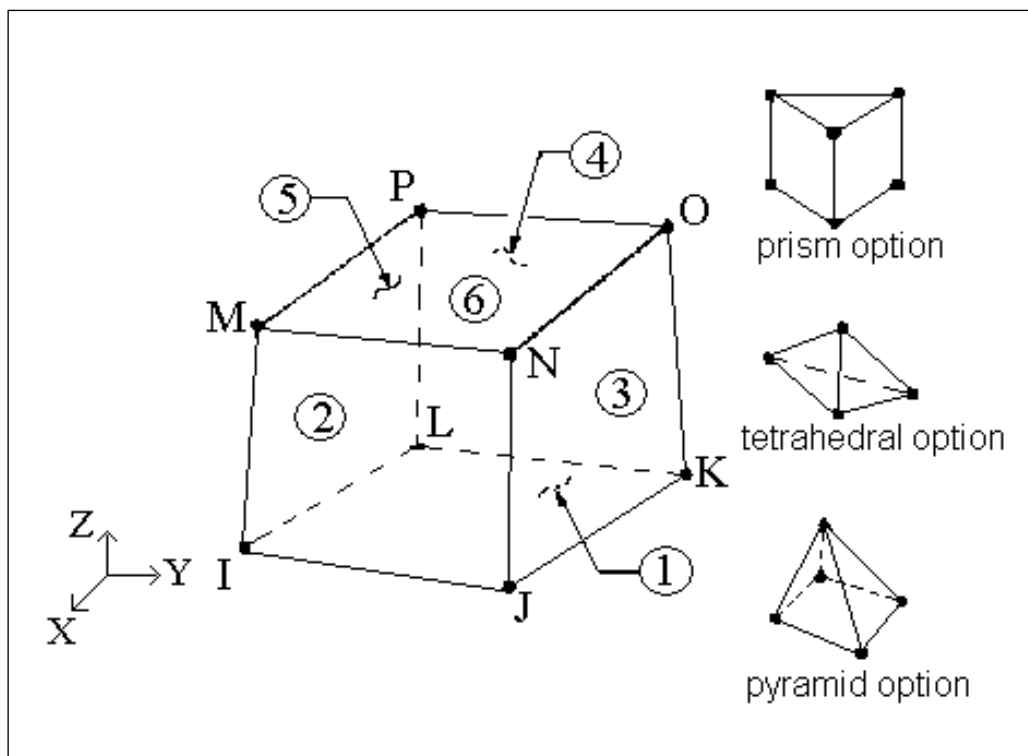
(fig. 3.15: spostamenti verticali nel caso di mesh di prova con elementi di contatto)



(fig. 3.16: spostamenti verticali nel caso di mesh di prova con elementi esaedrici)

Una analoga coppia di prove eseguite con elementi termici per la simulazione del passaggio della sorgente di calore porta a campi di temperatura pressoché coincidenti; dunque questi risultati preliminari ci portano a scegliere per il seguito l'uso della mesh semplificata data dagli elementi di contatto con l'opzione "always bonded", sia per l'analisi termica che per quella strutturale, dato l'elevato numero di load step da utilizzare per tutta l'analisi.

Passiamo adesso a descrivere brevemente le caratteristiche principali degli elementi finora ricordati. Per quanto riguarda l'analisi termica è stato adoperato il SOLID70 che è un elemento termico 3D. L'elemento ha 8 nodi avente la temperatura come unico grado di libertà nodale. È idoneo per l'analisi termica 3D transitoria e statica. L'elemento può tener conto anche del flusso di calore associato al trasporto di massa da un campo di velocità costante. Se il modello che contiene gli elementi solidi termici deve essere analizzato strutturalmente, questo elemento deve essere rimpiazzato da un equivalente elemento strutturale (come per esempio il SOLID45).



(fig. 3.17: elemento SOLID70)

La geometria, la posizione dei nodi ed il sistema di coordinate per questo elemento sono rappresentati in fig. 3.17. Si possono dichiarare anche proprietà ortotrope del materiale e sono possibili le forme geometriche degenerative del prisma a base triangolare, del tetraedro e della piramide. La convezione e la radiazione possono essere immesse come carichi superficiali sulle facce degli elementi così come è mostrato dai numeri cerchiati in figura 3.17. La generazione di

potenza termica può essere modellata come carico di volume (element body load) sugli elementi. Questo elemento è stato scelto ovviamente perché accetta la tecnica “birth and death”.

L'elemento CONTA173 è utilizzato per rappresentare il contatto e lo scorrimento tra una superficie “target” (più rigida) ed una superficie in genere più deformabile su cui sono adagiati per l'appunto questi elementi. L'elemento è applicabile all'analisi 3D strutturale e “coupled field”. L'elemento ha quattro nodi ed è collocato sulla superficie di elementi solidi o shell senza nodi intermedi. Ha le stesse caratteristiche geometriche della faccia degli elementi brick o shell a cui è connesso. La normale positiva è data dalla direzione normale esterna della superficie dei sottostanti elementi brick o shell. Il contatto si verifica quando uno di questi elementi superficiali penetra un altro elemento “target”. Infatti questi elementi di superficie contact 3D sono associati con gli elementi di superficie target per mezzo di un set di costanti reali condivise. ANSYS cerca le condizioni di contatto tra coppie di elementi aventi lo stesso set di costanti reali.

L'altro elemento di contatto (target) utilizzato è il TARGE170, usato per rappresentare vari tipi di superficie 3-D. Anche questi elementi target giacciono sugli elementi solidi descrivendo il contorno di un corpo: nel caso di contatto tra una superficie rigida ed una flessibile la prima contiene gli elementi target e l'altra i contact; nel caso di contatto tra due superfici flessibili si attribuiscono gli elementi contact alla superficie meno rigida. In ogni caso la superficie che contiene i contact deve avere la mesh più fitta poiché è sui punti di Gauss degli elementi contact che viene eseguito il check di penetrazione.

Quindi, per quello che abbiamo appena riportato, nel nostro caso gli elementi superficiali contact stanno dalla parte che guarda verso il cianfrino ed i target dalla parte che è lontana dal cordone: in questo caso anziché essere attivato l'algoritmo del contatto, con l'opzione multi point constraint (MPC) si avviano quelle funzioni che abbiamo menzionato sopra e che svolgono praticamente la stessa funzione di generazione delle equazioni di vincolo tra nodi contigui in una prefissata regione dello spazio.

3.5 SIMULAZIONE DELLA SORGENTE DI CALORE

Occorre descrivere anche le modalità di simulazione dell'applicazione del carico termico e di come si sposta la sorgente. Si considerano gli elementi che stanno nella mezzeria del fondo cianfrino e che sono destinati a ricevere il carico termico di volume: il singolo elemento sarà investito da un carico avente un diagramma a trapezio in funzione del tempo poiché si suppone che il diametro del fascio focalizzato sia di circa 450 micron (come ci viene confermato dai dati di laboratorio) e la grandezza minore ammessa per l'elemento sia almeno di 1 mm (per ragioni che verranno espone in seguito); quindi il singolo load step concepito per ogni elemento investito dalla sorgente deve essere necessariamente con diagramma a trapezio. La durata del singolo load step è data da (fig. 3.18)

$$\Delta t_{LS} = \frac{L_c}{V_w \cdot ndl}$$

dove L_c rappresenta la lunghezza del cordone da realizzare; V_w è la velocità di saldatura e ndl è il numero di divisioni longitudinali dichiarate nel modello lungo l'asse del cianfrino cioè è il numero di elementi collocati in quella stessa direzione.

Il generico load step si divide a sua volta in tre intervalli:

il primo è dato (con evidente significato dei simboli) dal diametro del fascio diviso per la velocità di saldatura:

$$\Delta t_1 = \frac{\Phi_l}{V_w}$$

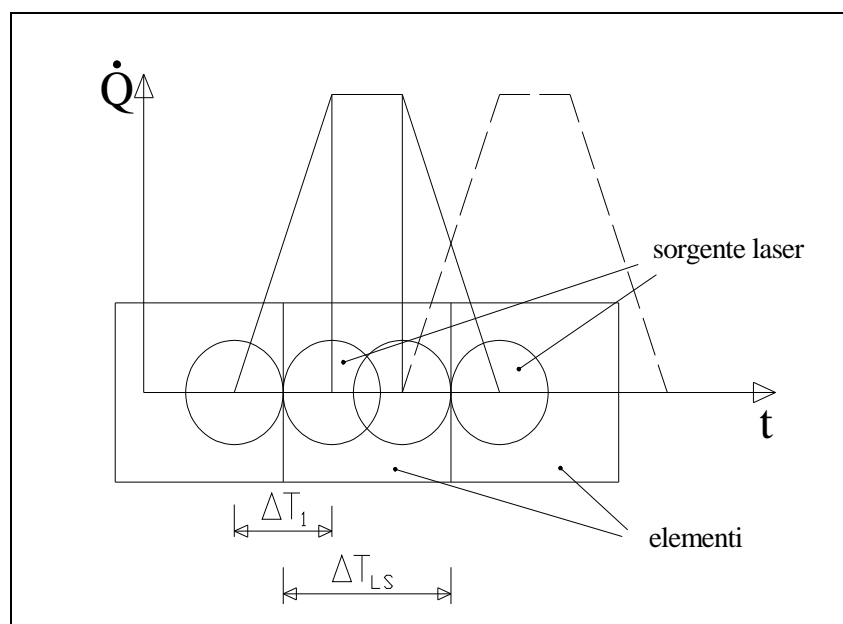
in questo sottointervallo viene applicato un carico linearmente crescente fino al valore massimo e costituisce il tratto in cui la sorgente “entra” nell'elemento;

il secondo è dato da

$$\Delta t_2 = \Delta t_{LS} - 2\left(\frac{\Delta t_1}{2}\right)$$

e costituisce il sottointervallo in cui la sorgente si sposta all'interno dell'elemento rimanendo costante in intensità;

il terzo intervallo è numericamente pari a Δt_1 e rappresenta il sottointervallo temporale in cui la sorgente si disimpegna dall'elemento e comincia a caricare il successivo con le stesse modalità del sottostep precedente.



(fig. 3.18: geometria della sorgente rispetto agli elementi)

Il processo di carico qui schematizzato è il più generale possibile e presuppone l'idea che la sorgente abbia uno diametro inferiore alla grandezza degli elementi; diversamente si potrebbero utilizzare schemi di carico più semplici (triangolari) oppure pensare di applicare a gradino un carico costante sull'elemento in modo tale da conservarne l'integrale. Qualora dovesse presentarsi la necessità, visto che i dati geometrici della sorgente e l'estensione longitudinale degli elementi sono parametrizzati, è possibile rapidamente cambiare lo schema di carico per adeguarlo ad esigenze particolari. A volte si è visto che il cambiare lo schema di carico, per esempio da carico a gradino (diagramma rettangolare) a carico rampato (diagramma triangolare) permette di superare problemi di convergenza mantenendo invariata l'energia termica immessa con variazioni della soluzione di solo qualche grado.

L'applicazione del carico secondo uno schema triangolare è ovviamente un caso particolare dello schema trapezoidale e sarà utilizzato quando le dimensioni relative tra l'impronta della sorgente e la dimensione in pianta dell'elemento lo rendono necessario.

Occorre infine sottolineare il fatto che la tecnica cosiddetta "birth and death" che verrà utilizzata ampiamente in ambito strutturale, in ambito termico viene impiegata solo nel caso della saldatura TIG (dove la tecnica "birth" è utilizzata per simulare la deposizione del materiale): nel caso della saldatura laser non c'è deposizione di materiale e gli elementi del modello appartengono tutti alle parti da saldare e quindi partecipano all'assorbimento dell'energia termica qualunque sia lo

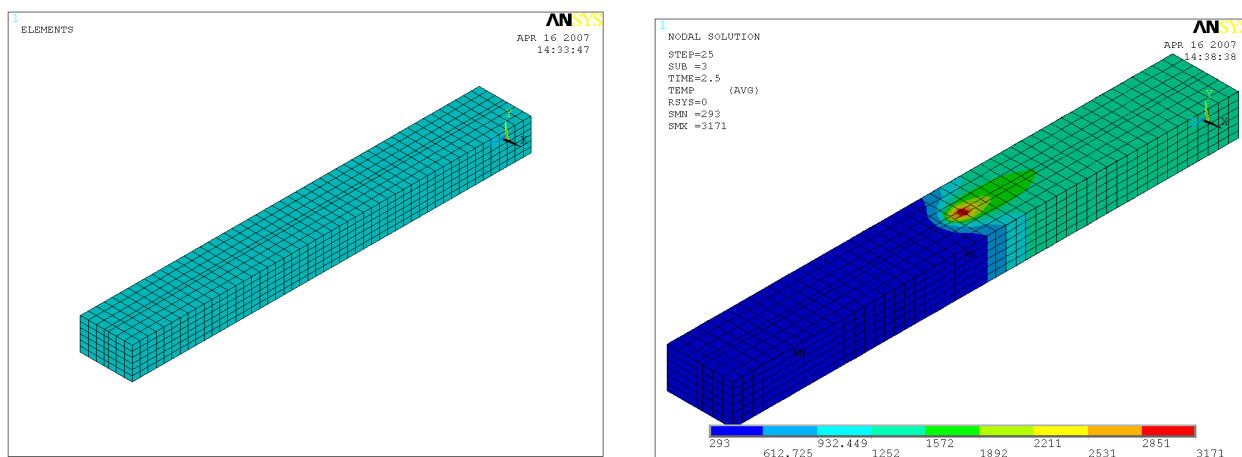
stato fisico in cui si trovano (solido o liquido); per quanto riguarda il calore assorbito e/o diffuso non c'è nessuna zona che deve essere disattivata.

Nella successiva analisi strutturale gli elementi che rappresentano le zone fuse vengono disattivati poiché il materiale fuso non ha rigidità e gli elementi che lo rappresentano debbono poter subire le deformazioni senza prendere carico (come avviene nella realtà), ma averli disattivati in ambito strutturale non comporta il dover trascurare l'energia termica che essi hanno realmente assorbita: su questo punto si tornerà in seguito per chiarire un'altra scelta compiuta in sede di modellazione.

Concettualmente lo stato gassoso non viene considerato poiché si presume che la saldatura sia eseguita correttamente dal punto di vista pratico: e una corretta esecuzione della saldatura non richiede l'evaporazione del metallo. Tuttavia data la difficoltà a controllare tutte le grandezze fisiche all'interno del bagno di fusione, data l'imprevedibilità delle caratteristiche dell'arco, data la non ripetibilità delle operazioni manuali ecc. si può sviluppare senz'altro del vapore nella zona di saldatura che sottrae calore al metallo e/o lo può schermare dalla sorgente termica. Effettivamente in letteratura esistono trattazioni [61, 62, 63, 67, 68, 69, 73, 74, 75] (per lo più alle differenze finite) che tengono in considerazione la frazione del metallo evaporata. Data la valenza più ingegneristica che scientifica che si vuole dare al modello decidiamo di non introdurre questo ulteriore aspetto fisico. Quando si parlerà di scelta dell'intensità della sorgente da imputare al modello saranno possibili ulteriori considerazioni circa questa assunzione.

3.6 INFLUENZA DELLA DENSITA' DI MESH SULLA TEMPERATURA MASSIMA

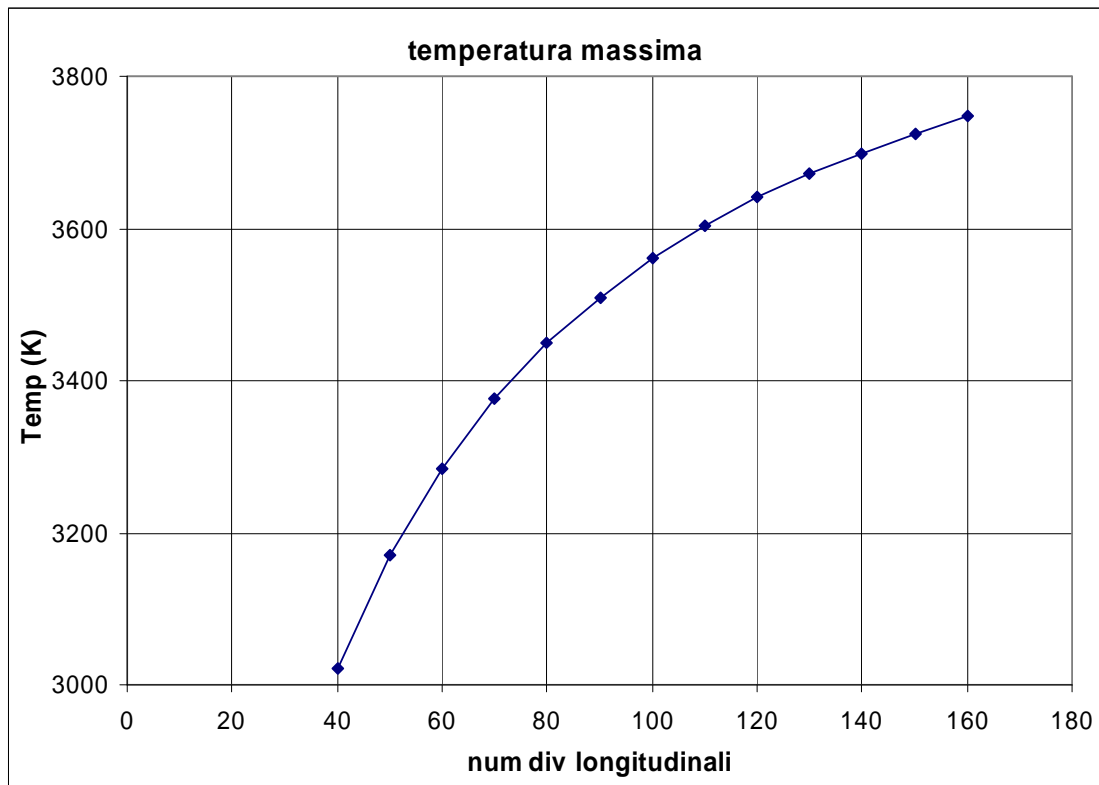
È necessario fare una digressione sull'influenza della densità di mesh sulle temperature finali raggiunte. Al fine di valutare quale sia la migliore scelta delle dimensioni dell'elemento è stato approntato un modello semplificato che riproduce in sostanza soltanto il fondo della cava del cianfrino (fig. 3.19). È stato eseguito un gruppo di simulazioni utilizzando sempre la stessa geometria e, al fine di isolare l'effetto della densità di mesh sulle temperature finali, sono state dichiarate proprietà del materiale arbitrarie (riconducibili a quelle di un comune acciaio) che sono state mantenute costanti in tutte le prove; lo stesso è stato fatto per la sorgente laser. Mantenendo fisso inoltre il numero di divisioni lungo lo spessore ed in senso trasversale al cordone sono state eseguite alcune prove variando il numero di divisioni in senso longitudinale.



(fig. 3.19: mesh di prova e contour plot di temperatura)

Si vede che per ogni caso eseguito esiste una temperatura tipica che caratterizza la prova: è la temperatura massima che si ottiene quando la sorgente è sufficientemente lontana dai bordi e la scia di calore lasciata dietro si stacca dall'estremità iniziale.

Si registra che all'aumentare del numero di elementi in senso longitudinale (mantenendo costante tutto il resto) questa temperatura massima non raggiunge un vero asintoto come sarebbe lecito aspettarsi (fig. 3.20). In realtà si può dimostrare che questo fatto non è sbagliato ossia le temperature massime crescono al crescere del numero di divisioni longitudinali e cioè al diminuire della grandezza degli elementi.

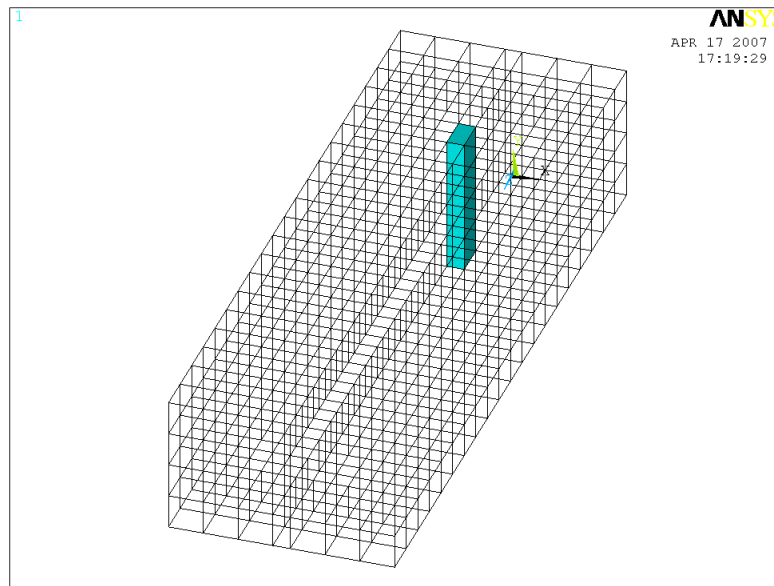


(fig. 3.20: temperatura massima raggiunta in funzione del numero di divisioni longitudinali)

Ciò è dovuto al fatto che la temperatura massima sui nodi dell'elemento caricato è il risultato di una media temporale fatta sulla durata del load step: per le scelte compiute la durata del load step è proporzionale alla grandezza longitudinale dell'elemento. Ciò significa che al diminuire del Δt di integrazione le temperature aumentano perché diminuisce il tempo a disposizione per disperdere il calore negli elementi circostanti ed inoltre la stessa potenza termica viene applicata su un volume inferiore. A sostegno di questa affermazione possiamo evidenziare il fatto che, a parità di numero di elementi in senso longitudinale, se si aumenta il numero di elementi disposti lungo lo spessore (mantenendo invariata la potenza termica applicata), la temperatura massima raggiunta rimane costante proprio a dimostrazione che questa dipende dal Δt di integrazione (che è rimasto invariato) e cioè dal tempo a disposizione per il raffreddamento.

Per dimostrare questo fatto è stato considerato la base di un cianfrino modellato con due mesh aventi l'una il doppio degli elementi dell'altra (in senso longitudinale). Per ognuna delle due mesh sono state eseguite due analisi successive: nella prima si selezionano in ogni load step una fila di elementi disposti lungo lo spessore (fig. 3.21) che sono contemporaneamente investiti dal laser; questi vengono caricati "adiabaticamente" in modo tale che gli elementi adiacenti non risentano della conduzione di calore (vengono deselezionati in soluzione); alla fine di ogni load step vengono poi registrate le temperature finali raggiunte dagli elementi caricati. La seconda analisi consiste nell'applicare queste temperature ai rispettivi nodi e nell'istante iniziale dell'intervallo di

integrazione, per poi simulare il raffreddamento di durata pari al Δt relativo al load step della prima analisi.



(fig. 3.21: elementi caricati in un singolo load step)

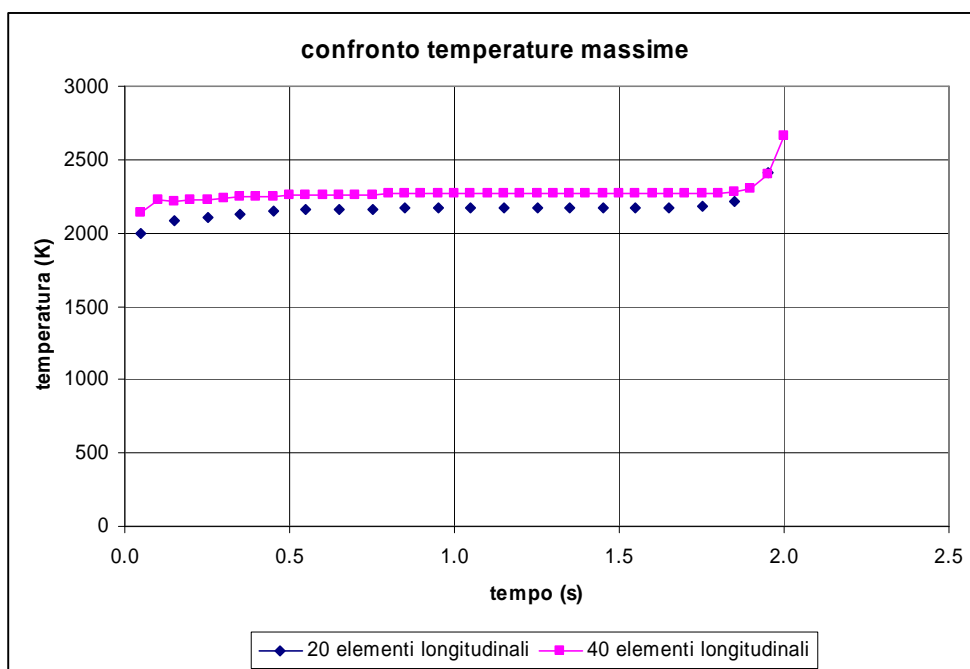
Queste due analisi successive sono servite per separare due fenomeni che in realtà avvengono contemporaneamente: cioè il riscaldamento dato dalla sorgente e il raffreddamento attraverso il metallo circostante. Nel primo passo si dà il carico termico e si impedisce che si propaghi nel mezzo circostante; la registrazione delle temperature raggiunte è come una fotografia istantanea che memorizza l'energia addotta all'inizio del load step. Nella seconda analisi si lascia "diffondere" l'energia termica contenuta negli elementi caricati e si registrano le temperature finali ottenute alla fine dello stesso load step.

A conti fatti si vede che, nel caso della mesh con numero doppio di elementi, l'elemento generico a parità di calore addotto si raffredda di meno perché ha meno tempo a disposizione all'interno del singolo load step. All'aumentare del numero di elementi la temperatura ottenuta è sempre più vicina a quella reale (valore puntuale) poiché risulta da una media fatta su un Δx e quindi su un Δt sempre più piccolo. Se si considerano mesh più rozze la temperatura sui nodi è indicativa dello stato di una scia dietro la sorgente cioè di una media spaziale (mediata su un Δt maggiore e quindi più bassa) piuttosto che di un valore istantaneo della sorgente medesima.

Quando si conferisce il calore ad una fila di elementi come in fig. 3.21, effettivamente si introduce una semplificazione poiché non si considera la conduzione degli elementi adiacenti come se il calore fosse fornito dal laser in modo istantaneo: tale approssimazione è accettabile perché la velocità con cui il laser scalda il metallo è sicuramente maggiore di quella con cui questo si raffredda per conduzione.

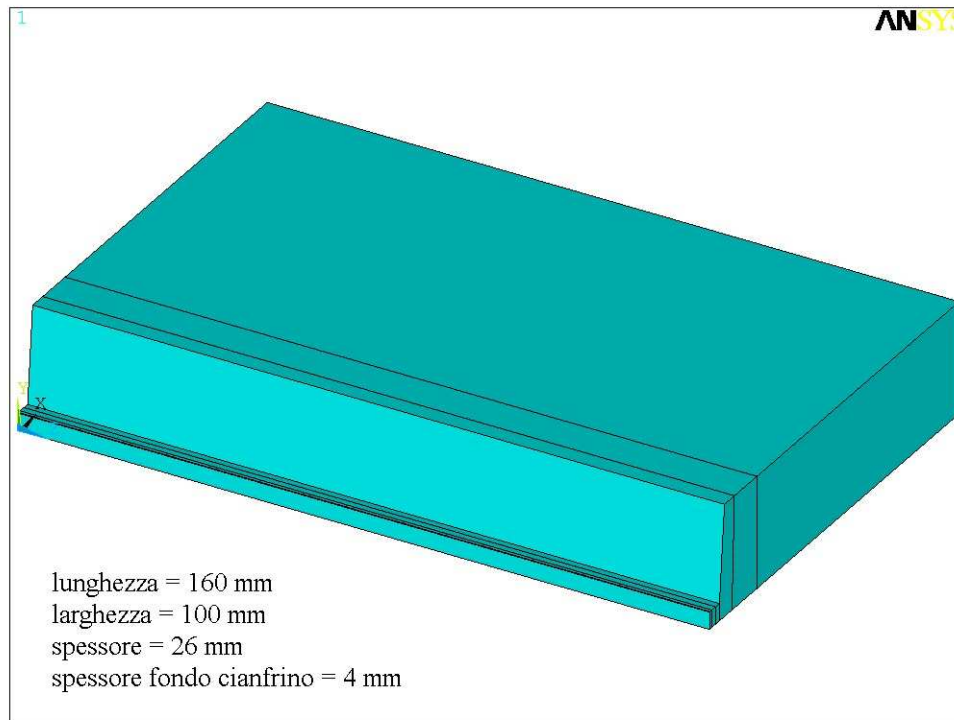
Da tutto questo discende il fatto che bisognerebbe scegliere come dimensione longitudinale degli elementi che rappresentano il cordone la minore possibile; tuttavia per evidenti ragioni di calcolo non si può andare sotto una certa taglia: alla luce della sensibilità acquisita con queste prove preliminari si ritiene opportuno attestarsi intorno al millimetro anche in considerazione delle future esigenze da soddisfare in sede di definizione del modello strutturale.

Tutto questo spiegato qualitativamente è riassunto in maniera sintetica nel grafico di figura 3.22 dove si confrontano le temperature massime raggiunte in tutti i load step per i due modelli : la curva con valori inferiori è quella relativa al modello con elementi di grandezza doppia (come pure la durata del Δt di integrazione) rispetto all'altro.



(fig. 3.22: confronto di temperature massime nel caso di mesh diverse)

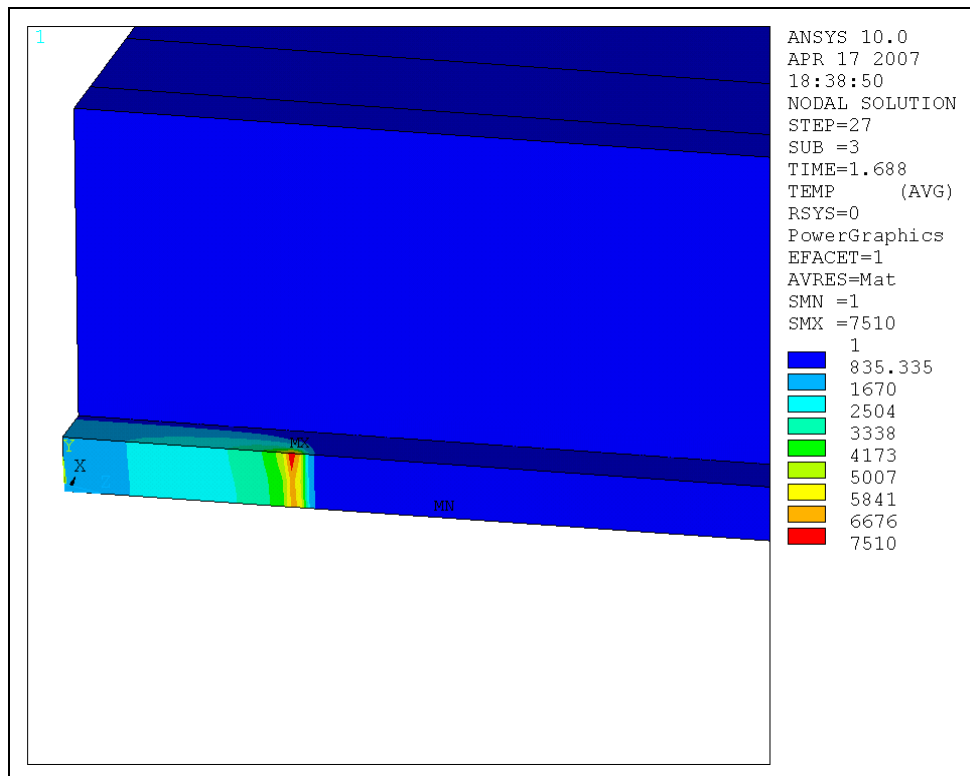
Tutte queste considerazioni sono il risultato dell'indagine che è stata svolta dopo che si era visto che un modello preliminare termico soltanto teorico per tentare di riprodurre quello riportato in [52], non dava gli stessi risultati. In fig. 3.23 è riportata la geometria di questo modello con l'indicazione delle dimensioni principali. Sottolineiamo che il lavoro in [52] è stato svolto usando ABAQUS: ciò significa che le strategie di soluzione e la mesh utilizzata non sono sempre state le stesse. Adesso è possibile una valutazione critica dei risultati ottenuti con questo modello preliminare. Visto che la temperatura è sensibile alla densità di mesh, non ci si può aspettare una perfetta corrispondenza poiché le mesh non sono completamente sovrapponibili. Inoltre il campo di temperatura è in parte dissimile anche perché ci sono delle piccole differenze relativamente alle proprietà del materiale che non si sono potute chiarire definitivamente.



(fig. 3.23: geometria del modello preliminare)

Si riporta nella fig. 3.24 il risultato ottenuto con ANSYS, che come si diceva si discosta da quello riportato in [52] con temperatura massima intorno ai 9000 °C. Tale risultato è solo esemplificativo e non può essere idoneo a qualificare il nostro modello: indipendentemente dai valori assunti per le grandezze termiche in fase liquida con tutte le problematiche che abbiamo esposto, questo valore di temperatura, come quello ottenuto da noi di circa 7510 K riportato in fig. 3.24, ci sembrano fortemente irrealistici (il materiale a quella temperatura è evaporato: i tecnici sperimentali del Centro Ricerche ENEA di Faenza riferiscono della formazione di nebbia attorno al fascio laser il che non permette di definire univocamente una temperatura in quella zona). Possiamo dire soltanto che il fatto di non conoscere il calore specifico in fase liquida non dovrebbe essere molto grave poiché in letteratura si è visto che il nickel che è di gran lunga il principale costituente dell'Inconel ha un calore specifico poco variabile nel passaggio da solido a liquido. Poiché il codice estrapola il valore della pendenza dell'entalpia all'estremo dell'intervallo (il che equivale a considerare costante il valore del calore specifico e della densità), il calcolo della temperatura nella zona di fusione e la sua distribuzione nelle zone adiacenti non dovrebbe essere parecchio falsato. Questo modello preliminare è stato ottenuto imponendo una potenza termica di 4 kW con un'efficienza del 60% come consigliano i tecnici dei laboratori dei Centri ENEA: inoltre questa potenza non è stata adottata uniformemente lungo lo spessore: la ripartizione è avvenuta per mezzo di alcune percentuali dedotte empiricamente e riportati in [52]. Questo è solo una riproduzione di un

calcolo svolto in precedenza: nel prossimo capitolo si avrà modo di riferire sulle prove sperimentali effettuate per arrivare ad una migliore verifica della modellazione effettuata.



(fig. 3.24: contour plot di temperatura)

Tuttavia queste considerazioni svolte nel caso della saldatura laser possono senz'altro essere estrapolate al caso della saldatura TIG perché concettualmente si ha a che fare sempre con lo stesso problema ossia quello di riprodurre un carico di volume che si sposta lungo il futuro cordone saldato.

3.7 MODELLAZIONE DEI FENOMENI CONVETTIVI E RADIATIVI

Dopo aver esposto il procedimento di applicazione del carico, ci sembra opportuno ricordare gli ulteriori aspetti fisici del problema che sono stati considerati: cioè la simulazione del calore scambiato per convezione dalla piastra metallica con l'ambiente circostante e quello perso per irraggiamento nel fondo della cava dal materiale fuso. Lo scambio convettivo con l'ambiente circostante è stato modellato poiché, siccome per la saldatura è molto importante il raffreddamento, anzi è in questa fase che si esercita la maggiore influenza sul campo di tensione residuo, la perdita di calore per convezione influenza sia i gradienti termici interni sia i tempi lunghi tipici del raffreddamento. Lo scambio termico per irraggiamento è anch'esso da considerare viste le temperature raggiunte (dell'ordine dei 2000 °C) nella zona di fusione e questo fenomeno influenza molto il campo ed il gradiente termico in quella zona. Tuttavia l'aggiunta dell'irraggiamento appesantisce il modello poiché c'è la dipendenza dell'energia termica scambiata dalla quarta potenza della temperatura.

L'introduzione di tali elementi superficiali è importante ma non dobbiamo dimenticare che si stanno trascurando fenomeni ugualmente rilevanti come per esempio gli aspetti cristallografici, la forma del bagno di fusione, i fenomeni convettivi al suo interno e così via; tuttavia tali omissioni erano implicite già in fase di definizione del modello e consapevolmente ammesse: al fine però di una fedele riproduzione del campo termico e comprendendo l'importanza che assume sugli spostamenti e deformazioni, si sono voluti aggiungere questi aspetti poiché sono relativamente facili da implementare per arrivare ad una modellazione più completa compatibilmente con gli strumenti disponibili in ANSYS.

Gli elementi presenti in ANSYS che consentono la simulazione di questi fenomeni sono i SURF152 che possono essere usati per vari carichi ed effetti superficiali anche simultanei. Possono essere disposti sulle facce di un elemento 3D per l'analisi termica. L'elemento è definito da quattro fino a nove nodi e dalle proprietà del materiale. Un "extra node", lontano dall'elemento base, può essere usato per gli effetti convettivi e radiativi: se si usa "l'extra node" (come è il nostro caso), la sua temperatura serve a riprodurre quella del fluido indisturbato. Inoltre quando è usato per la radiazione, l'extra node ancora rappresenta la temperatura del fluido indisturbato; l'emissività della superficie è invece immessa come proprietà del materiale ed è stata scelta sulla base dei valori riportati in letteratura che verranno evidenziati quando si descriveranno le prove sperimentali.

Per il nostro modello lo scambio convettivo viene attribuito a tutta la superficie delle piastre da unire escludendo al più le parti a contatto con i vincoli (oppure attribuendo a queste ultime un

coefficiente di scambio laminare che sia equivalente al calore scambiato per conduzione) e le superfici disposte lungo lo spessore lontane dalla zona di saldatura; lo scambio per irraggiamento è modellato invece sulla superficie del cordone fuso. Le istruzioni all'interno del codice ANSYS per una corretta simulazione di questi due fenomeni sono state collaudate su modelli molto semplici prendendo come parametri i valori riportati in letteratura. Anche per questi elementi è stata utilizzata la tecnica "birth and death" come si vedrà in seguito. Infatti questi elementi sono disposti sulla superficie del cordone, ed è bene che siano attivi solo quando passa la sorgente, per snellire un po' il calcolo.

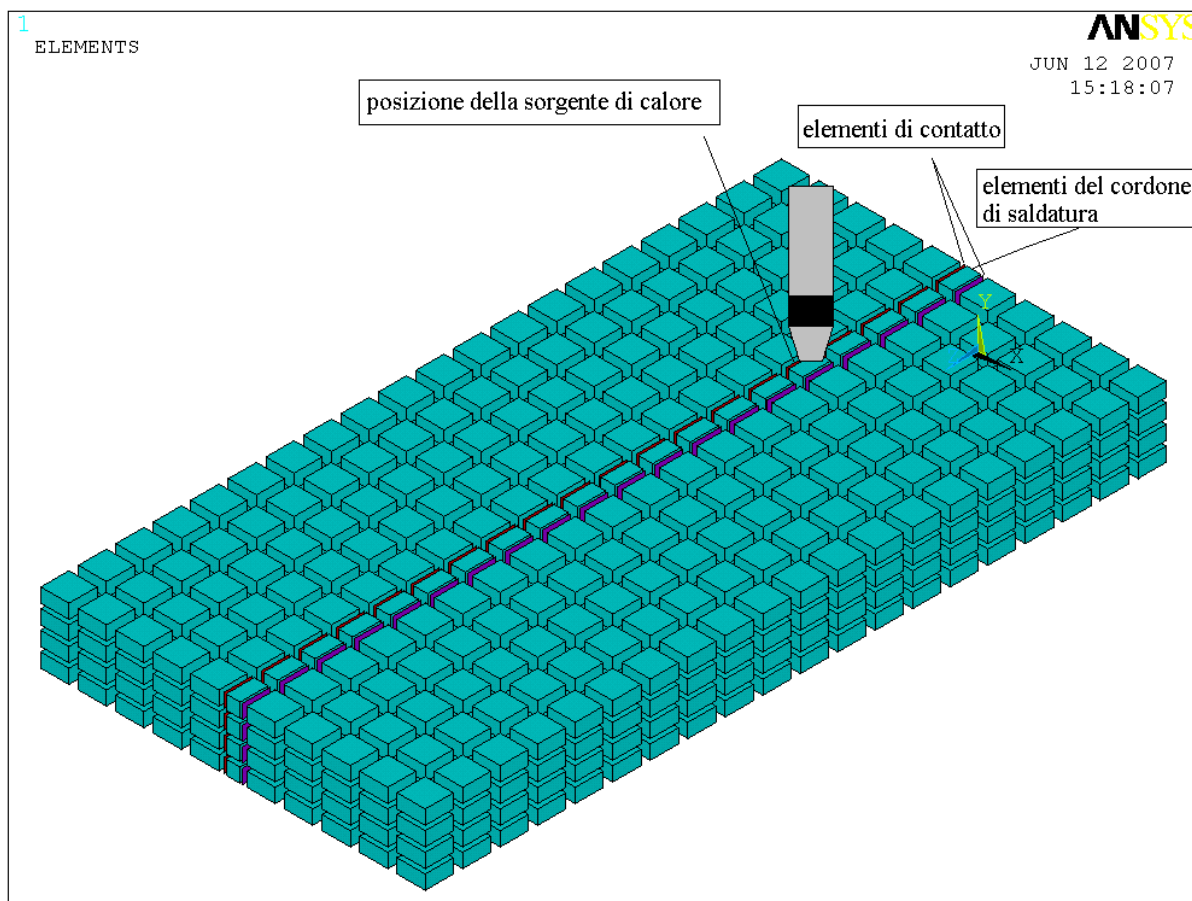
3.8 SIMULAZIONE TERMICA DELLA SALDATURA LASER

E' stato considerato un altro aspetto importante e cioè quello di prevedere gli elementi di contatto disposti sulle superfici affacciate dei due lembi da saldare: questo perché durante il passaggio della sorgente mentre una qualsiasi zona può essere interessata da metallo fuso, l'andamento dei ritiri può essere tale da far sbattere i due lembi in una zona che ancora deve essere saldata: in fig. 3.25 con un restringimento grafico dei bordi degli elementi si vedono quelli centrali interessati dal passaggio della sorgente di calore e adiacenti ad essi sono collocati degli elementi superficiali di contatto (CONTA169 e TARGE173) che devono impedire la compenetrazione nelle zone ancora da saldare.

Se i due lembi da saldare hanno un gap trasversale nullo, le due superfici che devono essere rivestite con tali elementi devono essere geometricamente coincidenti: invece si vede che questi elementi hanno un distacco pari alla dimensione trasversale degli elementi del cordone: ciò può essere fatto poiché si impone nella dichiarazione degli elementi contact un offset della superficie pari alla dimensione trasversale degli elementi fusi che saranno resi "death" nell'analisi strutturale (cioè i nodi della superficie target stanno sullo stesso piano geometrico dei nodi spostati della superficie contact). Quindi con una opportuna scelta dell'offset della superficie contact si può simulare la saldatura nel caso in cui i due lembi da saldare presentino un gap non nullo.

Si è scelto di procedere in questo modo per comodità nella manipolazione del modello: infatti avendo scelto di simulare il cordone con una sola fila di elementi non si sarebbero potuti piazzare questi elementi di contatto in mezzo a quest'unica fila di elementi del cordone.

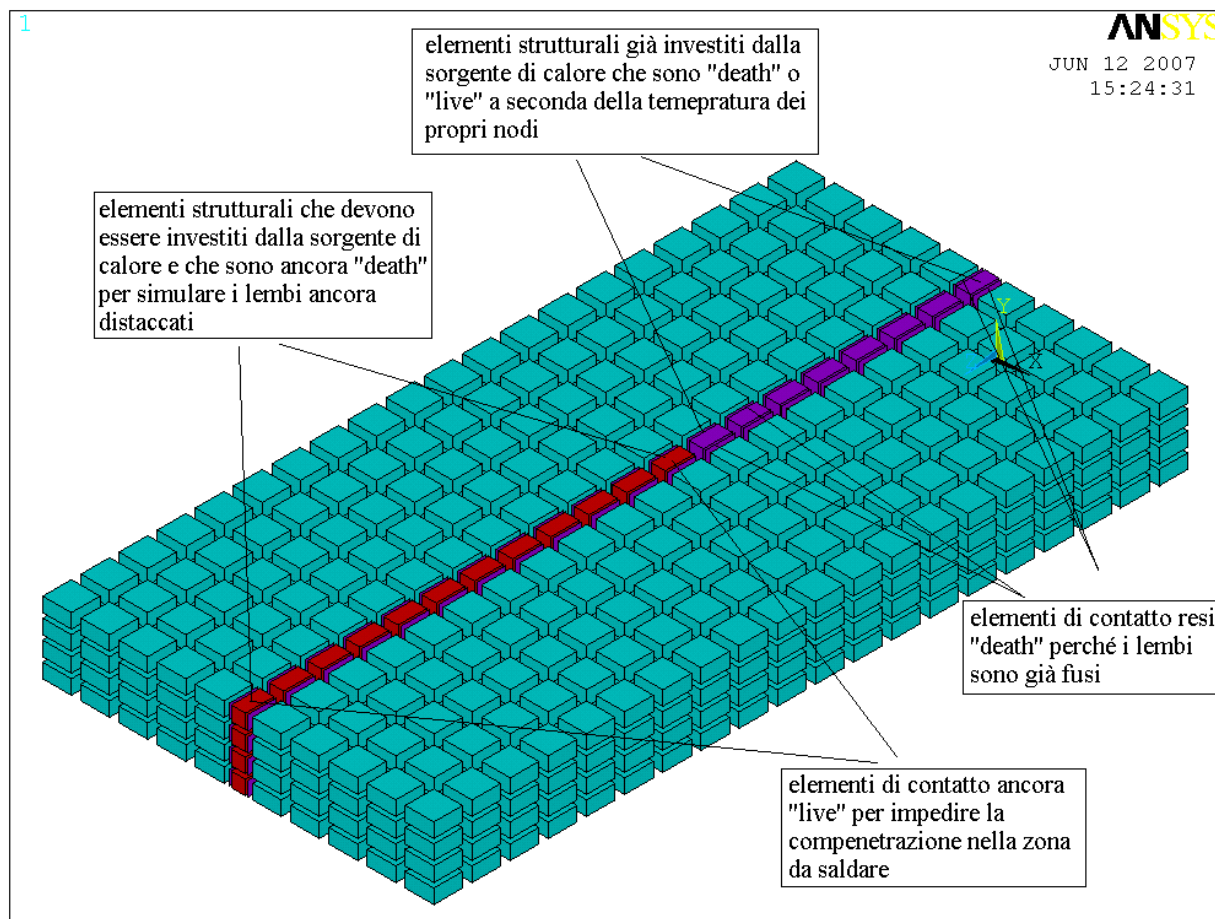
Inoltre è necessario fare un'altra precisazione: questa unica fila di elementi centrali serve a considerare il metallo fuso in totale cioè quello fuso della piastra base e l'eventuale metallo d'apporto; per l'analisi strutturale non importa questa distinzione perché dopo la fusione viene annullata la deformazione precedente e ciò non influisce sulla deformazione finale e sulle tensioni residue; anche per l'analisi termica il materiale d'apporto e quello base devono essere tenuti in conto fin dall'inizio, poiché entrambi partecipano all'assorbimento di calore: questo è proprio quello che abbiamo effettivamente fatto noi considerandoli però in maniera indistinta.



(fig. 3.25: disposizione degli elementi di contatto)

In breve riassumiamo come si procede nell'analisi in maniera operativa (fig. 3.26) che risulta congruente con quello riportato nel diagramma a blocchi menzionato all'inizio del capitolo: prima si esegue l'analisi termica dove, come abbiamo già detto, gli elementi termici del cordone sono tutti "live" poiché tutto il materiale partecipa completamente all'assorbimento del calore (condizione riconducibile alla situazione di fig. 3.25); poi nell'analisi strutturale durante il generico load step avremo che gli elementi (cambiati da termici a strutturali) del cordone che ancora devono essere investiti dalla sorgente di calore sono resi "death" e gli elementi di contatto adiacenti a questi ultimi sono resi "live" proprio al fine di impedire la compenetrazione.

Per ogni elemento che appartiene al cordone e che è stato già investito dalla sorgente alla fine di ogni load step si verifica se la temperatura di tutti i suoi nodi è inferiore alla temperatura del *liquidus*: se ciò avviene l'elemento viene riattivato altrimenti rimane disattivo a simulare ancora il metallo fuso e quindi senza rigidità. Gli elementi di contatto adiacenti a questi ultimi elementi del cordone sono resi "death" poiché ormai il metallo è diventato un unico volume (indipendentemente dallo stato liquido o solido in cui si trova il materiale) e quindi non ha più senso pensare alla compenetrazione.



(fig. 3.26: stato istantaneo degli elementi relativi al cordone)

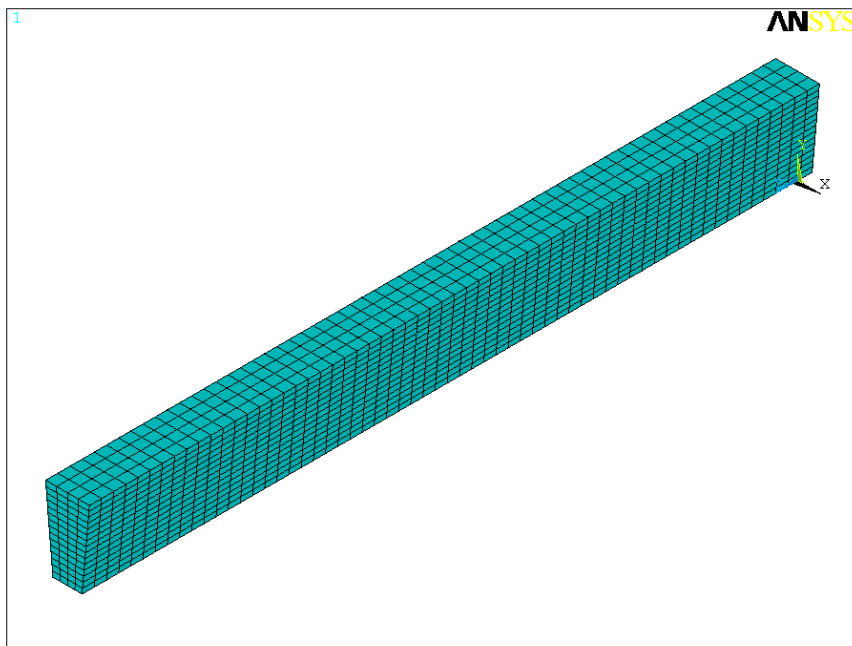
Il fatto di scegliere come temperatura di riattivazione quella del liquidus piuttosto che quella del solidus è del tutto arbitrario: in ogni caso durante la permanenza nella zona bifasica il materiale ha poca capacità di prendere carico e quindi l'eventuale storia di deformazione che si potrebbe trascurare è di entità minima: il fatto di attribuire al materiale nella zona bifasica o le proprietà meccaniche del liquido (se disponibili) o quelle degradate (prossime alla temperatura di fusione) del solido non comporta grosse variazioni di risultato.

In effetti quando durante l'analisi strutturale si simula la parte di cordone ancora non investita dalla sorgente con elementi "death" si sta implicitamente trascurando il loro contributo alla dilatazione termica totale, cosa che non è lecita in quanto è effettivamente presente il metallo in quel volume e nonostante che siano state calcolate nell'analisi termica le temperature dei rispettivi nodi (utilizzate per calcolare le deformazioni relative agli elementi adiacenti al cordone): tuttavia, a conti fatti, con i valori dei coefficienti di dilatazione utilizzati il contributo mancante del metallo disattivato all'allungamento totale sarebbe in realtà dell'ordine del micron e quindi del tutto trascurabile.

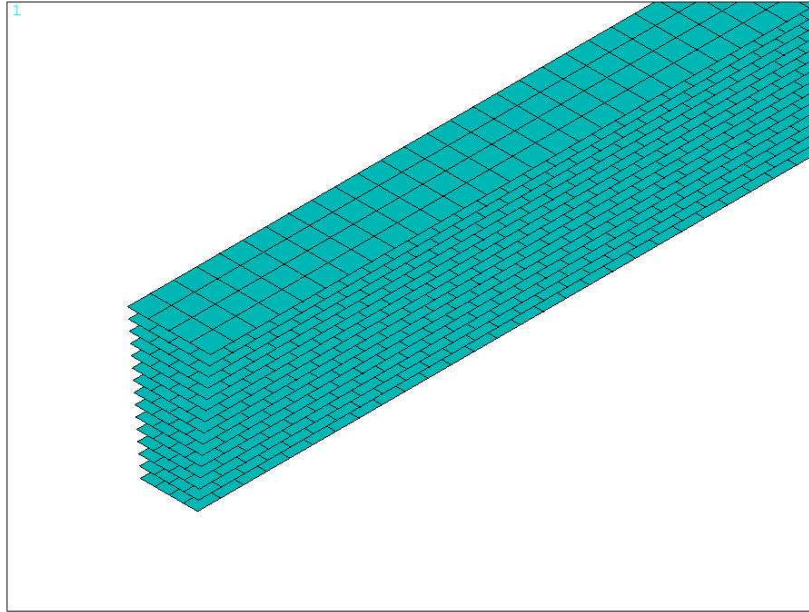
Una ulteriore puntualizzazione riguarda l'utilizzo della tecnica delle ampie deformazioni. Abbiamo già detto che gli elementi "death" in realtà non è che non sono presenti nel modello fem, essi sono disattivati abbattendo la loro rigidità (calore specifico, conducibilità termica o qualunque altra analoga quantità) di un fattore scelto dall'utente (dell'ordine di 10^{-6} - 10^{-9}). In prossimità del bagno di fusione si possono verificare ampie deformazioni: ciò porterebbe a pensare di attivare le ampie deformazioni (comando NLGEOM) in modo tale da simulare questo effetto. In questo caso tuttavia non si è seguita questa strada poiché quando il metallo sperimenta le elevate deformazioni, queste con l'aumentare della temperatura non danno elevate tensioni per la progressiva diminuzione della rigidità (metallo strutturalmente inattivo) e quando si arriva a fusione le deformazioni si annullano. A queste deformazioni nulle corrispondono però un campo di spostamenti non nullo: Inoltre, e ancora più importante, se fossero attive le ampie deformazioni l'elemento verrebbe riattivato nella configurazione deformata che si otterrebbe seguendo gli spostamenti degli elementi attivi: ciò introdurrebbe una variazione di volume e, considerando che l'elemento è stato disattivato a temperatura ambiente e riattivato alla temperatura di solidificazione, anche una variazione di densità che comporterebbero una duplice causa di variazione di massa. Tutto questo non si verifica nella realtà e quindi si è scelto di compiere l'esecuzione del calcolo sulla base della configurazione indeformata. Cioè ancora il riscaldamento e la dilatazione sono due fenomeni che sono fisicamente contemporanei ma che vengono riprodotti l'uno successivamente all'altro nella logica numerica: di qui la necessità di trascurare la tecnica delle ampie deformazioni.

3.9 SIMULAZIONE TERMICA DELLA SALDATURA TIG

Nel caso del TIG il ragionamento è simile al laser, ossia sono stati definiti gli elementi che riproducono il cordone e che riempiono il cianfrino: inizialmente anche nella analisi termica tali elementi sono resi *killed* e vengono poi riattivati in sequenza; essi sono disposti a strati orizzontali (fig. 3.27) e sono tanti quante sono le passate; la singola passata è suddivisa in tanti load step quanti sono gli elementi in direzione longitudinale; ad ogni load step si aggiunge un tratto del cordone rappresentato da una fila trasversale di elementi relativa ad un solo strato; a tali elementi nell'istante della riattivazione (comando EALIVE) viene conferito un carico termico di volume con modalità in tutto analoghe a quelle del laser. Su ogni strato di elementi relativo ad una passata è stato dichiarato uno strato superficiale di elementi relativi all'irraggiamento (fig.3.28): questi ultimi vengono resi *live* contemporaneamente ai corrispondenti elementi esaedrici sottostanti e vengono resi *killed* definitivamente alla fine della passata a cui si riferiscono.

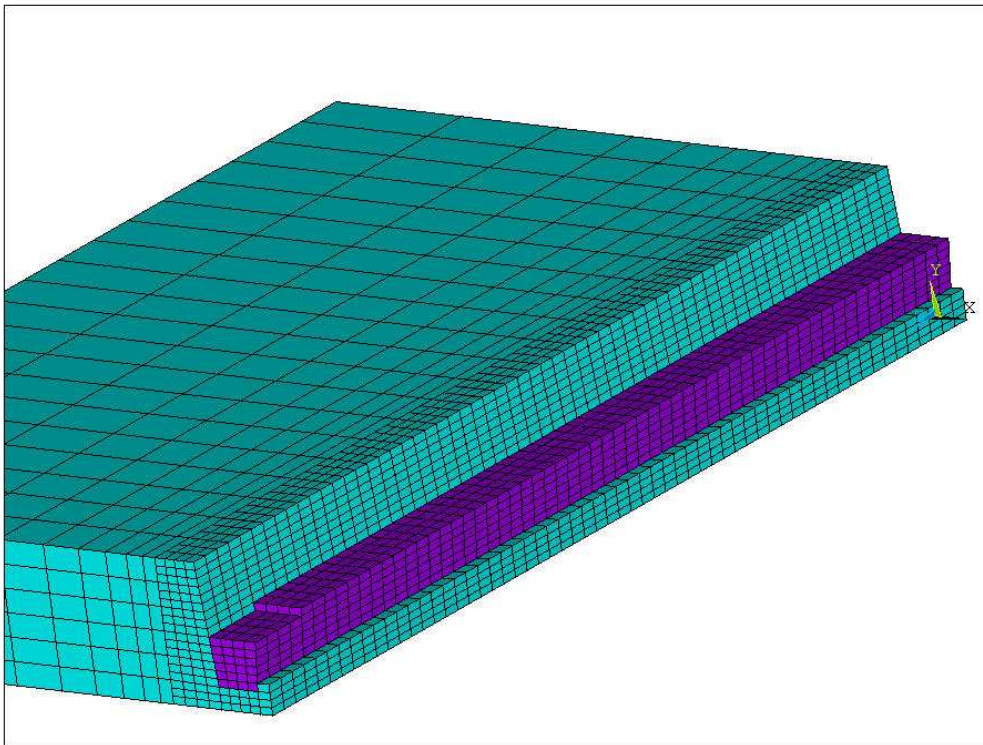


(fig. 3.27: volume del cianfrino costituito da elementi killed che vengono riattivati a strati)



(fig. 3.28: elementi superficiali destinati alla simulazione dell'irraggiamento per ogni passata)

Nella figura 3.29 c'è un'altra vista di una parte di un modello preliminare: tra la zona grossolana e quella fine non sono riportati ma ci sono gli elementi superficiali di contatto che, per quello che abbiamo esposto sopra, servono per raccordare le sue regioni.



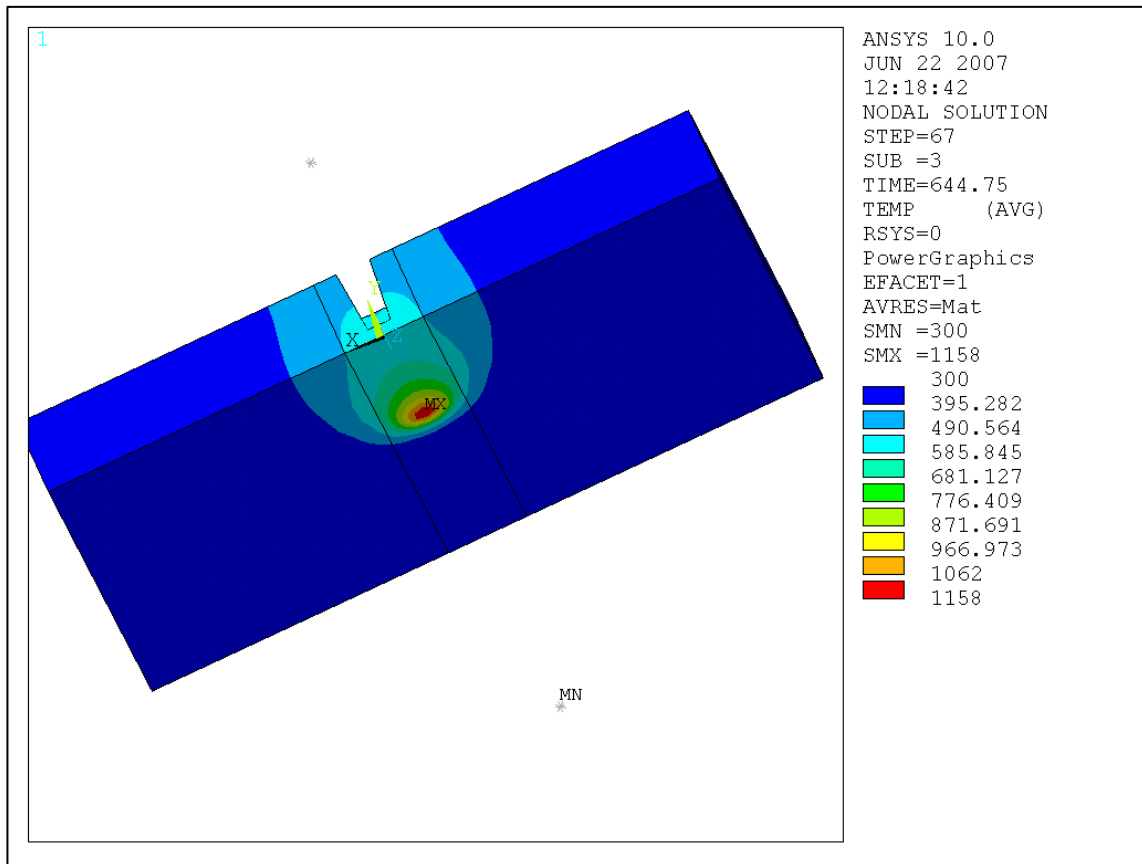
(fig. 3.29: disposizione degli elementi della piastra e del cordone)

La saldatura TIG è in tutto analoga al laser anzi per certi versi risulta anche più facile da simulare. Ferme restando tutte le schematizzazioni di calcolo che abbiamo elencato nei paragrafi precedenti, evidenziamo il fatto che nel caso del TIG in una singola passata viene riattivato uno strato di elementi; in fig. 3.27 vediamo tutti gli elementi che sono destinati a riempire il cianfrino: sono 15 strati come il numero delle passate. Nell'ambito della singola passata gli elementi "killed" che fanno parte di uno strato vengono riattivati per file trasversali (4 elementi per ogni load step): la singola striscia di elementi viene riattivata immediatamente prima di essere caricata nell'ambito di un unico load step.

Data la pesantezza del calcolo sono state effettuate parecchie prove preliminari simulando un'unica passata TIG al fine di calibrare il modello. Senza stare a riportare le problematiche relative all'uso corretto dei vari comandi, diciamo che è stato verificato qualitativamente la corretta dichiarazione delle proprietà del materiale, degli elementi di contatto, e delle procedure di attivazione e disattivazione degli elementi.

Una ulteriore serie di prove ha riguardato la corretta definizione dell'intensità della sorgente di calore e per tale fine sono state eseguite le simulazioni termiche per le prime passate. Abbiamo detto che le modalità di riproduzione della potenza termica sono state ampiamente analizzate e collaudate: tuttavia non possiamo sapere a priori quale è il rendimento della sorgente: cioè nota (non sempre in tutti i casi) l'energia assorbita dal dispositivo di saldatura, non possiamo risalire al calore effettivamente assorbito dal metallo; per cui non è possibile nessuna correlazione tra il valore delle grandezze in ingresso (potenza del laser oppure voltaggio ed amperaggio della saldatrice ad arco o TIG ecc) e l'intensità delle stesse grandezze effettivamente utilizzata. Per noi la sorgente di calore è da riguardare solo come un numero che riproduce l'energia utilizzata senza sapere nulla su quella messa a disposizione dall'apparecchiatura saldatrice: sarà poi analizzata dopo la correlazione empirica tra il valore numerico della sorgente che riproduce una data prova di saldatura con i parametri impostati a monte del dispositivo di saldatura. Quindi questa ultima serie di prove preliminari ha riguardato la determinazione dell'intensità della sorgente da attribuire al modello per riprodurre fedelmente il segnale della termocoppia sia per quanto riguarda la temperatura massima sia per quanto riguarda l'andamento durante il raffreddamento.

Fatte queste dovute precisazioni, riportiamo dapprima un contour plot di temperatura relativo ad un generico istante (fig. 3.30) per dare un'idea del campo di temperatura:

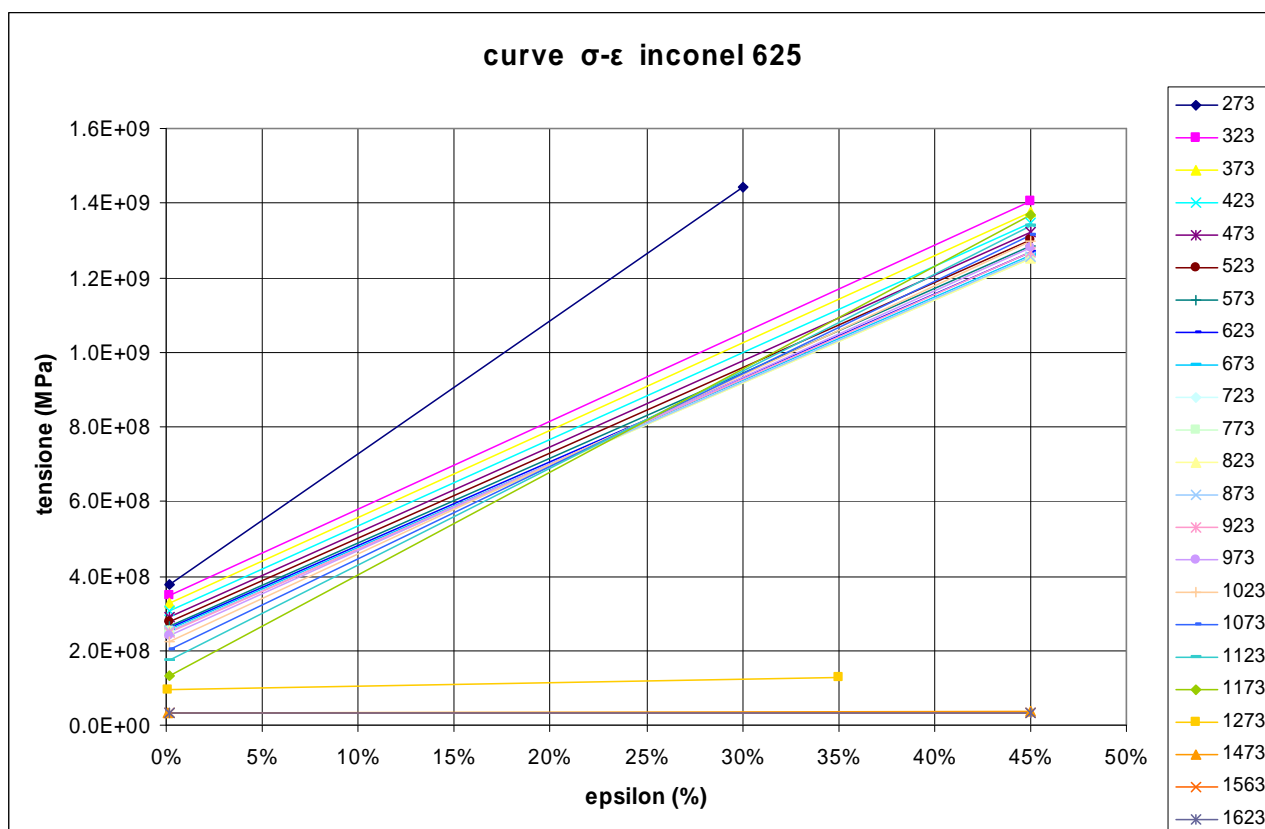


(fig. 3.30: contour plot di temperatura della saldatura TIG)

Queste affermazioni sono solo introduttive: nel prossimo capitolo quando si esporrà il confronto tra i risultati numerici e quelli sperimentali si avrà modo di evidenziare altri commenti circa il funzionamento del modello.

3.10 SIMULAZIONE STRUTTURALE DELLA SALDATURA LASER E TIG

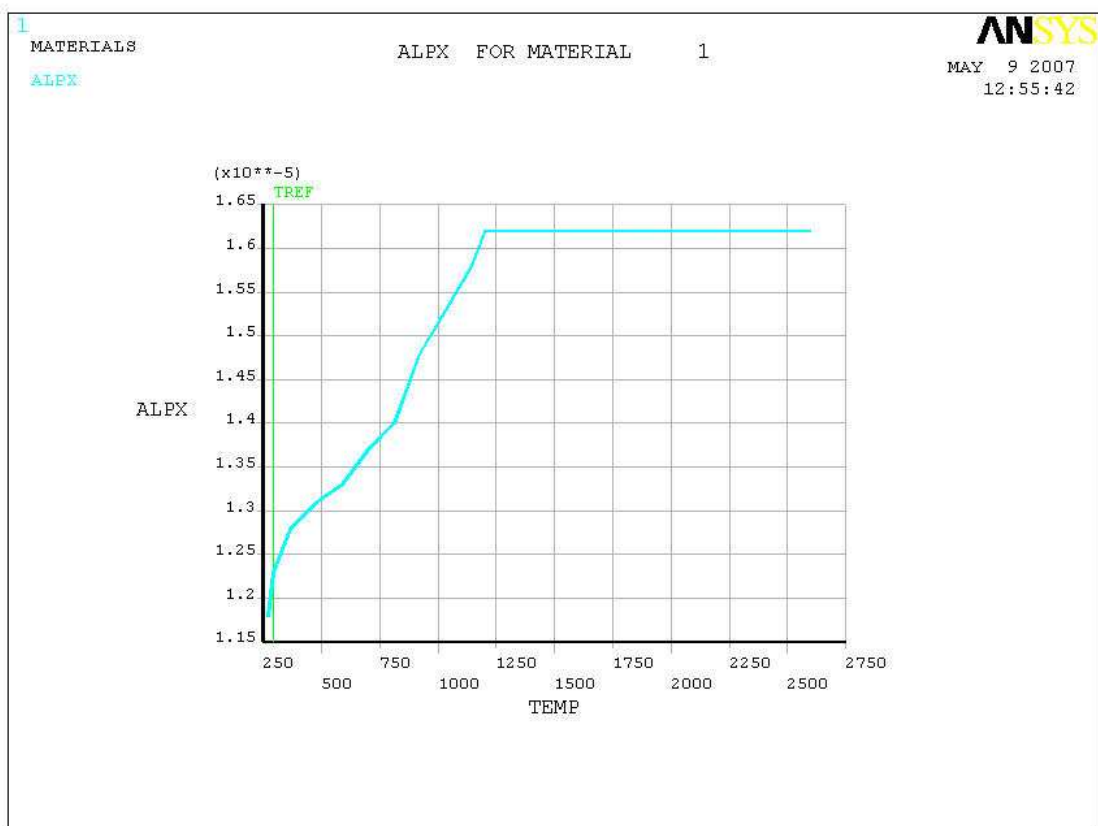
Le considerazioni relative alla analisi strutturale sono sostanzialmente valide sia per il laser che per il TIG. I modelli sono geometricamente identici: occorrono solo alcuni interventi che ci accingiamo a descrivere brevemente. Per modellare il comportamento del materiale si è scelto di assegnare le curve sigma-epsilon bilineari per ogni valore di temperatura: nella fig. 3.31 è riportato il solo tratto plastico per chiarezza essendo quello elastico molto contenuto.



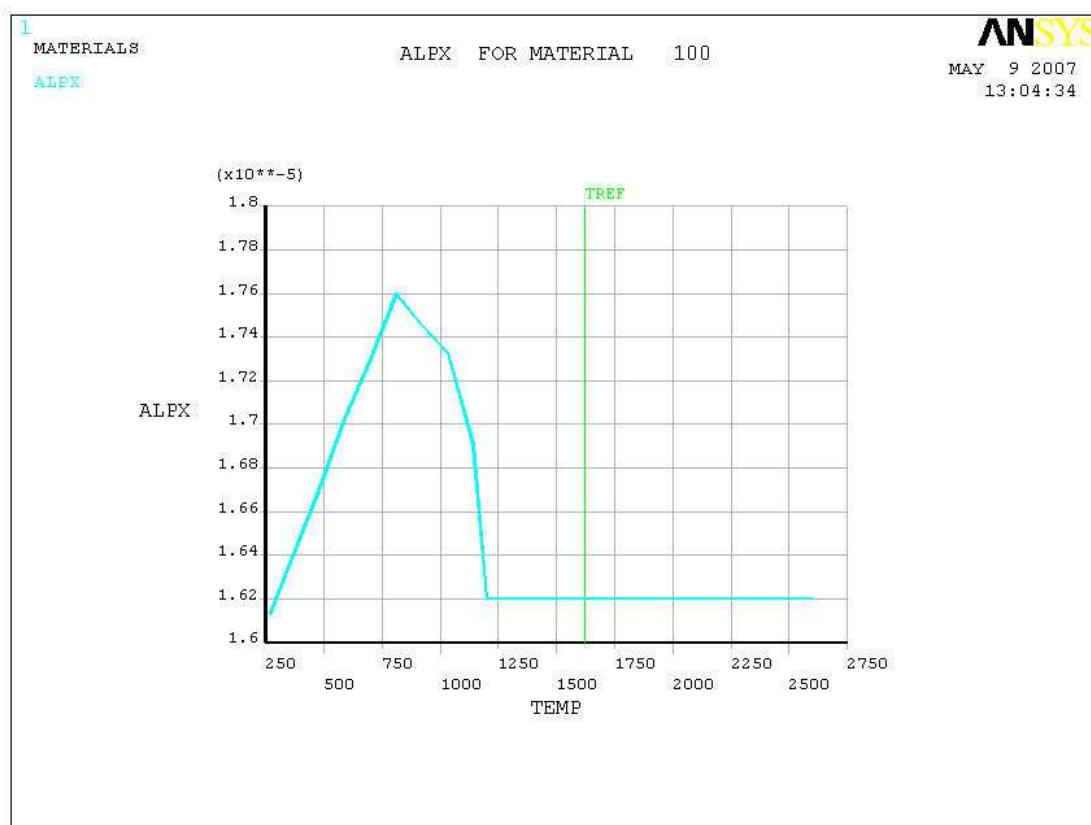
(fig. 3.31: curve sigma-epsilon bilineari -tratto plastico- dell'INCONEL625)

Il coefficiente di dilatazione termica è definito invece come in fig. 3.12. Una breve digressione è necessaria per la corretta definizione di tale coefficiente. I dati disponibili relativi al coefficiente di dilatazione termica lineare, riguardano i valori medi (integrali) tra la temperatura di riferimento (strain free) cioè la temperatura di laboratorio a partire dalla quale si effettuano le misure e la temperatura in esame. Se si adoperassero questi dati, si considererebbe implicitamente che le deformazioni termiche sono calcolate a partire da questa temperatura. Ma non necessariamente la temperatura di inizio saldatura è uguale a quella con cui si dichiarano le misure di laboratorio. In Ansys è disponibile un comando (MPAMOD) che permette il passaggio dalla specificazione data

dal fornitore a quella necessaria per effettuare il calcolo. Per noi è come se ci fossero due materiali: uno relativo al metallo base con la *reference temperature* data dalla temperatura ambiente e l'altro, relativo al materiale d'apporto, con la *reference temperature* pari alla temperatura di fusione dell'Inconel. I due materiali (di cui uno fittizio) hanno gli stessi coefficienti medi di dilatazione termica: ma se si prende un set di valori medi (ovvero secanti), quando questi devono essere ridefiniti a partire da un'altra *reference temperature*, si ottiene alla fine un altro set di valori completamente diverso dal primo. Nelle figure 3.32 e 3.33 ci sono le curve che si ottengono ponendo come *reference temperature* la temperatura ambiente (dichiarazione per il metallo base) nel primo caso, e la temperatura di fusione (dichiarazione del materiale relativo al cordone depositato) nel secondo caso.



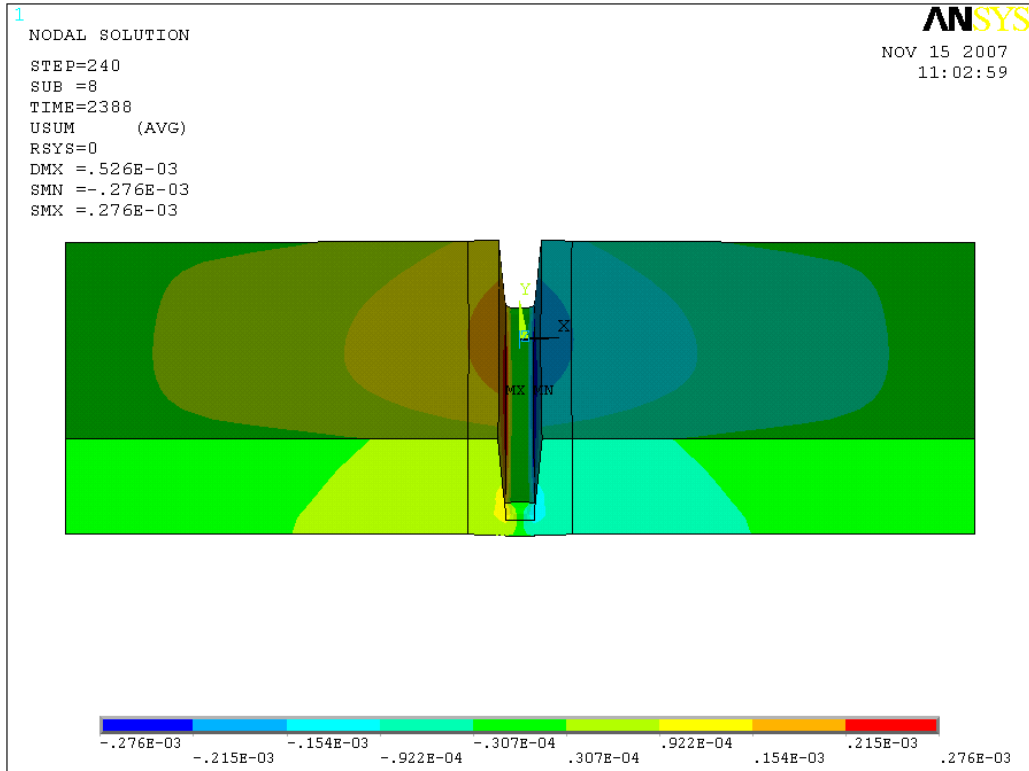
(fig. 3.32:coefficiente di dilatazione termica per il metallo base)



(fig. 3.33:coefficiente di dilatazione termica per il metallo d'apporto)

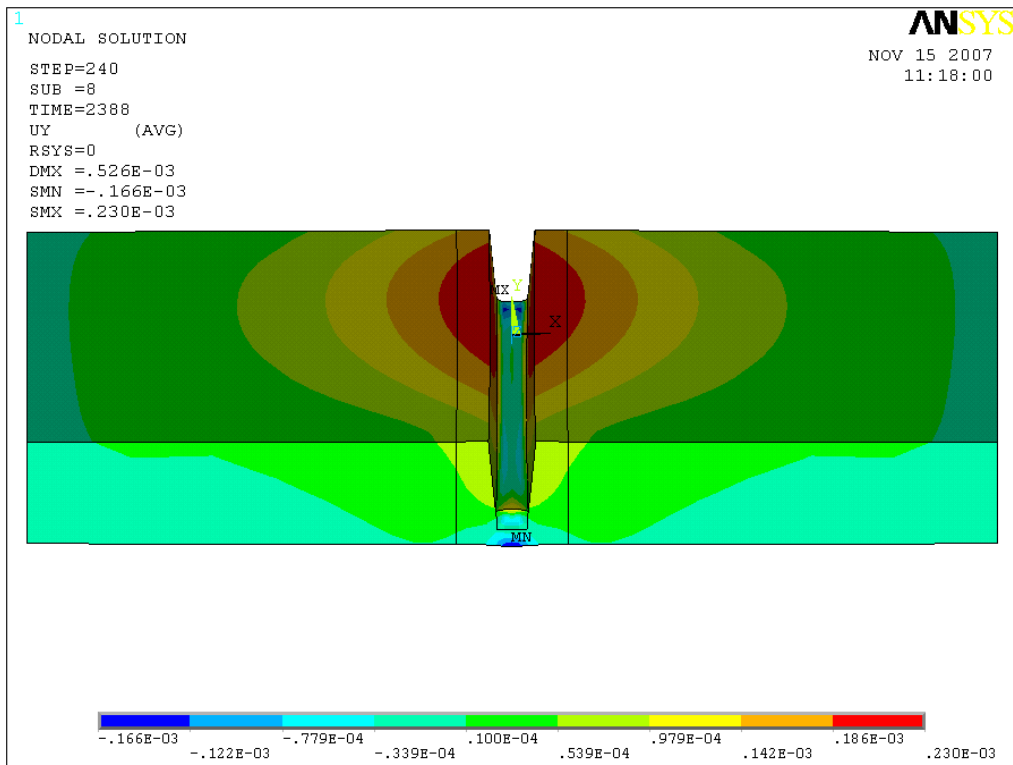
Il passo successivo consiste nel cancellare gli elementi SURF152 relativi alla simulazione della convezione e dell'irraggiamento; vengono poi dichiarate le opportune keyoption degli elementi CONTA173 e TARGE170 relativi alla connessione di mesh diverse perché in questo caso devono essere collegati gli elementi strutturali anziché quelli termici: questi ultimi (SOLID70) vengono cancellati e vengono dichiarati i SOLID45 cioè gli elementi esaedrici ad otto nodi strutturali. Vengono imposte le opportune condizioni di vincolo a seconda del caso sulle due facce laterali e infine vengono resi "killed" gli elementi del cianfrino. Questi ultimi sono, come abbiamo riportato in fig. 3.27, disposti in strati; ogni strato rappresenta una passata e per ogni load step viene riattivata una "striscia" trasversale di elementi dello strato: ciò corrisponde alla deposizione di una singola goccia di materiale fuso; agli elementi riattivati vengono assegnate le temperature, calcolate nell'analisi termica, come carico di volume nodale.

Nella figura 3.34 è riportato il contour plot del campo di spostamenti totale (USUM) relativo ad una simulazione preliminare; all'epoca di queste simulazioni preliminari il tempo per l'esecuzione del calcolo era ragguardevole soprattutto nel caso strutturale: tale calcolo (relativo a 3 passate) aveva richiesto circa 4 giorni di tempo su un Pentium 4 (R) 3.2 GHz – 2 Gb Ram. Inoltre ricordiamo che sulla stessa macchina il modello termico relativo a 6 passate "correva" in poco più di 10 ore.



(fig. 3.34: countour plot del campo di spostamenti totale alla fine della terza passata)

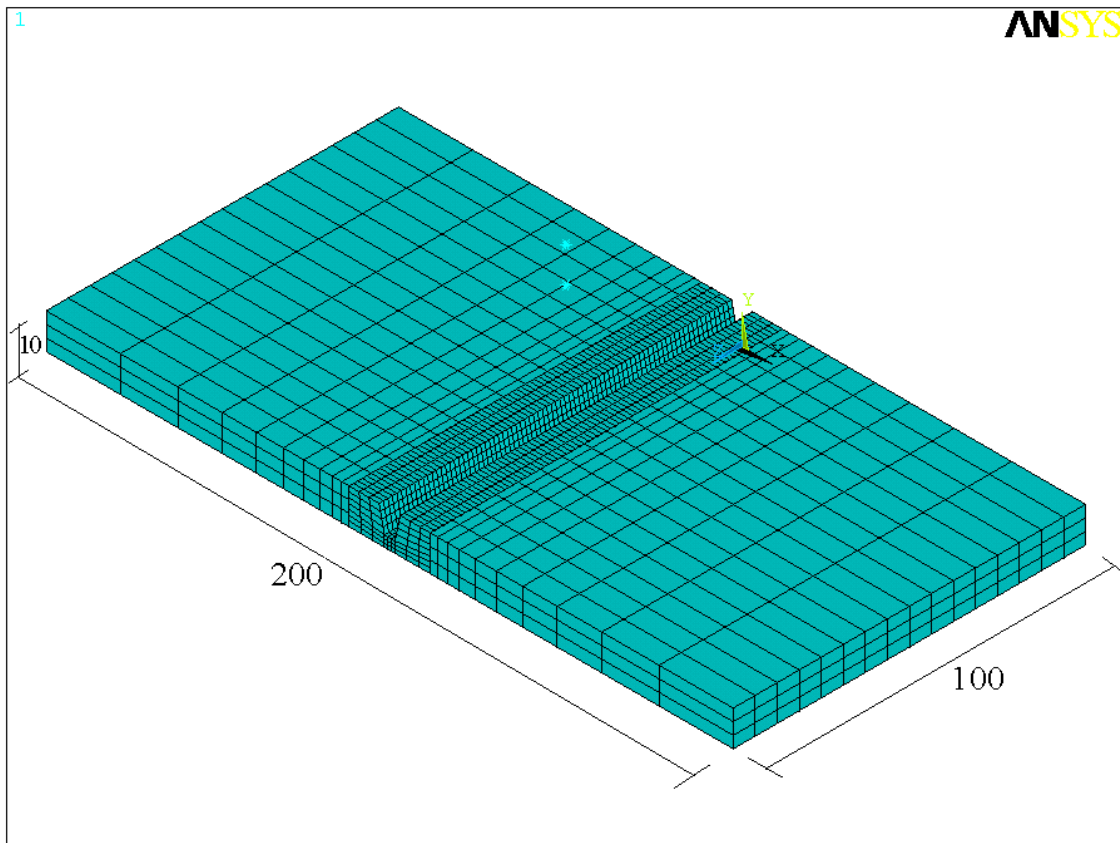
Nella figura 3.35 è riportato il contour plot relativo agli spostamenti verticali sempre alla fine della terza passata. In prima approssimazione, come si vedrà meglio in seguito, si può dire di aver riprodotto il fenomeno almeno per quanto riguarda l'ordine di grandezza.



(fig. 3.35: countour plot del campo di spostamenti verticali alla fine della terza passata)

3.11 ANALISI PARAMETRICA DELLE GRANDEZZE TERMOFISICHE

Abbiamo sottolineato più volte l'importanza della corretta riproduzione del campo di temperatura: in effetti questo ci è stato in parte impedito poiché non sono note le caratteristiche termiche in fase liquida: è possibile provare a riprodurre i calori specifici a partire dalla composizione percentuale dei singoli elementi, noti che siano i rispettivi calori molari, ma questo porta a una determinazione che è parecchio lontana dai valori che si hanno alla fine della fase solida e che quindi non è convincente utilizzarla. Non potendo fare diversamente, abbiamo pensato di variare parametricamente la grandezza entalpia che per come è definita comprende sia il calore specifico che la densità. Tale grandezza è di tipo integrale per cui variando arbitrariamente di un solo punto percentuale il suo valore finale (ultimo punto del tratto in fase liquida di fig. 3.5) effettivamente si impongono variazioni percentuali sensibili dei valori finali delle funzioni integrande (densità e calore specifico). Quindi pur non disponendo di tutti i suoi valori reali, siamo fiduciosi di poter trarre conclusioni adeguate sulla nostra scelta delle proprietà termiche in fase liquida.



(fig. 3.36: modello fem adoperato per l'analisi parametrica)

Ricordiamo tuttavia che i fattori che influiscono sulla distribuzione delle tensioni residue sono numerosi come ad esempio: il processo di saldatura utilizzato, la geometria del giunto, lo spessore degli elementi saldati e le condizioni di vincolo. Quindi si ricorre ad una sola analisi di sensibilità del modello alle proprietà termiche sia per poter isolare l'influenza di questa variabile sia per esigenze di semplicità del modello (saldatura testa a testa tra lamiere con giunzione simmetrica rispetto alla mezzzeria) e di snellezza del calcolo relativamente ai tempi impiegati.

Poiché questo problema riguarda il metallo fuso in generale, qualunque sia la sorgente di calore, abbiamo preferito eseguire questa analisi parametrica su un modello di saldatura laser (senza considerare il materiale d'apporto) e quindi con la facilitazione di non dover utilizzare la tecnica "birth and death" in ambito termico. Il modello adoperato è riportato in fig. 3.36: le dimensioni sono 100mm in lunghezza, 200mm in larghezza e 10mm di spessore.

Sono stati considerati complessivamente 3 casi: il primo è considerato di riferimento ed in esso si sono adottate le stesse definizioni del materiale che abbiamo riportato sopra. Poi è stata considerata una variazione del valore finale dell'entalpia di $\pm 2\%$; per quello che abbiamo scritto sopra questa variazione incide anche sui valori fuori dall'intervallo di definizione poiché nel caso di grandezze integrali Ansys estrapola la pendenza finale e non il valore finale.

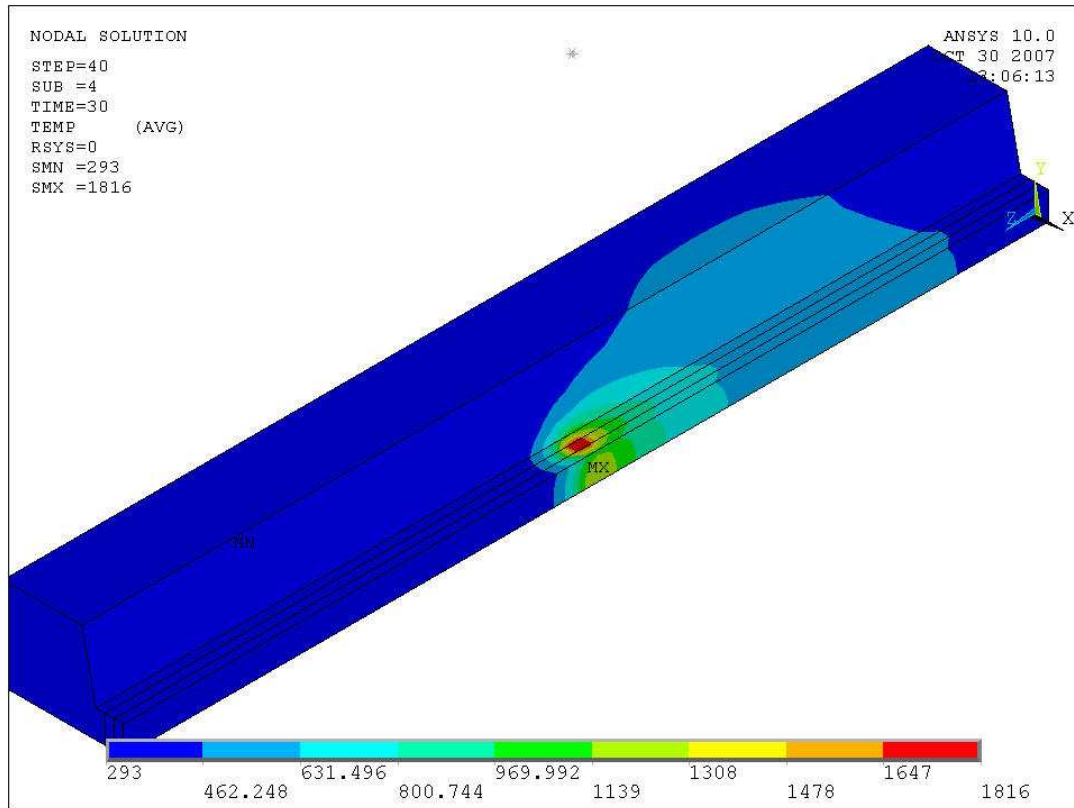
Per cui i valori attribuiti di volta in volta al modello sono stati:

- entalpia finale (riferimento) $1.49879 \cdot 10^{10}$ Temperatura: 2350 °C
- entalpia finale (-2%) $1.46881 \cdot 10^{10}$
- entalpia finale (+2%) $1.52876 \cdot 10^{10}$

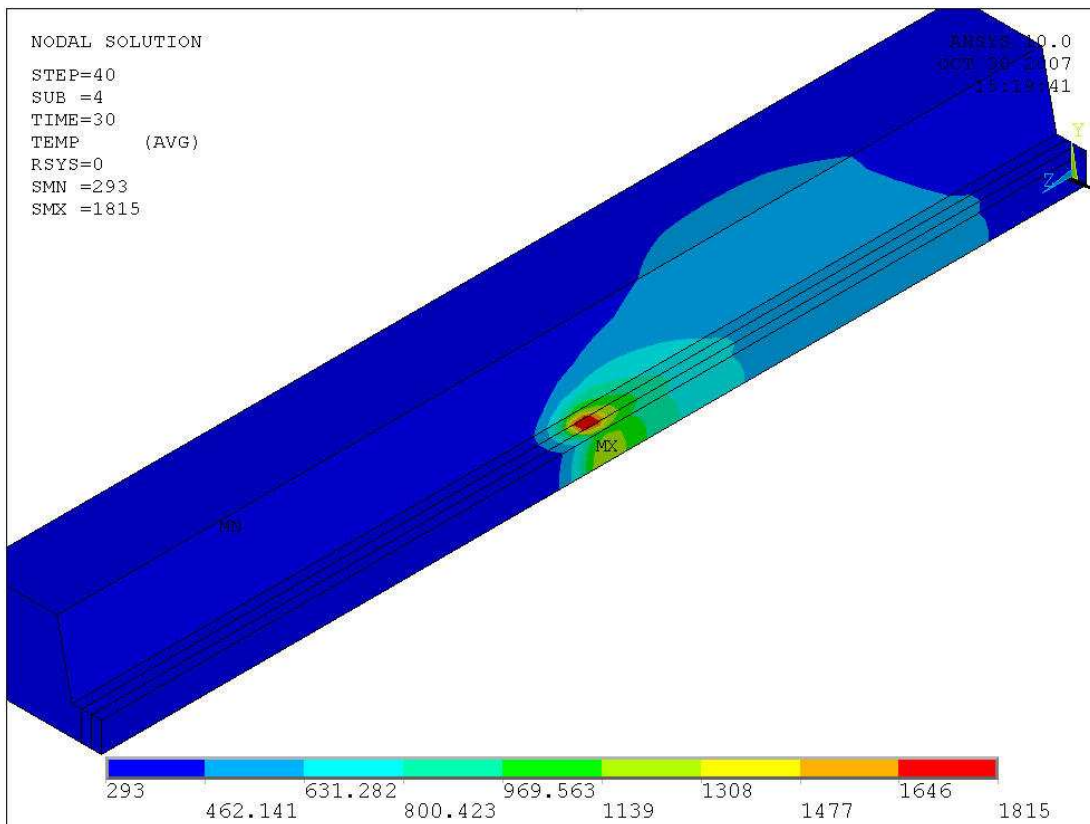
Ricordiamo che a queste variazioni di entalpia corrispondono variazioni del calore specifico di circa il 10 % (mantenendo costante la densità) il che significa che si riesce a simulare una ampia indeterminazione delle grandezze termiche e fisiche in fase liquida.

Già nell'analisi termica si vede che il campo di temperatura risulta sostanzialmente invariato poiché la variazione dell'entalpia riguarda solo l'ultimo tratto ed è relativo solo agli elementi del cordone che risentono delle temperature elevate: confrontando le distribuzioni ottenute si vede che sono in tutto simili (le fig. 3.37 e 3.38 si riferiscono al caso -2% e +2% rispettivamente avendo riportato solo il set di elementi relativi al fondo e ad un fianco del cianfrino).

Quindi già questo risultato ci porta a dichiarare che forti variazioni del calore specifico ($\pm 10\%$) in fase liquida portano a variazioni contenute dell'entalpia ($\pm 2\%$) che producono a loro volta variazioni solo localizzate di temperatura. Bisognerà vedere poi che influenza hanno queste variazioni di temperatura in ambito strutturale ossia quale è il loro contributo in termini di deformazioni e tensioni.

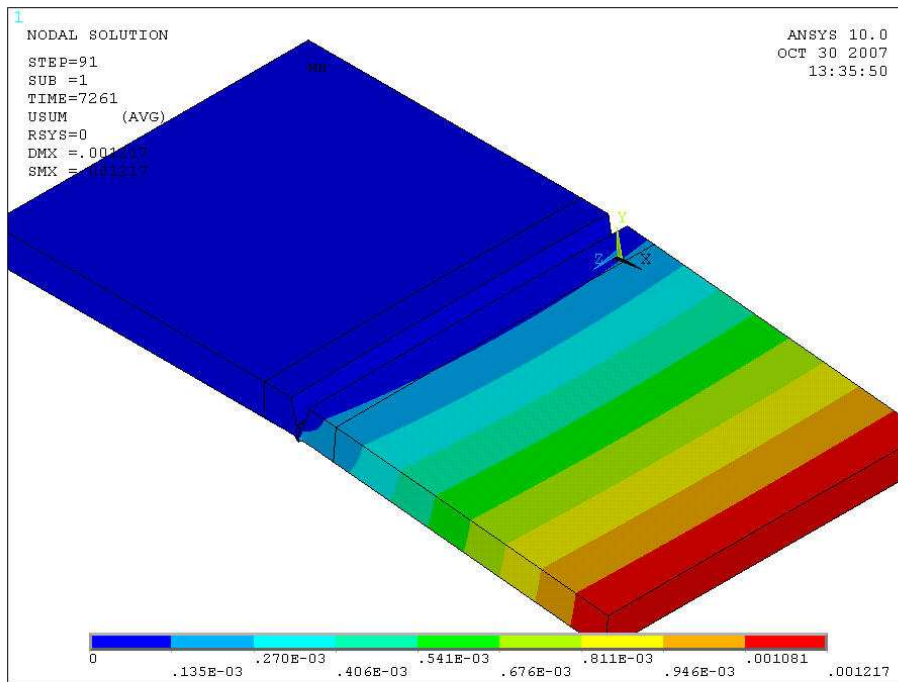


(fig. 3.37: contour plot di temperatura relativo al caso (-2%))

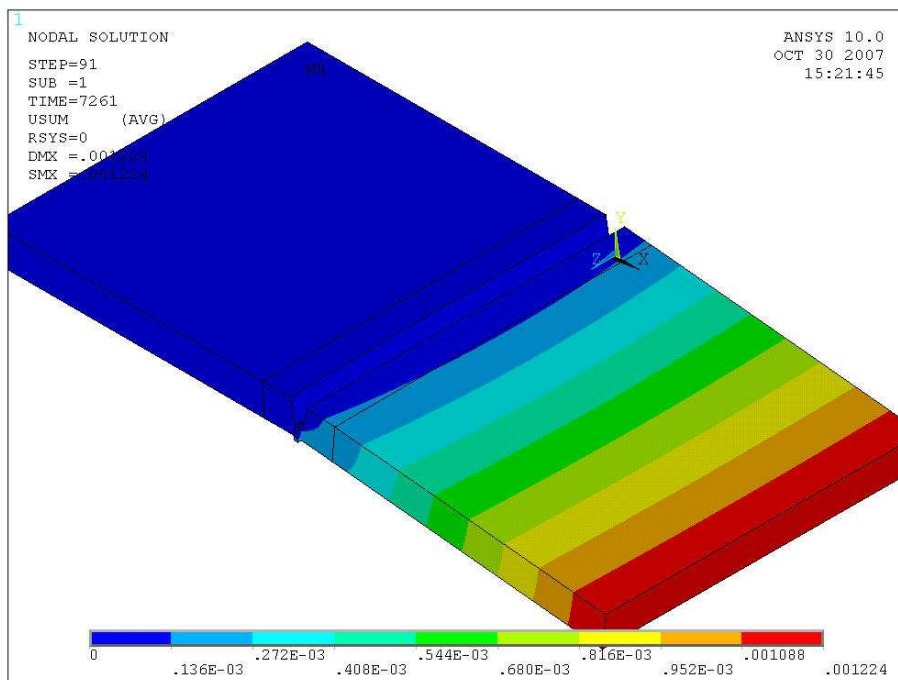


(fig. 3.38: contour plot di temperatura relativo al caso (+2%))

Si ottiene, a conti fatti, che anche il campo di spostamenti risente di modestissime variazioni. Nelle figure 3.39 e 3.40 si nota che i valori finali degli spostamenti sono sostanzialmente analoghi nei due casi.



(fig. 3.39: contour plot degli spostamenti totali (USUM) relativo al caso (-2%))



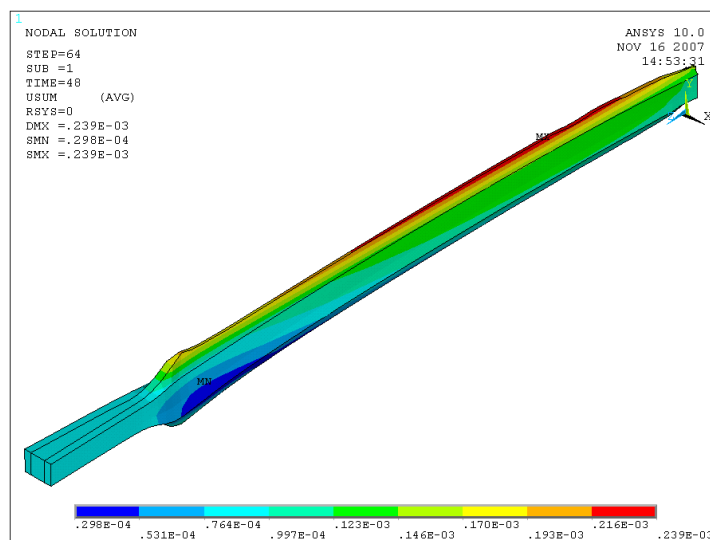
(fig. 3.40: contour plot degli spostamenti totali (USUM) relativo al caso (+2%))

Si vede in questo caso che il cianfrino si apre per effetto della scelta di posizionamento dei vincoli: cioè sono stati vincolati gli spostamenti dei nodi degli estremi laterali nella parte in basso;

dopo aver rimosso i vincoli si esegue un ultimo load step proprio per simulare la deformata finale in seguito al disancoraggio del provino.

In ogni caso resta confermata la scelta di porre in maniera arbitraria il valore dell'entalpia in fase liquida: poiché questo non influisce in maniera significativa sullo stato di deformazione finale del giunto dato il modesto cambiamento del campo termico e quindi dell'integrale degli allungamenti su tutto il volume.

Si ritiene opportuno evidenziare un fatto numerico importante la cui rigorosa implementazione è necessaria per simulare correttamente il fenomeno fisico. Abbiamo già detto della necessità di piazzare gli elementi di contatto sui due lembi da saldare: gli elementi di contatto sono uniti a quelli centrali del cordone ed è dichiarato un offset della superficie target pari allo spessore centrale in modo da simulare la battuta dei lembi quando si muovono. Inoltre tali elementi di contatto vengono resi "killed" quando passa la sorgente poiché il metallo è fuso e per la zona sul retro della sorgente non è più necessario impedire la penetrazione visto che il materiale è fuso e quindi fisicamente continuo. La procedura di progressiva disattivazione degli elementi di contatto adiacenti al cordone è eseguita contemporaneamente al processo di carico termico per ogni load step. Si vede a risultato ottenuto che tale implementazione è matematicamente corretta poiché si ottiene il progressivo schiacciamento del materiale fuso per effetto del riscaldamento di quello laterale (ricalcamento a caldo) mano a mano che la sorgente avanza: in fig. 3.41 abbiamo una esemplificazione relativa al caso che abbiamo detto essere di riferimento in cui è riportato il contour plot relativo ai nodi degli elementi che compongono il fondo del cianfrino (cioè il fondo della gola nelle figg. 3.39 e 3.40). Di questo aspetto del fenomeno possiamo avere solo un riscontro qualitativo non potendo verificare sperimentalmente tale situazione.



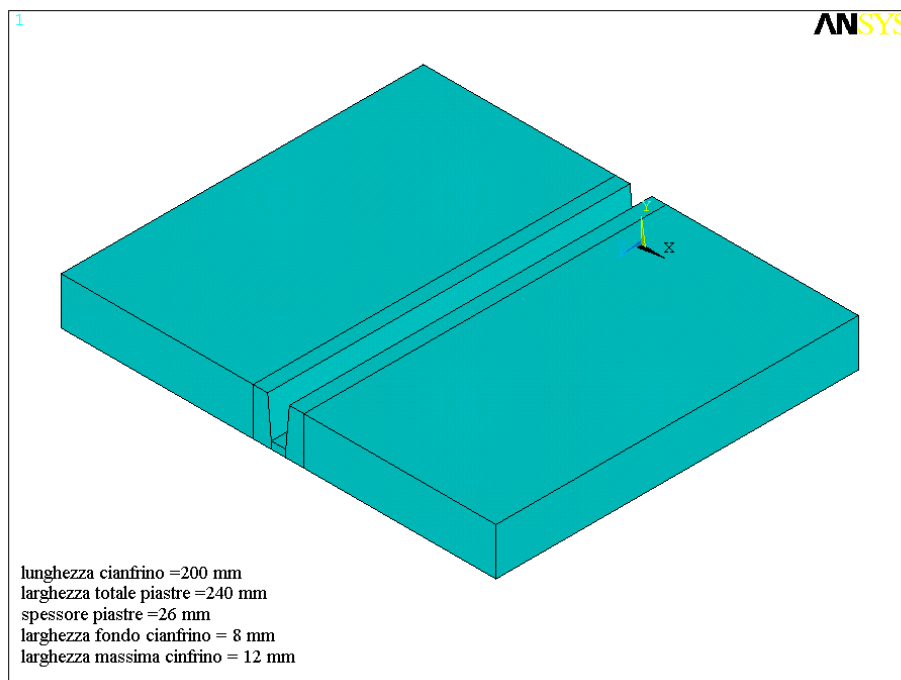
(fig. 3.41: contour plot degli spostamenti della regione plasticizzata del cianfrino)

CAPITOLO 4

RISULTATI NUMERICI E SPERIMENTALI

4.1 GENERALITÀ SUGLI ESPERIMENTI EFFETTUATI

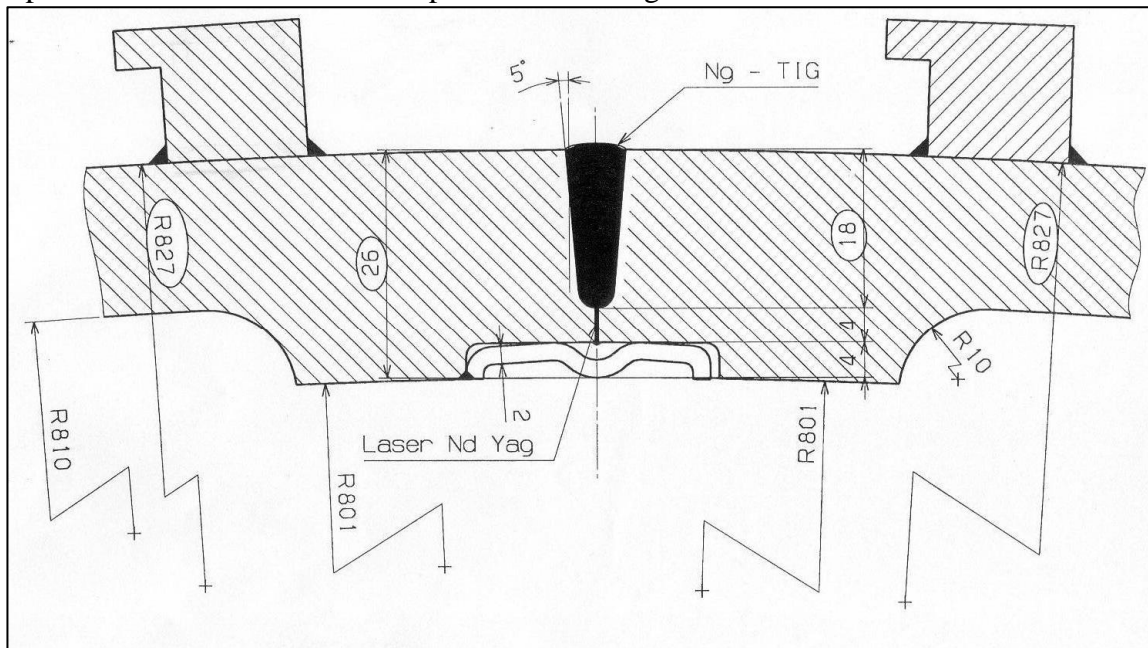
Una volta che sono stati messi a punto tutti gli strumenti matematici che abbiamo descritto nel capitolo precedente, si può passare ad esporre i risultati numerici e sperimentali ottenuti. A partire da una fornitura grezza, sono stati ricavati dei provini sia per la saldatura laser che per quella TIG. Le dimensioni scelte per il provino sono state dettate da quelle di questo semilavorato: e cioè un disco ottenuto da un cilindro pieno. Le dimensioni massime ottenibili sono così quelle riportate nella fig. 4.1.



(fig. 4.1: modello solido delle piastre)

Si ricorda che questo lavoro di sperimentazione fa parte della progettazione della macchina tokamak per lo studio della fusione nucleare denominata IGNITOR. La saldatura è relativa alla giunzione dei vari settori che compongono la camera da vuoto del tokamak. Lo spessore delle piastre (26 mm) è dato dai risultati del calcolo strutturale in condizioni operative relative a tutta la camera, le dimensioni locali del cianfrino derivano dall'esperienza maturata la JET. In effetti il cianfrino è stato pensato così perché dapprima si prevede la saldatura di radice (di chiusura) da

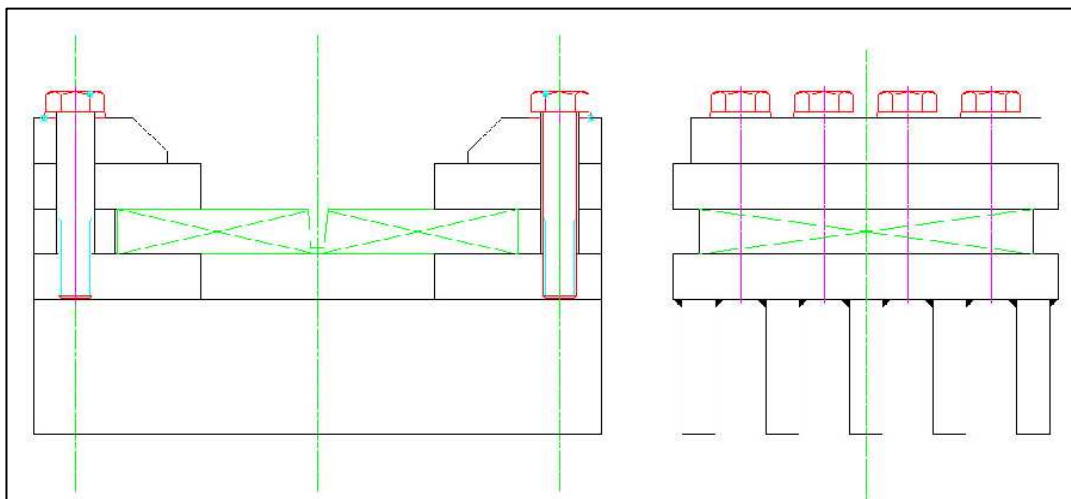
eseguire con il laser e poi si prevede il successivo riempimento con alcune passate TIG. Nella fig. 4.2 è riportata una vista in sezione del particolare della giunzione.



(fig. 4.2: vista in sezione della giunzione della camera da vuoto)

4.2 PRIMO TEST: PRIMA SALDATURA TIG

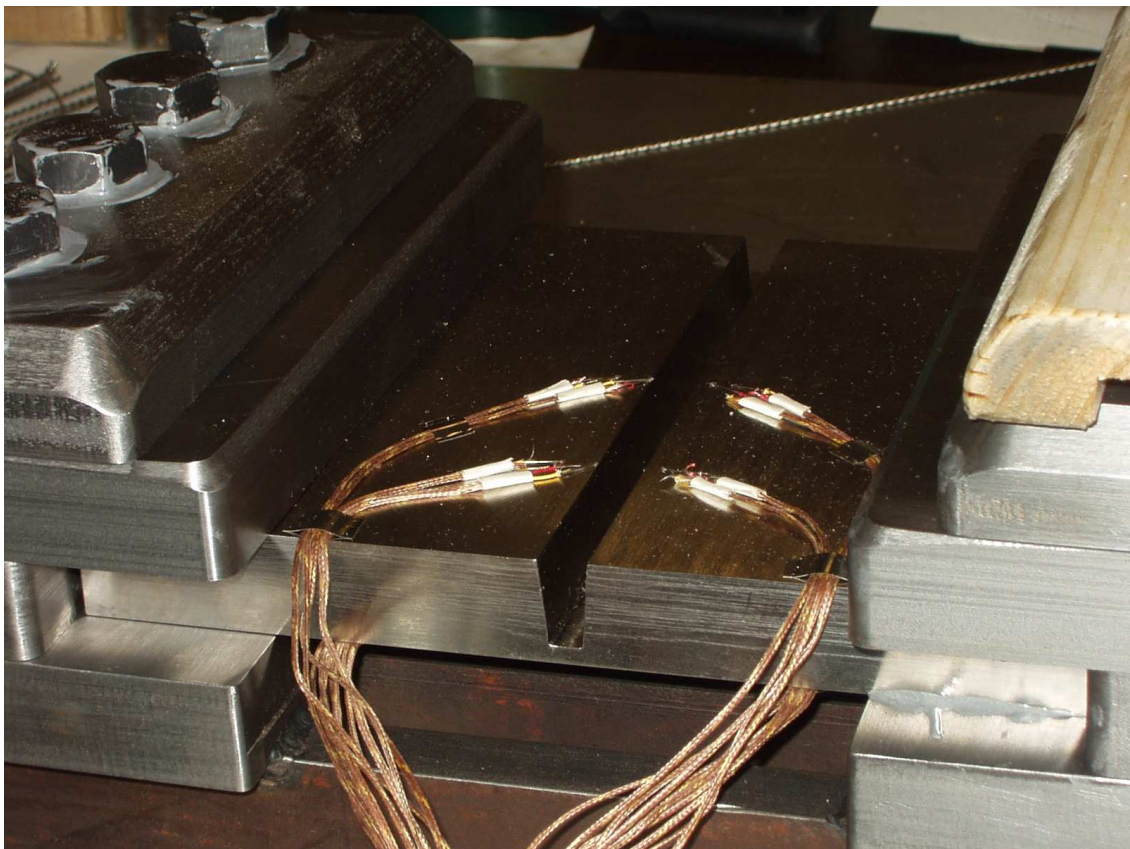
Sono state effettuate anche alcune prove preliminari per calibrare la strumentazione: ma di esse non si possiede nessun risultato sperimentale. La prima prova oggetto dell'analisi riguarda un provino come quello di fig. 4.1 in cui è stato soltanto scavato il cianfrino senza l'apertura di radice come se fosse già stato saldato con il laser: questo perché si sa bene che il laser induce uno stato di deformazione e tensione molto modesto data la piccola entità dell'impronta lasciata dalla sorgente,



(fig. 4.3: disposizione ed ancoraggio del provino)

quindi si è considerata solo la prova TIG che ormai da parecchio tempo rappresenta la vera preoccupazione della chiusura delle camera da vuoto dei tokamak. L'altra prova è stata completa ed ha riguardato, sempre partendo dalla stessa geometria, la chiusura al laser e il riempimento con il TIG.

In fig. 4.3 è riportata lo schema di ancoraggio e nella fig. 4.4 vi è una fotografia della disposizione reale prima della prova essendo evidenti le termocoppie. Osservando la fig. 4.3, ricordiamo fin da adesso che gli ancoraggi reali non riescono a trattenere il pezzo in senso orizzontale poiché le forze che si sviluppano per effetto del restringimento trasversale sono rilevanti e non è possibile equilibrarle con il solo sfruttamento dell'attrito tra il pezzo e le ganasce. Quindi possiamo dire che i bulloni simulano bene l'incastro in senso verticale ma non in senso orizzontale come si è potuto constatare a prova effettuata. Quindi in sede di analisi numerica, parte strutturale, si è deciso di porre degli incastri perfetti in un lato del pezzo e dei carrelli nell'altro in modo da poter permettere il movimento relativo in senso orizzontale.



(fig. 4.4: provino strumentato per saldatura TIG)

Era stato pianificato di eseguire la singola passata (200 mm) in circa 3 minuti cioè con una velocità di circa 6.6 cm/s; in realtà l'operatore non è riuscito a mantenere questo passo e alla fine si sono ottenuti i tempi riportati nella tabella 4.1. In realtà in questa tabella sono riportati i tempi in un formato che sia idoneo per essere attribuito prontamente al modello numerico, avendo già messo

insieme i dati relativi ad ogni passata. Si è posto un controllo su una termocoppia (la n. 13) e si è ricominciato a saldare quando questa segnava una temperatura di circa 130°C. La durata della saldatura sul singolo elemento ad ogni passata è in realtà la durata del load step per quella passata (quarta colonna della tabella 4.1); il tempo di raffreddamento intermedio riportato nella seconda colonna è importante per quanto riguarda la generazione delle tensioni residue: però visto che la sua durata è variabile ad ogni passata si è deciso a posteriori di dividerlo sempre in 20 load steps: infatti questo valore è il miglior compromesso che si è trovato dopo l'esecuzione delle prove preliminari che si sono rese necessarie per ottenere la convergenza.

n° passata	tempo per ogni passata (s)	tempo di raffreddamento intermedio (s)	velocità di saldatura per ogni passata (cm/min)	tempo di durata della saldatura sul singolo elemento per ogni passata (s)	somme successive dei tempi totali alla fine di ogni passata (s)
1	330	356	3.64	5.50	686
2	240	714	5.00	4.00	1640
3	162	586	7.41	2.70	2388
4	185	673	6.49	3.08	3246
5	155	617	7.74	2.58	4018
6	141	605	8.51	2.35	4764
7	154	670	7.79	2.57	5588
8	130	670	9.23	2.17	6388
9	145	631	8.28	2.42	7164
10	172	654	6.98	2.87	7990
11	150	676	8.00	2.50	8816
12	155	687	7.74	2.58	9658
13	150	648	8.00	2.50	10456
14	170	562	7.06	2.83	11188
15	215	151	5.58	3.58	11554
	TTPAS	TRI	VELW	TELW	STTPAS

(tab. 4.1: tempi delle singole passate, di raffreddamento intermedio e totali)

Inoltre è conveniente riportare alcune informazioni circa le parametrizzazioni della geometria e del numero di divisioni utilizzate nel modello: alcune di esse le ritroviamo sia nel modello laser che in quello TIG. Nella fig. 4.5 è riportata la definizione di alcuni parametri nel caso del laser: sono evidenziati gli elementi di contatto per l'unione di mesh con "taglia" degli elementi diversa, gli stessi elementi di contatto piazzati sui lembi per simulare il gap di saldatura, gli elementi che rappresentano il materiale fuso di saldatura, e le scelte più importanti relative al numero di divisioni sulle linee che permettono all'utente di poter pilotare la grandezza degli elementi all'interno dei vari volumi e di assicurarsi poi una mesh mappata con esaedri regolari. Per non complicare troppo la figura non sono stati evidenziati gli elementi superficiali (surf152) che avvolgono tutto il modello e che simulano lo scambio termico convettivo; sul cordone di saldatura

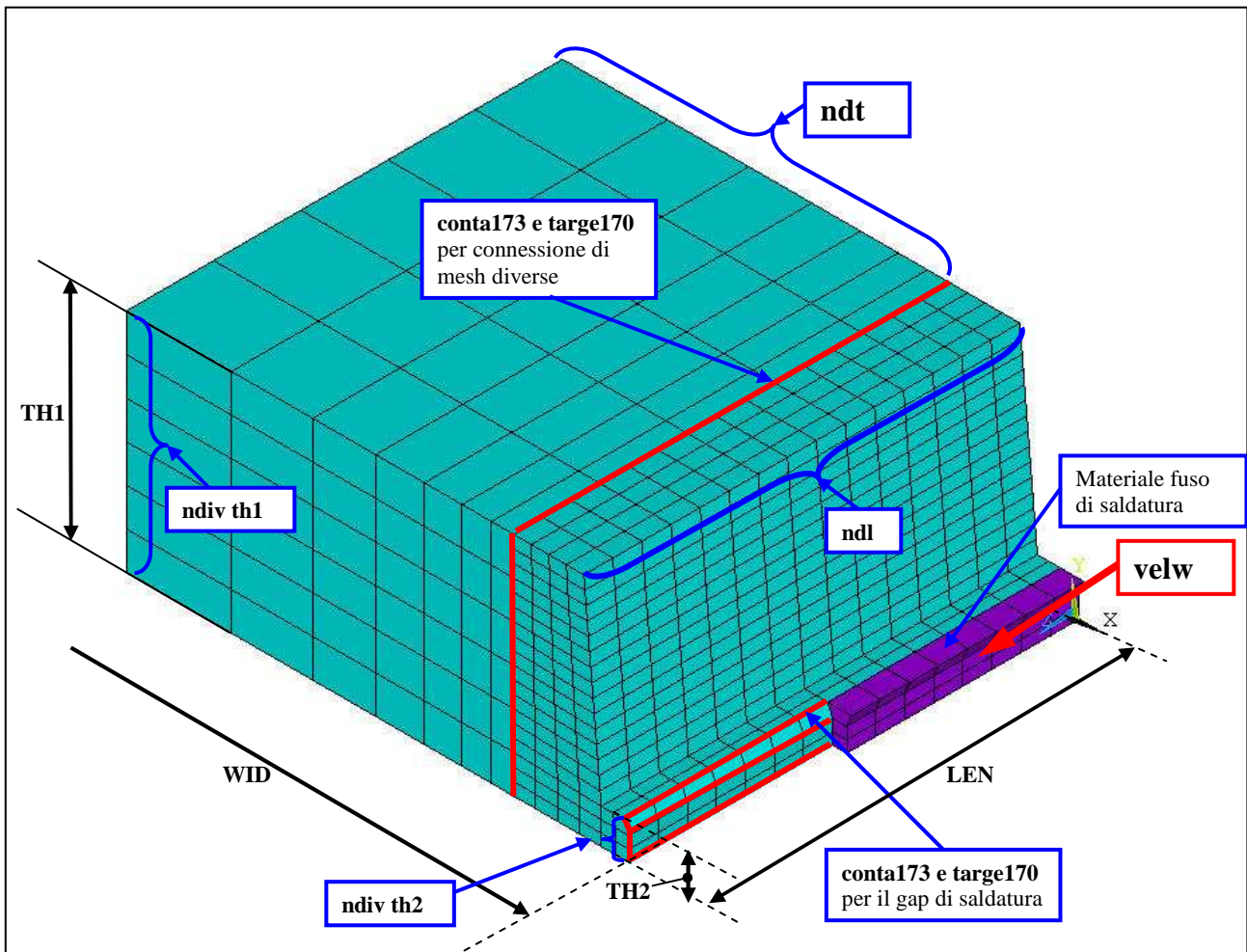
sono piazzati anche gli stessi elementi che simulano lo scambio termico per irraggiamento (con una diversa definizione del set di keyoptions necessarie). I valori scelti per i coefficienti che entrano nelle leggi costitutive di questi due fenomeni fisici sono stati:

$$h_{conv} = 8 \text{ W/m}^2 \text{ K} \quad (\text{coefficiente di scambio convettivo});$$

$$\varepsilon_{em} = 0.5 \quad (\text{coefficiente di emissività});$$

$$\sigma_{bol} = 5.7 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K} \quad (\text{costante di Stephan-Boltzmann});$$

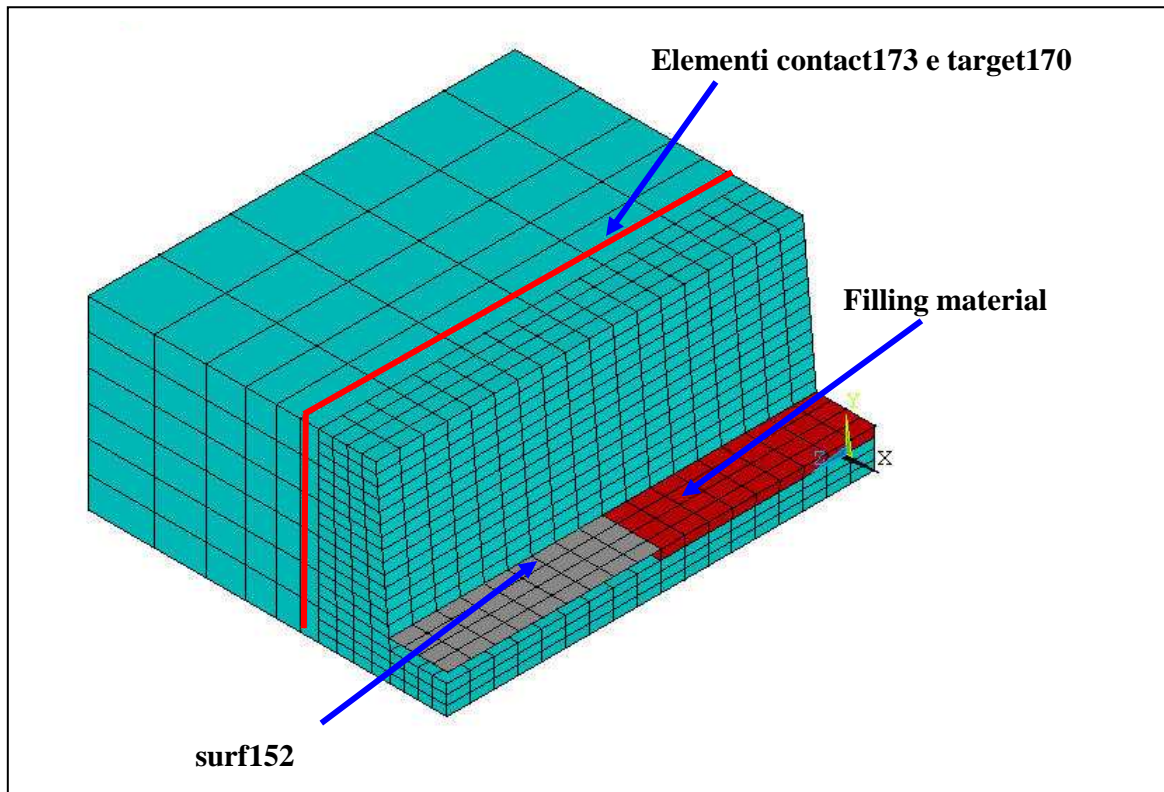
e sono stati desunti da [60] anche se sono possibili altre determinazioni. Il coefficiente di scambio convettivo può comunque essere differenziato tra la superficie inferiore (che è appoggiata e quindi non scambia molto bene) e la superficie superiore che è libera.



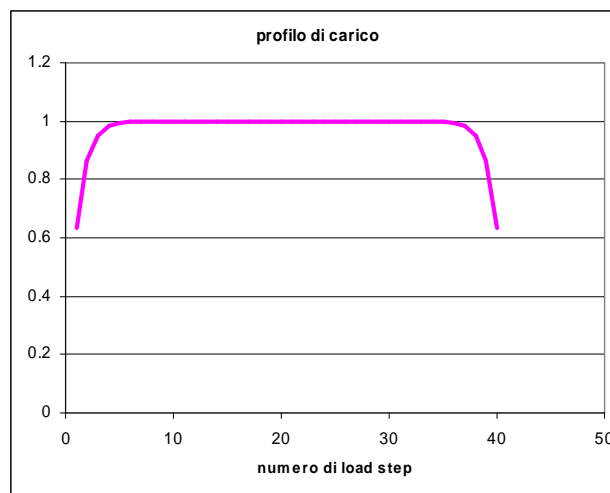
(fig. 4.5: schema geometrico e matematico della simulazione laser)

Nella fig. 4.6 ci sono riportate alcune peculiarità del modello di saldatura TIG. In questo caso sono riportati gli elementi relativi ad uno strato depositato e gli elementi superficiali (surf152) che simulano l'irraggiamento: questi ultimi sono evidenziati a parte ma sono attivati e disattivati come gli esaedri sottostanti. Per il resto la geometria e il numero di divisioni sono in tutto identiche al caso precedente. Ricordiamo ulteriormente che si può utilizzare un vettore che dà il profilo di carico: questo perché sono state incontrate delle difficoltà di convergenza all'inizio ed alla fine della

passata; infatti all'inizio non ci sono elementi dietro la zona caricata che assorbono il calore ed alla fine non ci sono elementi davanti che lo smaltiscono. Di conseguenza si verificano delle temperatura massime più alte nelle zone estreme del modello (in senso longitudinale) che possono portare a difficoltà di convergenza in abito strutturale poiché potrebbe aumentare la zona avente valori di snervamento troppo bassi e quindi spostamenti locali troppo elevati. Per evitare questo si è pensato al profilo di carico riportato in fig. 4.7 che è definito a partire dal numero di divisioni longitudinali.



(fig. 4.6: ulteriori particolari del modello per saldatura TIG)



(fig. 4.7: profilo del carico durante tutta la passata)

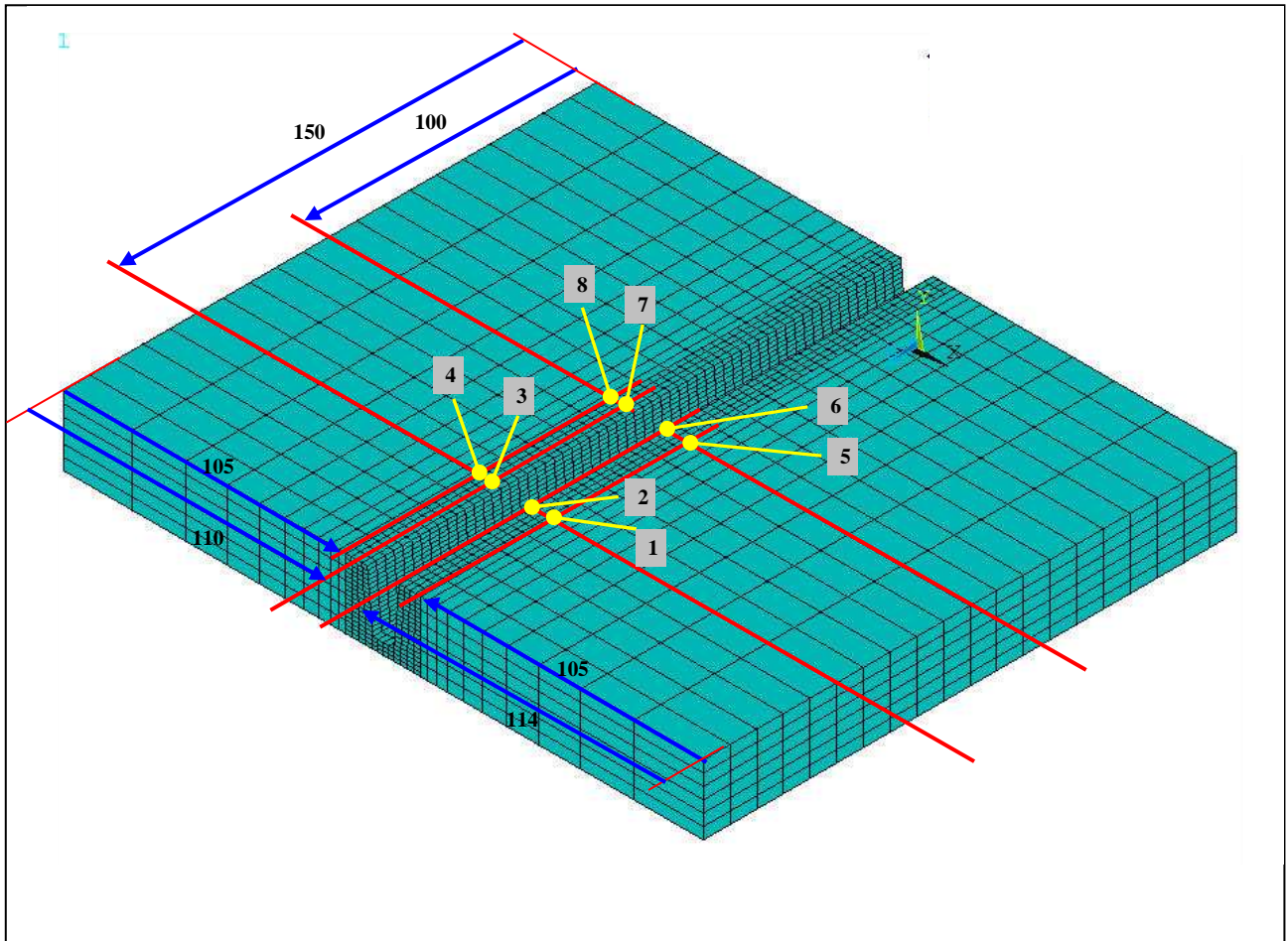
L'espressione di questa funzione è data da:

$$prof(i) = 1 - e^{-i} + e^{-(ndl+1-i)}$$

quando i è compreso tra 1 e ndl ; nel caso di fig. 4.7 $ndl = 40$.

Questo artificio è vero che serve per ottenere la convergenza ma possiamo senz'altro pensare di poterlo applicare nella pratica: ovvero possiamo pensare che l'operatore possa regolare la macchina per saldatura affinché si abbia all'inizio una entrata graduale della sorgente e alla fine un altrettanto graduale disimpegno dal pezzo, proprio al fine di evitare forti riscaldamenti che possono portare ad una non necessaria evaporazione del metallo.

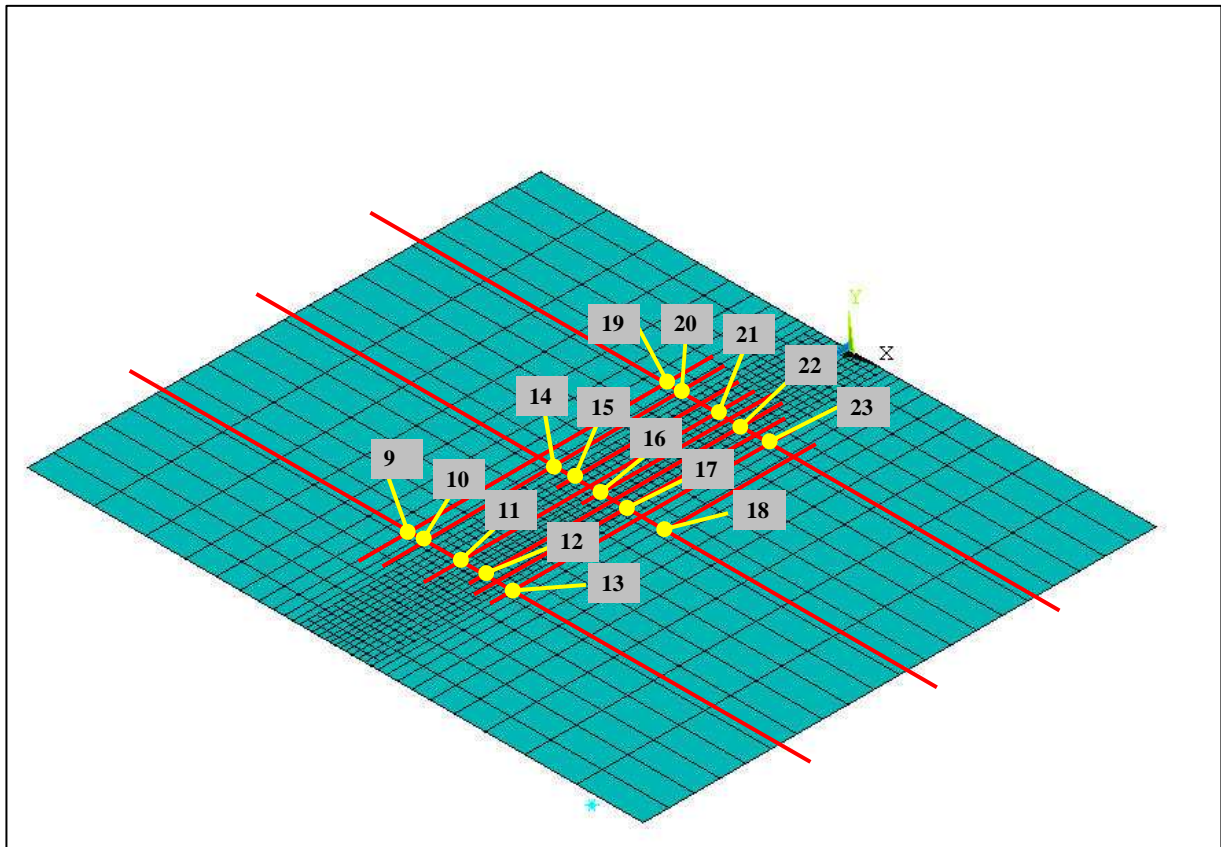
Nella fig. 4.8 è riportata la posizione delle termocoppie sulla faccia superiore e nella fig. 4.9 la posizione di quelle inferiori disegnate sopra lo strato di elementi superficiali inferiori.



(fig. 4.8:posizione delle termocoppie superiori)

Nelle figure è riportata con precisione la posizione delle termocoppie; il confronto è fatto in realtà non a parità di posizione geometrica ma con il risultato ottenuto sul nodo più vicino alla posizione

occupata dalla termocoppia: si arriva ad uno scarto che nel peggiore dei casi è dell'ordine del millimetro e quindi del tutto trascurabile.



(fig. 4.9: posizione delle termocoppie sulla faccia inferiore)

La tabella seguente (tab.4.2) riporta le coordinate delle termocoppie prendendo come origine il punto dove è piazzata la terna cartesiana e da cui è iniziata sia la saldatura reale che quella numerica.

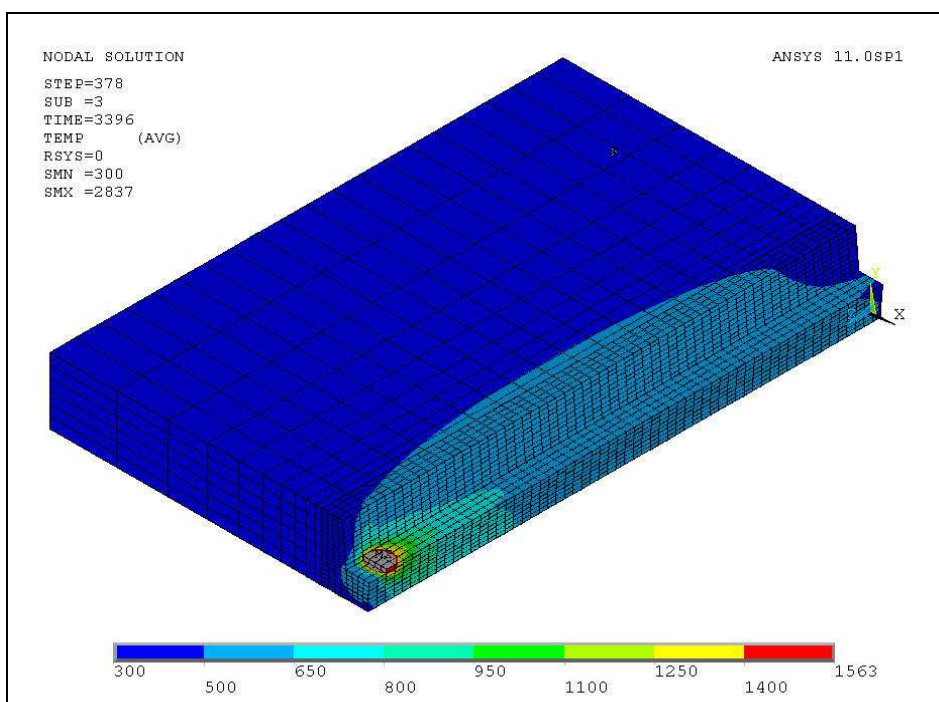
num	x (mm)	y (mm)	z (mm)	num	x (mm)	y (mm)	z (mm)
1	-15	26	150	13	20	0	150
2	-6	26	150	14	-14	0	100
3	10	26	150	15	-4	0	100
4	15	26	150	16	4	0	100
5	-15	26	100	17	14	0	100
6	-6	26	100	18	30	0	100
7	10	26	100	19	-20	0	50
8	15	26	100	20	-14	0	50
9	-20	0	150	21	0	0	50
10	-14	0	150	22	9	0	50
11	0	0	150	23	20	0	50
12	9	0	150				

(tab. 4.2: coordinate di tutte le termocoppie)

Tenendo in mente la procedura di attivazione e di disattivazione degli elementi del cordone e degli elementi dell'irraggiamento come è stata descritta nel capitolo precedente, passiamo senz'altro ad esporre i risultati ottenuti.

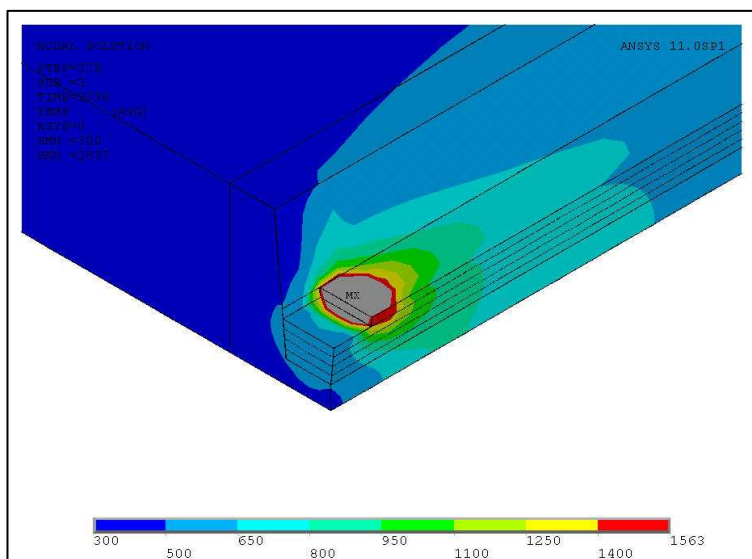
Ricordiamo che il modello è composto da circa 25800 elementi e 18300 nodi; sono stati effettuati 1200 load step su una macchina Pentium 4 (R) 3.2 GHz – 4 GB Ram ed il calcolo termico è durato circa 22 ore; il file di risultati è di circa 22 Gigabyte.

Fatte queste dovute precisazioni, riportiamo dapprima un contour plot di temperatura relativo per esempio alla fine della quinta passata (fig. 4.10):



(fig. 4.10: contour plot di temperatura della saldatura TIG)

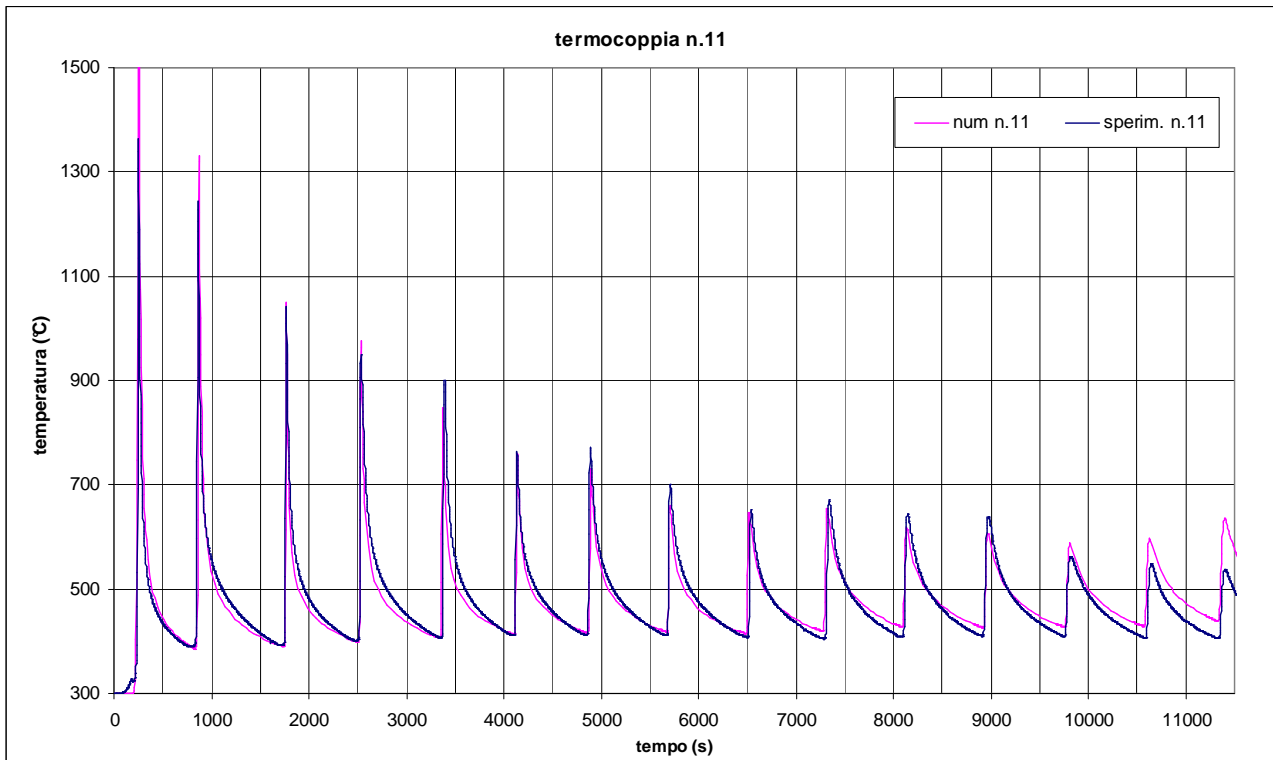
e nella fig. 4.11 c'è uno zoom sulla zona di saldatura con evidenziato il materiale fuso (zona grigia):



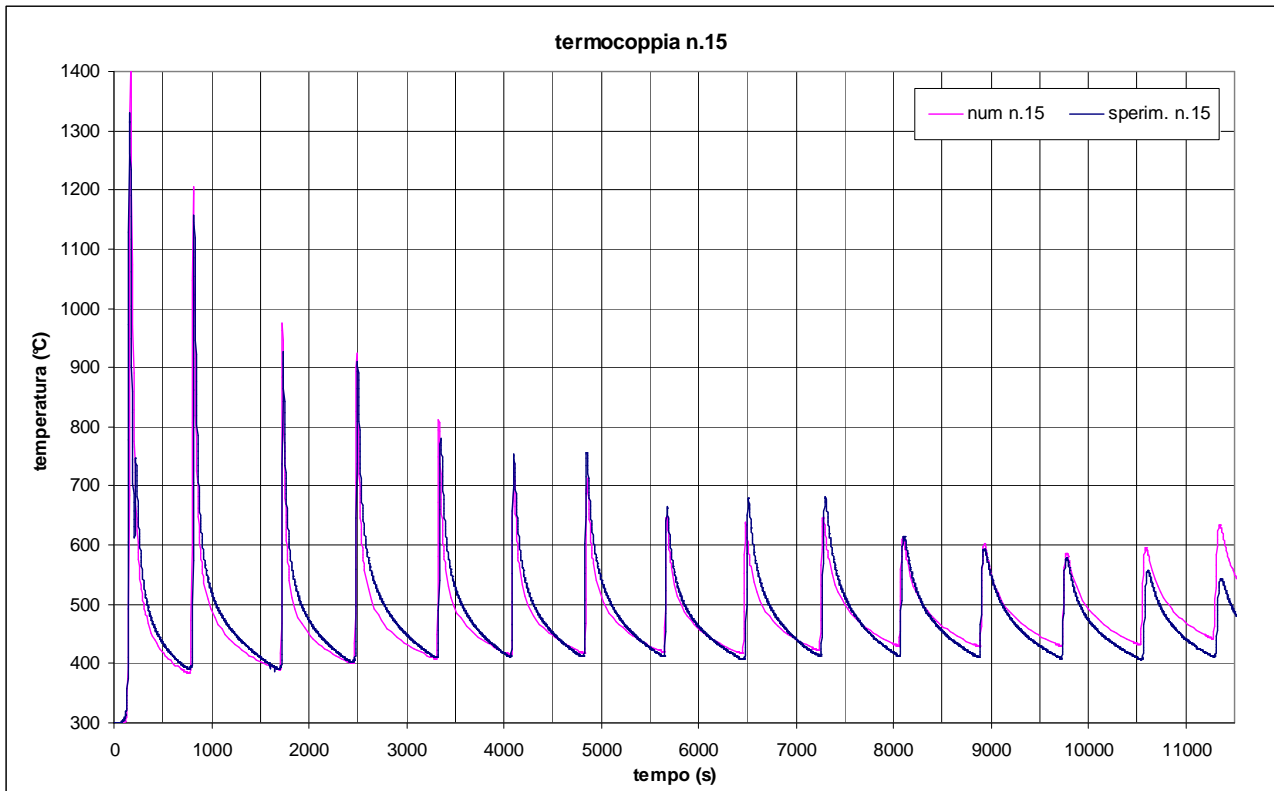
(fig. 4.11: particolare della zona fusa)

Passiamo invece a confrontare l'andamento di temperatura sperimentale registrato dalle termocoppie con il risultato numerico.

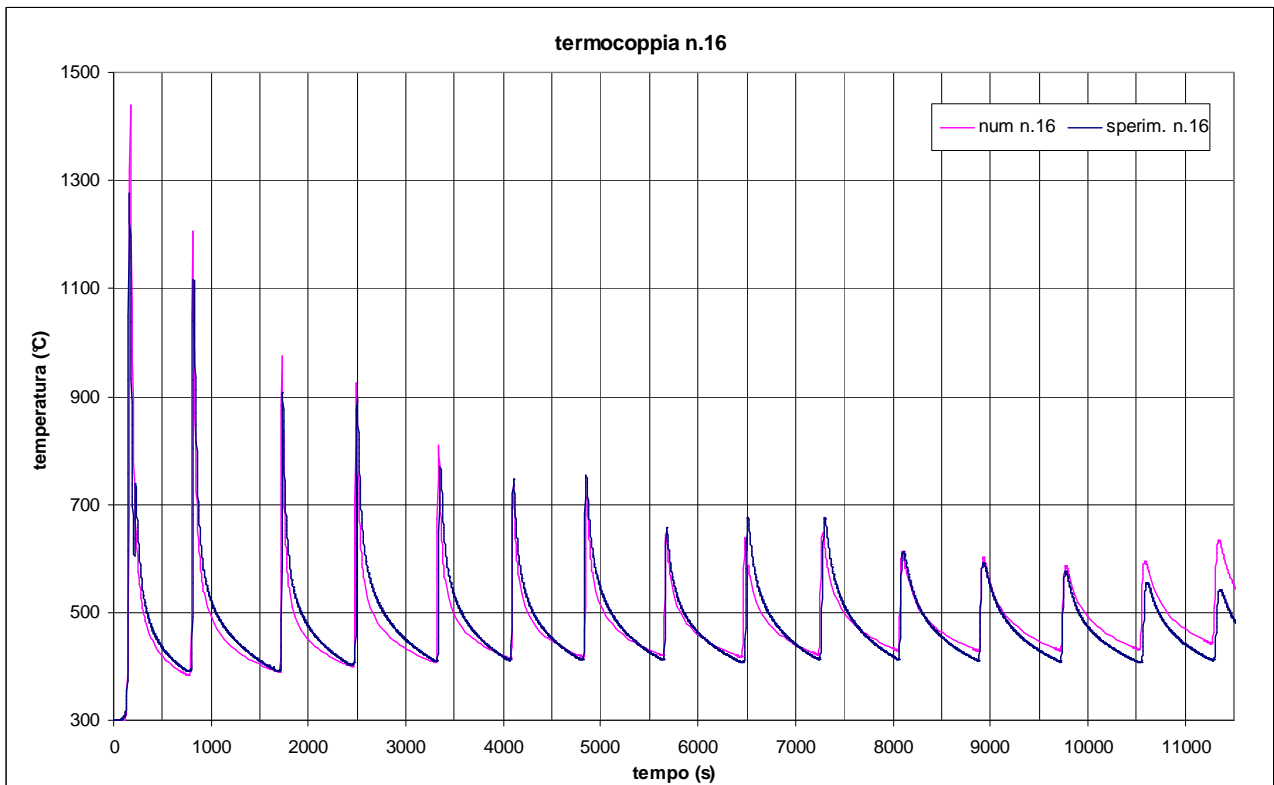
L'indicazione più diretta viene dall'analisi del segnale dato dalle termocoppie che stanno sul lato inferiore delle piastre in posizione centrale cioè quelle indicate con i numeri 11, 15, 16, 21: infatti esse sono le più vicine quando passa la sorgente e questo fatto è stato utilizzato anche per calibrare i tempi da attribuire al modello fem. Nelle figure 4.12-4.15 sono riportati i relativi andamenti. In blu sono riportati i segnali sperimentali, in colore fucsia quelli numerici.



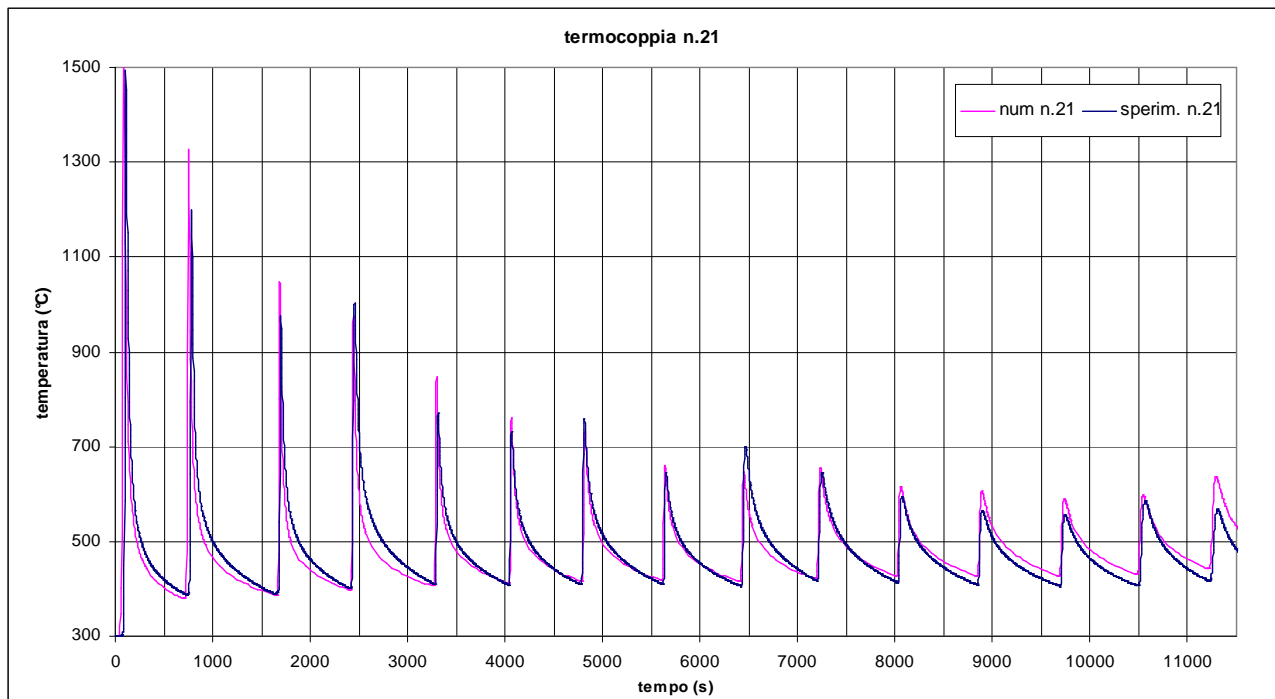
(fig. 4.12: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 11)



(fig. 4.13: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 15)

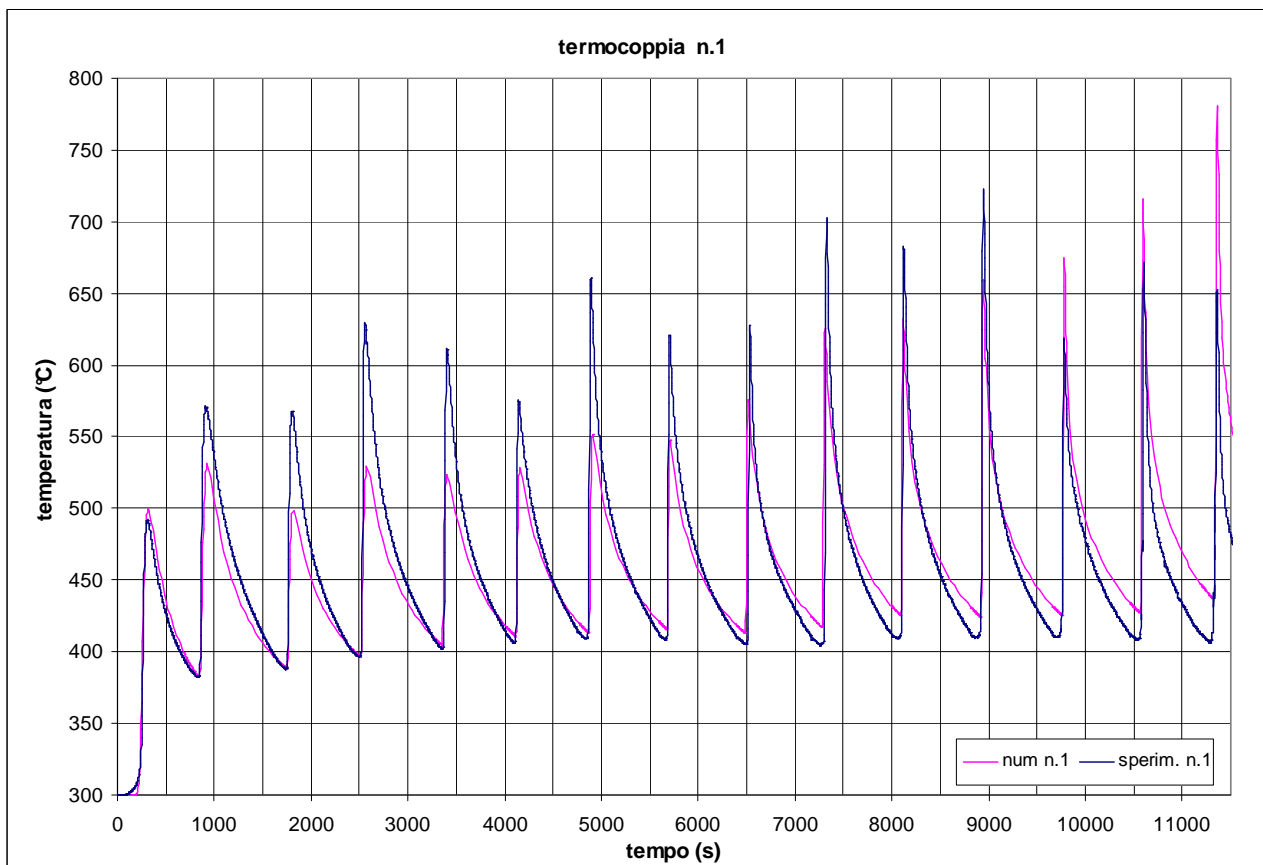


(fig. 4.14: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 16)

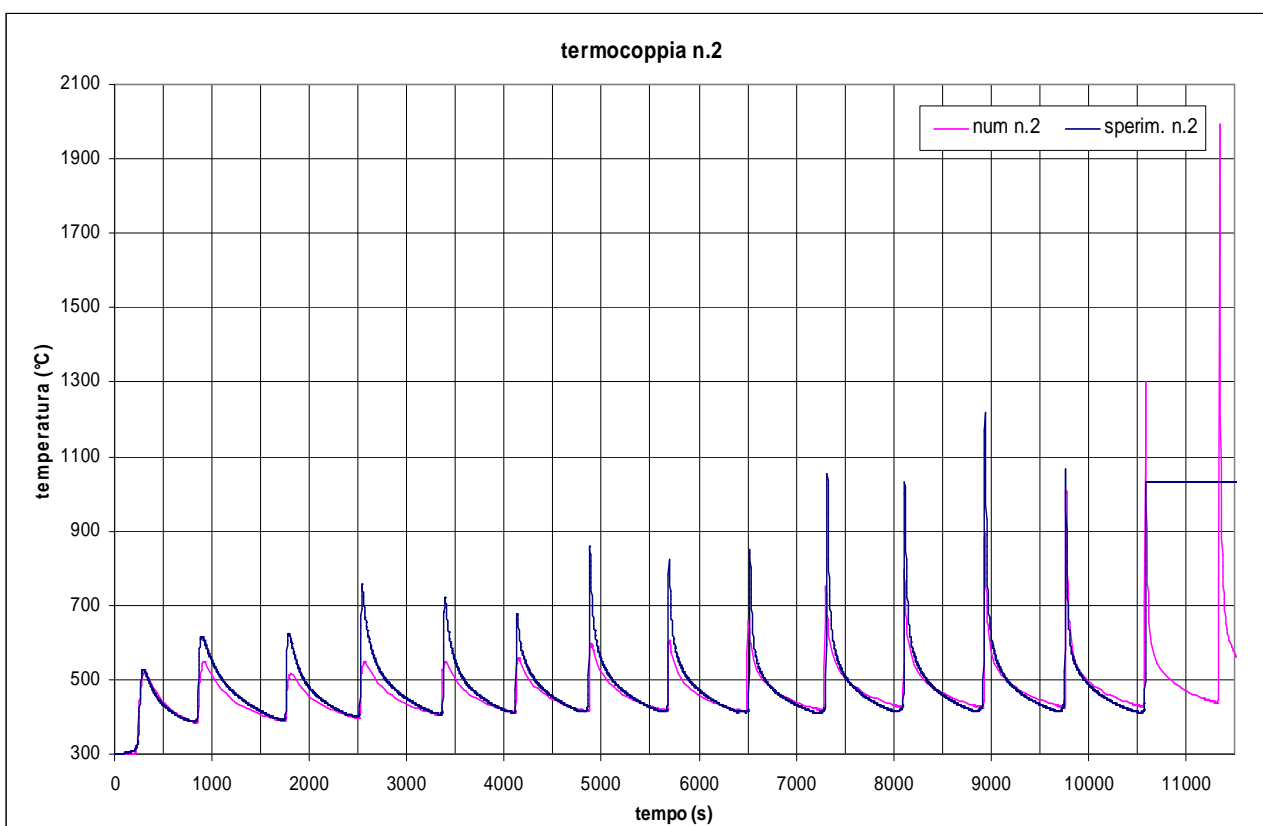


(fig. 4.15: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 21)

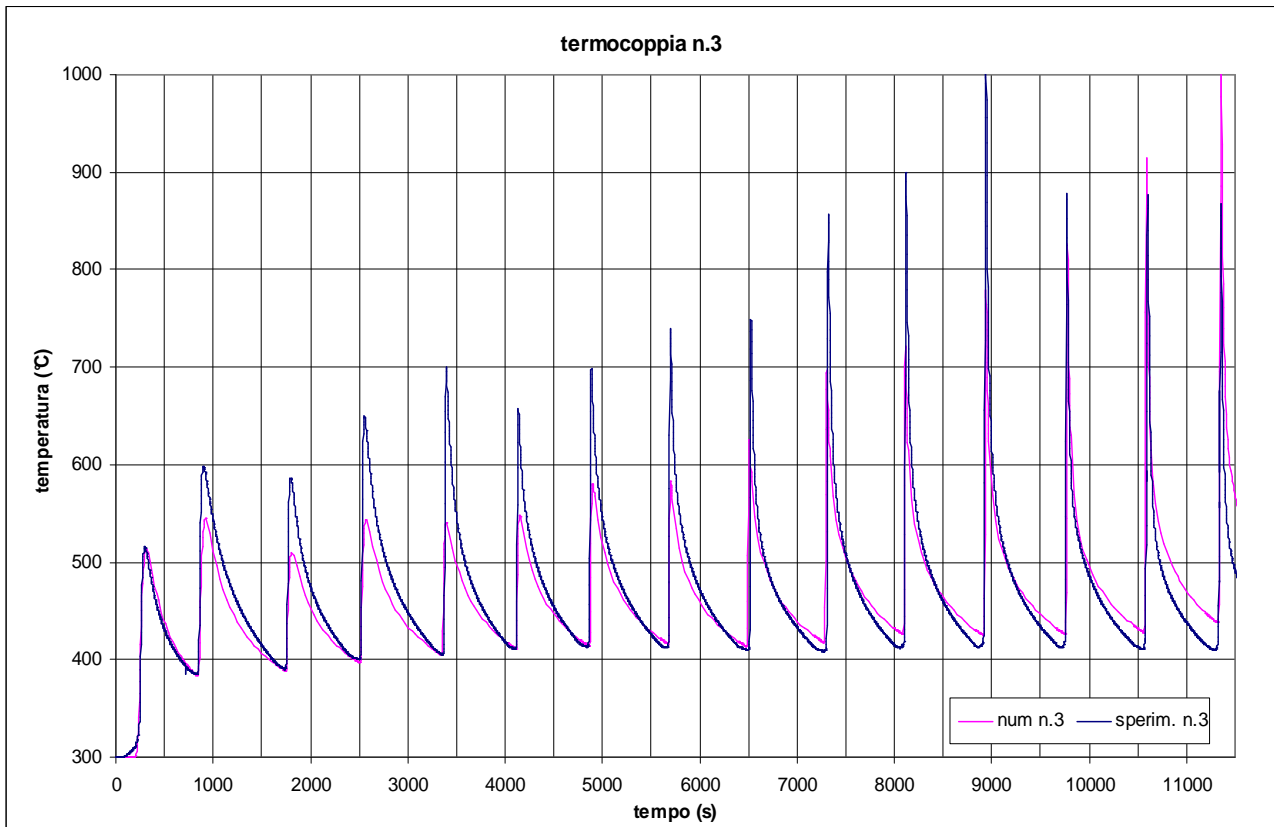
Si ottiene una più che buona sovrapposizione dei segnali a conferma della validità delle scelte adottate; la temperatura massima è ben riprodotta e anche l'andamento durante i vari intervalli di raffreddamento è simulato con modesta discrepanza. Una piccola discordanza temporale come nel caso della prima passata registrata dalla termocoppia n. 21 può essere tollerata (e simili scostamenti si verificano anche in altri segnali non riportati) poiché la saldatura è stata eseguita a mano e l'operatore non può garantire una velocità di passata costante, mentre nella simulazione abbiamo implicitamente supposto che ciò avvenisse. Inoltre segnaliamo che nonostante questa piccola discrepanza durante gli intervalli di raffreddamento, possiamo considerare accettabile la scelta dei valori del coefficiente di scambio laminare dichiarati per gli elementi SURF152 (presi dalla letteratura): è possibile un ulteriore affinamento di tali coefficienti ma non ci sembra necessario per gli scopi che ci siamo prefissi. Per quanto riguarda le termocoppie che stanno sulla faccia superiore la riproduzione del segnale sperimentale non è più molto soddisfacente. Riportiamo per esempio i grafici delle termocoppie 1-4 nelle figure 4.16-4.19. A fronte di un andamento qualitativamente analogo, si riscontrano sensibili differenze in valore assoluto soprattutto per le temperature massime; probabilmente il modello teorico non riproduce correttamente la diffusività del materiale cioè il fattore $k/\rho c$. Non possiamo però aspettarci una perfetta congruenza per quello che abbiamo scritto nel capitolo precedente e cioè che quella che per noi è la temperatura massima in realtà è una informazione sulla temperatura media all'interno dell'elemento.



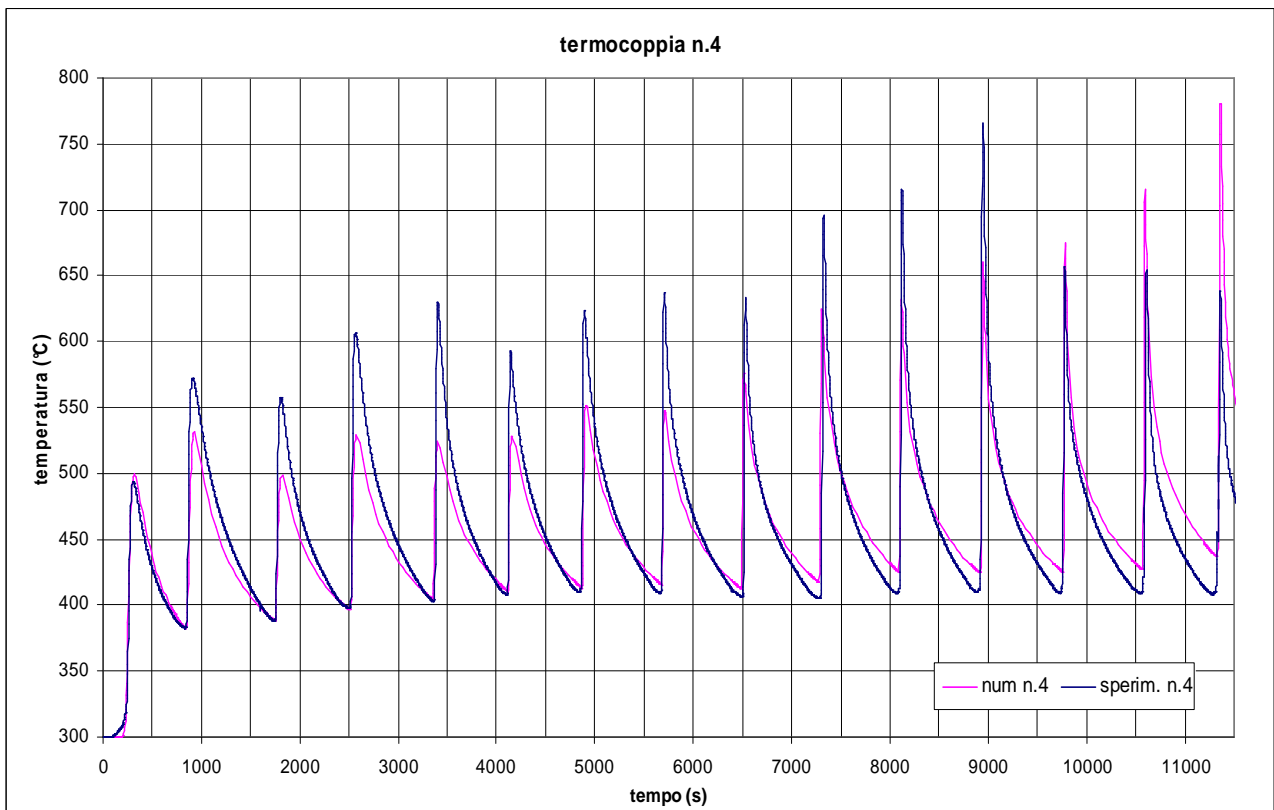
(fig. 4.16: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 1)



(fig. 4.17: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 2)



(fig. 4.18: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 3)



(fig. 4.19: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 4)

Un'ultima precisazione può essere fatta osservando che le termocoppie che si trovano affacciate sullo spigolo dell'incavo dato dal cianfrino, per esempio la n.2, registrano senz'altro una temperatura superiore a quella che sentirebbero se ci fosse la sola conduzione termica poiché esse vedono la zona di saldatura e quindi risentono dell'irraggiamento dato dal bagno di fusione; questo fenomeno non è stato incluso nel modello matematico e ciò potrebbe spiegare la differenza almeno per la termocopia n.2 tra i valori misurati e quelli calcolati. I risultati delle altre termocoppie non sono riportati in quanto sono qualitativamente analoghi a quelli già esposti sia per la faccia inferiore che per quella superiore.

Durante l'esecuzione di questa saldatura i parametri elettrici della macchina (tensione e corrente) sono stati mantenuti costanti: quindi qualunque sia il valore scelto per il carico di volume da attribuire agli elementi del cordone, questo deve rimanere costante durante tutta la riproduzione numerica della prova; sono state eseguite altre prove effettuando altre scelte del valore del carico di volume: quello che è stato presentato è stato il risultato più congruente con i dati sperimentali. Si potranno mettere in atto ulteriori affinamenti per quanto riguarda il modello quando saranno disponibili una quantità di dati sperimentali tali da poter pensare ad un lavoro che abbia un significato statistico.

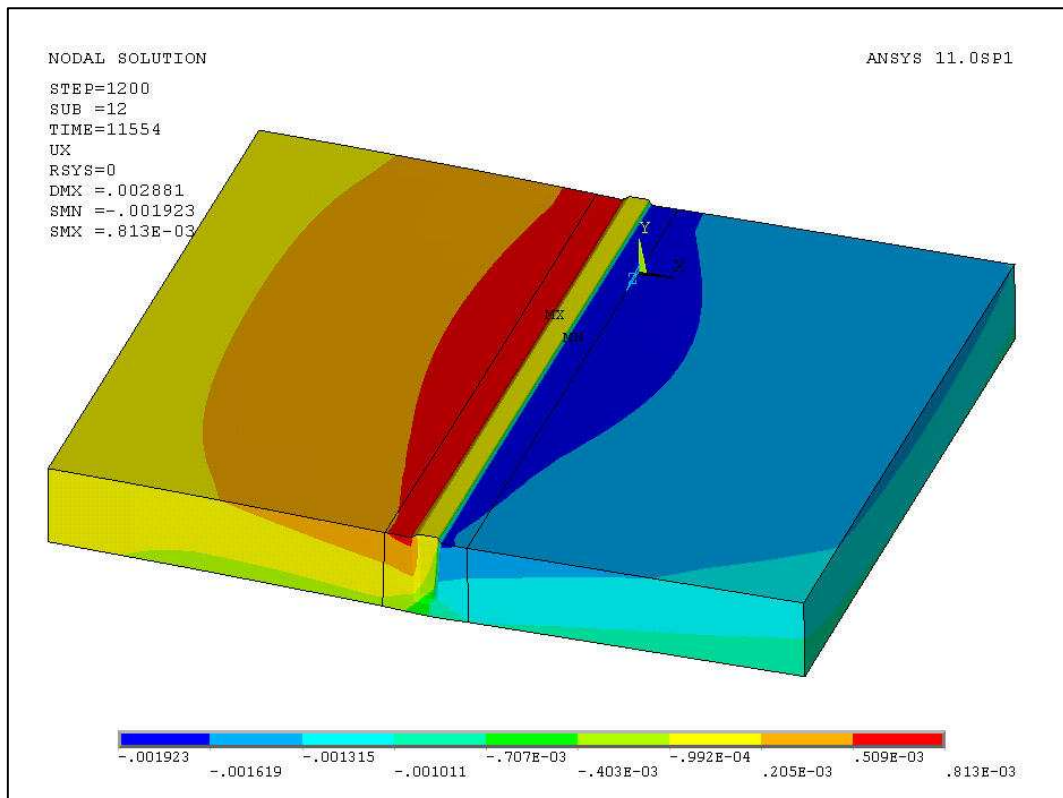
L'ultima parte relativa a questo primo test è data dall'analisi meccanica: è già stato detto tutto relativamente al modello ed alla procedura di attivazione e disattivazione degli elementi. Prima di esporre i risultati ricordiamo che il calcolo strutturale è durato 4 giorni e 18 ore evidenziando la vera criticità della simulazione; il modello in questo caso è più leggero poiché sono stati cancellati tutti gli elementi superficiali relativi agli scambi termici: ci sono circa 17800 elementi con gli stessi nodi del modello termico: tuttavia il calcolo è molto più oneroso per la modellazione della plasticità dipendente dalla temperatura e per i continui accessi sul disco fisso per leggere le temperature ottenute in precedenza; da ultimo ricordiamo che il file dei risultati è di circa 72 Gigabyte.

In questo caso è stato misurato l'abbassamento verticale del cordone alla fine della saldatura prima e dopo il disancoraggio del pezzo. Si vede a conti fatti che il modello numerico riproduce abbastanza correttamente l'abbassamento in mezzeria. Nella tabella 4.3 sono riportati sinteticamente tali dati.

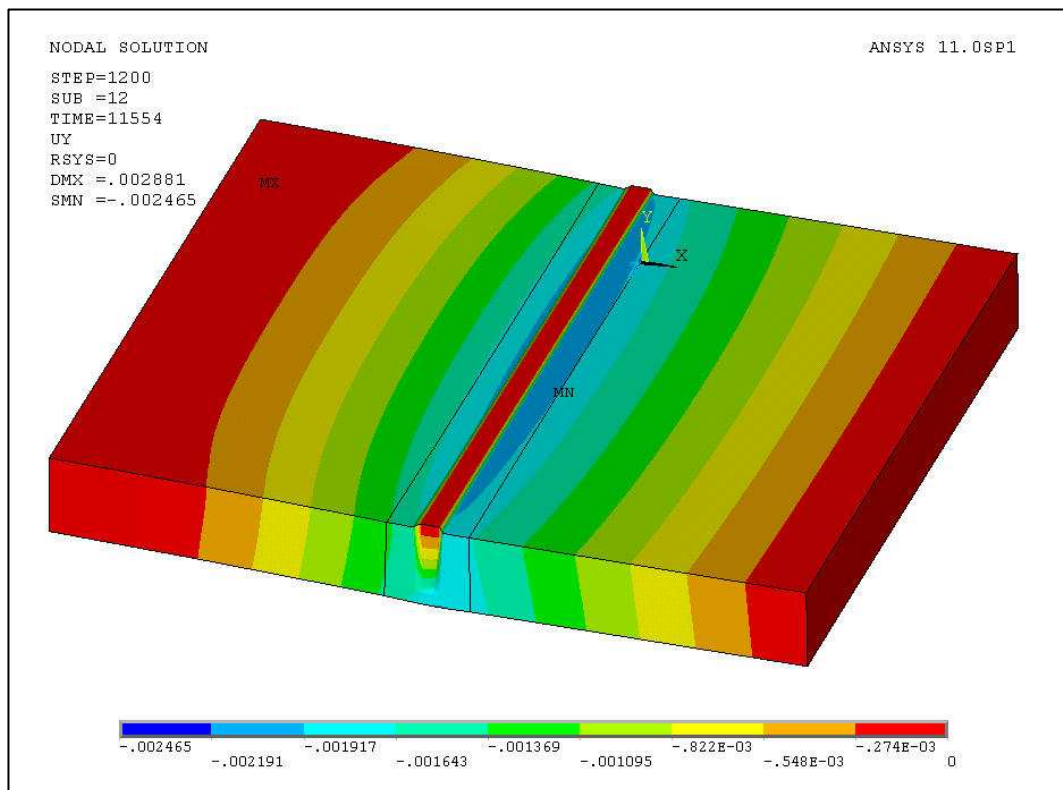
Spostamenti globali prima dello svincolo		Spostamenti globali dopo lo svincolo
	Freccia verticale (mm)	<u>Freccia verticale</u> (mm)
<i>sperimentale</i>	2	4
<i>numerico</i>	1.7	3.8

(tab. 4.3: confronto tra risultati numerici e sperimentali)

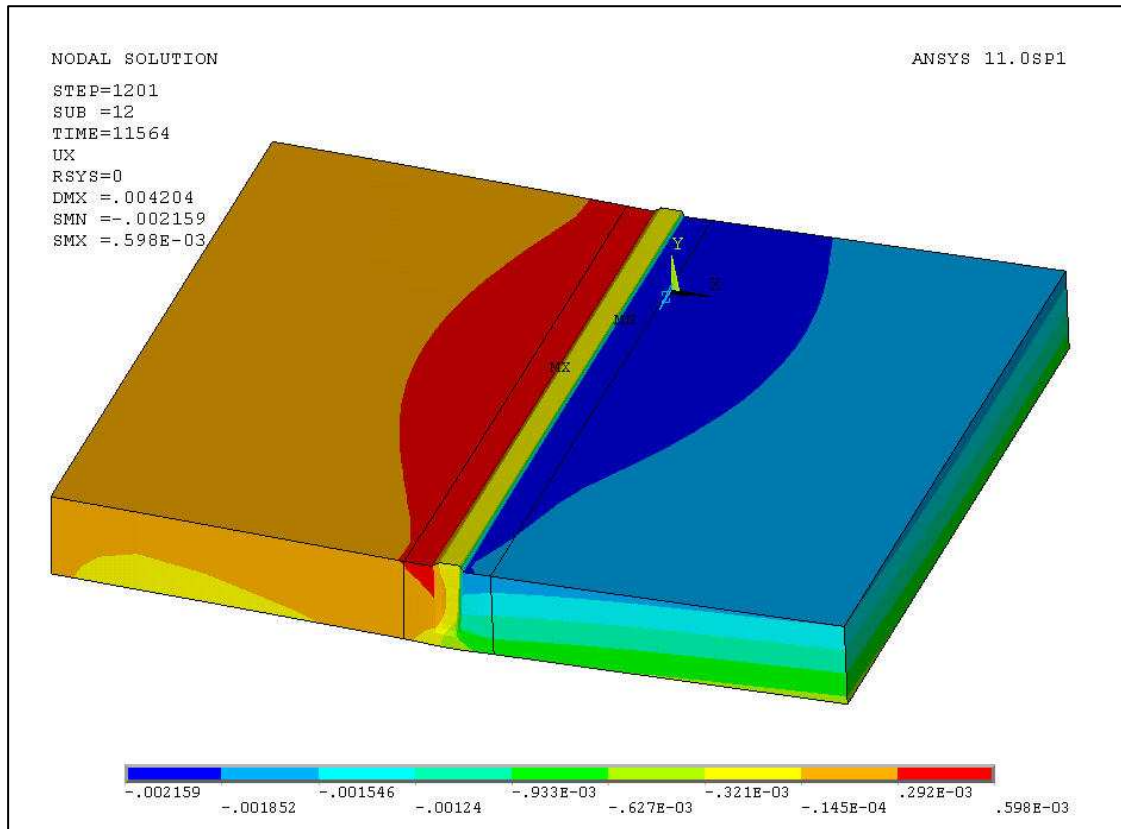
Nelle figure seguenti sono riportati i *contour plot* relativi agli spostamenti verticali e anche trasversali perpendicolarmente al cordone.



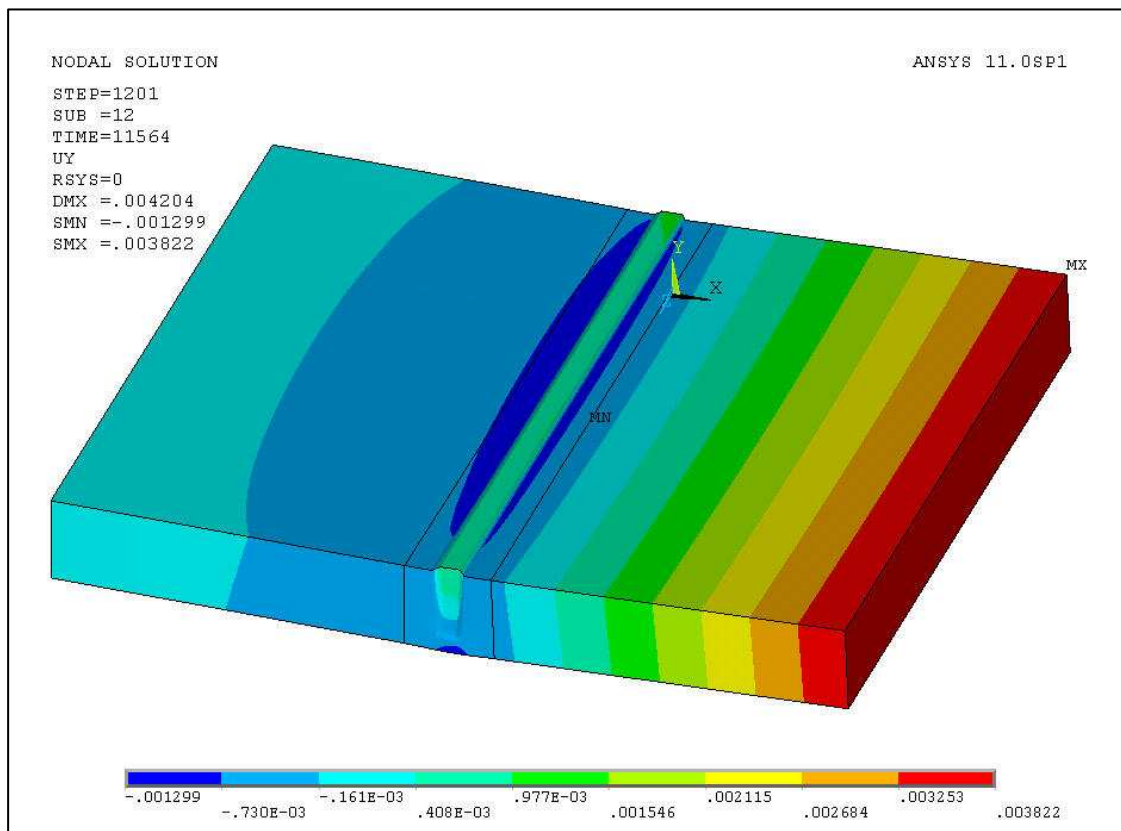
(fig. 4.20: contour plot degli spostamenti trasversali prima dell'eliminazione dei vincoli)



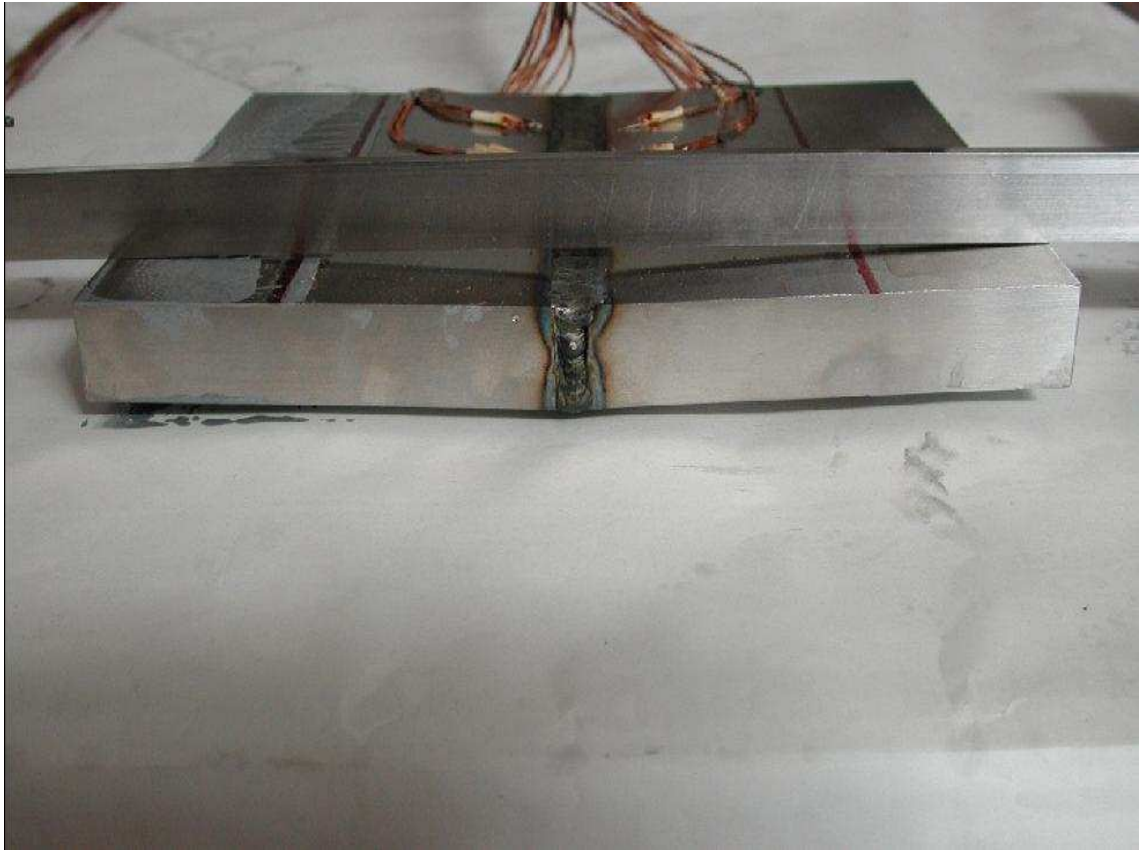
(fig. 4.21: contour plot degli spostamenti verticali prima dell'eliminazione dei vincoli)



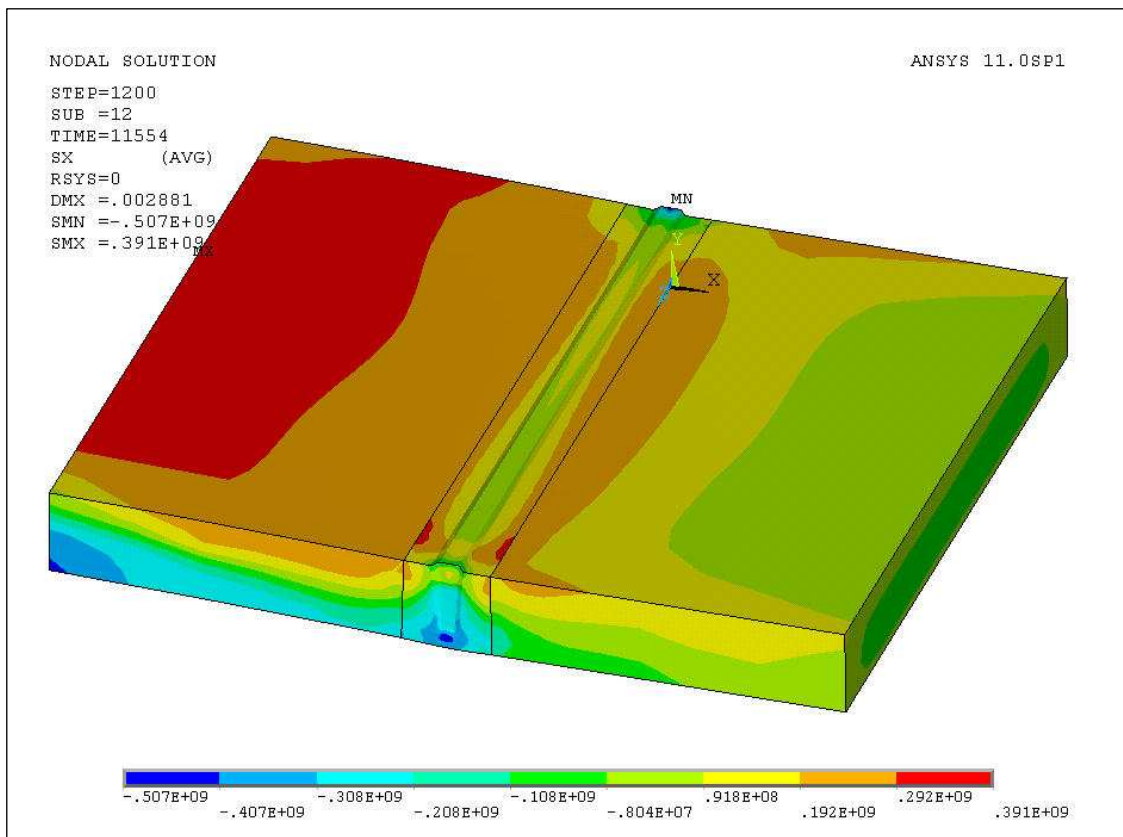
(fig. 4.22: contour plot degli spostamenti trasversali dopo l'eliminazione dei vincoli)



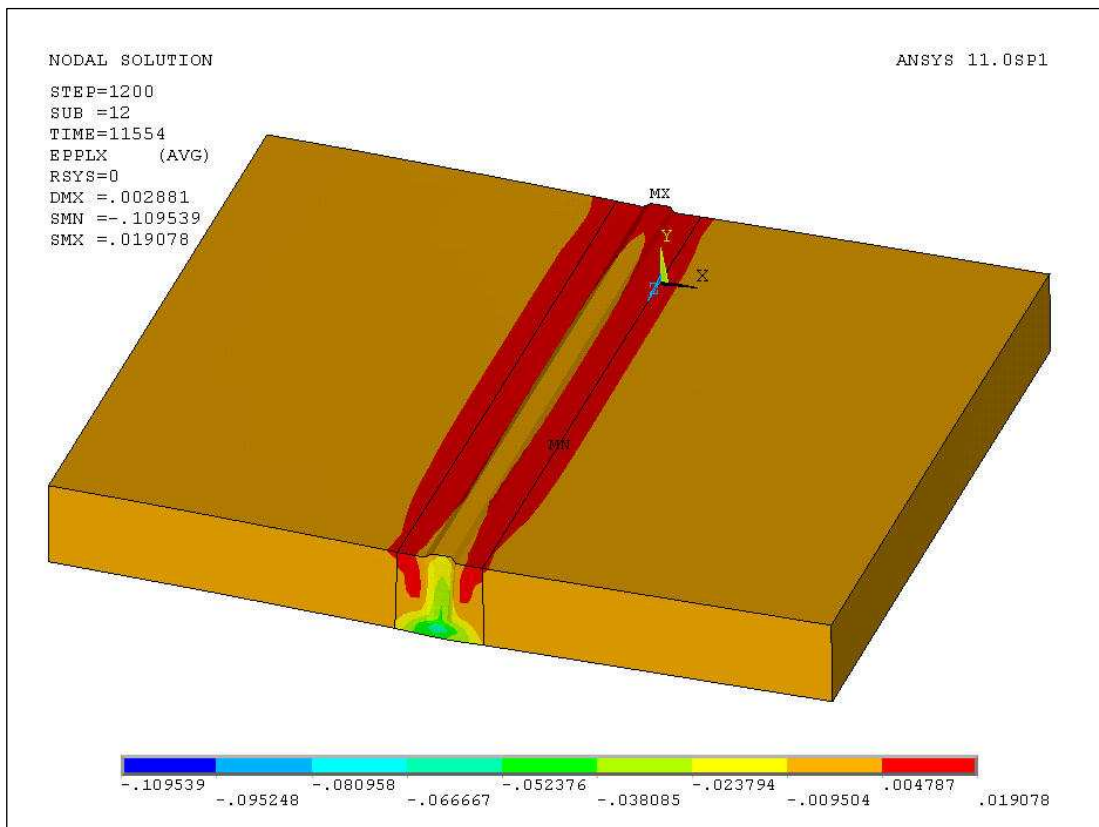
(fig. 4.23: contour plot degli spostamenti verticali dopo l'eliminazione dei vincoli)



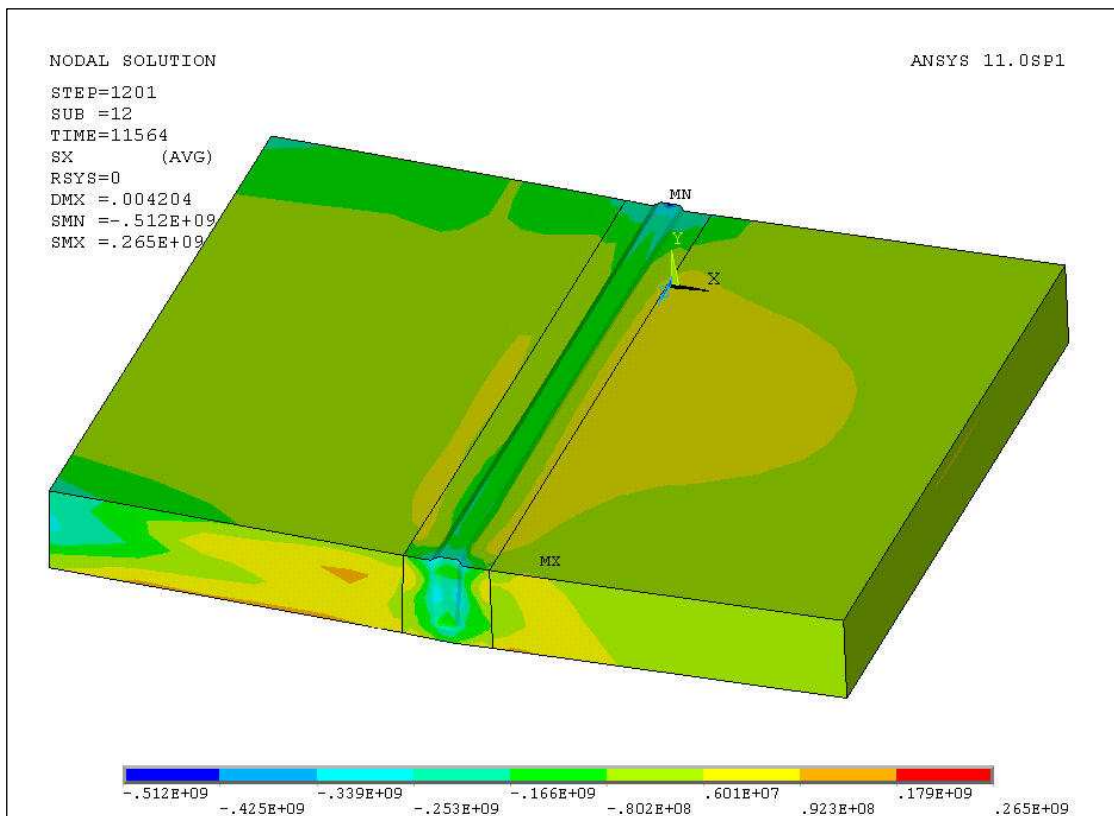
(fig. 4.24: configurazione finale del provino)



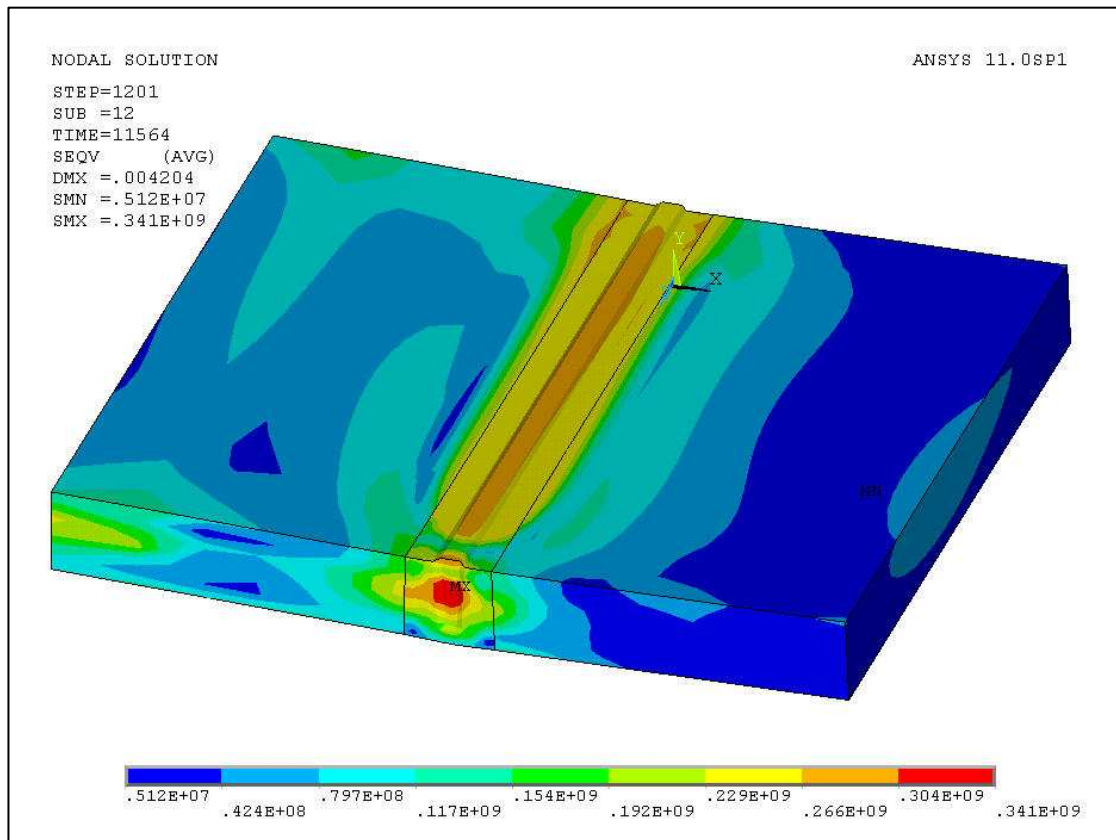
(fig. 4.25: contour plot della tensione in direzione "trasversale" prima dell'eliminazione dei vincoli)



(fig. 4.26: contour plot della deformazione plastica “trasversale” prima dell’eliminazione dei vincoli)



(fig. 4.27: contour plot della tensione in direzione “trasversale” dopo l’eliminazione dei vincoli)



(fig. 4.28: contour plot della tensione di Von Mises dopo l'eliminazione dei vincoli)

Si possono fare alcune osservazioni circa l'andamento generale delle grandezze che abbiamo riportato. Innanzitutto si nota (fig. 4.25) che la tensione perpendicolare al cordone è positiva (10^9) sulla faccia superiore prima del disancoraggio, proprio a testimoniare le tensioni interne generate dal ritiro del metallo fuso che tende a chiudere il cianfrino; invece sulla zona destra, siccome ci sono i carrelli, è possibile lo spostamento in quella direzione e si hanno quindi tensioni positive ma con un ordine di grandezza inferiore.

Nella fig. 4.26 è riportato l'andamento della deformazione plastica in direzione trasversale al cordone e si nota una banda di valori positivi nella faccia superiore a ridosso del cordone ancora una volta a dimostrare lo stato interno di trazione permanente generato dal cordone sul materiale adiacente durante il raffreddamento. Nella parte inferiore vi è invece uno stato di deformazione residuo di compressione per effetto del ricalcamento a caldo del materiale.

Nella fig. 4.27 è riportato l'andamento della tensione trasversale al cordone dopo aver eliminato i vincoli: si può notare che tutta la geometria del provino è caratterizzata da valori di

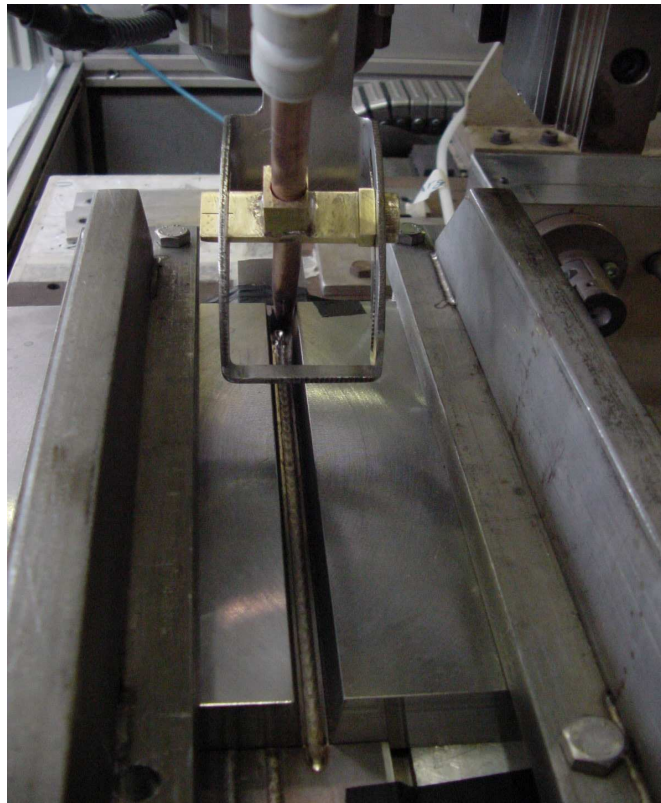
tensione più bassi proprio in conseguenza del disancoraggio del provino e del conseguente rilascio delle tensioni.

Nella fig. 4.28 è riportato l'andamento della tensione di Von Mises dopo aver tolto i vincoli: si nota che il contour plot è sostanzialmente blu cioè con valori di tensione di circa 100-150 MPa; i valori più elevati si hanno all'interno del cordone depositato e ciò si vede che è principalmente dovuto alla tensione trasversale (valori negativi della fig. 4.27).

Queste rapide osservazioni non aggiungono nulla di nuovo a quello che già si conosce circa la fisica del fenomeno: l'aver ritrovato comunque gli andamenti che ci aspettavamo è una ulteriore conferma del fatto che il modello matematico così costruito può essere considerato valido almeno finché non sarà possibile avere riscontri sperimentali sulle tensioni residue.

4.3 SECONDO TEST: SALDATURA LASER

La seconda prova ha riguardato un provino in tutto analogo al precedente dove però è stata effettuata la saldatura di radice con il laser. Si è adoperato un laser Nd-YAG (fig. 4.29) disponibile presso il Centro Ricerche Enea di Trisaia (MT) caratterizzato da una sorgente a stato solido (Haas HL 2006 D) con una potenza massima di 2000W con il fascio trasportato in fibra avente diametro di 0.6 mm, il diametro del fascio focalizzato è pari a 0.45 mm. Il movimento è dato da un dispositivo a controllo numerico che è interfacciato con la sorgente laser ed il provino è fissato agli estremi per mezzo di aste rigide. Vi è anche il flusso di gas inerte di protezione: c'è l'adduzione dell'elio nella zona anulare che circonda il fascio nella parte superiore, ed un flusso continuo di Argon nella parte inferiore sottostante del cordone.



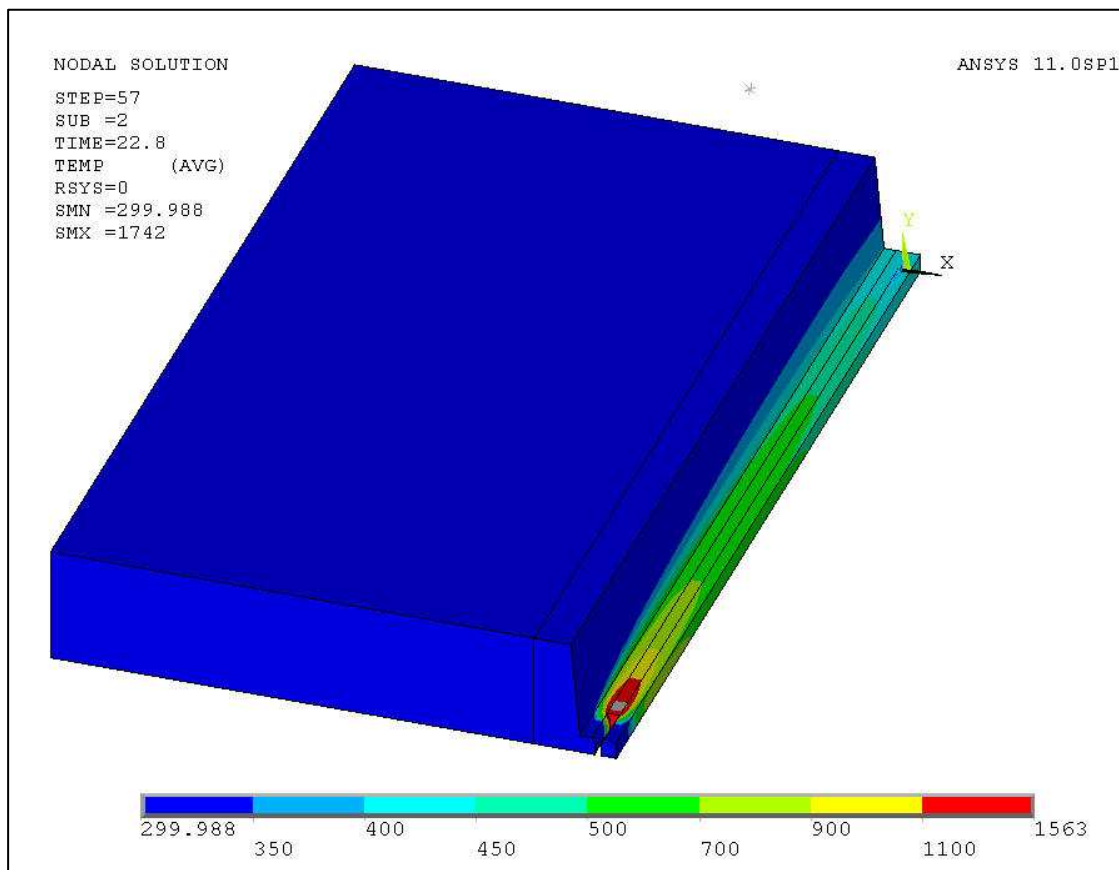
(fig. 4.29: disposizione sperimentale per saldatura laser)

Già è stato specificato nel dettaglio tutta la strategia di calcolo adottata per la saldatura laser: è stato ricordato il metodo di attivazione degli elementi del cordone e la contemporanea disattivazione degli elementi di contatto posti sui lembi di saldatura. Inoltre come per il caso del TIG, non possiamo stabilire un legame diretto tra la potenza reale e quella effettivamente assorbita: per noi il carico termico è un valore di tentativo che sarà poi verificato *a posteriori* accertando la rispondenza tra risultati numerici e sperimentali; questo valore di tentativo sarà poi collaudato nelle

successive prove quando sarà possibile desumere dai dati già acquisiti un legame tra potenza reale e assorbita tale da impostare *a priori* il valore numerico del carico termico.

Per questa prima prova non è stato possibile comunque registrare le temperature durante la saldatura, l'unico dato a disposizione è l'informazione sull'inflessione finale che in questo caso risulta prossima allo zero. Il modello è composto da circa 19000 elementi e 15800 nodi: per questa prova l'analisi termica dura circa 30 minuti ed il file di risultati è di 1.7 GigaByte.

Riportiamo (fig. 4.30) un contour plot di temperatura con evidenziata la piccola zona fusa (grigia):



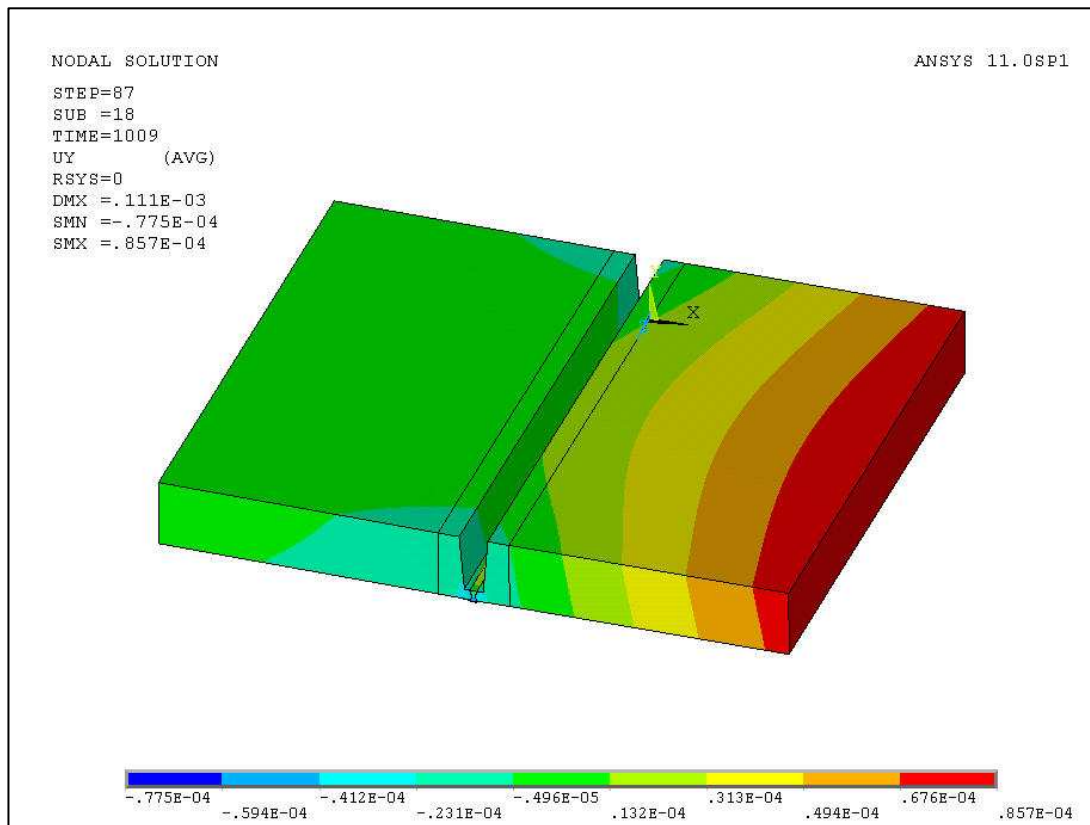
(fig. 4.30: contour plot di temperatura relativo alla saldatura laser)

non possiamo esprimerci sulla validità del risultato non avendo la misura sperimentale; tuttavia tutti gli aspetti matematici che sono stati implementati sono stati collaudati su modelli più semplici ed in ogni caso la forma della scia di temperatura è senz'altro accettabile.

Alcune verifiche un po' più fondate possono essere sviluppate per l'analisi strutturale. Innanzitutto ricordiamo che questo modello è composto da 14600 elementi (mancano gli elementi superficiali di scambio termico) e dagli stessi nodi del caso precedente: l'analisi strutturale è conversa, non senza difficoltà in circa 10 ore 30 minuti e il file di risultati è di circa 4 GigaByte. Il modello è stato necessariamente incastrato ad entrambe le estremità sia perché la situazione reale era molto vicina a questo caso (fig. 4.29), sia perché se si fossero piazzati su un lato gli incastri e

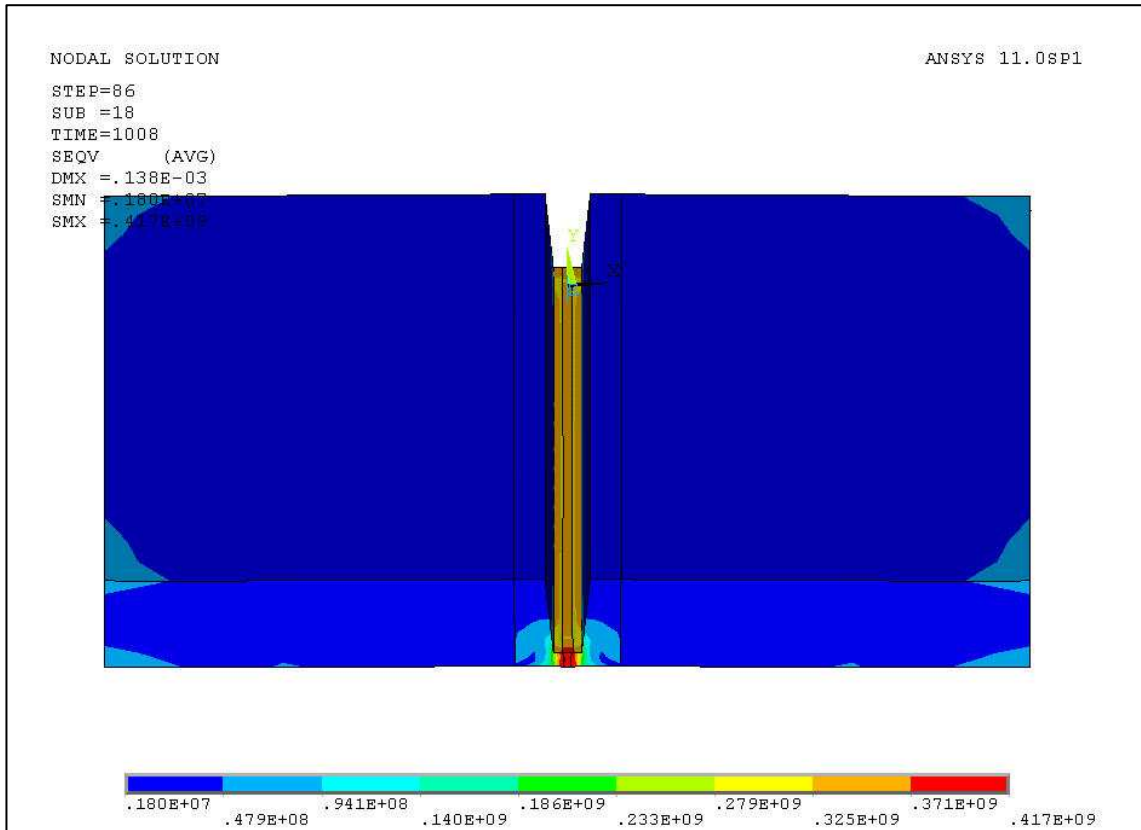
sull'altro i carrelli, questa ultima parte sarebbe risultata labile perché collegata agli incastri solo tramite la “*weak spring*” degli elementi di contatto posti sui lembi del cordone.

Nella fig. 4.31 troviamo il contour plot degli spostamenti verticali ed osserviamo che come spostamento massimo abbiamo ottenuto 8/100 di mm che è in buon accordo con l'osservazione sperimentale fatta dai tecnologi secondo cui il provino a fine saldatura è rimasto sostanzialmente piano.

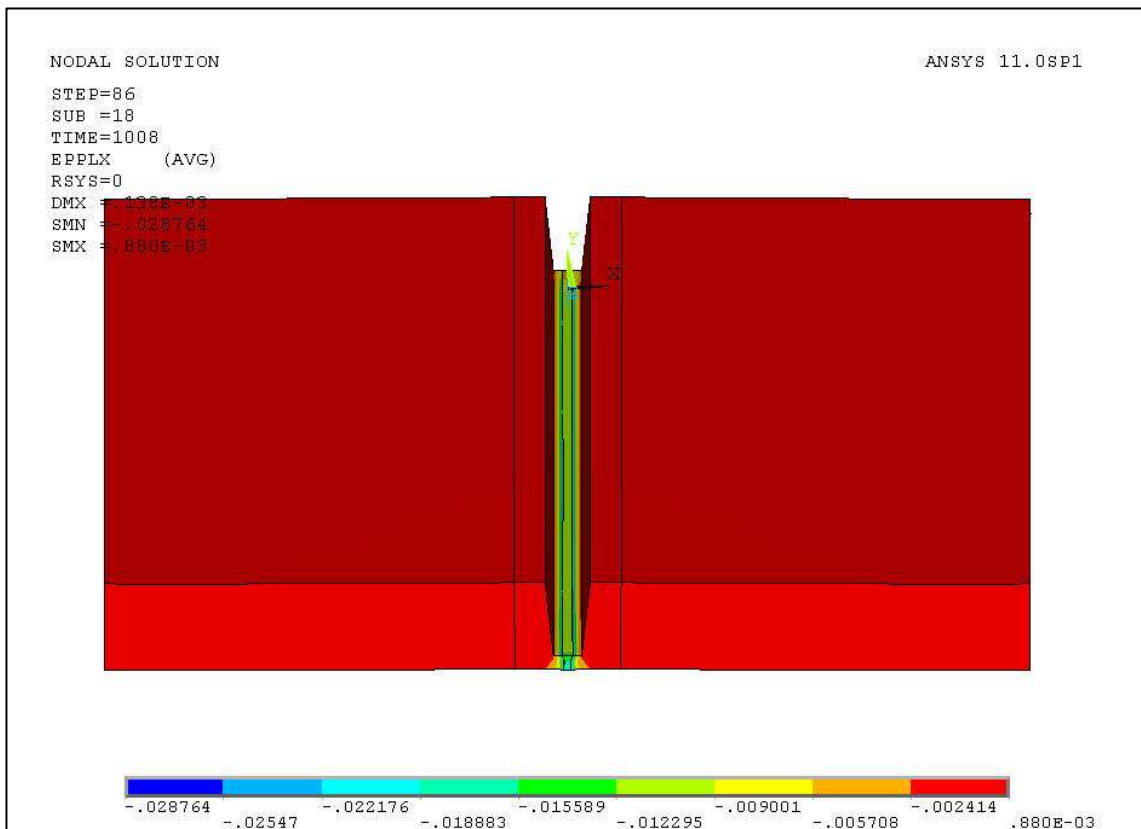


(fig. 4.31: contour plot degli spostamenti verticali relativi alla saldatura laser)

Nelle figure seguenti è riportato il contour plot della tensione di Von Mises e della deformazione plastica secondo la direzione trasversale a quella di saldatura: entrambi servono a dimostrare il fatto che le tensioni e le deformazioni residue sono localizzate solo in prossimità del cordone come ci aspettiamo che sia in questo caso.



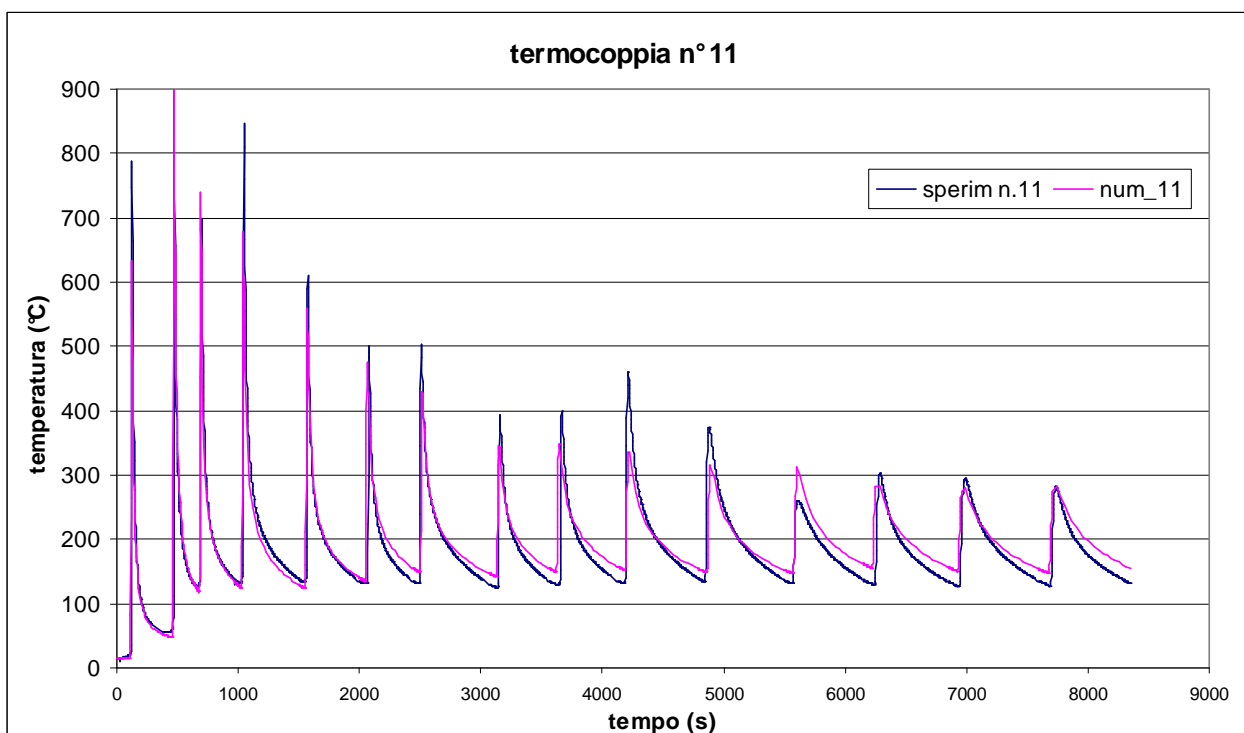
(fig. 4.32: contour plot della tensione di Von Mises alla fine della saldatura laser)



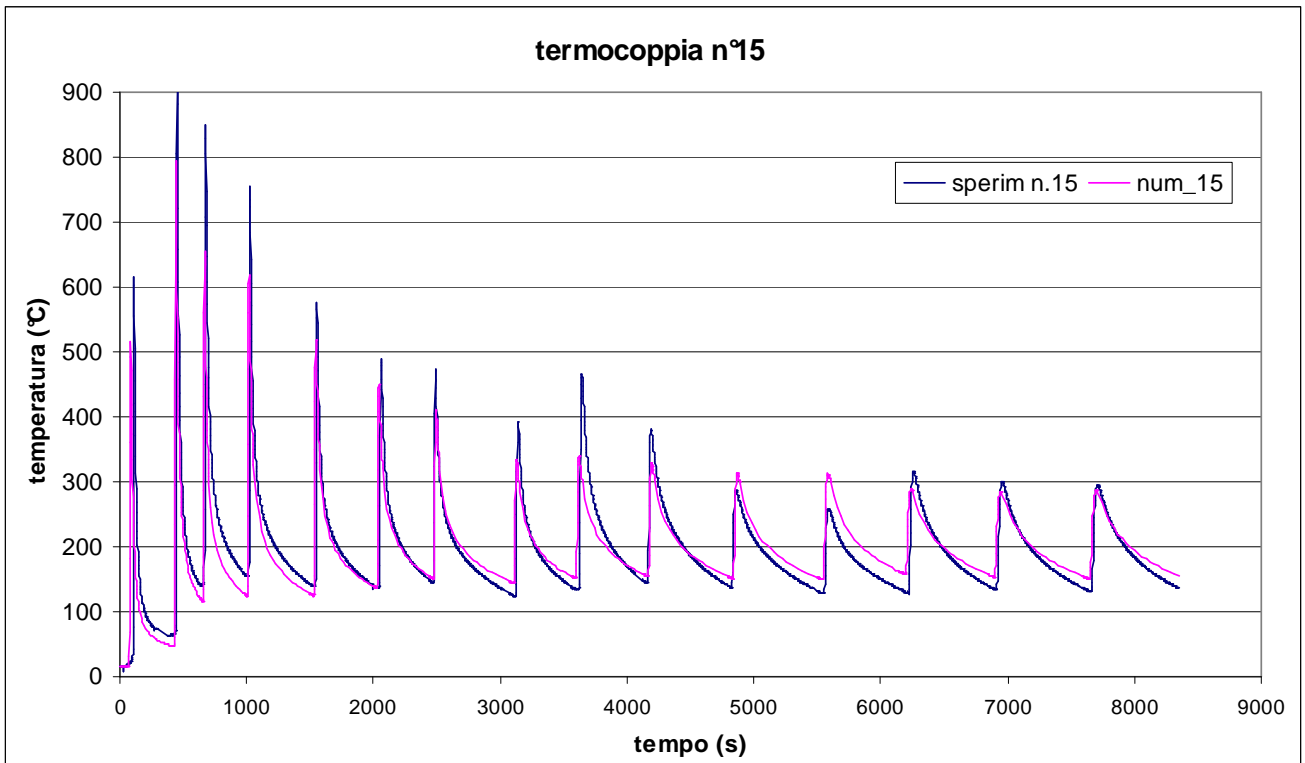
(fig. 4.33: contour plot della deformazione plastica trasversale alla fine della saldatura laser)

4.4 TERZO TEST: SECONDA SALDATURA TIG

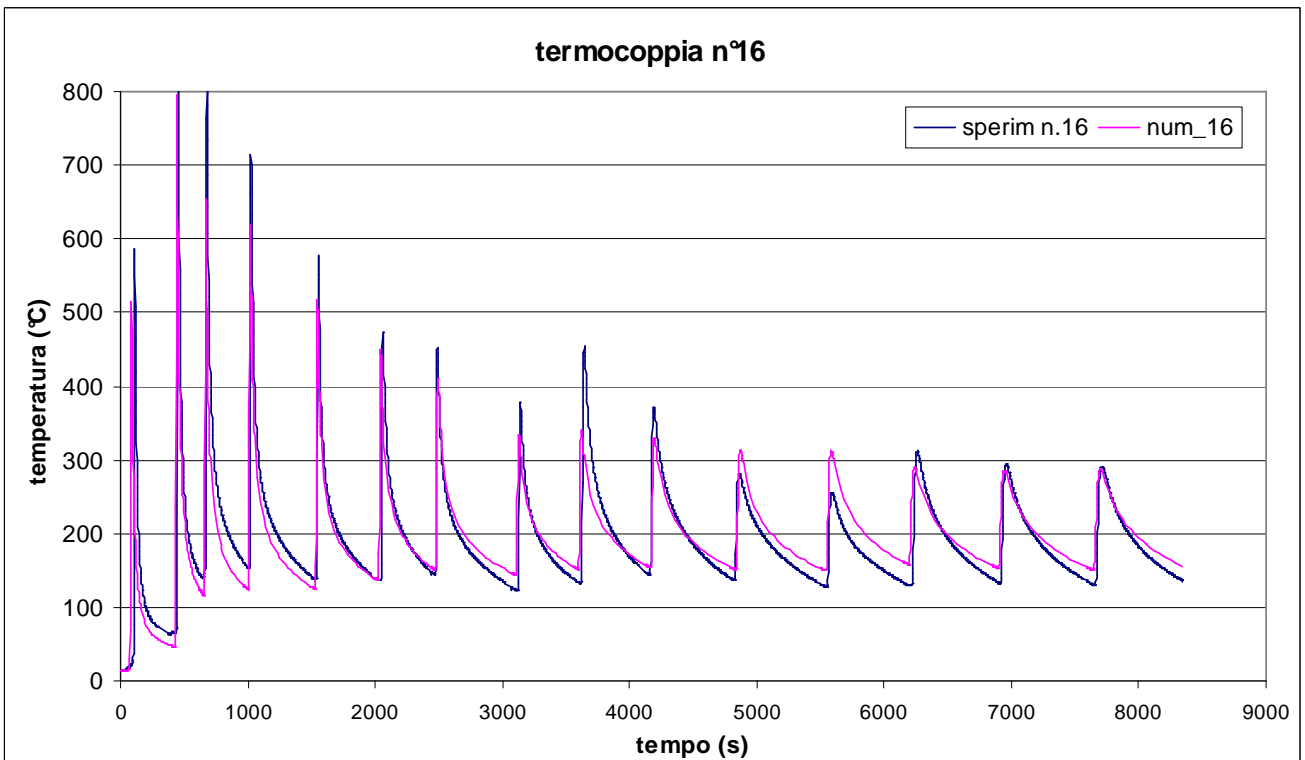
La terza prova ha riguardato lo stesso provino saldato alla radice con il laser che è stato poi completato con il TIG. Riportiamo dapprima il confronto tra i valori delle temperature ottenuti nell'analisi numerica e quelli sperimentali. La disposizione e la numerazione delle termocoppie è identica al primo caso di saldatura TIG (figg. 4.8 e 4.9). Nelle figg. 4.34 - 4.37 sono riportati i grafici relativi alle quattro termocoppie scelte in precedenza sulla faccia superiore; e nelle figg. 4.38 - 4.41 ci sono le quattro termocoppie scelte per la faccia inferiore:



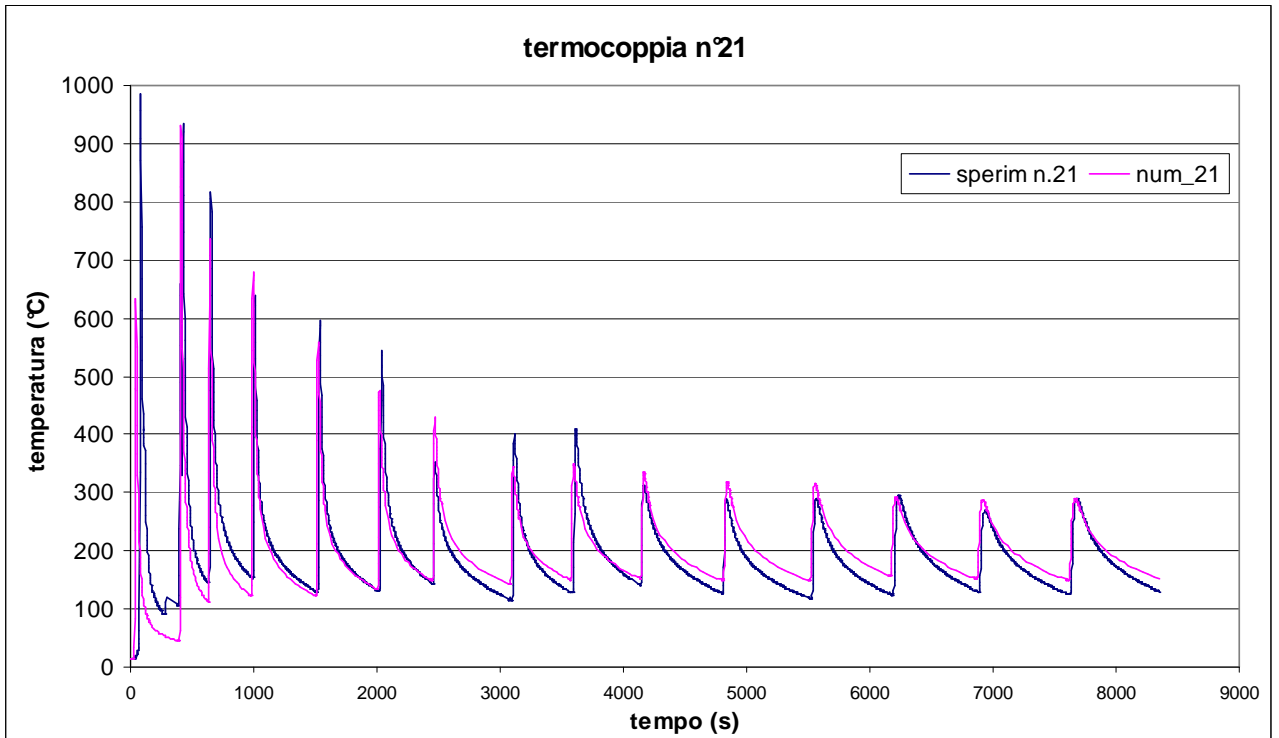
(fig. 4.34: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 11)



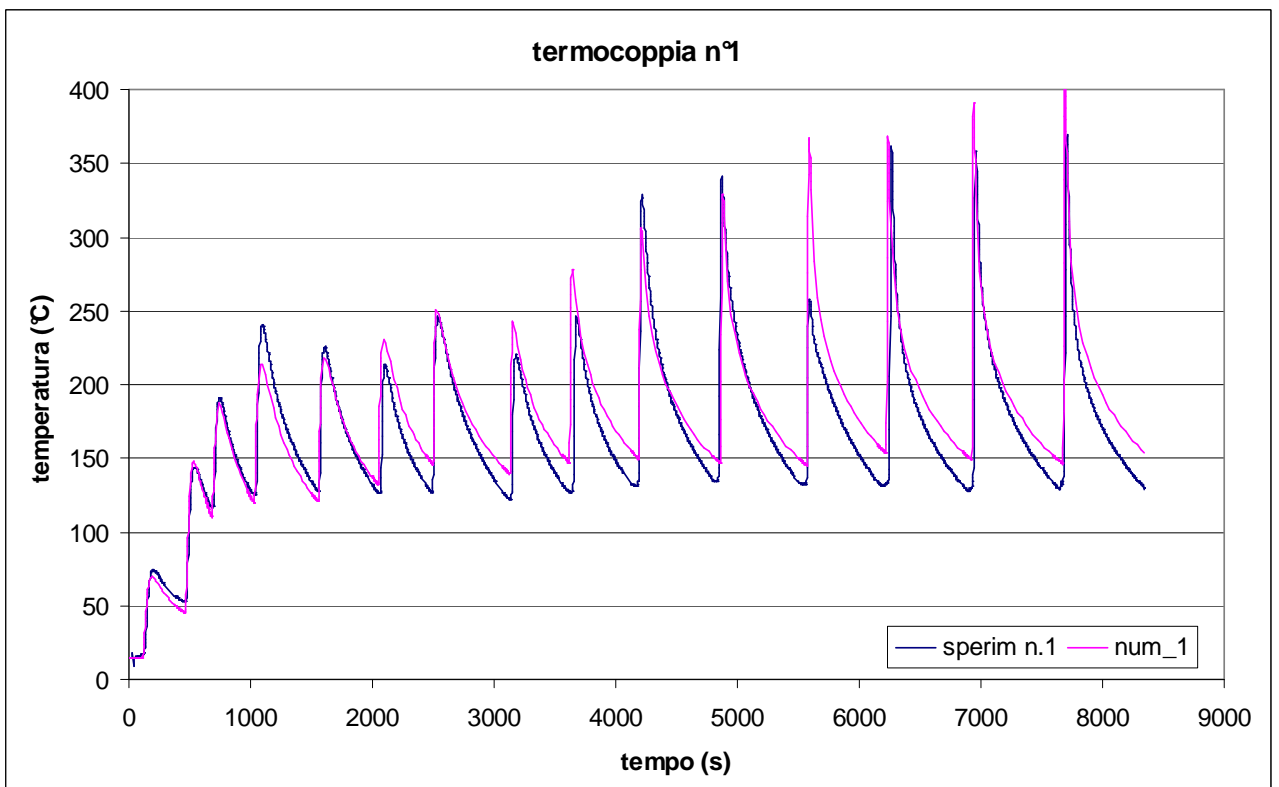
(fig. 4.35: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 15)



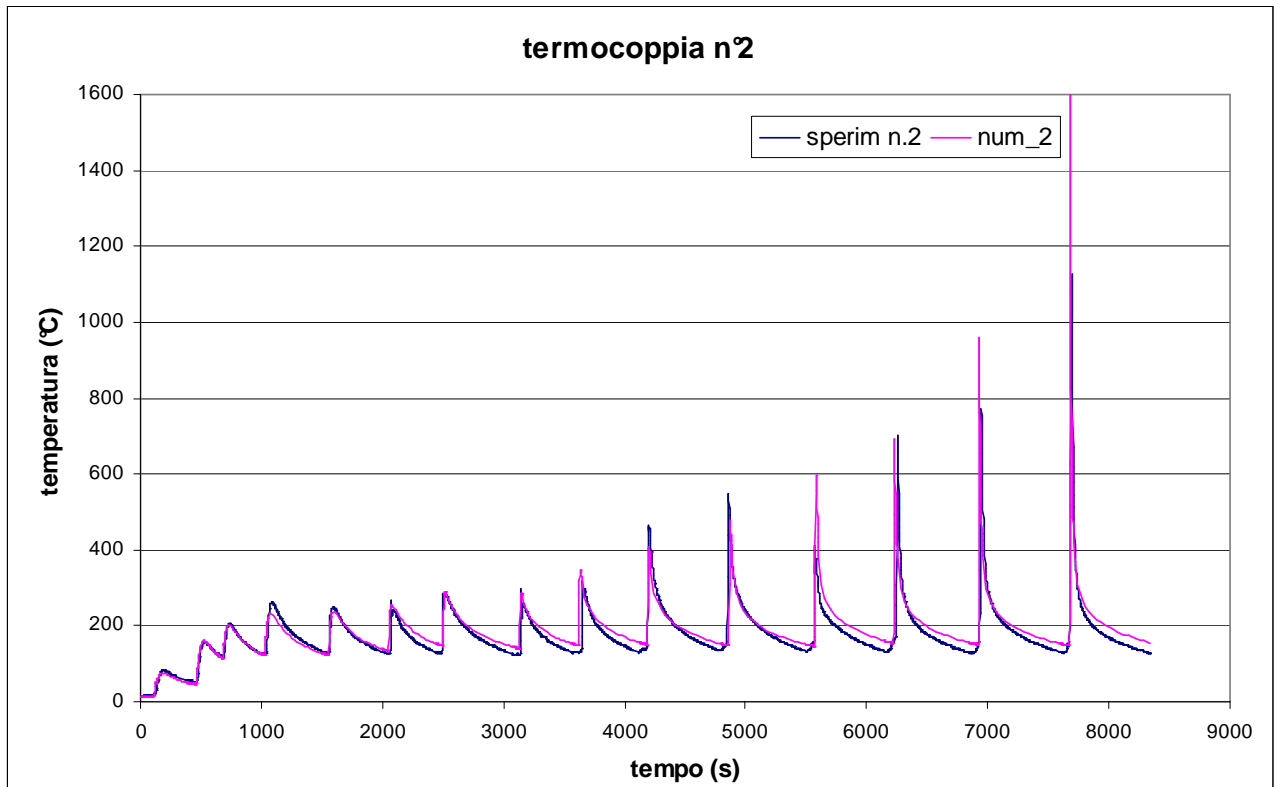
(fig. 4.36: segnale sperimentale e numerico della termocoppia n. 16)



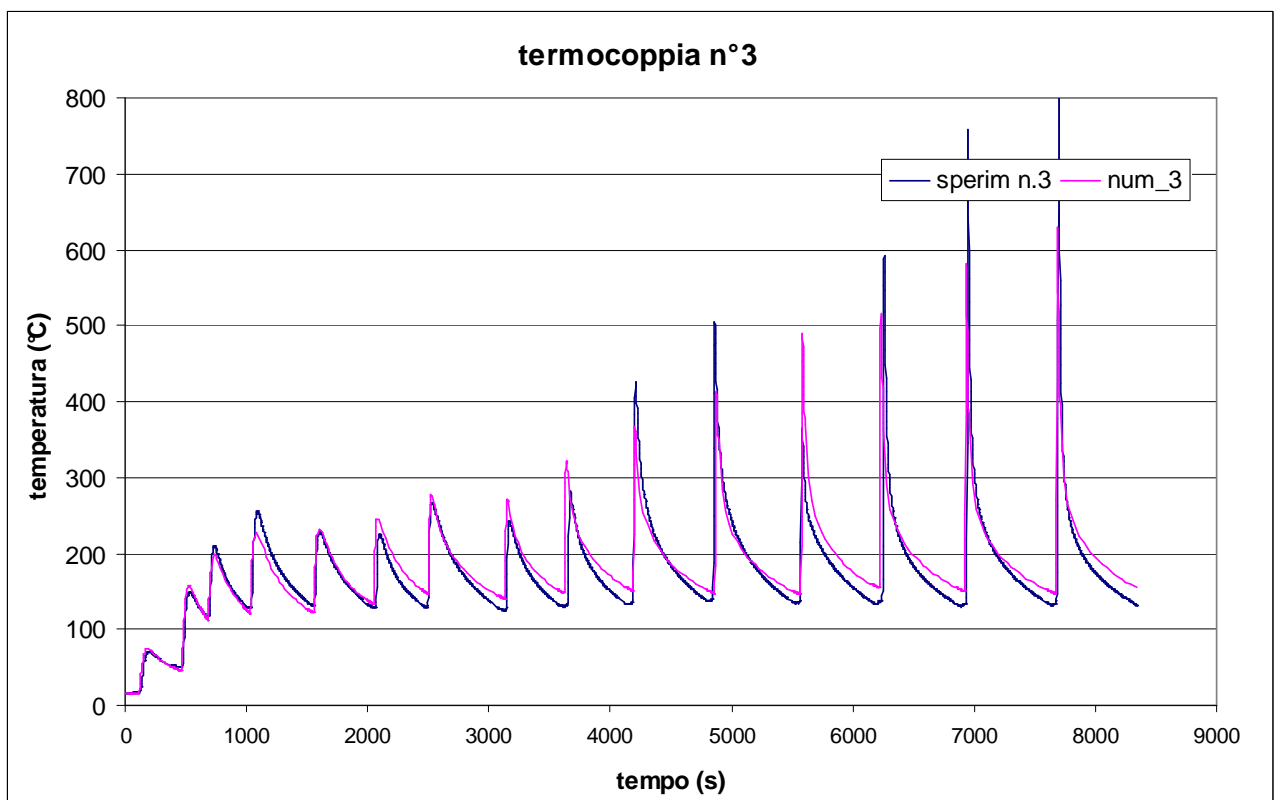
(fig. 4.37: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 21)



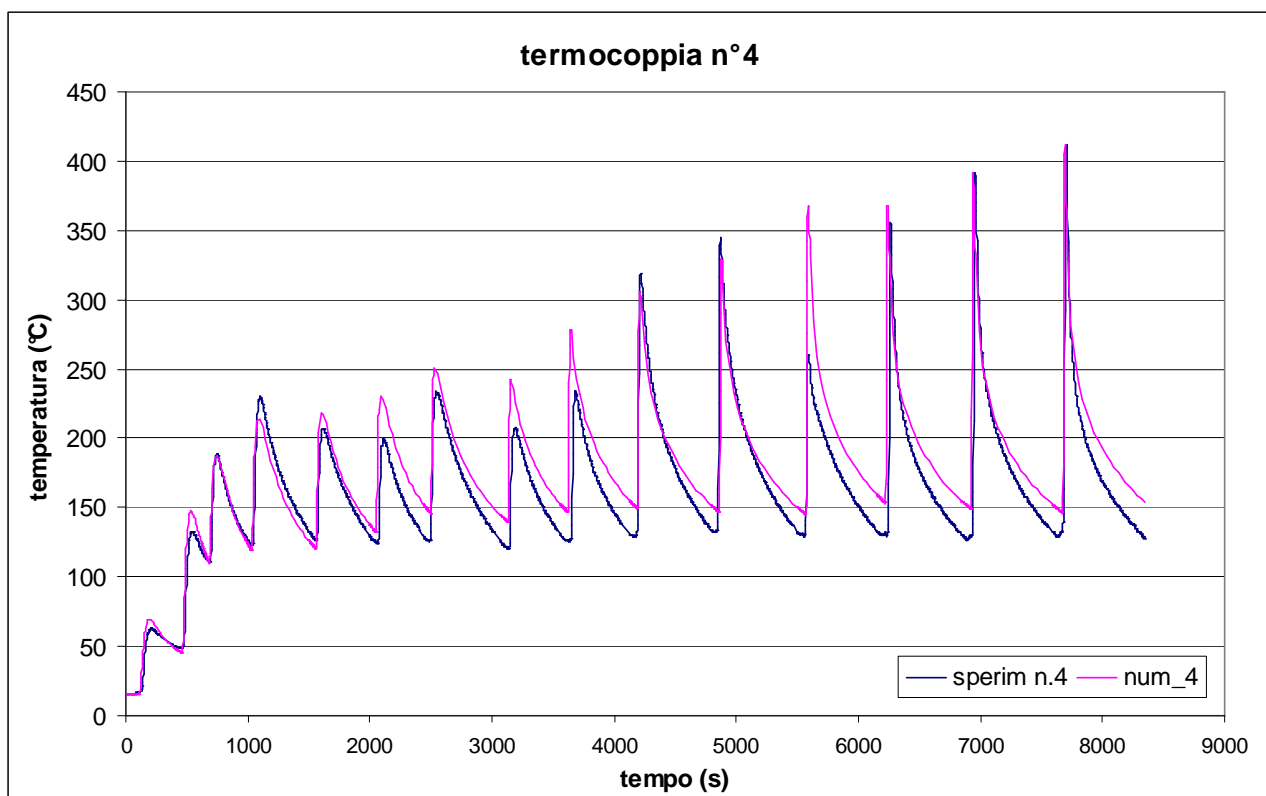
(fig. 4.38: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 1)



(fig. 4.39: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 2)



(fig. 4.40: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 3)



(fig. 4.41: confronto tra valori sperimentali e numerici della termocoppia n. 4)

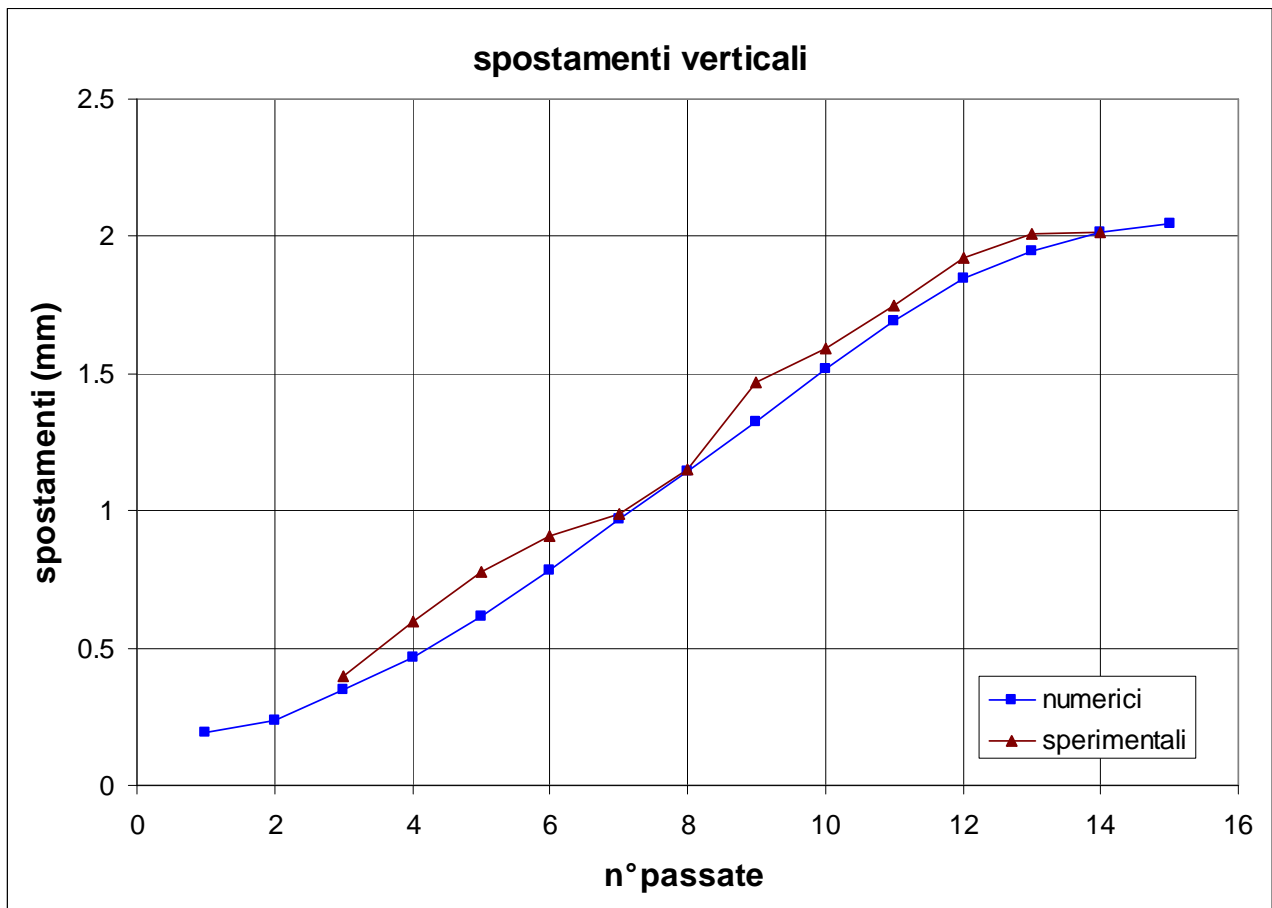
Tutte le considerazioni che sono state sviluppate nel caso dell'analisi termica della prima saldatura TIG sono in tutto applicabili anche in questo caso: la corrispondenza dei valori nel caso dei segnali relativi alla faccia inferiore sono anche qui accettabili; mentre lo scarto nella riproduzione dei picchi di temperatura è meno pronunciato rispetto al caso precedente, si vede un certo scostamento nelle parti relative al raffreddamento: questo dovrebbe essere una ulteriore conferma del fatto che il modello numerico a questo stadio della codificazione non riesce a simulare correttamente la diffusività ($k/\rho c$) del materiale.

In questo ultimo caso, per quanto riguarda l'analisi strutturale, disponiamo di un importante riscontro sperimentale e cioè la misura relativa agli abbassamenti verticali subiti dal provino in mezzeria per ogni passata alla fine della rispettiva fase di raffreddamento. Nella tabella 4.4 sono riportati tali valori in mm.

passata	n. 1	n. 2	n. 3	n. 4	n. 5	n. 6	n. 7	n. 8	n. 9	n. 10	n. 11	n. 12	n. 13	n. 14	n. 15
numerici	0.191	0.236	0.351	0.469	0.618	0.785	0.97	1.147	1.325	1.519	1.693	1.849	1.948	2.016	2.048
sperimentali			0.4	0.6	0.78	0.91	0.99	1.15	1.47	1.59	1.75	1.92	2.01	2.012	

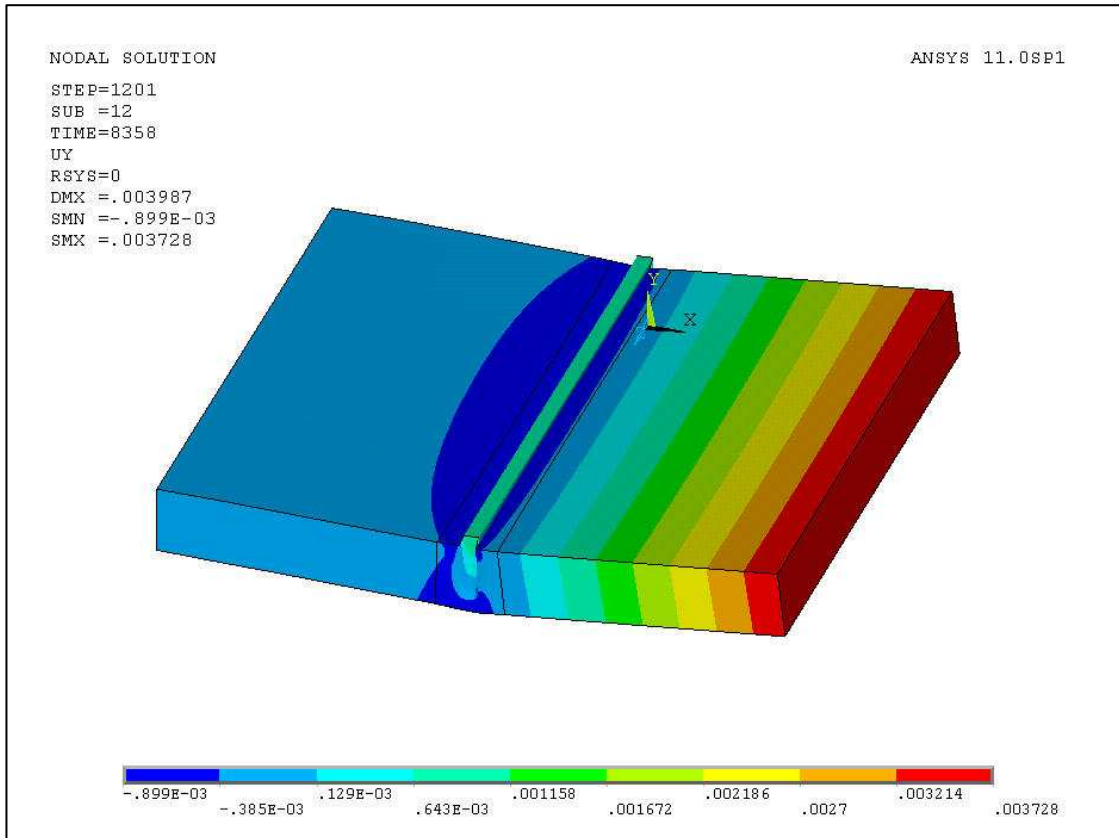
(tab. 4.4: confronto tra gli spostamenti verticali calcolati e quelli sperimentali (mm))

Tali valori sono riportati nel grafico della fig. 4.42.



(fig. 4.42: spostamenti verticali del cordone ad ogni passata)

Si può notare una più che buona corrispondenza tra i valori calcolati e quelli misurati. Con tutte le approssimazioni che abbiamo delineato in precedenza, possiamo senz'altro affermare di aver ottenuto un buon risultato circa la valutazione degli spostamenti nonostante restino da migliorare i tempi di calcolo. Rimandando in seguito alle considerazioni conclusive circa il lavoro svolto, riportiamo il confronto tra il dato sperimentale dell'abbassamento verticale della zona vicina al cordone che è risultata essere pari a 4 mm ed il valore di 3.7 mm ottenuto numericamente e che si può dedurre dal contour plot della fig. 4.43.



(fig. 4.43: spostamenti verticali final dopo il disancoraggio)

CONCLUSIONI

Il presente lavoro ha riguardato la modellazione numerica della saldatura: dopo aver riportato una breve panoramica sul livello raggiunto dagli altri autori sono stati sviluppati alcuni modelli in proprio utilizzando il codice Ansys per simulare la saldatura laser e quella TIG. Questi processi hanno ovviamente parecchi aspetti in comune; il grado di dettaglio a cui si è giunti nella modellazione di questi aspetti è stato dettato dall'obiettivo principale che ci siamo prefissi ossia la previsione delle distorsioni globali dei componenti a fine saldatura: la stessa valutazione delle temperature oltre al valore in sé, è propedeutica per la predizione degli spostamenti medesimi.

Dai risultati ottenuti si deduce che l'attività di simulazione del processo di saldatura può essere svolta non solo usando codici appositamente sviluppati ma anche codici di tipo commerciale, che tengono conto in maniera univoca delle proprietà termiche e strutturali del materiale in fase solida e in zona di fusione; per quanto riguarda la fase liquida, la tecnica "birth and death" permette di considerare l'assorbimento del calore durante l'analisi termica e la mancanza di rigidità in sede strutturale: tutto questo unito alle altre strategie di calcolo e di manipolazione della mesh che sono state delineate sopra permettono di scrivere le seguenti conclusioni:

confrontando i valori delle distorsioni calcolate mediante i modelli FEM e quelli registrati sperimentalmente si è visto che è possibile prevedere l'ordine di grandezza di tali entità per i processi di saldatura studiati.

il confronto tra i valori di temperatura registrati sperimentalmente dalle termocoppie e quelli ottenuti numericamente risulta soddisfacente almeno per quanto concerne il modesto numero di segnali a disposizione;

l'introduzione degli elementi di contatto sui lembi dei pezzi da saldare per tenere le due parti meccanicamente separate rappresenta un valido elemento di novità che non si è riscontrato

almeno nella produzione bibliografica che si è analizzata e che porta ad una più corretta riproduzione dello stato di plasticità e/o ricalcamento a caldo che si ottiene nel caso reale;

l'introduzione degli elementi di contatto per collegare le regioni aventi mesh con densità diverse risulta vantaggiosa poiché si è visto che non altera i risultati e permette di diminuire il numero di elementi 3D.

In definitiva, e più generalmente, l'analisi termica risulta sostanzialmente accettabile sia per quanto riguarda i tempi di calcolo che per i risultati ottenuti; l'analisi strutturale dà valori di spostamenti globali accettabili ma deve essere migliorata per quanto riguarda i tempi di calcolo.

Per rendere più affidabili i modelli ed i risultati ottenibili è necessaria essenzialmente una più accurata determinazione delle proprietà termofisiche dei materiali specie per quanto riguarda il passaggio di stato. È stato deciso di trascurare i modelli viscosi perché gli unici dati verificati sono quelli provenienti dal database di ITER, ed al momento non siamo confidenti circa l'uso di parametri da inserire in qualsiasi modello costitutivo viscoso.

Un ulteriore passo che è necessario compiere è senz'altro la individuazione di strategie che possano ridurre i tempi di calcolo dell'analisi strutturale.

Un altro passo ancora dello studio è senza dubbio rappresentato dalla rilevazione sperimentale delle tensioni e deformazioni residue per confrontarle con i corrispondenti valori numerici.

Infine questo lavoro deve essere inteso solo come il passo iniziale dell'analisi: quando saranno disponibili un numero di prove sperimentali che abbiano un minimo di valore statistico, si potrà pensare di calibrare meglio i parametri utilizzati nei modelli, comunque le analisi di sensibilità eseguite hanno permesso di arrivare a conclusioni valide nonostante l'assenza di dati sperimentali a riguardo come si è visto nel corso della trattazione per la soluzione di alcuni problemi particolari.

BIBLIOGRAFIA SULLA SIMULAZIONE NUMERICA DELLA SALDATURA

ARTICOLI relativi agli “*inherent strain*” cioè metodo di valutazione degli stress residui mediante il calcolo elastico. Presuppone l’esistenza e/o la costruzione di un database di valori di inherent strain per varie condizioni di saldatura, tipologie di strutture e geometria del giunto.

- 1) Rybicki, E. F., and Shadley, J. R., “*A Three-Dimensional Finite Element Evaluation of a Destructive Experimental Method for Determining Through-Thickness Residual Stresses in Girth Welded Pipes,*” ASME J. Eng. Mater. Technol., 108, **1986**, pp. 99–106.
- 2) Ueda, Y., and Fukuda, K., “*New Measuring Method of Three-Dimensional Residual Stresses in Long Welded Joints Using Inherent Strains as Parameters—Lz Method,*” ASME J. Eng. Mater. Technol., 111, **1989**, pp. 1–8.
- 3) Ueda, Y., and Yuan, M. G., “*Prediction of Residual Stresses in Butt Welded Plates Using Inherent Strains,*” ASME J. Eng. Mater. Technol., 115, **1993**, pp. 417–423; 116, **1994**, pp. 285.
- 4) Mochizuki, M., Saito, N., Enomoto, K., Sakata, S., and Saito, H., “*A Study on Residual Stress of Butt-Welded Plate Joint Using Inherent Strain Analysis,*” Transactions, 13th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Porto Alegre, Brazil, 2, **1995**, pp. 243–248.
- 5) Sussen, L., Marquis, D., and Dupas, Ph., “*Numerical Identification Method for Residual Stresses in Structures,*” Proceedings, 4th European Conference on Residual Stresses, Cluny, France, **1996**, pp. 485–494.
- 6) M. G. Yuan and Y. Ueda, “*Prediction of residual stresses in welded T- and I-joints using inherent strains*”, ASME J. Engineering Materials and Technology, vol. 118, **1996**, pp. 229-234.
- 7) Mochizuki, M., Hattori, T., and Hayashi, M., “*A New and Simplified Method for Estimating Residual Stress in Welded Structures with Complicated Shape Using Inherent Strain,*” Transactions, 14th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Lyon, France, 4, **1997**, pp. 77–84.
- 8) Hill, M. R., and Nelson, D. V., “*The Localized Eigenstrain Method for Determination of Triaxial Residual Stress in Welds,*” ASME PVP-Vol. 373, **1998**, pp. 397–403.
- 9) Mochizuki, H., and Hattori, H., “*Residual Stress Analysis by Simplified Inherent at Welded Pipe Junctures in a Pressure Vessel,*” ASME J. Pressure Vessel Technol., 121, **1999**, Nov., pp. 353–357.
- 10) Deng D., Murakawa H., “*Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint*”, Comput. Mat. Sc., 43, **2008**, pp. 353-365

ARTICOLI relativi all’analisi in generale agli elementi finiti termica elasto-plastica:

- 11) Hibbit, Hugh D., and Marcal, Pedro V., “*A Numerical, Thermo- Mechanical Model for the Welding and Subsequent Loading of a Fabricated Structure,*” Comput. Struct., 3, **1973**, pp. 1145–1174.
- 12) Kamichika, R., Yada, T., and Okamoto, A., “*Internal Stresses in Thick Plates Weld-Overlaid with Austenitic Stainless Steel (Report 2),*” Trans. Jpn. Welding Soc., 5, No. 1, Apr. **1974**,
- 13) P. Marcal, “*Weld Problems, Structural Mechanics Programs*”, Charlottesville, University Press, **1974**, pp. 191-206,.

- 14) Friedman, E., "Thermomechanical Analysis of the Welding Process Using the Finite Element Method," ASME J. Pressure Vessel Technol., 97, **1975**, pp. 206–212.
- 15) K. Masubuchi, "*Analysis Of Welded Structures*", Pergamon Press, **1980**,
- 16) Argyris, J. H., and Doltsinis, J. St., "On the Natural Formulation and Analysis of Large Deformation Coupled Thermomechanical Problems," Comput. Methods Appl. Mech. Eng., 25, **1981**, pp. 195–253.
- 17) K. Easterling, "*Introduction To The Physical Metallurgy Of Welding*", Butterworths,. **1983**,
- 18) J. Goldak, B. Patel, M. Bibby and J. Moore, "*Computational weld mechanics*", AGARD Workshop & Structures and Materials 61st Panel meeting,. **1985**,
- 19) M. Jonsson, L. Karlsson and L-E. Lindgren, "*Deformations and stresses in butt-welding of large plates*", in R.W. Lewis (ed.), Numerical Methods in Heat Transfer, vol. III, p. 35, **1985**,Wiley.
- 20) L. Karlsson, "*Thermal stresses in welding*", in R.B. Hetnarski (ed.), Thermal Stresses, vol. I, Elsevier Science Publishers, p. 300, **1986**,
- 21) Jonsson M, Josefson BL., "*Experimentally determined transient and residual stresses in the Butt-welded pipes*", J Strain Anal, 23(1), **1988**, 25–31.
- 22) R. Radaj, "*Finite element analysis of welding residual stresses*", Proc. of 2nd Int. Conf. on Residual Stresses (ICRS-2), **1988**, p. 510,.
- 23) Goldak, J. A., "*Modelling Thermal Stresses and Distortion in Welds,*" Proceedings, Conference on Recent Trends in Welding Science and Technology, Gatlinburg, TN, ASM, **1989**, pp. 71–82.
- 24) A. S. Oddy, J. M. J. McDill and J.A. Goldak, "*Consistent strain fields in 3D finite element analysis of welds*", ASME J. Pressure Vessel Technology, vol. 112, no. 3, **1990**,pp. 309-311.
- 25) Anastassiou, M., Babbitt, M., and Lebrun, J. L., "*Residual Stresses and Microstructure Distribution in Spot-Welded Steel Sheets, Relation With Fatigue Behaviour,*" Mater. Sci. Eng., A, 125(2), **1990**, pp. 141–156.
- 26) Karlsson, C. T., Josefson, B. L., "*Three-Dimensional Finite Element Analysis of Temperatures and Stresses in a Single-Pass Butt-Welded Pipe,*" ASME J. Pressure Vessel Technol., 112, **1990**, pp. 76–84.
- 27) J. Goldak, M. Bibby, D. Downey and M. Gu, "*Heat and fluid flow in welds*", Advanced Joining Technologies, Proc. of the Int. Welding Congress on Joining Research, p. 69. **1990**,
- 28) Goldak, J., "*Keynote Address: Modelling Thermal Stresses and Distortions in Welds,*" Recent trends in welding science and technology, ASM International **1990**
- 29) H. Granjon, "*Fundamental s of Welding Metallurgy*", Abington Publishing, Cambridge **1991**,
- 30) Smith, S. D., "*A Review of Numerical Modelling of Fusion Welding for the Prediction of Residual Stress and Distortion,*" The Welding Institute Report, No. 437. **1991**,
- 31) Tekrewal, P., and Mazumder, J., "*Transient and Residual Thermal Strain-Stress Analysis of GMAW,*" ASME J. Eng. Mater. Technol., 113, **1991**, pp. 336–343.
- 32) J. Goldak, A. Oddy, M. Gu, W. Ma, A. Mashaie and E. Hughes, "*Coupling Heat Transfer, Microstructure Evolution and Thermal Stress Analysis in Weld Mechanics*", in L. Karlsson, M. Jonsson and L-E. Lindgren (eds), IUTAM Symposium on the Mechanical Effects of Welding, Springer Verlag, p. 1 **1992**.
- 33) Brown, S., and Song, H., "*Finite Element Simulation of Welding of Large Structures,*" ASME J. Eng. Indust., 114, **1992**, pp. 441–451.

- 34) McDill, J. M. J., Oddy, A. S., and Goldak, J. A., “*Comparing 2-D plane strain and 3-D analyses of residual stresses in welds,*” Proc. of 3rd International Conference on Trends in Welding Research, Gatlinburg, Tennessee, June **1992**,
- 35) S. D. Smith, “*A review of weld modelling for the prediction of residual stresses and distortions due to fusion welding*”, Proc. of the fifth Int. Conf. on Computer Technology in Welding, paper 4 **1992**,
- 36) R. Radaj, “*Heat Effects of Welding*”, Springer-Verlag, **1992**,
- 37) Buchmayr, B., “*PC-Based Software in Welding Technology,*” Mathematical Modelling of Weld Phenomena, Cerjak H., and Easterling, K. E., eds., The Institute of Materials **1993**,
- 38) Ò. Grong, “*Metallurgical Modelling of Welding*”, The Institute of Materials, **1994**
- 39) Jonsson M, Karlsson L, Lindgren LE, “*Simulation of tack welding procedures in Butt joint welding of plates*”. AWS Weld J, Weld Res Suppl., **1995**, 296s–3301.
- 40) Jonsson M, Karlsson L, Lindgren LE. “*Plate motion and thermal stresses in root-bead Butt-welding of plates*”. In: Lewis RW, Morgan K, editors. Numerical methods in heat transfer, vol. III. New York: Wiley, **1995**,
- 41) Y. Tanigawa, T. Akai, R.Kawamura, N.Oka, “*Transient heat and thermal stress problem of a nonhomogeneous plate with temperature-dependent material properties*”, J. Therm. Stresses, 19, **1996**, pp 77-102.
- 42) P. Michaleris and X. Sun, “*Finite element analysis of thermal tensioning techniques mitigating weld buckling distortion*”, Welding Journal, vol. 76, no 11, **1997**, pp. 451-457.
- 43) Sun, X., Dong, P., and Kimchi, M., “*The Coupled Electrical-Thermal-Mechanical Process Associated With Aluminum Welding,*” Proc. of the International Body Engineering Conference (IBEC), Stuttgart, Germany, September30–October 2, Vol. 30, **1997**, pp. 42–48.
- 44) Goldak, J, et al., “*Progress and Pacing Trends in Computational Weld Mechanics,*” Proceedings, ICES’98, October 7–9, **1998**, Atlanta, Atluri, S. N., ed.
- 45) Darwish, S. M., and Al-Dekhial, S. D., “*Micro-Hardness of Spot Welded Commercial Aluminum as Correlated With Welding Variables and Strength Attributes,*” J. Mater. Process Technol., 91(1), **1999**, pp. 43–51.
- 46) Nguyen, N. T., Ohta, A., Matsuoka, K., Suzuki, N., and Maeda, Y., “*Analytical Solutions for Transient Temperature of Semi-Infinite Body Subjected to 3-D Moving Heat Sources,*” Weld. J. (Miami), Aug., **1999**, pp. 265–274.
- 47) Cao, Z., Brust, F. W., Dong, Y., Nanjundan, A., and Jutla, T., “*A New Comprehensive Thermal Solution Procedure For Multi-pass and Curved Welds,*” Proceedings, 2000 ASME Pressure Vessel and Piping Conference, Seattle, WA, **2000**, July 23–27.
- 48) Dong, P., and Brust, F. W., “*Welding Residual Stresses and Effects in Fracture in Pressure Vessel and Piping Components: A Millennium Review and Beyond,*” ASME J. Pressure Vessel Technol., The Millennium Issue 122, **2000**, pp. 329–338.
- 49) R. Fabbro, K. Chouf, “*Keyhole modelling during laser welding*”, Journal of Applied Physics, vol. 87, n.9, **2000**.
- 50) Cao, Z., Dong, P., and Brust, F. W., “*A Fast Thermal Solution Procedure for Analyzing 3D Multi-Pass Welded Structures,*” Weld. Res. Counc. Bull., 455, **2000**, pp. 12–21
- 51) Lindgren LE. 2001, “*Finite element modeling and simulation of welding part 2: improved material modelling*”, J Thermal Stress;24, 195–231.

- 52) B. Carmignani, G. Toselli, S. Interlandi, F. Lucca, A. Marin, “*Numerical simulation of welds of thick steel sheets for some experimental models towards ITER TF coil case*” *Fusion Engineering and Design*, vv. 58–59, **2001**, pag. 231–236.
- 53) Abid, M., and Nash, D.H., “*Risk Assessment studies for Gasketed and Non-gasketed Bolted Pipe Joints*”, International Pipeline Conference (IPC2002), Calgary Canada, Sep 29 - Oct 3 2002. Proceedings of IPC2002/IPC-27386 2002; 1-11.
- 54) Shi Qingiu, Lu Anli, Zhao Haiyan, “*Development and application of the adaptive mesh technique in the three-dimensional numerical simulation of the welding process Numerical Simulation of the laser welding process in butt-joint specimens*”, *Journal of Materials and Processing Technology*, vol.121, **2002**, pp 167-172.
- 55) Shi Qingyu et al., *Development and application of the adaptive mesh technique in the three-dimensional numerical simulation of the welding process*”, *Journal of Material” and Processing technology*, 121, **2002**, pp 167-172
- 56) Fanous, I. F. Z., “*3D Modelling of the Welding Process Using Finite Elements*,”M.Sc. thesis, The American University in Cairo, **2002**.
- 57) W.Zhang, J.Elmer, T.DebRoy, “*Modelling of heat transfer and fluid flow during gas tungsten arc spot welding of low carbon steel*”, *Journal of Applied Physics*, vol. 93, **2003**, pagg.3022-3034.
- 58) Xin Long Sanjeev K. Khanna, “*Numerical Simulation of Residual Stresses in a Spot Welded Joint*”, *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol.125, **2003**, pp 222-227.
- 59) Fanous I.F.Z., Younan M.Y.A., “*3-D Finite Element Modelling of The Welding Process Using Element Birth and Element Movement Techniques*”, *ASME J. Pressure Vessel Technol.*, 125, **2003**, pp. 144–150.
- 60) Fanous I.F.Z., Younan M.Y.A., Wifi A., “*Study of the Effect of Boundary Conditions on Residual Stresses in Welding Using Element Birth and Element Moviment Techniques*”, *ASME J. Pressure Vessel Technol.*, 125, **2003**, pp. 432–439.
- 61) H. Zhao, T. DebRoy, “*Macroporosity free aluminium alloy weldments through numerical simulation of keyhole mode laser welding*”, *Journal of Applied Physics*, vol. 93, **2003**, n.12.
- 62) A. Kumar, T. DebRoy, “*Calculation of three-dimensional electromagnetic force field during arc welding* ”, *Journal of Applied Physics*, vol. 94, **2003**, n.2.
- 63) H. Kim, T. DebRoy, “*Modeling of temperature field and solidified surface profile during gas-metal arc fillet welding* ”, *Journal of Applied Physics*, vol. 94, **2003**, n.4.
- 64) S. Tsirkas, P. Papanikos, “*Numerical Simulation of the laser welding process in butt-joint specimens*”, *Journal of Materials and Processing Technology*, vol.134, **2003**, pp 59-69.
- 65) Ju Li, Qiao Guan, Yaowu Shi, Delun Guo, “*Studies on characteristics of temperature field during GTAW with a trailing heat sink for titanium sheet*”, *Journal of Materials and Processing Technology*, vol.147, **2004**, pp 328-335.
- 66) Nash DH, Abid M., “*Surface sensitivity study of non-gasketed flange joint*”. *J Process Mech Eng; Part-E* 2004;E4:218.
- 67) A. De, T. DebRoy, “*A smart model to estimate effective thermal conductivity and viscosity in the weld pool*”, *Journal of Applied Physics*, vol. 95, n.9, **2004**.
- 68) W. Zhang, T. DebRoy, “*A Heat and fluid flow in complex joints during gas metal arc welding—Part I: Numerical model of fillet welding* ”, *Journal of Applied Physics*, vol. 95, n.9, **2004**.
- 69) W. Zhang, T. DebRoy, “*A Heat and fluid flow in complex joints during gas metal arc welding—Part II: Application to fillet welding of mild steel*”, *Journal of Applied Physics*, vol. 95, n.9 **2004**.

- 70) Siddique M, Abid M, Junejo HF, Mufti RA., “3-D finite element simulation of welding residual stresses in pipe-flange joints: effect of welding parameters”, Mater Sci Forum, 490–491, **2005**, pp79–84.
- 71) Fanous I. F. Z., “Introduction of the Element Interaction Technique for Welding Analysis and Simulation”, ASME Journal Pressure Vessel Technology, 127, **2005**, pp 487-494
- 72) M. Abid, M. Siddique, “Numerical simulation to study the effect of tack welds and root gap on welding deformations and residual stresses of a pipe-flange joint”, International Journal of Pressure Vessels and Piping, vol.82, **2005**, pag. 860–871.
- 73) H. He, J.Elmer, T.DebRoy, “Heat transfer and fluid flow in laser microwelding”, Journal of Applied Physics, vol. 97 **2005**.
- 74) S. Mishra, T.DebRoy, “Probing liquation cracking and solidification through modelling of momentum, heat, and solute transport during welding of aluminium alloys and fluid flow in laser microwelding”, Journal of Applied Physics, vol. 97 **2005**.
- 75) S. Mishra, T. DebRoy, “A heat transfer and fluid flow based model to obtain a specific weld geometry using various combinations of welding variables”, Journal of Applied Physics, vol. 98 **2005**.
- 76) [x] Y. H. Wei, Z. B. Dong, R. P. Liu, Z. J. Dong, “ Three dimensional numerical simulation of weld solidification cracking”, Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, vol. 13, **2005**, pp 437-454.
- 77) M. Abid, M. Siddique, “Numerical simulation of the effect of constraints on welding deformations and residual stresses in a pipe-flange joint”, Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, vol. 13, **2005**, pp 919-933.
- 78) M. Abid, M. Siddique, “Numerical simulation of mechanical stress relieving in a multi-pass GTA girth welded pipe-flange joint to reduce IGSCC”, Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, vol. 13, **2005**, pp 1383-1402.

ARTICOLI relativi alla simulazione degli stress residui ed alle cosiddette “repair weldings”:

- 79) Rybicki EF, Schmueser DW, Stonesifer RW, Groom JJ, Mishaler HW., “A Finite Element Model for Residual Stresses and Deflections in Girth-Butt Welded Pipes”, Trans ASME J Press Vessel Technol., 100, **1978**, pp256–262.
- 80) Rybicki, E. F., and Stonesifer, R. B., “Computation of Residual Stresses Due to Multi-Pass Welds in Piping Systems,” ASME J. Pressure Vessel Technol., 101, **1979**, pp. 149–154.
- 81) McGuire, P. A., and Groom, J. J., “Computational Analysis and Experimental Evaluation for Residual Stresses From Induction Heating,” Final Report to EPRI (RP1394-4), Battelle Memorial Institute, Dec. 28 **1979**.
- 82) Shack, W. J., Ellington, W. A., and Pahis, L. E., “Measurement of Residual Stresses in Type 304 Stainless Steel Butt Weldments,” EPRI NP- 1413 **1980**.
- 83) Barber, T. E., Brust, F. W., Mishler, H. W., and Kanninen, M. F., “Controlling Residual Stresses by Heat Sink Welding,” EPRI Report NP- 2159-LD, December **1981**.
- 84) Schajer, G. S., “Application Of Finite Element Calculations To Residual Stress Measurements,” ASME J. Eng. Mater. Technol., 103(2), **1981**, pp. 157–163.
- 85) Barber, T. E., Brust, F. W., Mishler, H. W., and Kanninen, M. F., “Controlling Residual Stresses by Heat Sink Welding,” EPRI Report NP- 2159-LD, December **1981**.

- 86) Brust, F. W., and Rybicki, E. F., “*A Computational Model of Backlay Welding for Controlling Residual Stresses in Welded Pipes,*” ASME J. Pressure Vessel Technol., 103, **1981**, pp. 226–232 e pp. 294–299.
- 87) Brust, F. W., and Kanninen, M. F., “*Analysis of Residual Stresses in Girth Welded Type 304-Stainless Pipes,*” ASME J. Mater. Energy Sys., 3, No. 3, **1981**, pp. 56–62.
- 88) Brust, F. W., and Stonesifer, R. B., “*Effects of Weld Parameters on Residual Stresses in BWR Piping Systems,*” EPRI Final Report, NP-1743, March **1981**.
- 89) Rybicki EF, McGuire PA, Merrick E, Wert J., “*The Effect of Pipe Thickness on Residual Stresses due to Girth Welds*”, ASME J Press Vessel Technol,104, **1982**, 204–9.
- 90) Measurement Group, “*Measurement of residual stresses by the hole drilling strain-gage method,*” TN-503-1, Raleigh North Carolina, USA **1985**.
- 91) U. Chandra, “*Determination of residual stresses due to girth-butt welds in pipes*”, ASME J. Pressure Vessel Technology, vol. 107, May, **1985**, pp. 178-184.
- 92) Schajer, G. S., “*Measurement of Non-Uniform Residual Stresses Using the Hole Drilling Method,*” ASME J. Eng. Mater. Technol., 110(4), **1988**, Part I: pp. 338–343, Part II: pp. 344–349.
- 93) Karlsson L, Jonsson M, Lindgren LE, Nasstrom M, Troive L., “*Residual stresses and deformations in a welded thin-walled pipe*”; in: Rybicki E, Shiratori E, Widera GEO, Miyoshi T, editors. ASME pressure vessels and piping conference 1989. Weld residual stresses and plastic deformation, PVP-vol. 173, **1989**, Hawaii: Honolulu, pp. 7–14.
- 94) K. W. Mahin, W. Winters, T. M. Holden, R.R. Hosbons and S.R. MacEwen, “*Prediction and measurements of residual elastic strain distributions in gas tungsten arc welds*”, Welding Journal, vol. 70, no. 9, **1991**, pp. 245s-260s.
- 95) Leung, C. K., and Pick, R. J., “*Finite Element Analysis of A Multipass Weld,*” Weld. Res. Coun. Bull., 356, **1992**, pp. 11–33.
- 96) B. L. Josefson. and C. T. Karlsson, “*Transformation plasticity effects in residual stresses in a butt-welded pipe*”, ASME J. Pressure Vessel Technology, vol. 114, **1992**, pp. 376-378.
- 97) Hong, J. K., Dong, P., and Tsai, C. L., “*Finite Element Simulation of Residual Stresses in Multi-Pass Welds,*” International Conference Proc. Modelling and Control of Joining Processes, December 8–10, Orlando, FL, **1993**, pp. 470–476.
- 98) Wilkening, W. W., and Snow, J. L., “*Analysis of Welding-Induced Residual Stresses With The Adina System,*” Comput. Struct., 47 (4/5), **1993**, pp. 767–786.
- 99) Mochizuki, M., Enomoto, K., Okamoto, N., Saito, H., and Hayashi, E., “*Welding Residual Stresses at the Intersection of a Small Diameter Pipe Penetrating a Thick Plate,*” Nucl. Eng. Des., 144, **1993**, pp. 439–447.
- 100) L. Karlsson, “*Thermomechanical finite element models for calculation of residual stresses due to Welding*”, in Hauk et al. (eds), Residual Stresses, DGM Informationsgesellschaft Verlag, p. 33., **1993**.
- 101) J-B. Roelens, F. Maltrud and J. Lu, “*Determination of residual stresses in submerged arc multi-pass welds by means of numerical simulation and comparison with experimental measurements*”, Welding in the World, vol. 33, no. 3, **1994**, pp. 152-159.
- 102) J-B. Roelens, “*Numerical simulation of multipass submerged arc welding: determination of residual stresses and comparison with experimental measurements*”, Welding in the World, vol. 35, no. 2, **1995**, pp. 110-117,.
- 103) L.J. Yang, Z.M. Xiao, “*Elastic-plastic modelling of the residual stress caused by welding*”, J. Mater Process. Technol., 48, **1995**, pp 589-601

- 104) A. Oddy and J. M. McDill, “*Residual Stresses in Weaved Repair Welds*”, Proc. of 1996 ASME Pressure Vessel & Piping Conf., **1996**, p. 147.
- 105) Dong, P., et al., “*Effect of Weld Residual Stresses on Crack-Opening Area Analysis of Pipes for LBB Applications*,” Proc., ASME Pressure Vessel and Piping (PVP) Conference, R. Warke and P. Dong, eds., **1996**, pp. 47–64.
- 106) Brust, F. W., Dong, P., and Zhang, J., “*Influence of Residual Stresses and Weld Repairs on Pipe Fracture*,” Proc., ASME Pressure Vessel and Piping Conference, R. Warke and P. Dong, eds., **1997**, pp. 173–181.
- 107) P. Michaleris and A. DeBiccari, “*Prediction of welding distortion*”, Welding Journal, vol. 76, no 4, **1997**, pp.172-181.
- 108) Brust, F. W., Zhang, J., and Dong, P., “*Pipe and Pressure Vessel Cracking: The Role of Weld Induced Residual Stresses and Creep Damage during Repair*,” Transactions of the 14th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 14), Lyon, France, Vol. 1, **1997**, pp. 297–306.
- 109) Dong, Y., Hong, J. K., Tsai, C. L., and Dong, P., “*Finite Element Modelling of Residual Stresses in Austenitic Stainless Steel Pipe Girth Welds*,” Weld. J. (Miami), 10, No. 10, **1997**, pp. 442–449.
- 110) Brust, F. W., Dong, P., and Zhang, J., “*Crack Growth Behaviour in Residual Stress Fields of a Core Shroud Girth Weld*,” Fracture and Fatigue, Mehta, H. S., ed., ASME PVP, 350, **1997**, pp. 391–406.
- 111) Bouchard, J., Holt, P., and Smith, D., “*Prediction and Measurement of Residual Stresses in a Thick Section Stainless Steel Weld*,” ASME PVP, ASME, New York, Vol. 347, **1997**, 77–82.1.
- 112) J. K. Hong, C. L. Tsai and P. Dong, “*Assessment of numerical procedures for residual stress analysis of multipass welds*”, Welding Journal, vol. 77, no. 9, **1998**, pp. 372-382.
- 113) Dunn, J., MacGuigan, J., McLean, R. J., Miles, L., and Stevens, R. A., “*Investigation and Repair of a Leak at a High Temperature Stainless Steel Butt Weld*,” Proc. Int. Conf. Integrity of High Temperature Welds, **1998**, pp. 241–258, Prof. Eng. Pub, London, UK.
- 114) Dong, P., Hong, J. K., Zhang, J., Rogers, P., Bynum, J., and Shah, S., “*Effects of Repair Weld Residual Stresses on Wide-Panel Specimens Loaded in Tension*,” ASME J. Pressure Vessel Technol., 120, **1998**, pp. 122–128.
- 115) Edwards, L., Bouchard, P. J., Dutta, M., and Fitzpatrick, M. E., “*Direct Measurement of Residual Stresses at a Repair Weld in an Austenitic Steel Tube*,” Proc. Conf. on Integrity of High Temperature Welds, Proc. Inst. Mech. Eng., **1998**, pp. 181–191.
- 116) Dong, P., Hong, J. K., and Rogers, P., “*Analysis of Residual Stresses in Al-Li Repair Welds and Mitigation Techniques*,” Weld. J. (London), 77, **1998**, pp. 439s–445s.
- 117) Dong, P., Ghadiali, N. D., and Brust, F. W., “*Residual Stress Analysis of a Multi-Pass Girth Weld*,” ASME PVP, 373, Fatigue, Fracture, and Residual Stresses, **1998**, pp. 421–431.
- 118) Dong, P., Zhang, J., and Li, M. V., “*Computational Modelling of Weld Residual Stresses and Distortions - An Integrated Framework and Industrial Applications*,” ASME PVP, 373, Fatigue, Fracture, and Residual Stresses, **1998**, pp. 311–335.
- 119) Fricke, S., Keim, E., and Schmidt, J., “*Numeric Determination of Residual Weld Stresses*,” Proceedings, ICES’98, October 7–9, **1998**, Atlanta.
- 120) Brickstad B, Josefson BL., “*A parametric Study of Residual Stresses in Multi-pass Butt-Welded stainless steel pipes*”, Int J Pres Vessels Piping, 75, **1998**, pp 11–25.

- 121) P. Pasquale, W. Pfeiffer and W. Burget, “*Numerical and experimental investigation on residual stresses in multi-run heavy section high strength welded joints*”, in H. Cerjak (ed.), *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 4*, Institute of Materials, **1998**, p. 620.
- 122) Wang X, Hoffmann C, Hsueh C, Sarma G, Hubbard C., “*Influence of residual stresses on thermal expansion behaviour*”, *Appl Phys Lett*; 75(21), **1999**, pp 3294–6.
- 123) George, D., Smith, D. J., and Bouchard, P. J., “*Evaluation of Through Wall Residual Stresses in Stainless Steel Repair Welds*,” **1999**, Proc. Fifth European Conf. on Residual Stresses (ECRS5), Delft-Noordwijkerhout, The Netherlands.
- 124) Dong, P., and Zhang, J., “*Residual Stresses in Strength-Mismatched Welds and Implications on Fracture Behaviour*,” *Eng. Fract. Mech.*, 64, **2000**, pp. 485–505.
- 125) Zhang, J., Dong, P., Brust, F. W., Shack, W. J., Mayfield, M. E., and McNeil, M., “*Modelling of Weld Residual Stresses in Core Shroud Structures*,” *Nucl. Eng. Des.*, 195, **2000**, pp. 171–187.
- 126) Zhang, J., and Dong, P., “*Residual Stresses in Welded Moment Frames and Effects on Fracture*,” *J. Struct. Eng. Div. ASCE*, 126, No. 3, **2000**, pp. 306–315.
- 127) Zhang, J., Dong, P., and Bouchard, J., “*Repair Length Effects on Weld Residual Stress Distributions in a Pipe*,” *ASME PVP*, 410-1, **2000**, pp. 43–51.
- 128) Mochizuki M. et alii, “*Residual Stress Distribution Depending on Welding Sequence in Multi-Pass Welded Joints With X-Shaped Groove*”, *ASME J. Pressure Vessel Technol.*, 122, **2000**, pp. 27–32.
- 129) Dong, P., “*Residual Stress Analyses of a Multi-Pass Girth Weld: 3-D Special Shell Versus Axisymmetric Models*,” *ASME J. Pressure Vessel Technol.*, 207, May, **2001**, pp. 207–213.
- 130) Fricke S, Keim E, Schmidt J., “*Numerical weld modeling-a method for calculating weld-induced residual stresses*”, *Nucl Eng Des*, 206, **2001**, pp 139–50.
- 131) Jang GB, Kim HK, Kang SS., “*The effects of root opening on mechanical properties, deformation and residual stresses of weldments*”, *AWS Weld J, Weld Res Suppl*, **2001**, 80s–88.
- 132) Dong P., Zhang J., “*Effect of Repair Weld Length on Residual Stress Distribution*”, *ASME J. Pressure Vessel Technol.*, 124, **2002**, pp. 74–80.
- 133) P. Dong, J. Zang, “*Effects of Repair Weld Length on Residual Stress Distribution*”, *Journal of Pressure Vessel Technology*, vol. 124, **2002**, pp. 71-78.

ARTICOLI relativi alle trasformazioni di fase nella saldatura:

- 134) B. A. B. Andersson, “*Thermal stress in a submerged arc welded joint considering phase transformations*”, *ASME J. Engng. Mater. Technol. Trans.* 100, **1978**, pp 356-362
- 135) V. J. Papazoglou and K. Masubuchi, “*Numerical analysis of thermal stresses during welding including phase transformation effects*”, *ASME J. Pressure Vessel Technology*, vol. 104, August, **1982**, pp. 198-203,.
- 136) Inoue T., and Wang Z. G., “*High-Temperature Behaviour of Steels with Phase Transformation and the Simulation of Quenching and Welding Processes*,” *Proc. of 4th Int. Conf. Mechanical Behaviour of Materials*, Stockholm, Sweden, Aug., **1983**, pp. 1015–1021.
- 137) T. Inoue and Z. G. Wang, “*High temperature behaviour of steels with phase transformation and the simulation of quenching and welding processes*”, *Proc. of 4th Int. Conf. Mechanical Behaviour of*

- 138) Materials, **1983**, p. 1015.
- 139) Kirkaldy, J. S., and Venugopalan, D., “*Prediction of Microstructure and Hardenability in Low Alloy Steels*,” Proc. Int. Conf. on Phase Transformations in Ferrous Alloys, Marder A. R., and Goldstein, J. R., eds., Philadelphia, Oct. **1983**, pp. 125–148.
- 140) Leblond, J. B., Mottet, G., and Devaux, J. C., “*A Theoretical and Numerical Approach to the Plastic Behavior of Steels During Phase Transformation*,” J. Mech. Phys. Solids, 34, **1986**, pp. 395–432.
- 141) Bergheau J. M., and Leblond J. B., “*Coupling Between Heat Flow, Metallurgy and Stress-Strain Computations in Steels: The Approach Developed in the Computer Code Sysweld for Welding and Quenching*,” Proc. Of the 5th Int. Conf. Modelling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes, The Minerals, Metals & Materials Society, **1991**, pp. 203–210.
- 142) Tekwriwal, P., and Mazumder, J., “*Transient and residual thermal strain-stress analysis of GMAW*,” ASME J. Eng. Mater. Technol., 113, **1991**, pp. 336–343.
- 143) Oddy, A. S., McDill, J. M. J., and Karlsson, L., “*Microstructural predictions including arbitrary thermal histories re-austenization, and carbon segregation effects*,” Can. Metall. Q., 35, No 3, **1996**, pp. 275–283.
- 144) Borjesson, L., and Lindgren, L-E., “*Residual Stresses and Microstructure Computation for Multipass Welding*,” ICRS-5, **1997**, pp. 189–194, Linkoping, Sweden.
- 145) Lindgren, L-E., Runnemalm, H., and Nasstrom, M., “*Simulation of multipass welding of a thick plate*,” Int. J. Numer. Methods Eng., 44, **1999**, pp. 1301–1316.
- 146) J. Ronda, G.J. Oliver, “*Consistent thermo-mechanic-metallurgical model of welded steel with unified approach to derivation of phase evolution laws and transformation-induced plasticity*” Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., vol.189, **2000**, pp361-417.
- 147) Börjesson L. Lindgren L., “*Simulation of Multipass Welding With Simultaneous Computation o Material Properties*”, 123, Jan, **2001**, pp 106-111.

ARTICOLI relativi alla descrizione dei modelli matematici utilizzati per la simulazione della saldatura:

- 148) Rodgers, D. E., and Fletcher, P. R., “*The Determination of Internal Stresses from the Temperature History of a Butt Welded Pipe*,” Welding J. Res. Suppl., **1938**, pp. 4–7.
- 149) Rosenthal, D., “*Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting*,” Welding Journal Research Supplement, **1941**, pp. 220–234.
- 150) Masubuchi, K., “*Control of Distortion and Shrinkage in Welding*,” Welding Research Council Bulletin No. 149, **1970**.
- 151) Goldak J, Chakravarti A, Bibby M., “*A new finite element model for welding heat sources*”, Metall Trans B, 15B: **1984**, 299–305.
- 152) Nied, H. A., “*The Finite Element Modelling of The Resistance Spot Welding Process*,” Weld. J. (Miami), 63, **1984**, pp. s123–s132.
- 153) Y. Ueda and H. Murakawa, “*Applications of computer and numerical analysis techniques in welding research*”, JWRI, vol. 13, no. 2, **1984**, pp. 165-174.

- 154) J. Goldak, M. Gu, K. Paramjeet and M. Bibby, “*Computer simulation of welding processes*”, ASME Winter Annual Meeting Symp. on Computer Modelling and Simulation of Manufacturing Processes, Production Engineering Division, **1990**, p. 193,.
- 155) J. Goldak, “*Computational weld mechanics as a coupled problem*”, Proc. of the 5th Int. Conf. Modelling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes, The Minerals, Metals & Materials Society, **1991**, p. 85.
- 156) Tsai, C. L., Jammal, O. A., and Papritan, J. C., “*Modelling of Resistance Spot Weld Nugget Growth*,” Weld. J. (Miami), **71**, **1992**, pp. s47–s54.
- 157) J. M. J. McDill, A. S. Oddy and J. A. Goldak, “*Comparing 2-D Plane Strain and 3-D Analyses of Residual Stresses in Welds*”, Proc. of the 3rd Int. Conf. on Trends in Welding Research, **1992**, p. 105.
- 158) Y. Ueda, J. Wang, H. Murakawa and M. G. Yuan, “*Three dimensional numerical simulation of various thermomechanical processes by FEM (Report I)*”, JWRI, vol. 21, no. 2, **1992**, pp. 251-257.
- 159) Kasuya, T., and Yurioka, N., “*Prediction of Welding Thermal History by Comprehensive Solution*,” Weld. J. (Miami), **72**(3), **1993**, pp. 107–115S.
- 160) Y. Ueda, H. Murakawa, K. Nakacho and N-X. Ma, “*Establishment of computational weld mechanics*”, JWRI, vol. 24, **1995**, pp. 73-86.
- 161) T. Zacharia, J. M. Vitek, J. A. Goldak, T. A. DebRoy, M. Rappaz and H. K. D. H. Bhadeshia, “*Modeling of fundamental phenomena in welds*”, Modelling Simul. Mater. Sci. Eng., vol. 3, **1995**, pp. 265-288.
- 162) S. E. Benzley, E. Perry, K., Merkely, B., Clark and G. D. Sjaardama, “*A comparison of all hexagonal and all tetrahedral finite element meshes for elastic and elasto-plastic analysis*”, **1995**, Proc. of 14th Ann. Int. Meshing Roundtable
- 163) Dong, P., “*Modeling and Analysis of Alloy 2195 Welds in Super Lightweight Tank*,” Battelle Project Report to Marshall Space Flight Center, Huntsville, Alabama, July **1995**.
- 164) Lin YC, Chou CP., “*A new technique for reduction of residual stress induced by welding in type 304 stainless steel*”, J Mater Process Technol, **48**, **1995**, 693–8
- 165) Browne, D. J., Chandler, H. W., Evans, J. T., and Wen, J., “*Computer Simulation of Resistance Spot Welding in Aluminum: Part I*,” Weld. J. (Miami), **74**(10), **1995**, pp. s339–s344.
- 166) T. Zacharia, J. M. Vitek, J. A. Goldak, T. A. DebRoy, M. Rappaz and H. K. D. H. Bhadeshia, “*Modeling of fundamental phenomena in welds*”, Modelling Simul. Mater. Sci. Eng., vol. 3, **1995**, pp. 265-288,.
- 167) L-E. Lindgren, “*The Use of Simulations and the Need of Experiments in Material Processing*”, The sixth Cairo Int. MDP Conf., **1996**, p. 149.
- 168) JWRI, Transaction of the Japanese Joining and Welding Research Institute, special issue on Theoretical Prediction of Joining and Welding, vol. 25, **1996**, no. 2,.
- 169) H. Cerjak (ed.), Mathematical Modelling of Weld Phenomena 3, The Institute of Materials, **1997**.
- 170) Zhang, J., Dong, P., and Brust, F. W., “*A 3-D Composite Shell Element Model for Residual Stress Analysis in Multi-Pass Welds*,” Trans. 14th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, SMiRT 14, Lyon, France, **1**, **1997**, pp. 335–344.
- 171) Brust, F. W., Dong, P., and Zhang, J., “*A Constitutive Model for Welding Process Simulation using Finite Element Methods*,” Advances in Computational Engineering Science, eds., S. N. Atluri and G. Yagawa, **1997**, pp 51–56.

- 172) Feng, Z., Babu, S. S., Santella, M. L., Riemer, B. W., and Gould, J. E., “*An Incrementally Coupled Electrical-Thermal-Mechanical Model For Resistance Spot Welding*,” 5th International Conference on Trends in Welding Research, Pine, Mountain, GA, **1998**, pp. 1–5.
- 173) Gupta, O. P., and De, Amitava, “*An Improved Numerical Modeling For Resistance Spot Welding Process and Its Experimental Verification*,” ASME J. Manuf. Sci. Eng., 120(2), **1998**, pp. 246–251.
- 174) J. Ronda and G. J. Oliver, “*Comparisons of applicability of various thermo-viscoplastic constitutive models in modelling of welding*”, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, vol. 153, no.3-4, **1998**, pp. 195-221.
- 175) L-E. Lindgren, H. Runnemalm and M.O. Nasstrom, “*Numerical and experimental investigation of multipass welding of a thick plate*”, Int. J. for Numerical Methods in Engineering, vol. 44, no. 9, **1999**, pp. 1301-1316.
- 176) Xu, L., and Khan, J. A., “*Nugget Growth Model For Aluminum Alloys During Resistance Spot Welding*,” Weld. J. (Miami), 78(11), **1999**, pp. s367–s372.
- 177) Sun, X., and Dong, P., “*Analysis of Aluminum Resistance Spot Welding Processes Using Coupled Finite Element Procedures*,” Weld. J. (Miami), 79(8), **2000**, pp. s215–s221.
- 178) Lindgren LE., “*Finite Element Modeling and Simulation of Welding Part 1: Increased complexity*”, J Therm Stress, 24, **2001**, 141–92.

ARTICOLI relativi ai fenomeni di fatica e meccanica della frattura connessi con la saldatura:

- 179) Radaj, D., “*Stress Singularity, Notch Stress and Structural Stress at Spot-Welded Joints*,” Eng. Fract. Mech., 34(2), **1989**, pp. 495–506.
- 180) Radaj, D., “*Local Fatigue Strength Characteristic Values for Spot Welded Joints*,” Eng. Fract. Mech., 37(1), **1990**, pp. 245–250.
- 181) Anastass, W., and Babbit, H., “*Residual Stresses and Microstructure Distribution in Spot-Welded Steel Sheets: Relation with Fatigue Behavior*,” Mater. Sci. Eng., A, 125, **1990**, pp. 141–156.
- 182) Satoh, T., Abe, H., Nishikawa, K., and Morita, M., “*On Three- Dimensional Elastic-Plastic Stress Analysis of Spot-Welded Joint Under Tensile Shear Load*,” Trans. Jpn. Weld. Soc., 22(1), **1991**, pp. 46–51.
- 183) Tricoteaux, A., Fardoun, F., Degallaix, S., and Sauvage, F., “*Fatigue Crack Initiation Life Prediction in High Strength Structural Steel Welded Joints*,” Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct., 18(2), **1995**, pp. 189–200.
- 184) Hou, Y.-C., Pan, J., and Brust, F. W., “*A Fracture Analysis of Welded Pipes with Consideration of Residual Stresses*,” ASME PVP-Vol. 373, Fatigue, Fracture, and Residual Stresses -**1998**, ASME PVP Conference, San Diego, CA, July 26–30, pp. 433–437.
- 185) Dong, P., and Zhang, J., “*Residual Stresses in Strength-Mismatched Welds and Implications on Fracture Behavior*,” Eng. Fract. Mech., 64, **1999**, pp. 485–505.
- 186) Brust, F. W., “*Classical and Emerging Fracture Mechanics Parameters for History Dependent Fracture with Application to Weld Fracture*,” ASME PVP-Vol. 393, Fracture, Fatigue and Weld Residual Stress **1999**.
- 187) Khanna, S. K., He, Canlong, and Agrawal, H. N., “*Residual Stress Measurement in Spot Welds And The Effect of Fatigue Loading on Redistribution of Stresses Using High Sensitivity Moire’ Interferometry*,” ASME J. Eng. Mater. Technol., 123(1), **2001**, pp. 132–138.

ARTICOLI relativi agli ultimi lavori sulla simulazione della saldatura:

- 188) Deng D., Liang W., Murakawa H., “*Determination of welding deformation in fillet-welded joint by means of numerical simulation and comparison with experimental measurements*” *Journal of Materials Processing Technology* 183, **2007**, pp. 219–225
- 189) Deng D., Murakawa H., Liang W., “*Numerical simulation of welding distortion in large structures*”, *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* 196, **2007**, pp.4613-4627
- 190) Deng D., Murakawa H., “*prediction of welding distortion and residual stressing a thion plate butt-welded joint*”, *Computational Material Science*, 43, **2008**, 353-365
- 191) Zhang H., Cai C., Gao H., “*Numerical simulation of three-dimension stress field in double-sided double arc multipass welding process*”, *mat. Sci. and Eng..* 499, **2009**, 309-314
- 192) Deng D., Murakawa H., “*FEM prediction of buckling distortion induced by welding in thin plate panel structures*”, *Computational Material Science*, 43, **2008**, 591-607
- 193) Deng D., “*FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects*, *Material and Design*, 30, **2009**, 359-366
- 194) Deng D., Murakawa H., Liang W., “*Numerical and experimental investigations on welding residual stress in multi-pass butt-welded austenitic stainless steel pipe*”, *Comput. Mat. Sci.*, 42, 2009, 234-244
- 195) Zhou G., Liu X., Jin C., “*Welding deformation controlling of aluminum-alloy thin plate by two-direction pre-stress method*”, *Mat. Sci. and Eng.*, 499, **2009**, 147-152
- 196) Buffa G., Fratini L., Shivpuri R., “*Finite element studies on friction stir welding process of tailored blanks*” *Comput. and Struct.*, 86, **2008**, 181-189
- 197) Cantemir D., Bertini L., Beghini M., Barbieri L., Spadaccini F., “*A finite element procedure of tube hole distortion due to welding of large perforated plates*” *Int. Jou. Press. Vessel and Piping*, 84, **2007**, 4760-468
- 198) Deng D., Muralawa H., “*Finite element analysis of temperature field, microstructure and residual stress in multi-pass butt-welded 2.25Cr-1Mo steel pipes*” *Comput. Mater. Sci.*, 43, **2008**, 681-695
- 199) Malik A., Qureshi E., “*Analysis of circumferentially arc welded thin-walled cylinder to investigate the residual stress fields*” *Thin Walled Structures*, 46, **2008**, 1391-1401
- 200) S. Bag, A. Trivedi, A. De, “*Use of a multivariate optimization algorithm to develop a self consistent numerical heat transfer model for laser spot welding*” *Int. J. Adv. Manuf. Tech*, 38, **2008**, 575-585
- 201) Kazemi K., Goldak J., “*Numerical simulation of laser full penetration welding*” *Comput. Mat. Sci.*, 44, **2009**, 841-849
- 202) Spina R., Tricarico L., Basile G., “*Thermo-mechanical modeling of laser welding of AA5083 sheets*”, *J. Mat. Process. Tech.*, 191, **2007**, 215-219
- 203) Sabbaghzadeh J., Azizi M., “*Numerical and experimental investigation of seam welding with a pulsed laser*” *Optics and Laser Technology*, 40, **2008**, 289-296
- 204) Amberg G., Tonhardt R., Winkler C., “*Finite element simulations using symbolic computing*” *Mathematics and Computers in Simulations*, 49, **2009**, 257-274
- 205) Coret M., Wu T., Combescure A., “*Numerical simulation of welding induced damage and residual stress of martensitic steel 15-5PH*” *Int. J. of Solids and Structures*, 45, **2008**, 4973-4989

- 206)** Koseki T., Inoue H., Fukuda Y., Nogami A., “*Numerical simulation of equiaxed grain formation in weld solidification*” *Sci. and Tech. of Advanced Material*, 4, **2003**, 183-195
- 207)** Carmignani B., Toselli G. et alii, “*Numerical simulation of the welds for the components of plasma Chamber of Ignitor Fusion Machine - Model Faenza 1- (Technical Report 5)*”, ENEA RT/**2007**/20/FIM
- 208)** Carmignani B., Toselli G. et alii, “*Numerical simulation of the welds for the components of plasma Chamber of Ignitor Fusion Machine – Model Faenza 2 - (Technical Report 6)*”, ENEA RT/**2007**/33/FIM
- 209)** Capriccioli Andrea, Frosi Paolo, “*Multipurpose ANSYS FE procedure for welding processes simulation*”, Fusion Engineering and Design (in press)

RINGRAZIAMENTI

Ringrazio il Professor Brutti per avermi seguito per tutta la durata del lavoro, per tutte le indicazioni avute sulla pianificazione delle attività e soprattutto per avermi lasciato la possibilità di gestire il tempo nell'esigenza di dover conciliare questa attività di studio con quella vera e propria del lavoro.

Ringrazio il mio grande amico e collega ing. Andrea Capriccioli (c/o ENEA Frascati) per tutti i consigli ricevuti utilissimi dal punto di vista propriamente operativo per risolvere tutte le problematiche di modellazione.

Ringrazio il mio responsabile ing. Aldo Pizzuto per avermi dato la possibilità di utilizzare tutte le risorse dell'ente in cui lavoro per portare avanti questa attività di studio e per aver saputo inquadrare questa attività tra quelle di interesse della propria Unità.

Ringrazio la dott.ssa Gabriella Toselli (c/o ENEA Bologna) per avermi fatto partecipare a tutte le attività sperimentali programmate che si sono rivelate strategiche per la validazione dei modelli, nonché per tutte le informazioni date all'inizio del lavoro in fase di trasferimento del *know how* di questa attività.