

ALMA MATER STUDIORUM – UNIVERSITÁ DI BOLOGNA

**SCUOLA DI INGEGNERIA E ARCHITETTURA
- Sede di Forlì -**

CORSO DI LAUREA MAGISTRALE

**IN INGEGNERIA MECCANICA
Classe LM-33**

**TESI DI LAUREA
In TECNOLOGIE SPECIALI LM**

**SIMULAZIONE FEM E
VALIDAZIONE SPERIMENTALE DEL
PROCESSO DI FRICTION WELDING**

**CANDIDATO
Luca Lombini**

**RELATORE
Prof. Ing. Lorenzo Donati**

Anno Accademico 2012/2013

Sessione III

INDICE

SOMMARIO	1
1. LA FRICTION WELDING (o saldatura per attrito)	5
1.1. La saldatura	5
1.1.1. Classificazione dei processi di saldatura	6
1.2. Saldature allo stato solido	6
1.3. Friction Welding	7
1.3.1. Classificazione	9
1.3.1.1. Friction Welding a trazione diretta	10
1.3.1.2. Friction welding ad inerzia	11
1.3.2. Fasi	12
1.3.3. Bava e qualità della saldatura	13
1.3.3.1. Caratteristiche metallurgiche del giunto	14
1.3.4. Materiali	15
1.3.5. Vantaggi e svantaggi	15
1.3.6. Particolari applicazioni	17
2. PROVE SPERIMENTALI	19
2.1. Prove di validazione	19
2.1.1. Piano sperimentale	21
2.1.2. Risultati	22
2.1.2.1. Prova 1	23
2.1.2.2. Prova 2	24
2.1.2.3. Prova 3	25
2.1.2.4. Prova 4	25
2.1.2.5. Prova 5	26

2.1.2.6. Osservazioni	27
2.2. Prove di Friction Welding [31]	30
3. SIMULAZIONE FEM DELLA FW	33
3.1. Il metodo agli elementi finiti (FEM)	33
3.1.1. Friction welding e FEM	35
3.2. L'attrito	35
3.2.1. Modelli di attrito secco	36
3.2.1.1. Attrito Coulombiano (o di strisciamento)	36
3.2.1.2. Attrito di scorrimento	37
3.2.1.3. Transizione	37
3.2.1.4. Attrito nella simulazione della friction welding	38
3.2.2. Misura dell'attrito	38
3.2.2.1. Ring test	39
3.2.2.2. Test sfera-su-disco	40
3.2.2.3. Fattore d'attrito	41
3.3. Caratterizzazione del materiale	41
3.3.1. Tensione di flusso	42
3.3.2. Scambio termico all'interfaccia	46
3.4. Evoluzione dei modelli FEM	46
3.4.1. Modelli fluido-meccanici	47
3.4.2. Modelli termici	47
3.4.3. Modelli a bilancio energetico	48
3.4.4. Modelli termo-meccanici 2D e ½	48
3.4.4.1. Modelli 3D	49
3.4.5. Considerazioni	50
3.5. Modellazione FEM della Friction Welding	51
3.5.1. Modello assialsimmetrico con utensile rigido	52
3.5.2. Prova di torsione	54
3.5.3. Modello torsionale con utensile rigido	55
3.5.4. Modello torsionale con utensili plastici	56
3.5.5. Ottimizzazione dei parametri	59
3.5.6. Valori ottimali	68
3.6. Modello FEM per l'evoluzione della microstruttura	68
3.7. Criteri di qualità per la saldatura	73

4. DISCUSSIONE	77
4.1. Accorciamento dei provini	77
4.2. Modello FEM applicato alle prove di saldatura di [31]	78
4.3. Forma della bava	79
4.4. Flusso di materiale all'interfaccia	81
4.5. Microstruttura e sua evoluzione	82
4.5.1. Metallografie	82
4.5.2. Modello FEM della microstruttura	85
4.5.3. Considerazioni	88
4.6. Qualità della saldatura	91
4.6.1. Subroutine	91
4.6.2. Risultati	92
5. CONCLUSIONI	97
APPENDICE	103
BIBLIOGRAFIA	109
RINGRAZIAMENTI	

SOMMARIO

All'interno del settore industriale è evidente l'importanza dei macchinari ossia di "oggetti" che permettono di svolgere certe funzioni e/o compiti che prevedono generalmente movimenti e forze. Nella maggior parte dei casi il macchinario è composto da più meccanismi tra loro legati: si definisce allora meccanismo l'insieme di membri, ossia uno o più pezzi che però si comportano come un solo elemento, tra loro accoppiati cinematicamente che condividono una porzione di superficie non nulla, tra i quali almeno uno è posto a telaio. Un'altra definizione di meccanismo dalla quale è più evidente lo scopo del meccanismo è: si definisce meccanismo un sistema di corpi, tra loro collegati, atti a trasmettere e convertire le forze agenti su di un corpo in un movimento agente su di un altro corpo e viceversa.

Risulta quindi chiaro come all'interno dei macchinari e dei meccanismi siano presenti necessariamente unioni e collegamenti che costituiscono elemento fondamentale per lo svolgimento del lavoro richiesto.

Possiamo classificare le unioni in:

- fisse/inamovibili: una volta che gli elementi sono collegati non è più possibile dividerli senza una loro, almeno parziale, distruzione;
- amovibili: è possibile dividere i pezzi uniti, quando necessario, senza particolari problemi mantenendoli intatti.

I principali tipi di unioni, fisse ed amovibili, sono:

- fisse: chiodatura, rivettatura, saldatura;
- amovibili: unioni mediante chiavette, linguette, perni, spine, profili scanalati, viti e bulloni.

Tra questi elementi di unione sono particolarmente importanti, almeno per la criticità del processo, le saldature. Queste hanno ruolo fondamentale all'interno

delle costruzioni meccaniche quando è richiesto un collegamento fisso. In particolare permettono di ottenere, saldando tra loro elementi più semplici, pezzi particolarmente complicati che dovrebbero essere altrimenti realizzati con complicate e costose operazioni di fucinatura, stampaggio o lavorazione alle macchine utensili. È quindi un processo efficace che garantisce, se opportunamente eseguito, ottime resistenze meccaniche.

I processi di saldatura tradizionale, come ad esempio la saldatura ossiacetilenica, ad arco, MIG, MAG, TIG, ecc... presentano numerose criticità di processo. Durante il processo di saldatura il materiale viene sottoposto ad un campo termico di notevole entità, tale da portare i materiali a fusione, che è condizione senza la quale la giunzione non si potrebbe avere: ne deriva però che i materiali interessati andranno incontro a fenomeni, come la modificazione della microstruttura, che ne altereranno le caratteristiche rispetto al metallo base. Tali zone vengono definite HAZ (heat affected zone) e vedono in genere uno scadimento delle caratteristiche meccaniche sia ad opera dell'ingrossamento del grano, derivante dal trattamento termico, sia ad opera della presenza di difetti di vario tipo, come ad esempio cricche o inclusioni. Inoltre il processo è per certi versi aleatorio nel senso che tra una saldatura e la successiva, sebbene l'operatore sia esperto e patentato, non si ha la certezza della ripetibilità. Questo comporta problemi sia a livello della progettazione che di sicurezza: vengono richiesti numerosi controlli sulle saldature effettuate al fine di garantirne la qualità e corrispondenza alle specifiche richieste.

Allora in questo panorama si inserisce la saldatura per attrito: questa è una saldatura allo stato solido nella quale la giunzione si ha per rimescolamento plastico del materiale. Questa grazie alle sue caratteristiche è una saldatura "avanzata" che permette di porre rimedio, almeno in parte, ai problemi tipici di quelle tradizionali: infatti riesce a fornire giunti con elevate proprietà meccaniche, grazie al rimescolamento plastico del materiale che affina il grano ed alle zone termicamente alterate ridotte, e praticamente esenti da difetti ed inclusioni, grazie alla contemporanea presenza di rotazione e pressione che favoriscono sia l'espulsione delle inclusioni all'interfaccia sia la chiusura di eventuali difetti che potrebbero crearsi. Inoltre il processo possiede un'elevatissima ripetibilità ed inoltre non richiede personale specializzato per essere eseguito.

Il problema di questi tipi di saldatura però è il fatto che, entrando in gioco numerosi fattori e variabili di processo, prima di possedere le qualità appena descritte deve sottostare ad un lungo e dispendioso processo di ottimizzazione nel quale tali parametri sono fatti variare fino a trovare quelli ottimali. Inoltre se si modifica anche uno solo di questi il processo è da rieseguire dall'inizio non garantendo quella flessibilità richiesta in ambito industriale.

Per far fronte a queste problematiche di ottimizzazione è possibile introdurre le simulazioni FEM che senza eseguire prove reali sui materiali permettono di analizzare ciò che accade nel materiale: inoltre riescono a fornire anche informazioni, tipo l'andamento delle deformazioni all'interno del pezzo, che difficilmente sarebbero ottenibili da prove reali. Tutto questo permette di ridurre il numero delle prove reali da eseguire, limitandole a pochi casi selezionati in base ai risultati numerici ottenuti, diminuendone i costi.

Il presente lavoro di tesi si inserisce in questo contesto: ossia si vuole simulare mediante metodo FEM il processo di Friction Welding al fine di poter prevedere l'evoluzione della microstruttura e la resistenza della saldatura ottenuta. Per fare ciò è stato utilizzato il programma DEFORM, della SFTC (Scientific Forming Technologies Corporation) nel quale sono state implementate le geometrie ed eseguite le prove.

Per le parti di valutazione della microstruttura e della resistenza della saldatura sono stati utilizzati metodi e criteri sviluppati dagli autori Donati, Tomesani *et al.* applicati però ai processi di estrusione: in particolare la resistenza della saldatura è analizzata su processi di estrusione "continua" di profili cavi. In entrambi i casi, sebbene la lavorazione non sia la medesima, si presuppone corretta l'applicabilità di tali modelli e criteri, ottenuti per l'estrusione, al processo di friction welding in quanto i valori di deformazione, temperatura e pressione in gioco sono molto simili.

Il lavoro svolto si articola nel seguente modo.

Una prima fase prevede l'analisi e lo studio del processo di saldatura per attrito: nel Capitolo 1 vengono proposte informazioni riguardo il processo in esame e riguardo i parametri di lavorazione in gioco.

Successivamente nel Capitolo 2 vengono presentate le prove sperimentali eseguite presso i laboratori hangar di Forlì della Scuola di Ingegneria ed Architettura: un primo set di prove, svolte durante il presente lavoro di tesi, verranno utilizzate per validare termicamente i modelli FEM creati e per valutarne la microstruttura mediante metallografia mentre un secondo set di prove, svolte dallo studente Vito Gentile [31] nell'ambito del suo elaborato finale di laurea, verranno utilizzate come dati di riferimento per temperatura ed accorciamenti ottenuti dalla loro simulazione con il modello creato.

Nel Capitolo 3 vengono presentati i modelli FEM costruiti con i relativi risultati dell'ottimizzazione dei parametri: vengono però preceduti dalla presentazione di quanto è stato utilizzato dalla bibliografia per determinare i valori dei parametri di attrito e di caratterizzazione del materiale, come tensione di flusso e scambio termico all'interfaccia e dall'evoluzione dei vari modelli FEM individuati durante la ricerca bibliografica. Seguono la descrizione dei modelli utilizzati per la determinazione della microstruttura e della qualità della saldatura.

Dopo aver presentato i risultati della prove sperimentali e di quelle FEM si procede, nel Capitolo 4, ad un confronto per valutare attendibilità e validità del modello sviluppato applicato alle prove sperimentali effettuate.

Nel Capitolo 5, infine, si presentano le conclusioni e gli sviluppi futuri possibili.

1

LA FRICTION WELDING (o saldatura per attrito)

1.1 La saldatura

La saldatura è un processo di giunzione il cui scopo è quello di unire permanentemente elementi strutturali e non mediante la creazione di una continuità all'interno del materiale. Le sollecitazioni vengono dunque trasmesse a livello molecolare ed è proprio per tale motivo che, diversamente a quanto potrebbe accadere con ad altre tipologie di giunzione come rivettatura, bullonatura, chiodatura che trasmettono le sollecitazioni sostanzialmente per attrito (e ostacolo), si potrebbero avere:

- propagazione di una eventuale frattura tra i membri della giunzione;
- scadimento della resistenza a fatica;
- difficoltà nel disassemblaggio, punto cruciale nell'ottica sempre più importante del design for disassembly, che tiene conto anche del fine vita del prodotto.

Per tali motivi è importante un attento e scrupoloso progetto del processo e della sua esecuzione.

Nonostante ciò la saldatura presenta notevoli vantaggi ed è a tutt'oggi ampiamente utilizzata in ambito industriale:

- il collegamento è molto rigido;
- la conducibilità termica ed/od elettrica non è ostacolata;
- elevata flessibilità che la rende adattabile a moltissime situazioni;
- a parte un iniziale controllo dopo la lavorazione non sono, in linea di massima, necessari controlli di ispezione e manutenzione successivi.

I materiali che possono essere saldati sono tutti quelli di interesse ingegneristico come acciai al carbonio, inossidabili, ghise, leghe di alluminio, leghe di titanio, leghe di magnesio, leghe di nickel, bronzo ed ottone. A questi materiali si affiancano anche quelli più moderni come polimeri, ceramiche ed i materiali compositi.

A tal proposito si dice che un materiale è saldabile con un dato processo se è possibile ottenere strutture più o meno complesse formate da elementi tra i quali è possibile ottenere una continuità materiale tale per cui le richieste progettuali come, ad esempio, resistenza alle sollecitazioni e durata, risultino soddisfatte.

1.1.1 Classificazione dei processi di saldatura

Le saldature possono essere suddivise in 3 macro-categorie:

- saldature autogene: il materiale base raggiunge sempre la temperatura di fusione. In questa categoria troviamo le saldature autogene per fusione e per pressione; nella prima il calore per la fusione viene fornito dall'esterno mentre nella seconda viene fornito sia dall'esterno che ad opera della pressione.
- saldature eterogene: il materiale base non raggiunge mai la temperatura di fusione e dunque la presenza di un materiale d'apporto che fonda ad una temperatura inferiore è indispensabile per la formazione del giunto.
- saldature allo stato solido: la saldatura in questo caso avviene ad opera del rimescolamento plastico del materiale base e quindi il materiale d'apporto non è mai necessario. Dovendo esserci un rimescolamento plastico ovviamente le temperature raggiunte sono inferiori a quella di fusione del materiale base.

1.2 Saldature allo stato solido

La saldatura allo stato solido è un processo nel quale l'unione delle parti avviene grazie all'applicazione di pressione ad una temperatura inferiore di quella di fusione dei materiali base. Tale processo permette anche di collegare tra loro materiali dissimili che non sarebbe possibile unire altrimenti: caso tipico è l'unione di acciaio ed alluminio [32] che è impossibile unire per fusione in quanto si generano composti intermetallici fragili mentre con la saldatura allo stato solido ciò è possibile e non presenta particolari problemi una volta che il processo è ottimizzato.

Le principali tipologie di saldature allo stato solido sono:

- saldatura ad ultrasuoni: mediante un utensile posto in vibrazione ultrasonora che genera onde di pressione si va ad unire i pezzi. Ciò è possibile in quanto tali onde, che sono dotate di energia, permettono di ottenere delle temperature all'interfaccia di circa il 35–50% della temperatura di fusione e successivamente di effettuare la compenetrazione cristallina che a raffreddamento avvenuto si traduce in un collegamento continuo tra i due materiali.
- saldature per diffusione: in questo caso i pezzi da saldare devono essere portati ad una temperatura di saldatura compresa tra 0.5 e 0.75 volte la temperatura di fusione e successivamente, mantenendo tale temperatura, posti a contatto con l'applicazione di pressione. L'elevata temperatura e le elevate pressioni determinano una sorta di diffusione reciproca a livello atomico dei due materiali ottenendo poi la giunzione che risulterà senza particolari discontinuità
- saldature per attrito: in questa tipologia il calore necessario al fenomeno viene generato grazie all'attrito sia esterno, ossia pezzo-pezzo, che interno al materiale ad opera, per esempio, della deformazione plastica

1.3 Friction welding

I metodi di saldatura tradizionali, generalmente, presentano tra gli svantaggi il problema della creazione di difetti a causa della pesante influenza termica che il processo riveste. Inoltre, in genere, sono richiesti operatori specializzati e la lavorazione è difficilmente automatizzabile. La friction welding e le saldature allo stato solido in generale cercano di porre rimedio a questi problemi andando a creare un processo rapido, con ridotta influenza termica e facilmente automatizzabile.

Nel procedimento di saldatura per attrito il calore necessario alla formazione della saldatura viene ottenuto attraverso la conversione dell'energia meccanica in energia termica dovuto all'attrito che si genera tra i due pezzi che sono posti in moto relativo e premuti l'uno contro l'altro. Ciò permette di ottenere un aumento della temperatura e quindi un abbassamento della tensione di flusso plastico del

materiale che favorisce la diffusione atomica ed il rimescolamento del materiale base, che però non raggiunge mai la temperatura di fusione.

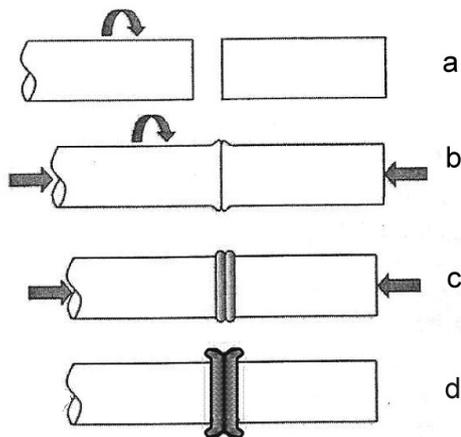


Figura 1.1 Fasi fondamentali: a-accostamento, b- attrito, c-forgiatura, d-saldatura completa

Il processo prevede infatti tre fondamentali passaggi (Figura 1.1): i pezzi in rotazione relativa vengono accostati, premuti l'uno contro l'altro con una forza di attrito ed infine, bloccata la rotazione, la forza viene aumentata, divenendo di forgiatura. A seguito di ciò si assiste ovviamente ad un accorciamento ed alla creazione di una bava circolare che circonda la zona di giunzione.

La rotazione, o meglio la velocità relativa dei pezzi, può essere ottenuta con diverse configurazioni, come indicato in Figura 1.2:

- un pezzo fisso ed uno rotante (1.2-a);
- pezzi entrambi ruotanti ma con velocità opposte (1.2-b);
- nel caso di saldature con elemento centrale, così da creare due giunzioni nello stesso tempo, il moto può essere dato o all'elemento centrale (1.2-c) oppure ai due esterni.

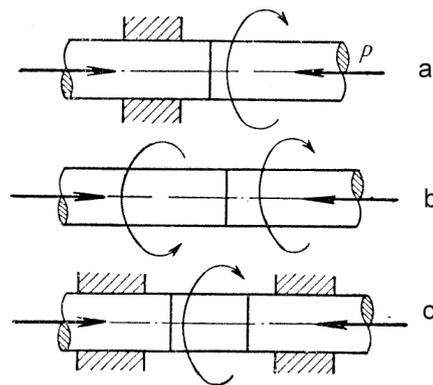


Figura 1.2 Vari metodi per fornire la rotazione relativa

È evidente allora che la macchina utensile atta a svolgere tale processo deve possedere alcuni principali componenti:

- un motore che permetta di avere la rotazione;
- mandrini, di cui uno mobile ed uno fisso, per sostenere i pezzi in lavorazione;
- organi idraulici o meccanici che permettano di applicare il carico assiale;
- eventuale freno o volano;
- frizione per scollegare il motore dal pezzo in rotazione.

I pezzi che possono essere saldati in genere sono quelli che presentano assialsimmetrie, almeno per la parte rotante. Si possono avere giunti (Figura 1.3):

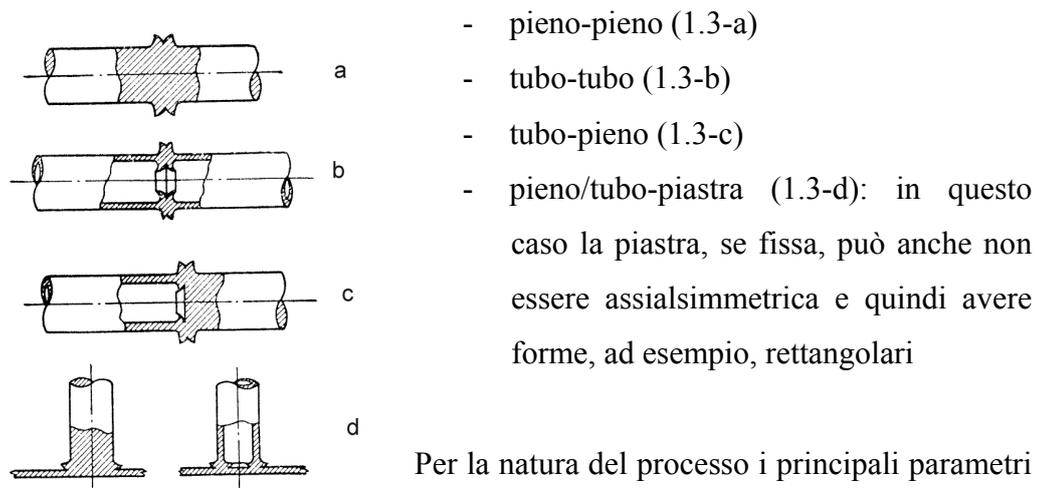


Figura 1.3 Tipi di giunti

- pieno-pieno (1.3-a)
- tubo-tubo (1.3-b)
- tubo-pieno (1.3-c)
- pieno/tubo-piastra (1.3-d): in questo caso la piastra, se fissa, può anche non essere assialsimmetrica e quindi avere forme, ad esempio, rettangolari

Per la natura del processo i principali parametri che caratterizzano il processo e che fatti variare

permettono di ottenere saldature di qualità sono:

- velocità di rotazione;
- forza di attrito e tempo di applicazione durante la fase di attrito;
- forza di forgiatura e tempo di applicazione durante la fase di forgiatura;
- la temperatura raggiunta all'interfaccia;
- le proprietà del materiale di base

1.3.1 Classificazione

Le saldature per attrito possono essere classificate in vari modi, prendendo in considerazione il moto relativo oppure il moto nel quale l'energia viene fornita al sistema.

Si hanno:

- Moto relativo
 - rotazionale: il componente mobile è posto in rotazione rispetto a quello fisso
 - lineare: il componente mobile trasla rispetto a quello fisso
 - oscillazione angolare: il componente mobile compie delle oscillazioni sulla rotazione
 - orbitale: il componente mobile orbita (rotazione + traslazione) su quello fisso
- Energia
 - a trazione diretta: la rotazione è fornita in maniera continua da un motore

- ad inerzia: la rotazione è fornita sia da un motore ma questo è escluso quando il processo inizia e l'energia necessaria per completare il processo viene immagazzinata da un volano.

1.3.1.1 Friction welding a trazione diretta

L'attrezzatura per la CDFW (continuous drive friction welding) prevede anche la presenza di un freno e di una frizione per poter disinnestare il pezzo in rotazione dal motore e fermarlo.

Le fasi del processo con riferimento alla Figura 1.4 sono:

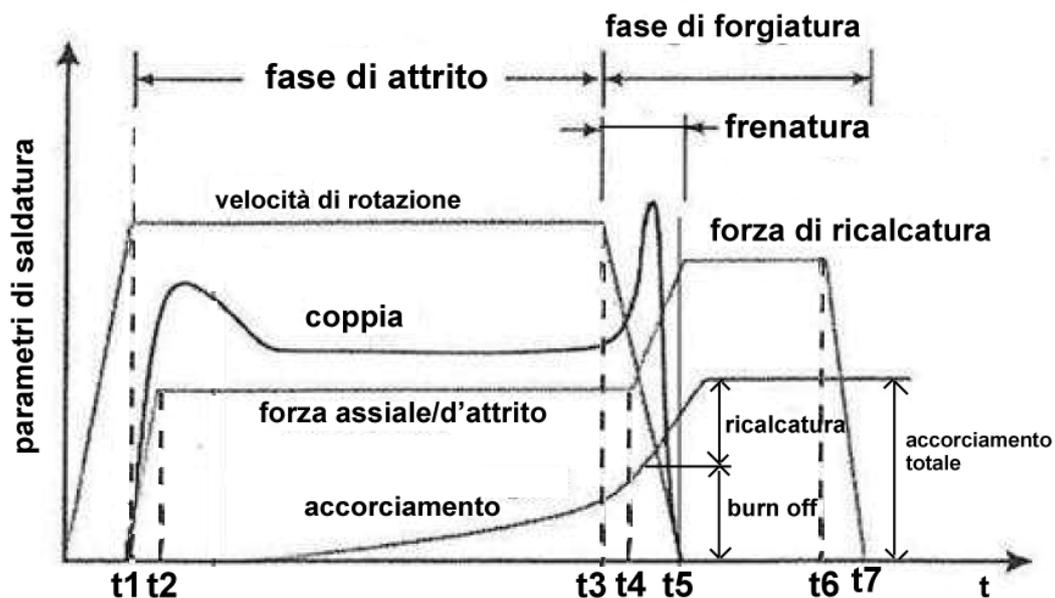


Figura 1.4 Ciclo di lavoro per una CDFW

- 1) Inizio rotazione a velocità costante e raggiungimento del regime ($0-t_1$);
- 2) Applicazione del carico di attrito al tempo t_1 e suo mantenimento per una durata $\Delta t_a = t_4 - t_1$, detta tempo di attrito;
- 3) Disinnesto del motore e frenatura all'istante t_3 ;
- 4) Applicazione del carico di ricalcatura al tempo t_4 e suo mantenimento per una durata $\Delta t_r = t_7 - t_4$, detta tempo di ricalcatura;
- 5) Cessazione di tutti i carichi

È possibile vedere dal grafico che il processo può essere suddiviso in due distinte fasi: una fase di attrito nella quale viene applicato il carico d'attrito ed una fase di forgiatura nella quale viene applicato il carico di forgiatura. In entrambe si assiste ad un accorciamento dei pezzi in lavorazione: quello che avviene nella fase di attrito è detto burn-off mentre quello che avviene nella fase di forgiatura è detto ricalcatura. La loro somma fornisce ovviamente l'accorciamento totale avvenuto

al termine del ciclo di saldatura che vale quindi $t_{saldatura} = \Delta t_a + \Delta t_r$. In questo caso la fase di attrito avviene a velocità costante e la fase di ricalcatura avviene quando i due membri sono fermi.

1.3.1.2 Friction welding ad inerzia

L'attrezzatura per la IFW (inertial friction welding) prevede anche la presenza di un volano che, collegato direttamente al pezzo mobile, possa accumulare l'energia cinetica necessaria da sfruttare durante la lavorazione.

Le fasi del processo con riferimento alla Figura 1.5 sono:

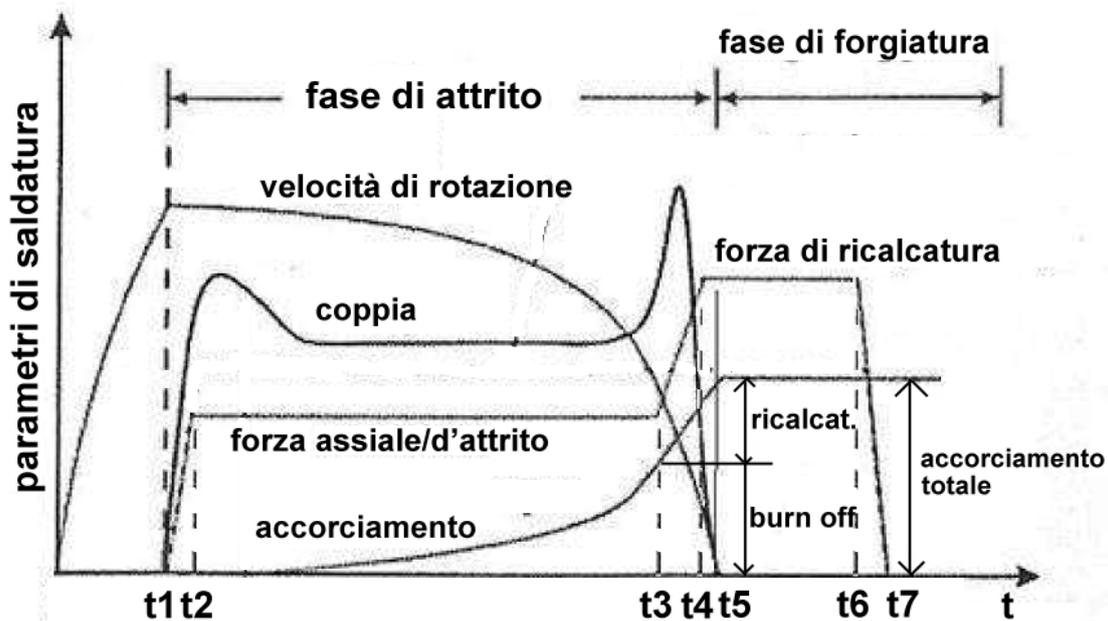


Figura 1.5 Ciclo di lavoro per una IFW

- 1) Inizio rotazione del volano e raggiungimento della velocità di inizio saldatura ($0-t_1$);
- 2) Disinnesto del motore ed applicazione del carico di attrito al tempo t_1 e suo mantenimento per una durata $\Delta t_a = t_3 - t_1$, detta tempo di attrito;
- 3) Applicazione del carico di ricalcatura al tempo t_3 e suo mantenimento per una durata $\Delta t_r = t_7 - t_3$, detta tempo di ricalcatura che si estende anche oltre il termine della rotazione del volano
- 4) Cessazione di tutti i carichi

Anche in questo caso valgono le considerazioni fatte nel precedente paragrafo riguardo le fasi e gli accorciamenti: la fase di attrito avviene però a velocità decrescente in quanto una volta che il pezzo in rotazione viene posto a contatto

con quello fisso l'energia cinetica del volano viene trasformata in energia termica grazie all'attrito presente all'interfaccia.

1.3.2 Fasi

In entrambi i processi appena descritti, CDFW e IFW, si osserva che sono presenti la fase di attrito e la fase di ricalcatura: questa è una suddivisione basata sulla presenza o meno della velocità relativa tra i pezzi.

- Fase di attrito: in questa fase i pezzi sono in rotazione relativa tra di loro e vengono posti a contatto con una forza di attrito che favorisce l'adesione. Questa fase può essere suddivisa ulteriormente in due ulteriori fasi in base al comportamento del materiale: inizialmente si ha una fase di riscaldamento che è governata principalmente dall'attrito secco nella quale la temperatura e coppia necessaria crescono rapidamente in un brevissimo tempo raggiungendo valori elevati. L'aumento di temperatura determina che l'attrito da secco, nel quale si ha uno scorrimento tra le facce dei pezzi, diventi di adesione ossia le facce tenderanno ad aderire l'una all'altra. Proprio questa adesione, unitamente alla bassa tensione di flusso del materiale (grazie alle elevate temperatura) rende possibile il rimescolamento del materiale all'interfaccia con conseguente deformazione, che in piccola parte fornisce calore al processo. Questa fase è detta di stazionarietà in quanto la coppia necessaria è all'incirca costante, in quanto il materiale ha raggiunto uno stato plastico ed una temperatura molto stabile. Si crea dunque una zona di materiale plasticizzato che aumenta sempre più in estensione con il progredire del processo e che è importante per la determinazione delle caratteristiche della giunzione. È in questa fase che si inizia a generare la bava circolare, tipica del processo di friction welding.
- Fase di ricalcatura: è in questa fase che avviene la vera saldatura dei pezzi grazie all'applicazione di una forza assiale, con conseguente ulteriore espulsione di materiale, che stabilizza e fissa il processo di diffusione e rimescolamento avvenuto nella prima fase di attrito.

È bene evidenziare che la generazione di calore all'interfaccia non è uniforme in quanto la velocità di rotazione lungo il diametro ha la classica forma a farfalla: all'esterno sarà massima mentre all'interno, sull'asse, in teoria nulla. Dunque la

temperatura crescerà maggiormente all'esterno che all'interno: il comportamento del materiale dunque, soprattutto in termini di attrito, non sarà uniforme nella sezione presentando adesione prima all'esterno che poi si estende verso l'interno.

1.3.3 Bava e qualità della saldatura

Si è visto che durante la lavorazione vengono applicate forze, di attrito e di saldatura, sui due pezzi all'interfaccia dei quali la temperatura è elevata, ma sotto la temperatura di fusione, e dove dunque il materiale è in uno stato plastico: ne deriva conseguentemente che parte del materiale verrà espulso necessariamente verso l'esterno, muovendosi in direzione radiale, determinando un accorciamento assiale. Ovviamente tale materiale che fuoriesce radialmente va a formare una bava che si posiziona, in modo più o meno regolare, attorno alla zona di saldatura. Proprio tale materiale espulso permette, attraverso l'esame visivo, di ottenere informazioni sulla buona riuscita della saldatura in quanto dipende fortemente dai parametri di processo come è possibile vedere dalla Figura 1.6.

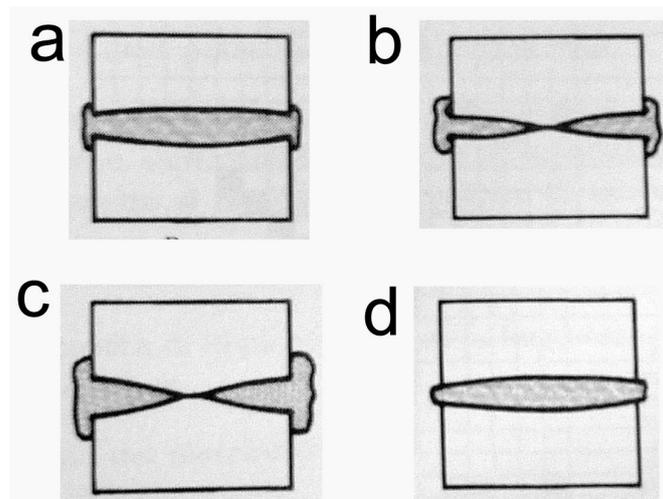


Figura 1.6 Formazione della bava al variare dei parametri di processo: pressione bassa (a) e alta (b), velocità bassa (c) e alta (d)

Questo perché la formazione della bava è influenzata principalmente dall'entità della velocità relativa e della pressione che congiuntamente determinano la generazione di calore e quindi anche l'aumento di temperatura. Quindi è evidente come i parametri che permettono di ottimizzare il processo ed ottenere una bava uniformemente distribuita sulla circonferenza e in quantità non eccessiva sono, come già visto, velocità di rotazione relativa e forza applicata.

L'accorciamento e la temperatura sono valori che dipendono da questi per cui non è conveniente utilizzarli per caratterizzare il processo.

Gli altri fattori che potrebbero influenzare la saldatura sono meno importanti: nello specifico si rileva che lo stato delle superfici da saldare ha un'influenza bassa rispetto ai processi di saldatura tradizionale. Infatti anche se le superfici sono ossidate e sporche, entro certi limiti, l'attrito iniziale permette di andare a rompere lo strato di ossido e a pulirle; successivamente il flusso di materiale verso l'esterno asporta dalla zona di saldatura tali elementi permettendo di ottenere una giunzione molto pulita e priva di inclusioni nocive.

Ciò non esclude però che le superfici debbano essere opportunamente preparate: è infatti importante che le zone da saldare siano sufficientemente parallele tra loro e sufficientemente perpendicolari all'asse di rotazione per avere un contatto stabile, soprattutto nella prima fase di attrito, al fine di avere una generazione di calore uniforme sulla superficie.

1.3.3.1 Caratteristiche metallurgiche del giunto

Il processo di saldatura tradizionale prevede che i materiali arrivino a fusione fornendo calore: la microstruttura del materiale, come già evidenziato nel precedente paragrafo, ne risulta ovviamente modificata.

Nella friction welding, sebbene non si abbia fusione del materiale, si raggiungono comunque delle temperature, superiori a quelle critiche, che causano la modifica della microstruttura del materiale: tale zona viene generalmente indicata con il

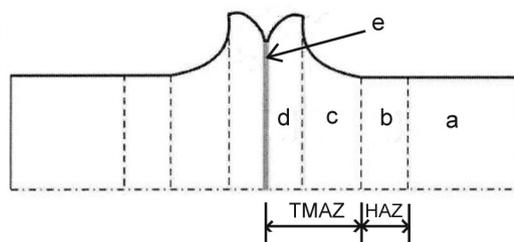


Figura 1.7 Zone caratteristiche del giunto

termine di heat affected zone (HAZ), zona termicamente alterata. È da notare che nella friction welding essendo le temperature in gioco inferiori, rispetto a quanto avviene nella

saldatura tradizionale, l'estensione di questa zona è inferiore. Oltre alla presenza del campo termico sono anche presenti elevate deformazioni (assenti nella saldatura tradizionale) derivanti dal processo che amplificano tali modifiche microstrutturali dando luogo principalmente a fenomeni di ricristallizzazione dinamica: questa zona viene definita come termo-meccanicamente alterata (TMAZ), zona termo-meccanicamente alterata.

Analizzando la sezione di Figura 1.7 possiamo trovare varie zone:

- a – zona inalterata: il materiale è analogo al materiale base di partenza;

- b – zona indeformata: in questa zona non si hanno deformazioni plastiche ma il campo termico presente può causare ingrossamento del grano o modifica delle fasi presenti;
- c – zona parzialmente deformata: questa è una regione nella quale i livelli di deformazione e temperatura sono inferiori alla successiva completamente deformata. Può dunque presentarsi un blando effetto di ricristallizzazione dinamica sebbene gli effetti di ingrossamento del grano siano prevalenti;
- d – zona completamente deformata: è la zona nella quale il materiale subisce grandi deformazioni ed essendo vicinissima all'interfaccia le temperature sono elevate. Questo fa sì che fenomeni di ricristallizzazione dinamica siano presenti dunque la struttura del grano è fine ed equidistanziata. La sua estensione è di circa qualche millimetro.
- e – zona di contatto: è la regione nella quale si hanno elevatissime temperature che sono prossime, ma inferiori, a quella di fusione. È in questa zona che i due pezzi sono a contatto e nella quale si assiste al rimescolamento del materiale, ossia parte del materiale viene trasferito da una faccia all'altra. A causa delle alte temperature, che fanno sì che la tensione di flusso sia bassa, la velocità di deformazione è elevata e può raggiungere valori anche di 1000 s^{-1} . Questo fa sì che ci sia un pesante effetto della ricristallizzazione dinamica che porta all'ottenimento di una microstruttura nella quale si ha un grano estremamente fine.

1.3.4 Materiali

I materiali saldabili con il processo di friction welding sono i più svariati, anche tra loro dissimili, e comprendono molti di quelli di interesse industriale. Un elenco, indicativo, è riportato in Tabella 1.1.

1.3.5 Vantaggi e svantaggi

I principali pregi che contraddistinguono il processo di FW sono:

- non richiede la presenza di operatori specializzati per l'esecuzione della saldatura;
- non è necessario materiale d'apporto;
- non è necessaria una protezione del giunto durante la saldatura (tipo gas, scoria, ...);

Materiali [•] Saldabile	sinterizzato rame-tungsteno	tungsteno sinterizzato	titanio e sue leghe	acciai da utensili	acciaio sinterizzato	acciaio da fusione	acciai fortemente legati (austenitici)	acciai fortemente legati (ferritici)	acciai debolmente legati	acciai non legati	niobio	leghe di nichel sinterizzate	nichel e sue leghe	molibdeno sinterizzato	magnesio e sue leghe	rame e sue leghe	acciaio da utensile	ghisa	alluminio sinterizzato	alluminio e sue leghe
	alluminio e sue leghe	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•			•		•	•	•	•	•
alluminio sinterizzato							•	•	•	•									•	•
ghisa					•	•	•	•	•	•									•	•
acciaio da utensile							•	•	•	•									•	•
rame e sue leghe	•	•	•	•	•	•	•	•	•	•							•			
magnesio e sue leghe										•						•				
molibdeno sinterizzato														•						
nichel e sue leghe			•				•	•	•	•		•	•							
leghe di nichel sinterizzate			•						•	•		•								
niobio			•				•	•			•									
acciai non legati		•	•	•	•	•	•	•	•	•										
acciai debolmente legati		•	•	•	•	•	•	•	•	•										
acciai fortemente legati (ferritici)				•	•	•	•	•	•	•										
acciai fortemente legati (austenitici)		•	•	•	•	•	•	•	•	•										
acciaio da fusione				•	•	•														
acciaio sinterizzato				•	•															
acciai da utensili				•																
titanio e sue leghe			•																	
tungsteno sinterizzato	•	•																		
sinterizzato rame-tungsteno	•																			

Tabella 1.1 Materiali saldabili con la friction welding

- assenza di fumi e scintille, e proprio per questo motivo il processo può essere considerato ecologico;
- energeticamente efficiente in quanto tutto il calore generato dall'attrito viene utilizzato nel processo di saldatura e non disperso nell'ambiente;
- minore influenza, rispetto alla saldatura tradizionale, della preparazione dei lembi;
- grazie alle temperature in gioco minori, inferiori a quella di fusione, le zone termicamente alterate (HAZ) sono molto ridotte e quindi sono minori anche le possibilità di riscontrare difetti;
- applicabilità alla maggior parte di materiali di interesse industriale, anche tra loro diversi;
- rapidità del processo;
- elevatissima ripetibilità del processo grazie, anche, al fatto che i parametri del processo sono facilmente controllabili e non dipendono da un operatore;
- può essere facilmente automatizzato;

- si ottengono buone caratteristiche meccaniche del giunto.

Per contro gli svantaggi sono:

- i pezzi devono essere assialsimmetrici, o almeno uno dei due;
- nei pezzi di grandi dimensioni (diametri $> 50 - 60 \text{ mm}$) la lavorazione richiede particolari accorgimenti al fine di evitare il riscaldamento non omogeneo (questo è causato dal fatto che al centro la velocità di strisciamento è bassa e quindi sono bassi anche gli attriti e dunque le temperature);
- costo dei macchinari elevato;
- problemi con i pezzi di dimensioni elevate;
- necessita di un elevato numero di prove sperimentali al fine di ottimizzare il processo;
- il processo è poco flessibile in quanto una volta ottimizzato per una data geometria e per due dati materiali al variare anche di una sola di queste condizioni, anche di poco, bisogna ottimizzare nuovamente il processo.

1.3.6 Particolari applicazioni

Oltre alle applicazioni su pezzi assi asimmetrici cilindrici la friction welding (FW) può essere declinata anche in altre configurazioni. Si possono avere:

- Radial FW: processo nel quale componenti cavi, o tubi, vengono saldati utilizzando un anello intermedio di materiale consumabile posto in rotazione;
- Linear FW: processo nel quale i pezzi, a contatto, traslano tra di loro;
- F stir W: è una variante della saldatura friction welding nella quale il riscaldamento, la plasticizzazione ed il rimescolamento del materiale avvengono attraverso l'uso di un utensile di forma assialsimmetrica detto pin;
- F stud W: processo nel quale un componente assialsimmetrico viene saldato su di uno più largo, eventualmente non assialsimmetrico;
- F plug W: processo nel quale un elemento cilindrico viene saldato su di un altro nel quale è praticato un foro;
- F seam W: processo nel quale un materiale consumabile viene fatto ruotare e traslare lungo i lembi da saldare (ad esempio i lembi di due fogli di lamiera).

2

PROVE SPERIMENTALI

2.1 Prove di validazione

Dopo che verranno sviluppati ed analizzati i vari modelli FEM il passo successivo sarà quello di procedere, utilizzando i dati delle prove sperimentali qui presentate, alla ricerca e validazione dei parametri che caratterizzano il processo come, ad esempio, il fattore di attrito, i coefficienti di scambio termico con l'ambiente e lo scambio termico di contatto tra i provini. Le prove svolte servono dunque a determinare il campo termico che si viene a creare nel provino durante la fase di attrito e forgiatura: le temperature rilevate saranno poi confrontate con quelle ottenute dai modelli FEM al fine di ottimizzare/validare i parametri impostati.

Le prove vengono eseguite su di un tornio che è stato modificato per poter eseguire la lavorazione di Friction Welding (Figura 2.1): sul toppe mobile è stato

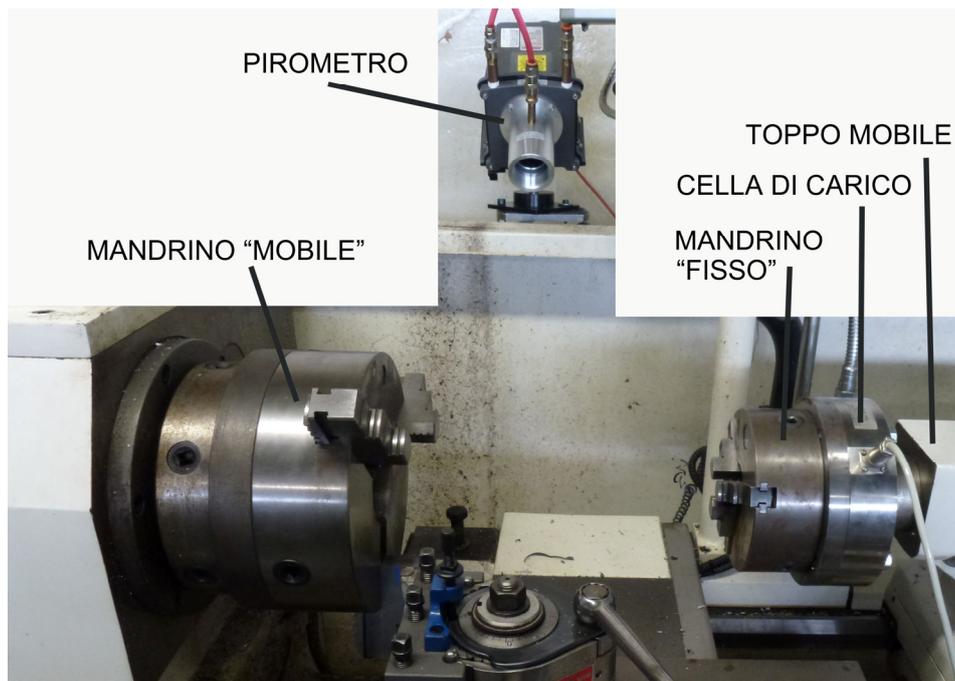


Figura 2.1 Attrezzatura di prova

inserito un mandrino, sul quale viene bloccato il provino fisso, con collegata una cella di carico. In particolare quest'ultima, essendo il sistema di applicazione della forza manuale (mediante il volantino del toppe mobile, si veda Figura 2.3), permette di visualizzare istantaneamente il carico applicato e correggerlo di conseguenza al fine di rimanere il più possibile vicino a quanto previsto dalla prova. La rotazione del provino mobile avviene grazie al mandrino collegato al tornio. Per l'acquisizione delle temperature sono state utilizzate delle termocoppie inserite sui provini in opportuni scassi eseguiti con un bulino (Figura 2.2-c) mentre per la rilevazione della temperatura di interfaccia è stato utilizzato un pirometro.

I provini sono di alluminio AA6082 ottenuti da barra con diametro di 20 mm e la lunghezza è di circa 70 mm (si veda Tabella 2.2 per i valori esatti). Sono stati spianati in testa al fine di avere le facce parallele ed il provino fisso è stato forato al centro fino ad una distanza di circa 10 mm dall'interfaccia per permettere l'inserimento di una

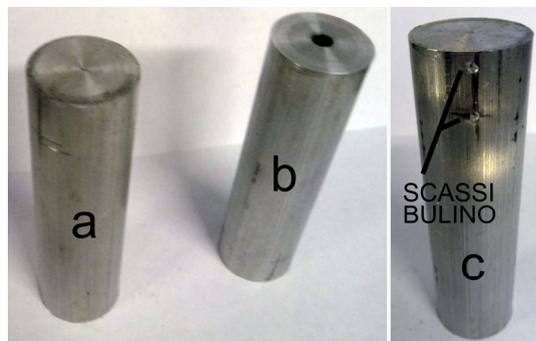


Figura 2.2 Provini a-mobile, b-fisso, c-scassi bulino

termocoppia interna. Inoltre, come già detto, sono stati eseguiti degli incavi con un bulino per il posizionamento delle termocoppie nei punti previsti.

Provino fisso e mobile saranno montati sul mandrino fisso e mobile, rispettivamente, e le termocoppie verranno posizionate (Figura 2.3 e 2.4) nei punti marcati.



Figura 2.3 Provino con termocoppie (sullo sfondo il volantino)

2.1.1 Piano sperimentale

Le prove eseguite hanno carichi non elevati in quanto il fine non è quello della saldatura ma l'ottenimento di dati per validare il campo termico generato dall'attrito: infatti come è possibile osservare dalla Tabella 2.1, che riporta il piano sperimentale, i carichi massimi sono pari ad 1 kN . In Tabella 2.2 sono indicate le dimensioni caratteristiche dei provini ed anche la lunghezza e l'accorciamento dopo la saldatura. In Figura 2.4 sono indicate le dimensioni, alle quali la Tabella 2.2 fa riferimento e

PROVA	provini	p attrito [kN]	p forg [kN]	ω [rpm]
1	1,1	1	1	1600
2	2,2	0,5	0,5	800
3	3,3	0,5	0,5	800
4	4,4	0,5	0,5	800
5	5,5	1	1	800

Tabella 2.1 Piano sperimentale

PROVA	provini	L1 [mm]	L2 [mm]	L3 [mm]	Lfisso [mm]	Lmobile [mm]	Ldopo [mm]	accorciam. [mm]
1	1,1	1,5	9,5	59,3	69,3	72,7	101,35	40,65
2	2,2	2	10	59,2	69,9	72,4	140,7	1,6
3	3,3	2	10	60	69,9	71,9	140,7	1,1
4	4,4	2	10	59,5	70	72,15	141,7	0,45
5	5,5	2	10	59,4	70	72,3	132,65	9,65

Tabella 2.2 Dati provini

le posizioni nelle quali sono inserite le termocoppie. Sinteticamente si ha che:

- T1, T2 sono poste in "punta" al provino;
- T4 è posta internamente al provino;

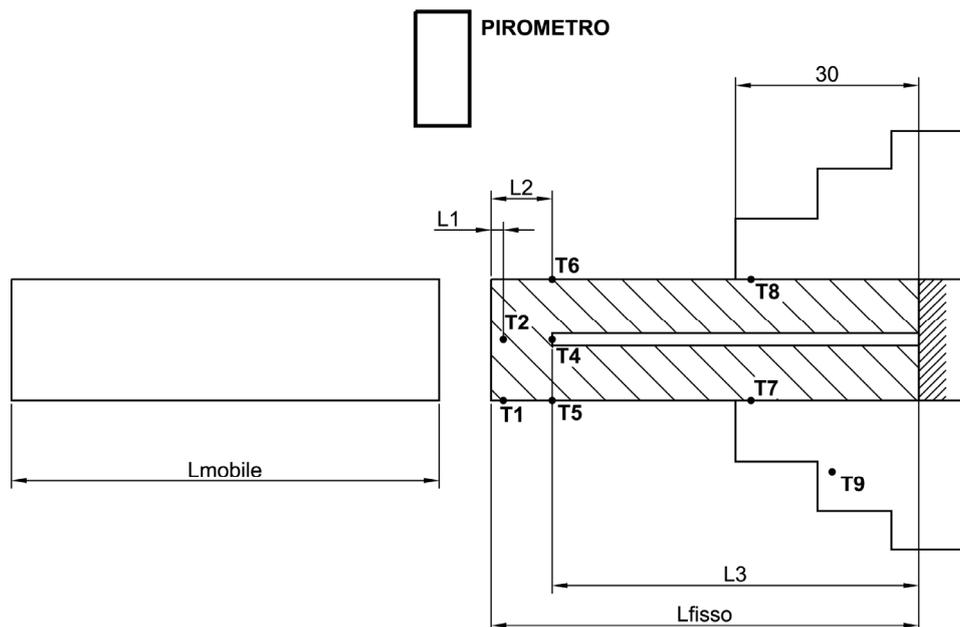


Figura 2.4 Dimensioni di riferimento e posizioni termocoppie

- T5, T6 sono poste a circa 10 mm dalla punta;
- T7, T8 sono poste sul provino a contatto con l'afferraggio;
- T9 è posta sull'afferraggio.

La prova viene svolta, in genere, per un tempo necessario al raggiungimento della fase di stazionarietà, durante la fase d'attrito, nella quale le temperature risultano essere costanti, ed è seguita poi da una fase di forgiatura, con la medesima pressione: i tempi ottenuti sono nell'ordine di circa 400 – 500 s .

2.1.2 Risultati

Durante le prove i dati di temperatura e forza vengono registrati mediante vari acquisitori digitali: questo permette successivamente di poter elaborare tali dati per ottenerne dei grafici.

In Figura 2.5 vengono presentati i provini dopo la prova: è possibile osservare, come già evidenziato, che quando le forze sono basse, come nelle prove 2, 3 e 4 non si ha la classica bava tipica della saldatura. Nelle prove 1 e 5 essendo la forza pari a 1 kN la tipica bava inizia a formarsi: nella prova 1 questa è ben evidente



Figura 2.5 Provini dopo l'esecuzione delle prove

anche grazie al fatto che la velocità è elevata e quindi la generazione di calore dovuta all'attrito è cospicua.

Il primo passo per l'elaborazione dei dati è la loro sincronizzazione:

infatti essendo registrati attraverso più acquisitori le scale dei tempi risultano non coincidenti. Tale operazione viene effettuata, per le termocoppie sincronizzando il valore di T1 (e T4, T5, T6, T7, T8, T9) con T2, acquisite da 2 dispositivi, ed il valore di T2 con Tpirometro. La forza rilevata essendo legata a T2 è in automatico sincronizzata.

Nel seguito tutti i grafici presentati sono ottenuti con i dati delle temperature di processo rilevate depurate dai valori non corretti, dovuti essenzialmente al fatto che durante la prova alcune termocoppie uscivano dalle sede falsando quindi la misura.

2.1.2.1 Prova 1

La prova 1 viene effettuata con una forza pari a 1 kN ed una velocità di rotazione pari a 1600 rpm : l'impostazione di questi parametri consente di avere un notevole accorciamento del provino, pari a 40.65 mm , grazie all'elevata generazione termica all'interfaccia ad opera dell'attrito con la conseguente generazione di bava. In Figura 2.6-a vengono presentati i valori di temperatura rilevati durante la prova:

è possibile osservare che i valori massimi sono di circa $530\text{ }^\circ\text{C}$ e quindi inferiori ai valori di fusione; è possibile anche vedere che c'è buona

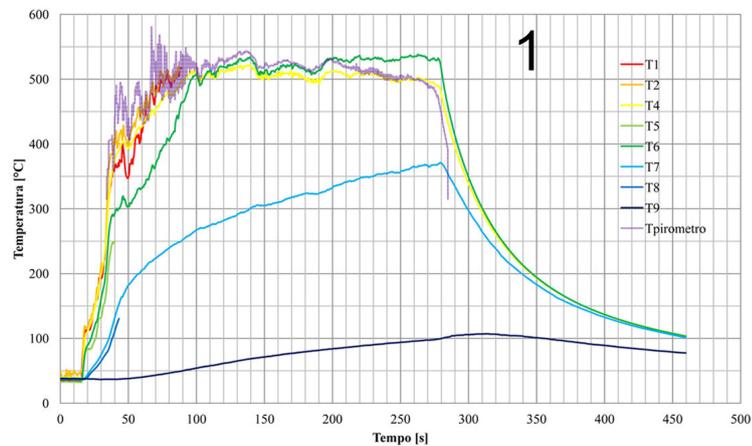


Figura 2.6-a Temperatura nella prova 1

corrispondenza tra i valori della temperatura della termocoppia T1 e del pirometro. In Figura 2.6-b è riportata invece la forza applicata durante la prova:

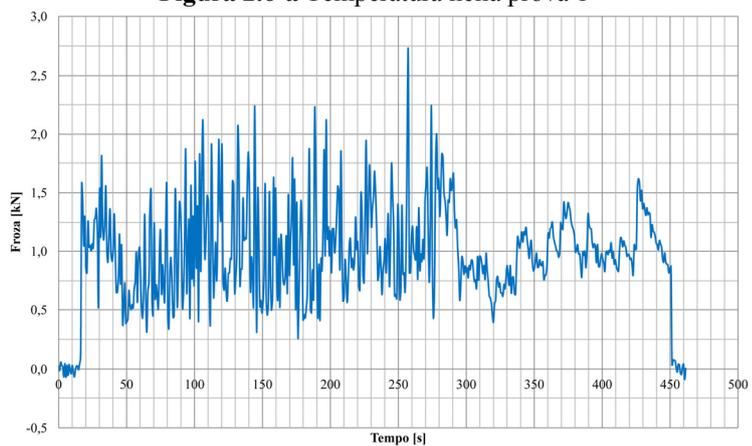


Figura 2.6-b Forza nella prova 1

come si può notare dal grafico questa non è esattamente pari a 1 kN , come previsto dalla prova, ma oscilla attorno a tale valore, con incrementi anche notevoli, in quanto la sua gestione è manuale tramite il volantino sul toppe mobile. Ciò ovviamente influenza la lavorazione in quanto il variare del carico in modo repentino verso valori maggiori fa sì che nel materiale si verifichi il fenomeno (stick-slip) dell'adesione (stick) che a carichi minori magari non si

verificherebbe (slip); questo fa sì che, avvenendo una sorta di saldatura nel materiale che viene poi rotta, l'aumento di temperatura sia differente rispetto ad un caso nel quale la forza è stazionaria. La fase di adesione è preponderante allora verso circa 50 s come è possibile osservare dal cospicuo aumento di temperatura.

2.1.2.2 Prova 2

La prova 2 viene effettuata applicando un carico di 500 N ed una rotazione di 800 rpm: in questo caso non è praticamente presente l'accorciamento, pari a 1.6 mm, e ciò è dovuto sia ad una insufficiente generazione di calore causata congiuntamente da basse velocità di rotazione e pressioni applicate. È possibile

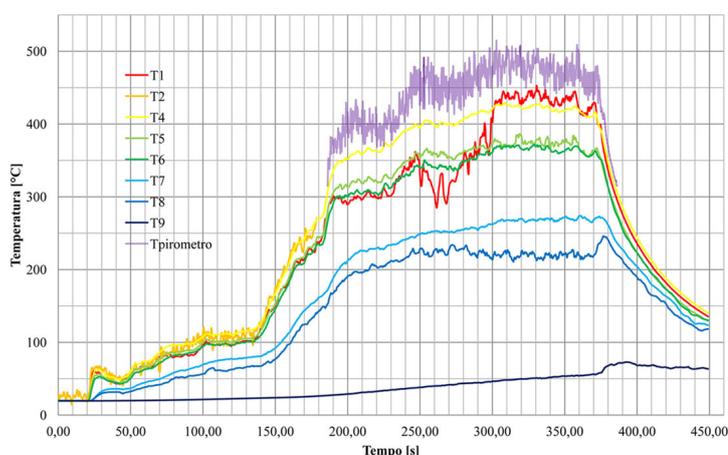


Figura 2.7-a Temperatura nella prova 2

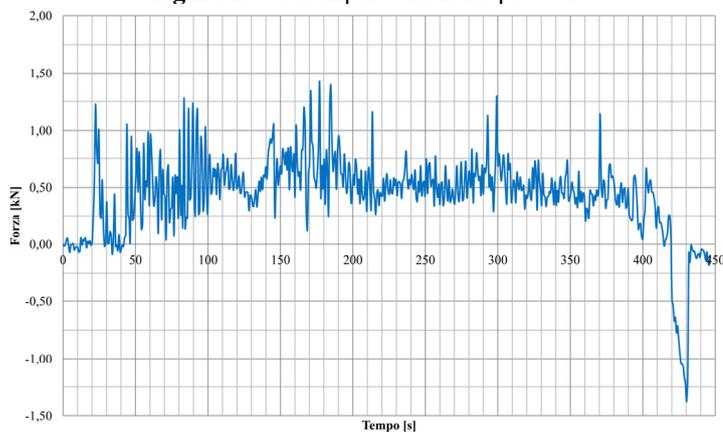


Figura 2.7-b Forza nella prova 2

osservare da Figura 2.7-a che le massime temperature sono infatti inferiori rispetto alla precedente e valgono circa 470 °C per il pirometro e 440 °C per la T1 e questo suggerisce un non correttissimo posizionamento del primo strumento. Anche in questo caso la forza (Figura 2.7-b) è molto variabile ma in misura minore alle precedenti:

questo fatto unito al fatto che il carico complessivo, in termini di pressione e rotazione, è inferiore fanno sì che l'adesione, in corrispondenza dell'incremento di temperatura, avvenga a valori temporali maggiori (circa verso 270–300 s) rispetto alla prova 1.

2.1.2.3 Prova 3

È la ripetizione della prova 2, quindi possiede lo stesso carico e rotazione: ne deriva dunque un comportamento alla deformazione analogo ed infatti l'accorciamento del provino è pari a 1.1 mm e dunque in pratica non presente. I valori di temperatura (Figura 2.8-a) sono del tutto analoghi e si attestano sempre,

per quanto riguarda il pirometro sui 450°C e T2 sui 410°C (T1 è saltata dalla sede durante la prova). In questo caso è possibile osservare che la

forza (Figura 2.8-b) influenza il campo termico: innanzitutto si osserva il picco pari a 2 kN nella fase iniziale verso 50 s che causa un

maggiore aumento di temperatura in quanto favorisce l'adesione del materiale. Nelle fasi successive è poi possibile osservare come la variabilità della forza, che presenta oscillazioni ampie, determina una corrispettiva oscillazione nella temperatura (si osservino gli istanti temporali 150 , 200 e 300 s). È possibile anche osservare che la temperatura della termocoppia posta a mandrino, la T9, presenta temperature notevolmente inferiori alle altre ma ciò è dovuto al fatto che questo smaltisce calore velocemente in quanto ha dimensioni molto maggiori rispetto al provino stesso.

in quanto favorisce l'adesione del materiale. Nelle fasi successive è poi possibile osservare come la variabilità della forza, che presenta oscillazioni ampie, determina una corrispettiva oscillazione nella temperatura (si osservino gli istanti temporali 150 , 200 e 300 s). È possibile anche osservare che la temperatura della termocoppia posta a mandrino, la T9, presenta temperature notevolmente inferiori alle altre ma ciò è dovuto al fatto che questo smaltisce calore velocemente in quanto ha dimensioni molto maggiori rispetto al provino stesso.

in quanto favorisce l'adesione del materiale. Nelle fasi successive è poi possibile osservare come la variabilità della forza, che presenta oscillazioni ampie, determina una corrispettiva oscillazione nella temperatura (si osservino gli istanti temporali 150 , 200 e 300 s). È possibile anche osservare che la temperatura della termocoppia posta a mandrino, la T9, presenta temperature notevolmente inferiori alle altre ma ciò è dovuto al fatto che questo smaltisce calore velocemente in quanto ha dimensioni molto maggiori rispetto al provino stesso.

2.1.2.4 Prova 4

Come la precedente è ripetizione della prova 2: in questo caso l'accorciamento è stato di 0.45 mm e quindi inferiore agli altri casi. Questo è dovuto ovviamente ad un ridotto apporto termico: osservando infatti le temperature (Figura 2.9-a) si vede che queste sono al massimo pari a 420°C . Infatti osservando la forza applicata

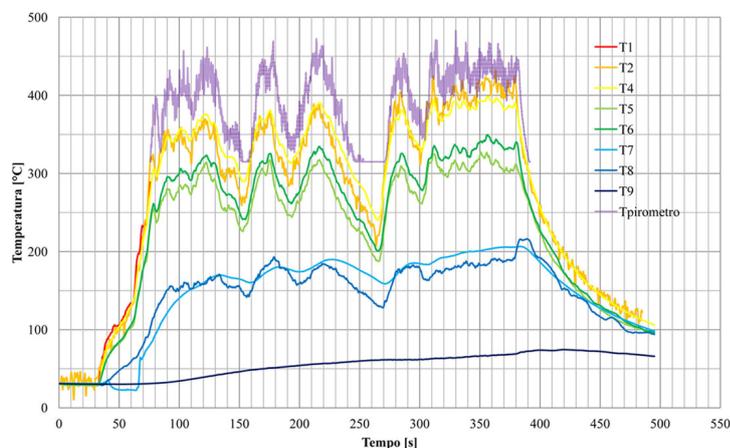


Figura 2.8-a Temperatura nella prova 3

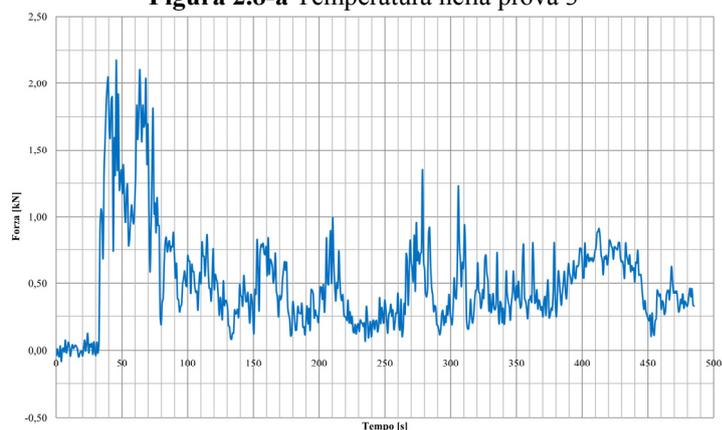


Figura 2.8-b Forza nella prova 3

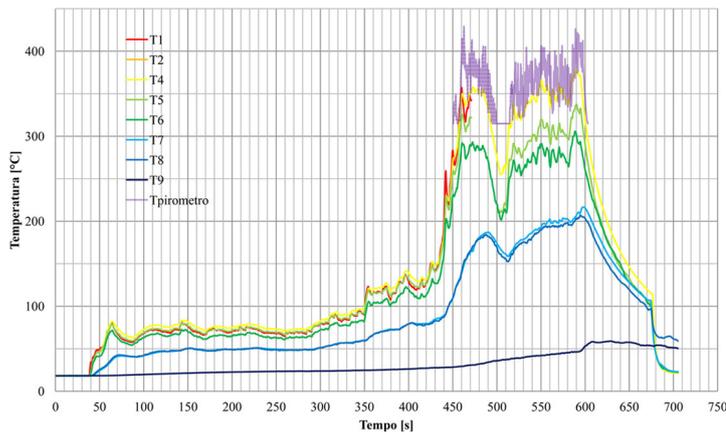


Figura 2.9-a Temperatura nella prova 4
forza Prova 4

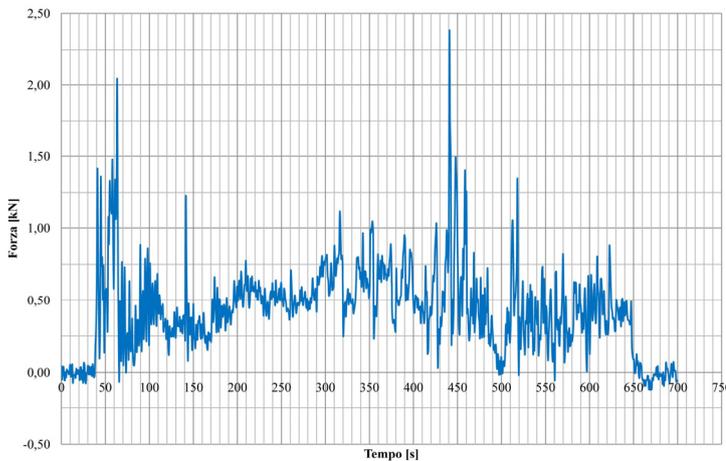


Figura 2.9-b Forza nella prova 4

(Figura 2.9-b) si vede che, a parte un primo tratto intorno a 50 s al quale corrisponde un piccolo picco di temperatura, il valore è abbastanza prossimo a quello voluto (pari a 0.5 kN) e con oscillazioni minori rispetto agli altri casi. L'incremento di temperatura è allora più lento ed infatti la fase di adesione avviene circa verso

450 s. In corrispondenza dei 500 s è possibile notare un breve abbassamento di forza con conseguente variazione della temperatura. Nel complesso la prova 4, rispetto alle 2 e 3 ha un carico applicato più stabile e di forma migliore permettendo di arginare, entro certi limiti, l'adesione artificiosa già osservata.

2.1.2.5 Prova 5

La prova 5 è effettuata con un carico pari ad 1 kN ed una velocità di rotazione di 800 rpm: è dunque una via di mezzo tra la prova 1 e le prove 2,3 e 4. Infatti l'accorciamento è pari a 9.65 mm e la bava dunque inferiore. Osservando allora Figura 2.10-a si vede che le temperature massime sono di circa 500 °C e quindi, come ci si aspettava, comprese tra quelle della prova 1 e delle 2,3,4. Il carico (Figura 2.10-b) è abbastanza variabile ma le ampiezze delle oscillazioni sono ridotte e questo dovrebbe facilitare nel non alterare eccessivamente il campo termico generato.

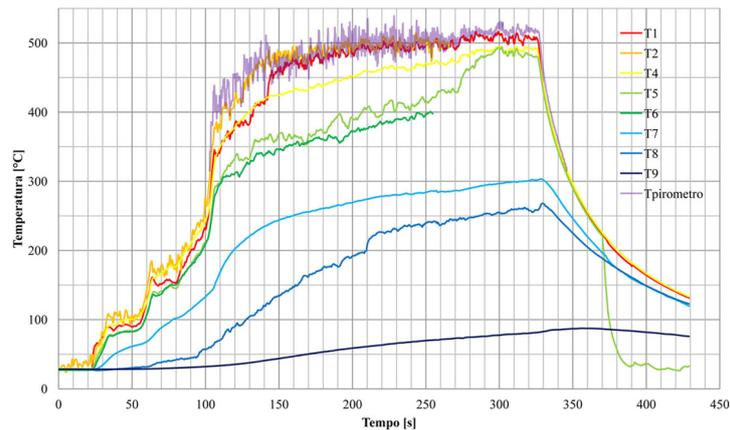


Figura 2.10-a Temperatura nella prova 5
forza Prova 5

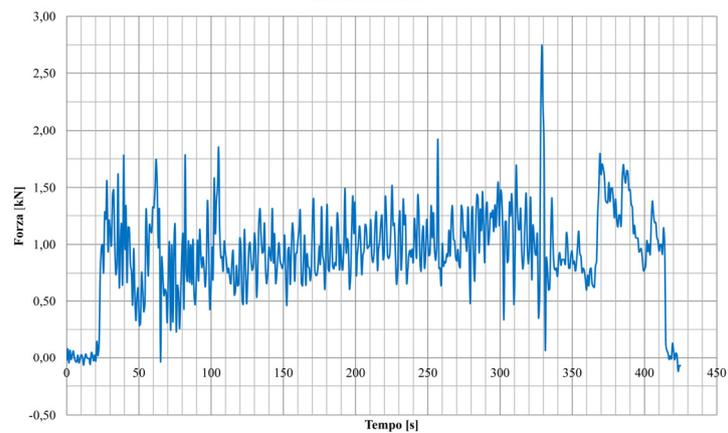


Figura 2.10-b Forza nella prova 5

2.1.2.6 Osservazioni

In tutte le prove (Figura 2.11) è possibile osservare come l'andamento, ovviamente, sia crescente con il progredire del tempo: in una prima fase si ha la crescita della temperatura, e questa è la fase cosiddetta di riscaldamento, poi in una seconda fase questa raggiunge un asintoto che corrisponde alla fase di stazionarietà nella quale l'energia introdotta è pari all'energia dissipata in quanto non si ha variazione di temperatura; più nello specifico tale andamento è dovuto al fatto che a fronte di un aumento dell'adesione del materiale che porterebbe all'aumento di temperatura si ha la diminuzione della tensione di flusso che permette al materiale di scorrere maggiormente contrastando il primo effetto. Allora in base a quanto si è osservato sperimentalmente e per quanto appena detto nella fase di adesione o stazionarietà inizia e prosegue la deformazione con conseguente formazione di bava.

È possibile osservare ora che la temperatura del pirometro è congruente con la T1 (ove presente ed a parte nella prova 2) e ciò significa che il suo puntamento è corretto.

È altresì evidente che, a parità di istante temporale, le termocoppie T1, T2 registrano valori di temperatura maggiori delle T5, T6 in quanto le prime sono più vicine alla zona di generazione del calore: comunque sia il valore di temperatura massimo che si raggiunge è di circa $550\text{ }^{\circ}\text{C}$ e quindi, come visto nei precedenti capitoli, si mantiene al di sotto del valore di fusione del materiale.

Osservando il valore di temperatura di T4 è possibile osservare che, nonostante sia alla distanza di T5, T6, è prossimo ai valori T1, T2: questo è dovuto al fatto che essendo la termocoppia posta internamente gli scambi di calore con l'esterno sono negati e rimane il solo scambio di calore interno al materiale.

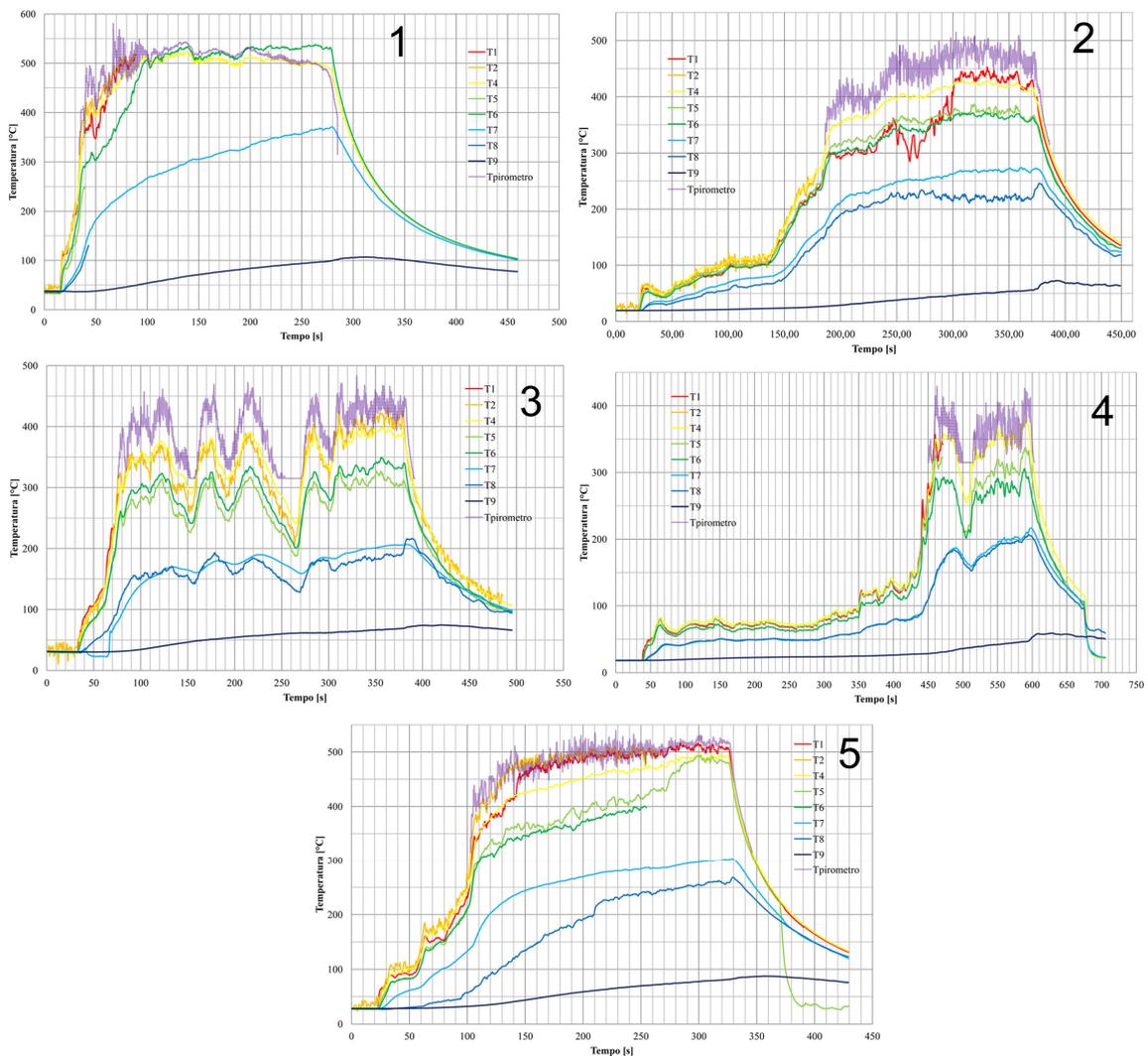


Figura 2.11 Grafico delle temperature rilevate dalle termocoppie nelle varie prove

È possibile apprezzare anche che per velocità di rotazione basse (prove 2, 3, 4, 5) il tempo per il raggiungimento della temperatura di stazionarietà è maggiore rispetto a quello necessario nel caso di velocità elevate (prova 1): questo perché il flusso di calore che è in gioco all'interfaccia, dovuto alla conversione dell'energia cinetica in energia termica ad opera dell'attrito, è maggiore nel secondo caso

rispetto al primo. In particolare la prova 3 sembrerebbe contraddire tale andamento ma se analizziamo il grafico della forza (Figura 2.12) si vede che questa nella prima fase presenta un picco verso circa 2 kN che la rende paragonabile alla prova 1 che ha valori temporali di andata a “regime” inferiori.

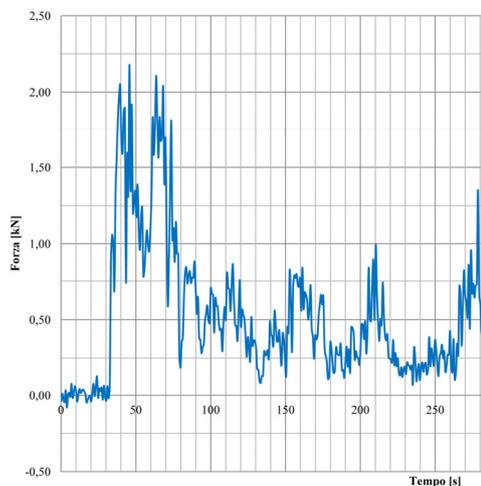


Figura 2.12 Forza nella prova 3, parte iniziale

Anche i valori di pressione d’attrito influenzano il tempo per raggiungere la stazionarietà: infatti le prove a bassa forza (prove 2, 3, 4) hanno valori maggiori rispetto a quelle ad elevata forza (prove 1, 5).

Per quanto riguarda le temperature raggiunte è evidente l’influenza sia della velocità che della forza (Figura 2.13): quanto i valori sono entrambi alti (prova 1) la temperatura massima

è di circa $530\text{ }^{\circ}\text{C}$, quando la forza è alta ma la velocità bassa (prova 5) il valore massimo è di circa $510\text{ }^{\circ}\text{C}$, quando entrambi i valori sono bassi il valore massimo

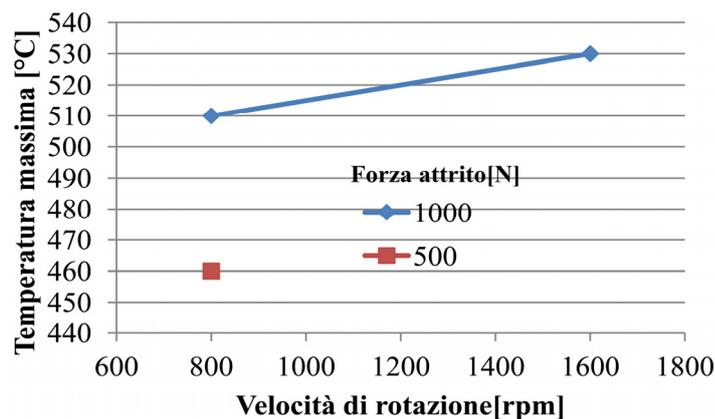


Figura 2.13 Temperatura massima in funzione della forza d’attrito e della velocità di rotazione

raggiunto è di circa $460\text{ }^{\circ}\text{C}$: ciò è dovuto all’attrito all’interfaccia che al crescere

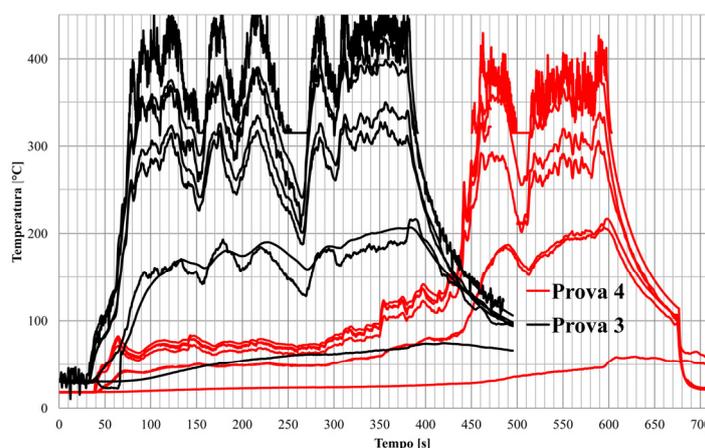


Figura 2.14 Confronto dell’andamento temporale delle temperature delle prove 3 e 4

delle condizioni di prova tende inevitabilmente, ma in questo caso è un fatto positivo, ad aumentare.

Allora per quanto detto l'influenza di pressione e rotazione è fondamentale nella generazione del campo termico e la prima in particolare per il raggiungimento della temperatura di stazionarietà: ne deriva allora che le variazioni di forza evidenziate nelle varie prove fanno sì che si abbia una finestra temporale nella quale il materiale va in adesione e raggiunge la stazionarietà, come è possibile vedere da Figura 2.14. La causa di tale fenomeno come già indicato è da ricercare nel fatto che aumentando la forza, anche per pochi istanti, il materiale che prima era in scorrimento (slip) va in adesione (stick) e la temperatura aumenta molto.

È evidente infine che al termine della fase di attrito, alla quale segue la fase di forgiatura (eseguita con la stessa pressione), non essendoci più generazione di calore tutte le temperature tendono ad uniformarsi e a diminuire rapidamente.

2.2 Prove di Friction Welding [31]

All'interno del seguente elaborato vengono utilizzate, parallelamente alle

PROVA	t attrito [s]	t forg [s]	p attrito [kN]	p forg [kN]	ω [rpm]
1	10	20	4	7	800
2	10	20	4	7	1250
3	10	20	4	7	1600
4	15	20	4	7	800
5	15	20	4	7	1250
6	15	20	4	7	1600
7	20	20	4	7	800
8	20	20	4	7	1250
9	20	20	4	7	1600

Tabella 2.3 Piano sperimentale [31]

simulazioni FEM, anche le prove sperimentali svolte dallo studente Vito Gentile [31] nel suo elaborato di laurea. Lo scopo del lavoro è quello di verificare la migliore o peggiore riuscita della saldatura su provini in

alluminio AA6082 del diametro di 20 mm al variare dei parametri di processo: per fare ciò saranno eseguite delle prove di trazione al fine di verificare la

PROVA	Prova A			Prova B			var % A vs B
	Lprima [mm]	Ldopo [mm]	accorciam. [mm]	Lprima [mm]	Ldopo [mm]	accorciam. [mm]	
1	151,35	126,36	24,99	151,83	128,9	22,93	-8,24
2	151,5	117,48	34,02	152,04	122,3	29,74	-12,58
3	151,64	121,62	30,02	151,14	120,44	30,7	2,27
4	152,5	112,79	39,71	151,6	115,25	36,35	-8,46
5	151,68	112,04	39,64	151,08	106,8	44,28	11,71
6	152,22	117,65	34,57	152,25	115,2	37,05	7,17
7	152,11	99,44	52,67	152,28	99,51	52,77	0,19
8	151,49	100,9	50,59	151,68	100,95	50,73	0,28
9	152,96	118,43	34,53	152,7	116,76	35,94	4,08

Tabella 2.4 Dati provini [31]

resistenza della saldatura. Purtroppo al momento della redazione della presente tesi i dati della prova di trazione non erano ancora disponibili e per questo non potranno essere utilizzati per un confronto dei criteri di saldatura nelle simulazioni.

I test sono stati eseguiti sulla stessa macchina utilizzata nelle prove di validazione svolte per il seguente elaborato (Figura 2.1). Il piano sperimentale che è stato utilizzato è riportato in Tabella 2.3: come è possibile osservare i parametri che sono stati fatti variare sono il tempo di attrito e la velocità di rotazione. Per ogni



Figura 2.15 Provini saldati [31]

prova sono state eseguite due ripetizioni per avere un confronto sulla ripetibilità. In Tabella 2.4 vengono presentate le lunghezze dei provini prima e dopo la saldatura (Figura 2.15) con il relativo accorciamento totale e la variazione percentuale sulle due prove A e B che permette di mettere in luce la buona ripetibilità delle prove.

È possibile osservare innanzitutto che all'aumentare del tempo d'attrito l'accorciamento è maggiore: questo è dovuto al fatto che, essendo comunque il tempo di forgiatura fisso, nel complesso il provino sarà sottoposto al carico per tempi maggiori.

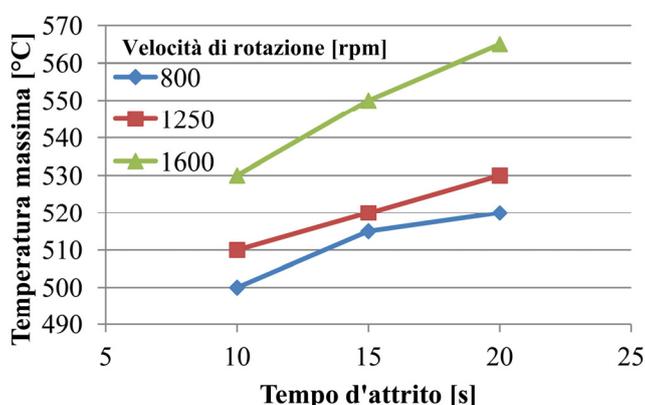


Figura 2.16 Temperatura massima in funzione del tempo d'attrito e della velocità di rotazione

Per quanto riguarda le temperature raggiunte in saldatura, come rilevato nelle prove di validazione svolte, queste si attestano a circa 500 ÷ 550 °C: in Figura 2.17 vengono riportate le temperature rilevate dal pirometro. È

possibile osservare che, anche in questo caso, al variare dei parametri di prova

variano le temperature. Nello specifico è possibile osservare che la temperatura massima raggiunta dipende sia dal tempo di attrito che dalla velocità di rotazione come è evidente dalla Figura 2.16. Tenendo fisso il primo all'aumentare della seconda la temperatura aumenta all'incirca sempre della stessa quantità passando a tempi differenti; mantenendo invece fissa la velocità di rotazione è possibile vedere che l'aumento di temperatura non è uniforme ma diminuisce passando a valori di tempi maggiori: questo è probabilmente dovuto al fatto che aumentando i tempi le temperature aumentano e tendono a raggiungere il valore di stazionarietà, che è un asintoto, e quindi aumentano sempre meno.

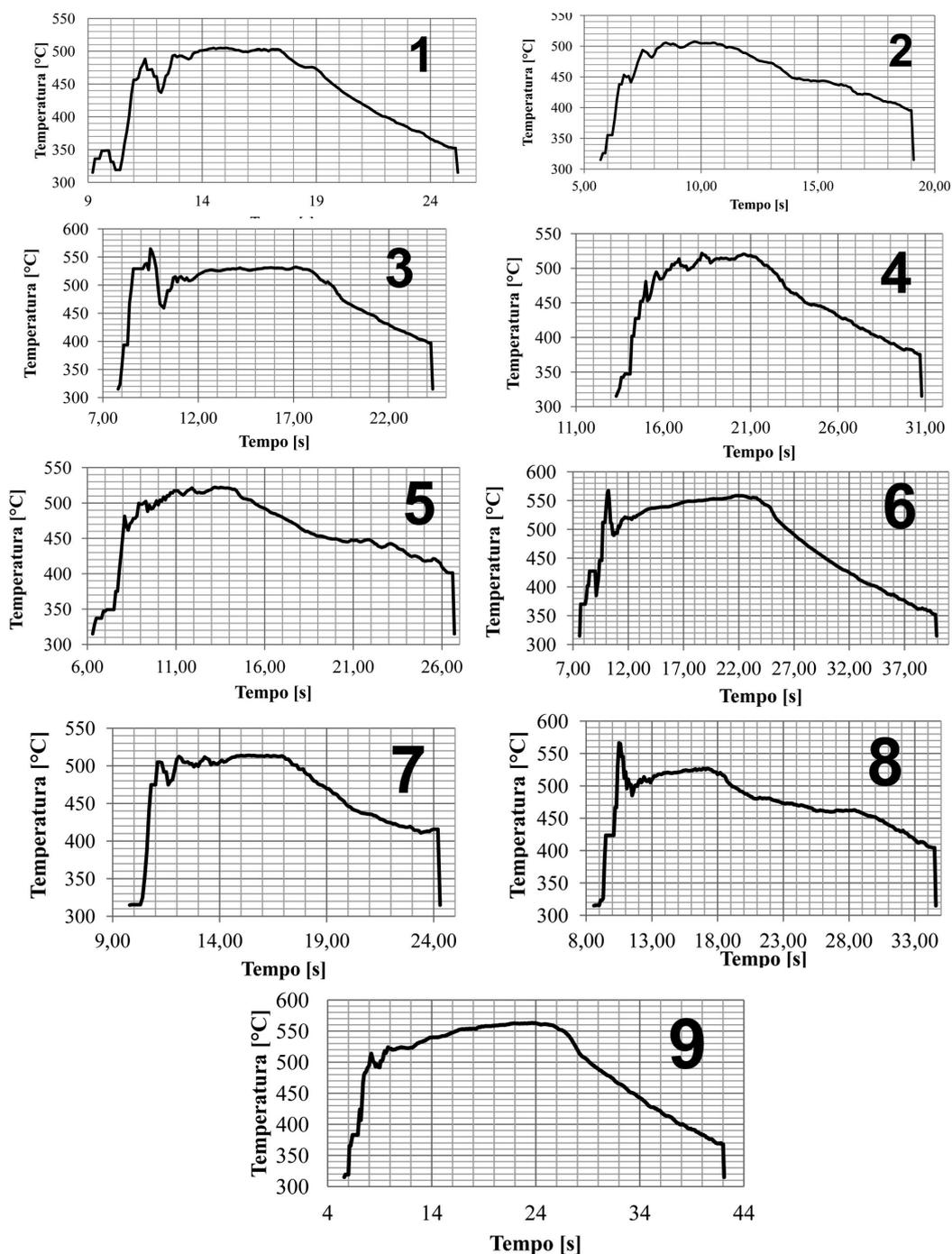


Figura 2.17 Temperature rilevate dal pirometro nelle varie prove

3

SIMULAZIONE FEM DELLA FW

3.1 Il metodo agli elementi finiti (FEM)

L'analisi agli elementi finiti (finite element analysis, FEA) è uno strumento che rende possibile simulare al computer un certo fenomeno fisico: viene utilizzato il metodo degli elementi finiti (finite element method, FEM) che permette di ottenere soluzioni approssimate di problemi governati da equazioni differenziali alle derivate parziali riconducendole ad un sistema di equazioni algebriche.

L'idea di base è quella di suddividere il sistema reale, che possiede un infinito numero di gradi di libertà, in un sistema discreto, e quindi con un limitato numero di gradi di libertà, andando a suddividere il dominio del problema in un numero finito di sottodomini di dimensione finita nei quali il fenomeno fisico viene descritto da equazioni polinomiali più semplici rispetto a quelle differenziali.

Ne deriva necessariamente che la soluzione che si ottiene è una soluzione approssimata: questa non è infatti disponibile in forma chiusa e non rappresenta i valori esatti della funzione in ogni punto del sistema ma i valori che forniscono il minore errore della soluzione su tutto il dominio discretizzato.

Allora la metodologia FEM risulta essere estremamente conveniente quando si devono andare a studiare domini molto complessi e/o nei quali è richiesta una differente precisione nella soluzione quando si vogliono analizzare fenomeni che sarebbe altrimenti difficile studiare, come ad esempio gli scambi termici o le deformazioni degli oggetti in particolari condizioni. Inoltre permettendo di modellare fenomeni reali tramite calcoli al computer sono estremamente convenienti in termini di tempo e costi: infatti sebbene le simulazioni siano processi che possono essere anche molto lunghi, tutto dipende dalla precisione

ricercata, questi saranno sempre inferiori ai tempi necessari per realizzare fisicamente il processo analizzato: infatti considerando che nella progettazione si segue sempre un ciclo progettazione – verifica – miglioramento i FEM premettono di accorciare la fase di verifica che prevede in genere la creazione e l'esecuzione di test su prototipi. Analogo discorso vale per la parte economica: costa meno, in genere, una simulazione che la creazione di un oggetto reale.

Dunque i vantaggi dell'analisi agli elementi finiti sono legati alla possibilità di trattare problemi:

- con geometrie complesse;
- relativi ad una larga varietà di fenomeni;
- con complesse condizioni di vincolo e carico.

Per contro per quanto visto si ha:

- impossibilità di avere una soluzione in forma chiusa e per questo se cambia anche uno solo degli elementi si deve ripetere la simulazione;
- si hanno necessariamente delle approssimazioni nei risultati che sono tanto inferiori quanto maggiore è la discretizzazione del dominio;
- difficoltà nella modellazione del sistema reale, a causa della necessità di focalizzarsi su alcuni aspetti piuttosto che altri, che rende necessaria almeno una verifica/validazione del modello creato;
- essendo la procedura numerica vengono introdotti errori numerici ineliminabili.

Le principali fasi che permettono l'esecuzione della'analisi sono:

- modellazione: è la fase presente in tutti i settori che studiano fenomeni reali. Rappresenta il passaggio dal modello fisico al modello: ci si deve necessariamente concentrare su alcune variabili di interesse trascurando le rimanenti e rappresenta quindi la fase più delicata nella quale possono essere introdotti numerosi errori che possono inficiare la riuscita della simulazione. Si individuano poi le geometrie e le dimensioni introducendo le azioni e le condizioni la contorno, tra cui i vincoli.
- discretizzazione: è la fase nella quale si passa da un dominio continuo ad uno discreto ottenendo così un numero finito di gradi di libertà che sono gestibili numericamente. Il dominio originale viene quindi suddiviso in un insieme di sottodomini ognuno risolvibile separatamente ma tra loro collegati per avere la continuità del modello.

- risoluzione: è la fase nella quale vengono risolti i sistemi di equazioni che governano i fenomeni in gioco.

3.1.1 Friction welding e FEM

In particolare, per quanto riguarda il processo di friction welding studio del presente elaborato, nella pratica molti aspetti sono difficili da determinare sperimentalmente; in particolare risulta complicato analizzare l'evoluzione degli scambi termici in prossimità dell'interfaccia tra i due pezzi e del comportamento del materiale in termini di deformazioni e tensioni ma anche di flusso plastico. Anche gli elementi collegati a questi parametri, come ad esempio l'evoluzione della microstruttura, sono di difficile valutazione in corso di processo.

Ne deriva quindi che l'analisi FEM del processo di friction welding risulta essere molto vantaggiosa e permette di avere informazioni che caratterizzano il processo che altrimenti non sarebbe possibile avere.

3.2 L'attrito

Prima di passare alla descrizione degli strumenti utilizzati e del modello creato è opportuno analizzare l'attrito e valutarne i modelli possibili.

L'attrito è un fenomeno macroscopico sempre presente ed ineliminabile nel mondo reale dovuto alle forze di adesione o coesione, derivanti a loro volta dalle interazioni elettrostatiche, che si generano tra i materiali posti a contatto. La forza di attrito è dunque una forza dissipativa che si esercita tra le superfici a contatto opponendosi al loro moto relativo (Figura 3.1), e

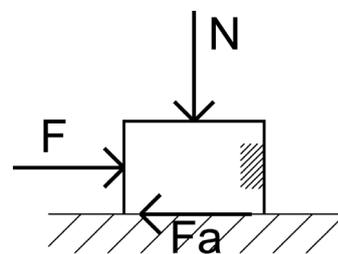


Figura 3.1 Forza d'attrito

per questo è anche detta forza resistente: il principale effetto è quello di trasformare l'energia cinetica in calore, con conseguente decadimento del rendimento, oltre che a causare l'usura delle superfici.

Ne deriva che in generale l'attrito è un fenomeno non voluto e per questo vi si cerca di porre rimedio andando a lubrificare i corpi a contatto. È evidente ora che il processo di friction welding trova applicazione grazie alla presenza dell'attrito tra le superfici che permette di avere la generazione di calore all'interfaccia per avere la saldatura: proprio per questo la condizione d'attrito ricercata è quella di attrito secco nella quale non è presente lubrificante al fine di massimizzare la forza di attrito.

3.2.1 Modelli di attrito secco

Al fine di poter studiare i processi all'interno dei quali l'attrito non può essere trascurato è necessario avere a disposizione una legge che possa definire l'andamento e l'entità della forza d'attrito. Le formulazioni che possono essere utilizzate sono molte ma in gran parte hanno origine da due principali modelli fondamentali:

- l'attrito Coulombiano (o di strisciamento)
- l'attrito di scorrimento

Entrambi i modelli prevedono che le forze tangenziali di attrito siano proporzionali ad un certo parametro che tiene conto delle condizioni di attrito che a loro volta dipendono dalla natura delle superfici a contatto, dalla loro condizione e quindi anche dall'eventuale presenza di lubrificante. La differenza è legata al modo di comportarsi del materiale riguardo il modo con il quale si vincono le tensioni di attrito.

3.2.1.1 Attrito Coulombiano (o di strisciamento)

Il modello Coulombiano prevede che l'attrito tragga origine dalla conformazione superficiale dei materiali posti in strisciamento l'uno contro l'altro. Infatti analizzando al microscopio la superficie di un materiale si osserva che questa non è perfettamente liscia ma presenta delle asperità più o meno accentuate in base

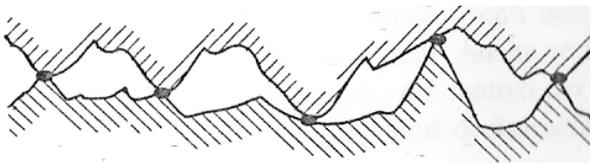


Figura 3.2 Superfici a contatto e zone di contatto

grado di finitura (Figura 3.2); questo fa sì che quando le superfici vengono a contatto questo sia localizzato in una zona molto ristretta, detta area

di contatto, molto inferiore per estensione all'area virtualmente a contatto, detta area apparente.

Il coefficiente d'attrito μ è definito come il valore di proporzionalità tra attrito T e forza normale alla superficie N si ha che vale

$$\mu = \frac{T}{N}$$

È possibile notare che non si ha dipendenza del coefficiente dal carico applicato o dall'estensione dell'area a contatto ma è unicamente legato alla natura dei materiali a contatto.

La tensione tangenziale di attrito τ_f vale quindi in definitiva

$$\tau_f = \mu\sigma_N$$

dove σ_N è la pressione normale di contatto.

3.2.1.2 Attrito di scorrimento

Si è appena visto che il modello Coulombiano ha origine dal fatto che le superfici sono in contatto su una zona molto limitata: ma man mano che il carico normale aumenta si avrà che l'area plasticizzata diventa sempre più estesa. Allora ne deriva che la legge di attrito Coulombiano è applicabile finché l'area di contatto effettiva tra i due materiali non è troppo estesa, ossia finché la pressione normale all'interfaccia non è troppo elevata.

Oltre un certo valore infatti il movimento non avviene più per rottura delle saldature formate ma grazie allo scorrimento dei piani cristallini del materiale nelle zone prossime all'interfaccia (Figura 3.3): questo in quanto la tensione di scorrimento del materiale su se stesso risulta essere inferiore a quella necessaria a rompere le saldature.

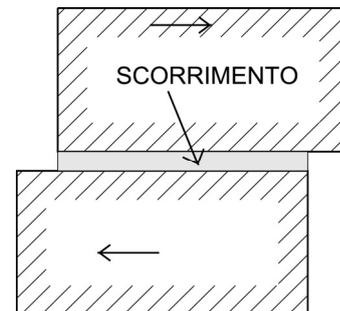


Figura 3.3 Scorrimento delle superfici a contatto

Allora la legge di attrito di scorrimento prevede che le tensioni tangenziali di attrito siano proporzionali alla tensione tangenziale di snervamento (o di flusso o equivalente) tramite un coefficiente m , detto fattore di attrito che, anche in questo caso non dipende dall'estensione o dalla pressione di contatto.

La tensione tangenziale d'attrito allora nel caso di attrito di scorrimento vale

$$\tau_f = m\tau_{\max} = m\frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$$

Si noti che nell'attrito di scorrimento, diversamente per quanto accade nell'attrito di strisciamento, la forza d'attrito non dipende dalla pressione normale di contatto al cui aumentare rimane comunque costante.

3.2.1.3 Transizione

Da quanto individuato nei paragrafi precedenti è evidente che la legge di Coulomb è valida quando non si ha plasticizzazione del materiale mentre la legge di scorrimento quanto queste sono presenti: allora il valore di transizione della pressione normale che separa i due comportamenti, ossia quel valore per il quale si ha la plasticizzazione del materiale che riempie così le asperità, è la tensione di flusso o snervamento (Figura 3.4).

È immediato verificare che alla transizione le tensioni tangenziali di attrito si devono uguagliare per cui varrà, per quanto già visto,

$$\mu = \frac{m}{\sqrt{3}}$$

Il valore del fattore di attrito m varia tra 0 ed 1 in quanto la tensione d'attrito all'interfaccia massima sarà pari a quella che provoca lo snervamento nel

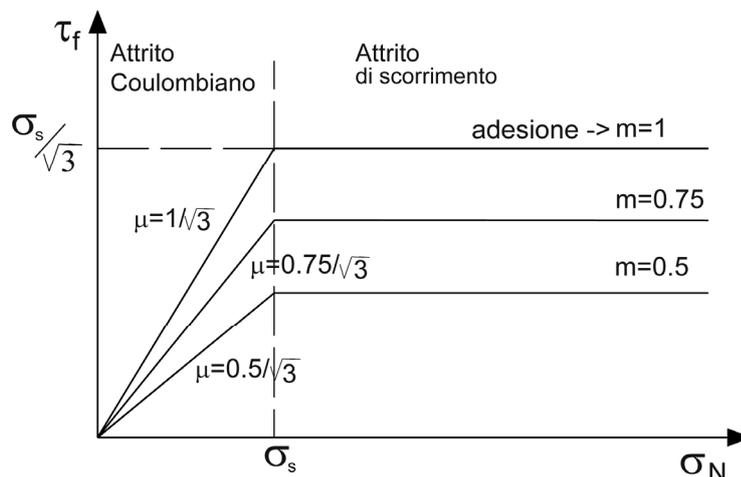


Figura 3.4 Transizione tra attrito di strisciamento e scorrimento

materiale: al valore $m = 1$ corrisponde la condizione di adesione, ossia una condizione nella quale le due superfici sono tra loro unite e non possono più scorrere reciprocamente. Ne consegue che il valore del coefficiente d'attrito μ sarà compreso tra 0 e $0.577 = 1/\sqrt{3}$.

3.2.1.4 Attrito nella simulazione della friction welding

Ovviamente nei processi in cui intervengono deformazioni plastiche, come nel caso della Friction Welding, le tensioni sono sicuramente superiori a quella di snervamento per cui la legge che è bene utilizzare per modellizzare l'attrito è quella di scorrimento utilizzando il fattore di attrito m .

3.2.2 Misura dell'attrito

La misura dell'attrito tra due materiali può essere effettuata con varie prove: nonostante ciò però a causa del fatto che il fenomeno dipende da moltissimi fattori, in particolare dalle condizioni superficiali dei materiali, i risultati che si ottengono sono variabili e difficilmente ripetibili esattamente. Inoltre è notorio che la precisione dei modelli numerici dipende fortemente dalla descrizione del contatto tra i corpi. Si presentano nel seguito alcuni risultati, riguardo tale

caratterizzazione, ottenuti da alcuni autori con due principali metodologie: il test dell'anello (ring test) e quello sfera-su-disco. Solitamente vengono presi in considerazione anche i lubrificanti ma nel caso di specie essendo interessati alle prove a secco li si trascurano.

3.2.2.1 Ring test

Il ring test prevede che un elemento del materiale da testare sia lavorato nella forma di anello e che venga effettuata una prova di compressione: come è noto in base alla maggiore o minore barilottatura (Figura 3.5) che ne consegue il coefficiente di attrito sarà maggiore o minore.

Vidhya *et al.* [17] eseguono questa prova su dei provini di

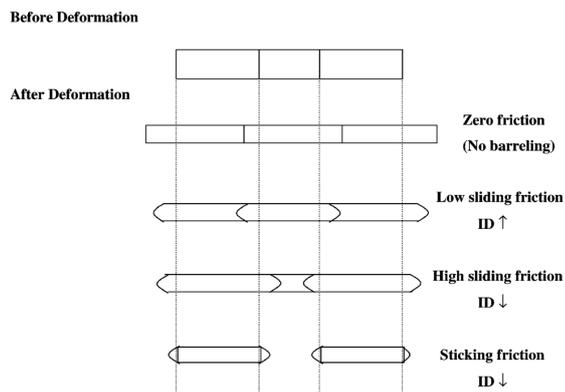


Figura 3.5 Test dell'anello

alluminio puro di tipo commerciale al variare della temperatura ($T = 30, 100, 200, 300, 400, 500$); una volta che hanno eseguito la prova rilevano la deformazione e il decremento del diametro

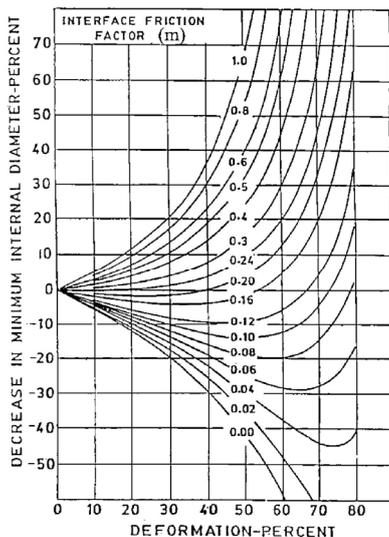


Figura 3.6 Mappa di calibrazione

interno percentuale per ottenere dalla mappa di calibrazione (Figura 3.6) il valore del fattore di attrito m . In Tabella 3.1 sono riportati i valori ottenuti: è evidente che all'aumentare della temperatura il comportamento del materiale sarà sempre più adesivo ed infatti m cresce fino a circa 0,9. Gli autori dichiarano di preferire il fattore di attrito in quanto è indipendente dalla pressione di contatto, mentre il coefficiente d'attrito nella pratica vi dipende.

Temperatura [°C]	Fattore d'attrito m
30	0,34
100	0,09
200	0,18
300	0,3
400	0,14
500	0,9

Tabella 3.1 Fattore d'attrito [17]

Gontarz *et al.* [15] eseguono la prova su provini di alluminio AA6101 al variare

Legna	Temperatura [°C]	μ	m
AA6101	350	0,3	0,72
	400	0,28	0,65
	450	0,28	0,72

Tabella 3.2 Parametri d'attrito [15]

della temperatura
($T = 350, 400, 450^{\circ}C$). In

questo caso i parametri d'attrito μ ed m vengono ottenuti

mediante simulazioni numeriche:

gli autori ricercano i valori che meglio approssimano la forma del provino ottenuta dalla simulazione FEM, con il software DEFORM, con quella del provino reale. In Tabella 3.2 sono riportati i valori ottimali ottenuti. Mediante questo metodo di caratterizzazione è possibile ottenere un'elevata confidenza dei risultati sul software FEM.

Malpayyann *et al.* [27] eseguono il test su cilindri di alluminio, riportando un valore del fattore di attrito secco alla temperatura ambiente di $m = 0.76$.

3.2.2.2 Test sfera-su-disco

Il test sfera-su-disco permette di caratterizzare il materiale sia per quanto riguarda l'attrito che per quanto riguarda l'usura. Viene svolta ponendo a contatto con un certo carico una sfera su di un disco del materiale da testare posto in rotazione per una durata tale da far percorrere alla sfera una certa distanza.

Wang *et al.* [16] hanno svolto questo test su di un disco di alluminio AA7475, con sfera di acciaio da utensile H11, con temperature di $T = 25, 300, 400, 450^{\circ}C$: il

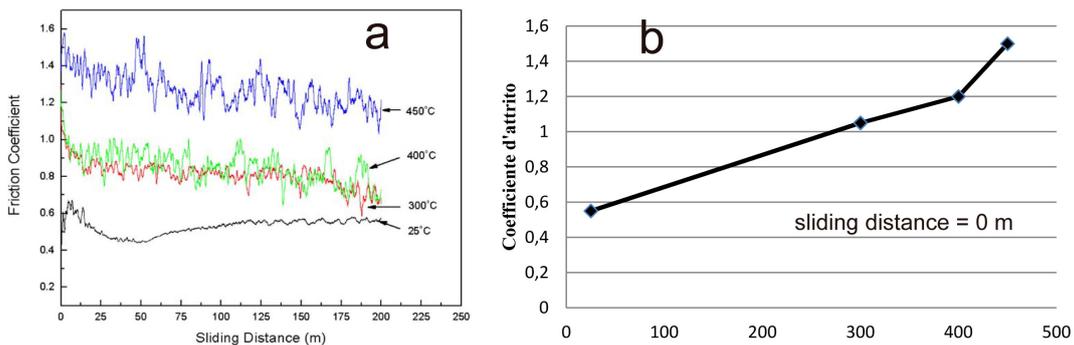


Figura 3.7 Andamento del coefficiente d'attrito [16]: a-al variare della distanza, b-iniziale

carico usato è di $2N$, la velocità è di 20 mm/s e la distanza percorsa è 200 m .

In Figura 3.7-a è rappresentato l'andamento del coefficiente d'attrito durante la prova ottenuto relazionandolo al solco usurato lasciato sul disco: il valore di interesse, nel presente lavoro, è il valore ad una distanza nulla. È evidente da Figura 3.7-b che anche in questo caso con l'aumentare della temperatura l'attrito diventa di adesione.

Buchner *et al.* [18] effettuano un test per certi versi analogo: un provino di alluminio AA6082 a forma di anello viene sotto posto a compressione con il punzone posto in rotazione ad una temperatura di $T = 450\text{ }^{\circ}\text{C}$. Evidenziano la dipendenza del coefficiente d'attrito dalla pressione all'interfaccia: infatti il test è svolto con una velocità di rotazione di 40 mm/s variando la pressione all'interfaccia. In Figura 3.8 viene riportato il risultato della prova: anche in questo caso è presente adesione, essendo la condizione di adesione pari a 0.577.

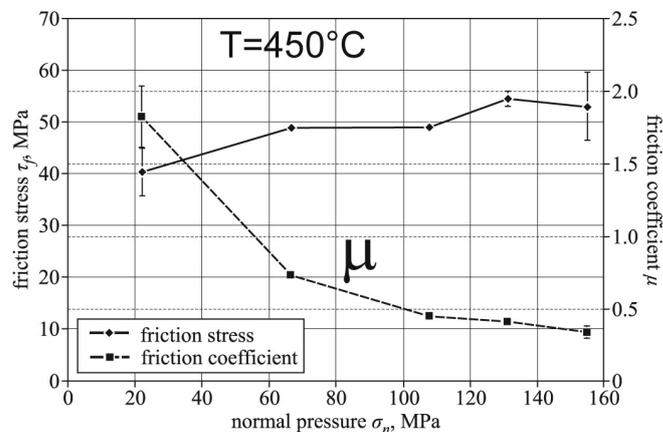


Figura 3.8 Coefficiente e sforzo d'attrito [18]

3.2.2.3 Fattore d'attrito

Alla luce di quanto visto riguardo il tipo di attrito da utilizzare nel caso della Friction Welding, ossia che è bene utilizzare un attrito di scorrimento in quanto

T [°C]	m
25	0,3
150	0,4
300	0,7
400	1
500	10
600	50

Tabella 3.3 Fattore d'attrito

nel materiale intervengono elevate deformazioni plastiche, ed alla luce di quanto appena visto riguardo il valore dei coefficiente e fattore d'attrito si decide di modellare l'attrito per l'alluminio AA6082 oggetto del seguente elaborato come indicato in Tabella 3.3: i valori 10 e 50 non hanno significato fisico ma permettono di considerare in modo migliore i fenomeni di adesione che intervengono alle elevate temperature.

3.3 Caratterizzazione del materiale

Il materiale utilizzato nel presente lavoro è una lega di alluminio, adatta al trattamento termico, con magnesio e silicio, AlMgSi o AA6082-T6: la presenza degli elementi leganti e del trattamento termico fa sì che le proprietà della lega in termini di resistenza e rigidità, rispettivamente, siano notevolmente superiori a quelle dell'alluminio puro, che ha scarso interesse ingegneristico, mantenendo però la leggerezza che lo contraddistingue. In particolare il trattamento T6

corrisponde ad una tempra di soluzione seguita da invecchiamento artificiale che affinandone il grano ne aumenta le caratteristiche meccaniche.

3.3.1 Tensione di flusso

Come è noto tutti i materiali che sono sottoposti ad un carico, anche ad opera del proprio stesso peso, subiscono una deformazione; una volta eliminato la sollecitazione se il materiale ritorna alla propria dimensione originale si parla di comportamento elastico mentre se il materiale rimane deformato, a causa di un carico che ha superato la soglia di snervamento, si parla di deformazione plastica.

Questi due modi di comportamento, elastico e plastico, sono presenti in quasi tutti i materiali di interesse industriale, anche se in proporzioni diverse.

Quando si lavora con le deformazioni plastiche, che è il caso del presente elaborato, è fondamentale conoscere il comportamento plastico del materiale, ossia il suo comportamento superato il valore dello snervamento: l'andamento della tensione al variare della deformazione viene detta tensione di flusso (plastico) che rappresenta quindi la resistenza del materiale durante la fase di deformazione.

Allora per valutare e conoscere tale andamento, al fine di poter utilizzare i dati durante la progettazione della lavorazione, vengono utilizzate le prove di caratterizzazione meccanica. Queste, in genere, sono la prova di compressione e di torsione: la prima permette di avere deformazioni di circa 1, la seconda di circa 50 (si è omessa la prova di trazione in quanto le deformazioni massime sono dell'ordine di circa 0.3). Inoltre la tensione di flusso dipende sia dalla temperatura, al cui aumentare diminuisce, e dalla deformazione e velocità di deformazione, al cui aumentare incrementa: per avere una completa caratterizzazione plastica del materiale le si dovrà fare variare durante le prove.

Per la caratterizzazione del materiale in oggetto sono stati presi in considerazione, congiuntamente, alcuni studi sperimentali.

Frattini *et al.* [11] propongono una relazione empirica (Eq. 3.1) basata su dati sia prodotti in autonomia sia disponibili in letteratura:

$$\sigma = 41.46 \cdot 10^9 \cdot T^{-3.13} \dot{\epsilon}^{0.0658} \bar{\epsilon}^{0.1318} \quad (3.1)$$

dove σ , T e $\dot{\epsilon}$ sono espressi in MPa , K e s^{-1} rispettivamente.

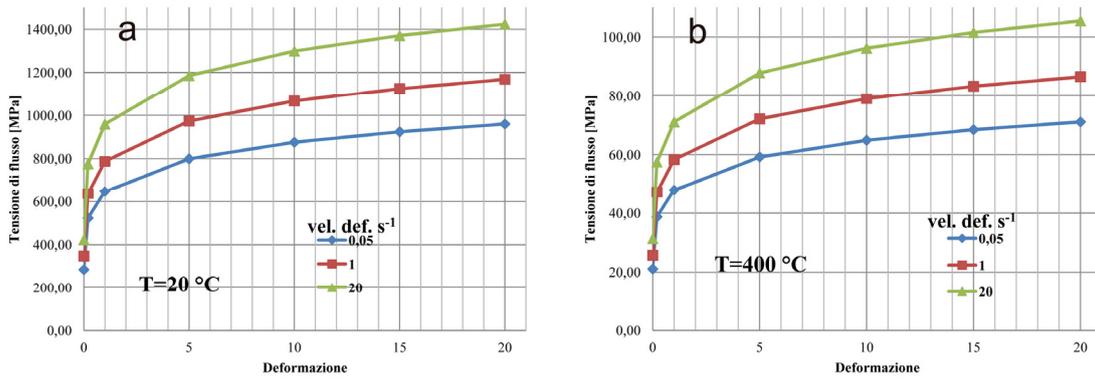


Figura 3.9 Tensione di flusso da [11] a-20°C, b-400°C

I valori che si ottengono, in particolare quelli a freddo, sembrano essere in parte non corretti per valori relativamente elevati di deformazione: si può osservare infatti da Figura 3.9-a che per una temperatura di 20 °C, una deformazione pari a 1 ed una velocità di deformazione di 20 s⁻¹ la tensione di flusso vale 959 MPa che sembra eccessiva. Analogo discorso vale per le altre temperature, ad esempio per 400 °C rappresentato in Figura 3.9-b.

Airod [28] ha effettuato delle prove di compressione ottenendo risultati sperimentali: i valori di deformazione che raggiunge non sono elevati (è caratteristico della prova di compressione al fine di mantenere uno stato di tensione monoassiale) ma sembrano essere più attendibili. Ha poi utilizzato tali dati per ottenere tramite regressione i valori dei coefficienti (Tabella 3.4) σ_s , σ_0 e C presenti nell'equazione di Voce (Eq. 3.2)

Vel. Def.	σ_s [MPa]	σ_0 [MPa]	C	T [°C]
0,1	427,5	271,65	44,26	20
	72,6	26,37	11,94	400
1	417	293	40	20
	143,54	65,32	21,24	300
10	397,2	218,49	14,6	20
	118,64	82,22	23,31	300
	76,39	62,13	32,15	400

Tabella 3.4 Coefficienti Eq. 3.2 [28]

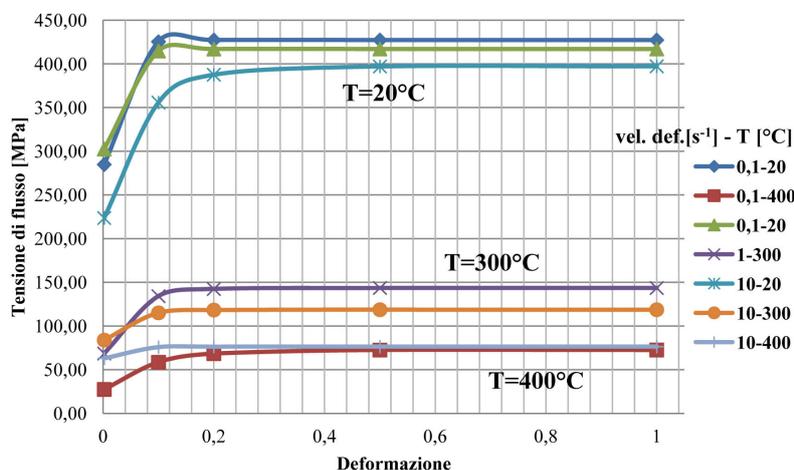


Figura 3.10 Tensione di flusso plastico da [28]

$$\sigma = \sigma_s - (\sigma_s - \sigma_0) \cdot e^{(-C \cdot \varepsilon)} \quad (3.2)$$

dove σ è espressa in *MPa*. Si riportano in Figura 3.10 le curve della tensione di flusso al variare della deformazione.

Mehtedi et al. [29] ha effettuato prove di torsione a caldo su alluminio AA6063: viene riportato in Figura 3.11 il grafico per una temperatura di $T = 500^\circ\text{C}$ che gli autori hanno ottenuto.

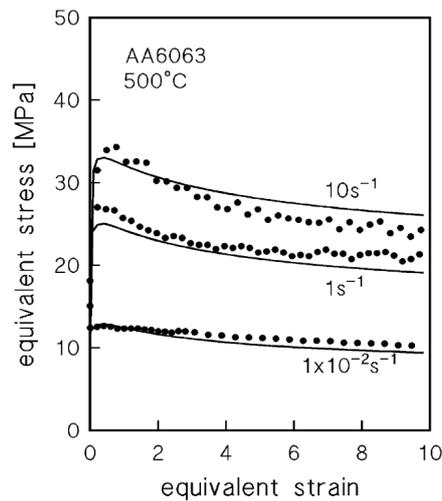


Figura 3.11 Tensione di flusso alla $T=500^\circ\text{C}$ [29]

Alla luce di quanto analizzato si è proceduto a caratterizzare il materiale AA6082 oggetto del presente lavoro come indicato in Figura 3.12. Sono stati considerati validi i valori di [11] per bassi valori di deformazione e temperatura; [28] e [29] sono stati invece utilizzati per le restanti zone. I dati sono stati tra loro confrontati al fine di ottenere una caratterizzazione del materiale tale che rispettasse quanto ci si aspetta in termini di comportamento (ad esempio il fatto che all'aumentare della temperatura la tensione di flusso cala).

Gli altri parametri caratterizzanti il materiale sono assunti pari a:

- modulo di Young, $E = 66000 \text{ MPa}$
- coefficiente di Poisson, $\nu = 0.3$
- coefficiente di espansione termica, $\alpha = 2.5 \cdot 10^{-5}$
- conduttività termica, $\lambda = 210 \text{ W/mK}$
- capacità termica, $c = 3.05 \text{ N/mm}^2\text{K}$
- emissività, 0.159

Si noti che considerare λ e c costanti con la temperatura permette di linearizzare la risoluzione FEM del campo di temperatura ottenendo una migliore convergenza e quindi tempi minori di calcolo [10].

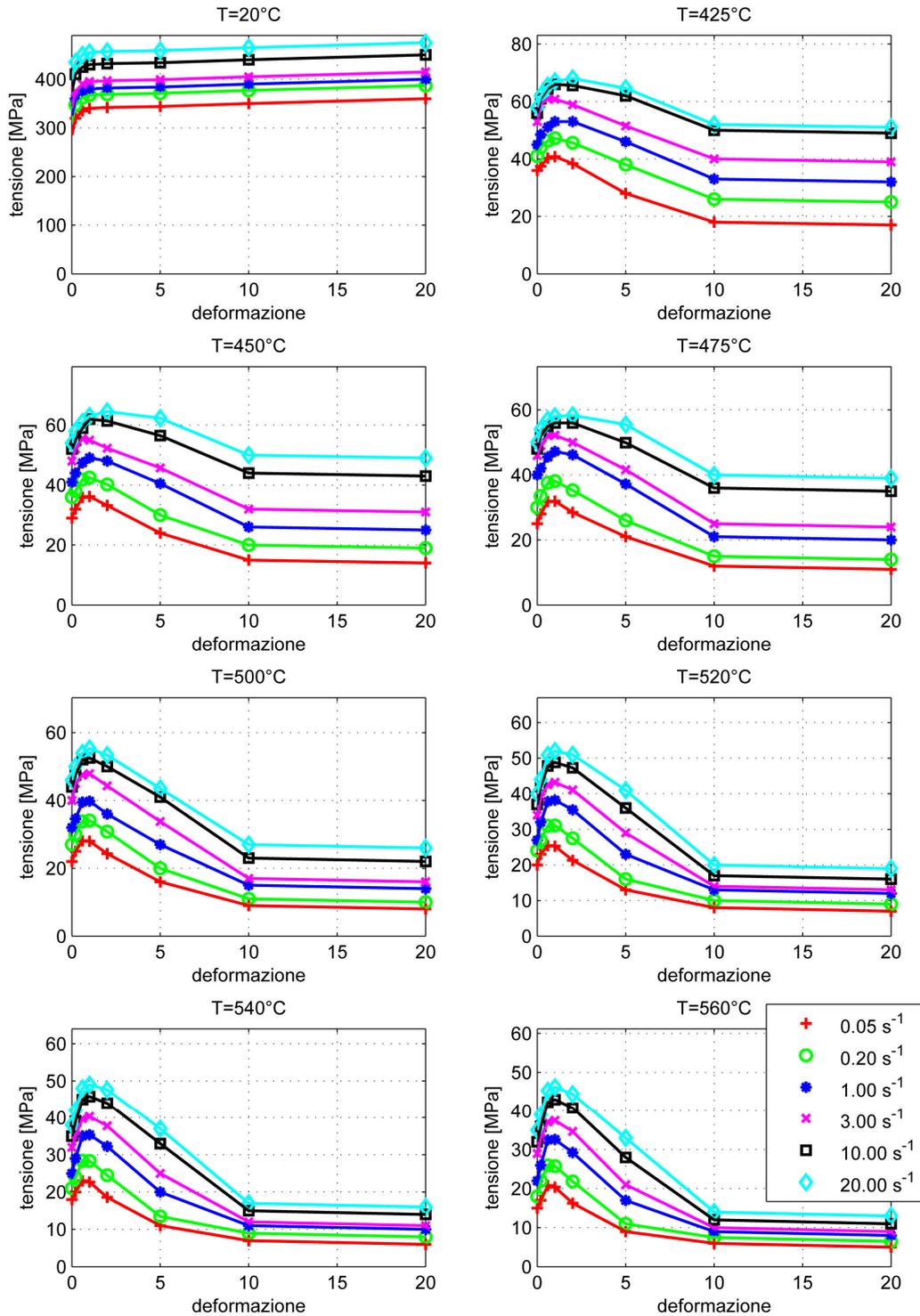


Figura 3.12 Tensione di flusso del materiale AA6082 utilizzata nel presente lavoro

3.3.2 Scambio termico all'interfaccia

Nella prova saranno posti a contatto due provini di alluminio: al fine di considerare correttamente gli scambi termici all'interfaccia è opportuno valutare il coefficiente di scambio termico all'interfaccia, noto anche come resistenza termica di interfaccia.

Hasselström *et al* [26] nel suo lavoro di tesi riporta i valori per un alluminio AA6082: le prove vengono eseguite con due provini cilindrici, dei quali uno è riscaldato, che sono posti a contatto con una certa forza. Vengono misurate le temperature nelle varie zone dei provini mediante delle termocoppie: ciò che interessa è però il ΔT all'interfaccia al fine di valutare il coefficiente di scambio termico all'interfaccia $h_c = Q/A \cdot \Delta T$. I risultati variano al variare della pressione di contatto e sono riportati in Figura 3.13 .

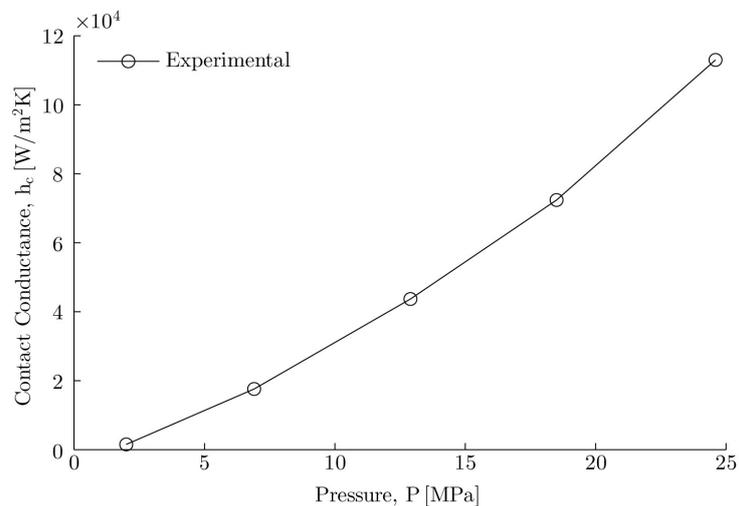


Figura 3.13 Coefficiente di scambio termico di contatto [26]

3.4 Evoluzione dei modelli FEM

Il processo di friction welding è fortemente dipendente dai parametri di processo: questo fa sì che per riuscire ad ottenere la saldatura tra due materiali si debbano eseguire un numero elevato di prove al fine di determinare l'optimum e quindi garantire le migliori prestazioni meccaniche. Analogamente, come già indicato, la minima variazione dei parametri necessita di reiterare nuovamente tutto il processo di ottimizzazione al fine trovare i nuovi valori ottimali.

Per questo fin dalla nascita di questo tipo di giunzione è stato visto con interesse l'uso di calcoli numerici: infatti questi una volta impostati e verificati, mediante ovviamente prove sperimentali, permettono di simulare l'andamento del processo ottenendo i parametri che contraddistinguono la lavorazione e che permettono di

verificare le qualità del giunto senza dovere effettuare le numerose prove di ottimizzazione necessarie nel caso “tradizionale”: allora così facendo il modello può essere utilizzato per ottimizzare un processo con parametri diversi, ma verosimilmente sugli stessi materiali.

I modelli passati possono essere suddivisi in:

- fluido-meccanici;
- termici;
- a bilancio energetico;
- termo-meccanici 2D e $\frac{1}{2}$.

3.4.1 Modelli fluido-meccanici

I modelli del tipo fluido meccanici prevedono che il processo di friction welding venga analizzato esclusivamente nella fase nella quale si ha la formazione della bava, quindi relativamente alla fase di stazionarietà e di forgiatura. Come viene presentato da Bendzsak *et al.* [24] e da Xiong *et al.* [2] l'idea è quella di partire dai due pezzi premuti l'uno contro l'altro con un campo di temperatura imposto: si trascura dunque la generazione di calore dovuto all'attrito che viene dunque ad essere in questo caso un input del modello in termini di campo di temperatura. La soluzione, ecco perché si parla di modelli fluido-meccanici, avviene considerando il materiale plasticizzato come un fluido e risolvendo quindi le equazioni di Navier-Stokes al fine di ottenere l'andamento del flusso di materiale.

3.4.2 Modelli termici

I modelli termici permettono di analizzare il processo nella sua interezza comprendendo quindi anche la fase iniziale di riscaldamento. È possibile dunque considerare l'aumento di temperatura all'interfaccia nella fase di attrito: si parla però di modelli termici in quanto sebbene venga considerato l'attrito come fonte di generazione di calore questo viene introdotto come condizione al

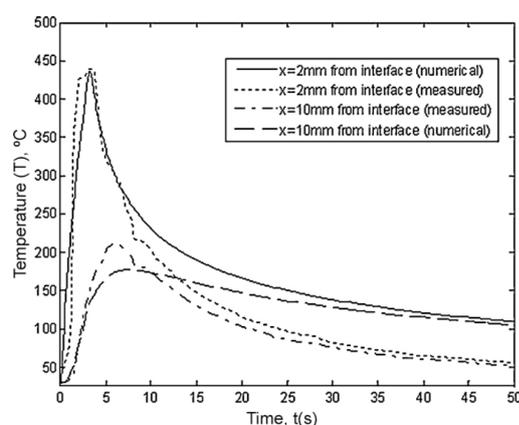


Figura 3.14 Andamento temperatura [14]

contorno in termini di flusso. Su questo modello si basano le prove fatte da Maalekian *et al.* [9], Hazman *et al.* [14] e Qingua *et al.* [13]: il flusso di calore

viene considerato costante nella fase di attrito. I risultati risultano essere soddisfacenti in termini di picchi di temperatura ma l'andamento nel tempo non è ben ricalcato come rappresentato in Figura 3.14.

3.4.3 Modelli a bilancio energetico

Il principale problema dell'analisi della friction welding è la determinazione del coefficiente o fattore d'attrito: questo infatti è un parametro che è possibile valutare ma che è molto labile in termini di ripetibilità e certezza in quanto dipende sia dalla metodologia di calcolo che dallo stato delle superfici. Allora

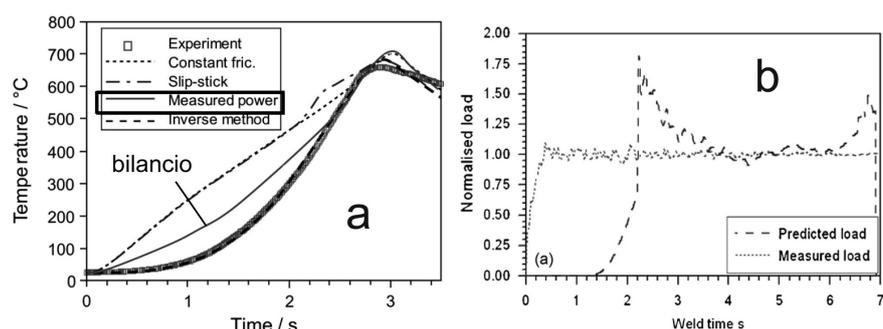


Figura 3.15 a-Andamento della temperatura [9], b-andamento carico normale [8]

l'idea, sperimentata da Grant *et al.* [8] e Maalekian *et al.* [9], è quella di prescindere dalla sua definizione utilizzando come input nel modello, che quindi non potrà essere predittivo, le rilevazioni dei dati sperimentali al fine di ottenere il calore generato all'interfaccia: i parametri di coppia e velocità di rotazione vengono rilevati durante una prova sperimentale fornendo così l'andamento della potenza di saldatura. L'assunzione fondamentale è che la potenza, legata all'energia cinetica, sia tutta trasformata in potenza termica ad opera dell'attrito tra le superfici. Inoltre la distribuzione del flusso termico sulla superficie è considerata costante. I risultati sono migliori rispetto a quanto è possibile ottenere con il modello di tipo termico ma presentano comunque scostamenti dai valori reali (Figura 3.15).

Come già indicato però questo metodo non può essere predittivo ma permette solo di replicare una data prova di cui si sono acquisiti i dati.

3.4.4 Modelli termo-meccanici 2D e ½

Il principale problema dei modelli precedentemente esposti (fluidomeccanici, a bilancio energetico e termici) è che non considerano gli effetti sul materiale in termini di flusso plastico dovuto all'attrito: infatti si limitano ad imporre un flusso di calore che simula l'attrito ma questo è poi trascurato all'interfaccia. In

particolare in questo modo vengono trascurati gli effetti torsionali, ossia le grandezze in direzione angolare, che determinano deformazioni e tensioni tipiche delle sollecitazioni a torsione.

In quest'ottica si inserisce il lavoro di Lee *et al.* [19]: viene sviluppato un particolare elemento di mesh che permette di considerare anche la velocità circonferenziale, uscente quindi dal piano, modellando così anche il notevole movimento torsionale durante il processo di inertia friction welding. Questo particolare elemento permette quindi di mantenere l'assialsimmetria del problema introducendo però deformazioni e tensioni in direzione circonferenziale

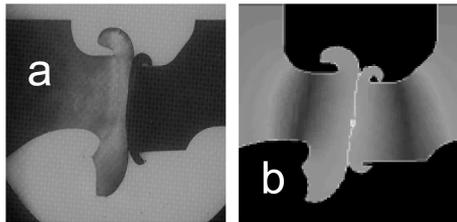


Figura 3.16 Forma della bava
a-reale, b-predetta [19]

considerate uniformi, da qui la dicitura 2D e $\frac{1}{2}$, che rivestono un importante ruolo nel processo, soprattutto per una successiva valutazione in termini di microstruttura e di qualità della giunzione. Questo modello, come

evidenziato dall'autore, permette di ottenere buona corrispondenza tra i parametri, come l'accorciamento (Figura 3.17-a) e la temperatura, valutati sperimentalmente e numericamente; inoltre la forma della bava ottenuta nei due casi è comparabile (Figura 3.16).

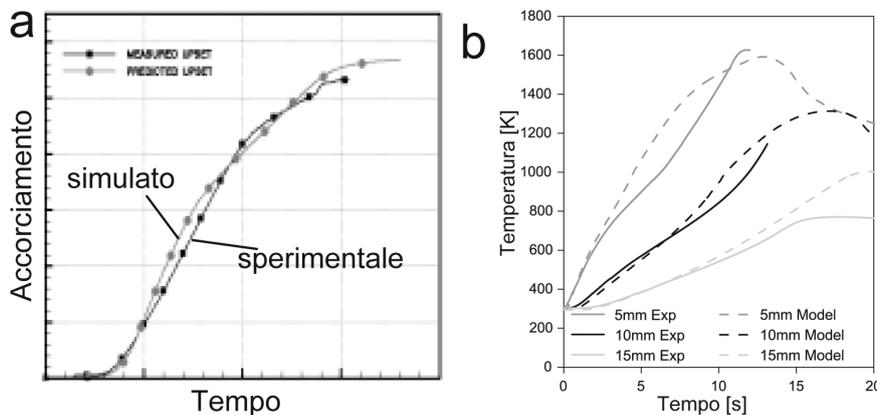


Figura 3.17 Andamento parametri reali e simulati a-[19], b-[3]

Analoghe conclusioni, ossia di corrispondenza tra dati reali e simulati, vengono rilevate da Bennet *et al.* [3] che utilizza tale elemento 2D e $\frac{1}{2}$ per simulare la inertia friction welding (Figura 3.17-b).

3.4.4.1 Modelli 3D

Affiancati ai precedenti modelli sono possibili anche simulazioni 3D come alcuni autori, Shu-de *et al.* [4] e Zhang *et al.* [25], hanno fatto. Tuttavia i vantaggi che ne risultano rispetto a quelle 2D non sono chiari [21], considerato anche che le

seconde hanno tempi notevolmente inferiori, sono più precise ed utilizzando un elemento 2D e $\frac{1}{2}$ permettono di avere comunque anche informazioni circonferenziali.

3.4.5 Considerazioni

È evidente allora come l'utilizzo di modelli termo-meccanici in luogo di quelli termici o a bilancio permette una simulazione del problema più accurata permettendo di considerare grandezze che altrimenti sarebbero perse. Inoltre i primi sono gli unici che permettono di considerare attivamente l'attrito e quindi possono essere di tipo previsionale: ad esempio è l'unico modello che può prevedere come la velocità di rotazione del volano/mandrino decade nel processo di saldatura per attrito ad inerzia.

Risulta quindi vantaggioso l'uso di tale elemento 2D e $\frac{1}{2}$ che permette di mantenere una assialsimmetria del problema con i relativi bassi tempi di simulazione fornendo comunque informazioni per quanto riguarda le grandezze di caratteristica torsionale valutando attivamente l'attrito.

3.5 Modellazione FEM della Friction Welding

Nel seguito vengono presentate le configurazioni delle prove FEM svolte nel programma DEFORM al fine di studiare e valutare quella migliore.

Il software commerciale utilizzato è DEFORM [23], dell'azienda SFTC, Scientific Forming Technologies Corporation, che utilizza metodi impliciti di tipo Lagrangiano per la risoluzione del processo: l'utilizzo di metodi impliciti rispetto quelli espliciti permette di avere maggiore precisione nella determinazione sia della temperatura che delle tensioni e delle deformazioni.

Il flusso logico di lavoro sarà il seguente: in un primo momento verranno effettuate delle simulazioni qualitative con le quali si ricercherà il migliore modo per simulare il processo. Successivamente verranno impostate simulazioni più accurate nelle quali si imposteranno e si ricercheranno i valori ottimali del coefficiente d'attrito e degli scambi termici: per fare ciò tali simulazioni verranno confrontate con dati ottenuti dalle prove sperimentali presentate nei capitoli precedenti.

I passaggi da effettuare per ottenere una simulazione valida sono:

- creazione delle geometrie degli oggetti;
- assegnazione del tipo di modello del materiale e le caratteristiche del materiale;
- introduzione delle azioni sugli oggetti, ad esempio in termini di forza e velocità;
- introduzione delle condizioni al contorno sia di tipo vincolo che termiche;
- impostazione delle relazioni di contatto tra gli oggetti;
- impostazioni dei parametri di simulazione;
- creazione del database e avvio della simulazione.

Per quanto riguarda le simulazione effettuate il modello del materiale utilizzato per i provini è stato scelto come plastico in quanto nel processo di friction welding le deformazioni, soprattutto all'interfaccia, sono notevoli. Tale modello prevede che le tensioni nel materiale incrementano linearmente con la velocità di deformazione fino ad un certo limite, detto velocità di deformazione limite: oltre tale valore il materiale si deforma plasticamente seguendo i valori di tensione di flusso impostati.

In alcuni casi il modello di materiale utilizzato per i provini o i supporti è stato di tipo rigido: questo fa sì che l'oggetto sia considerato come non deformabile e quindi non modifica il proprio profilo durante la simulazione.

Per quanto riguarda i parametri di simulazione nello specifico è bene sottolineare l'importanza della durata di ogni step ossia il tempo che trascorre durante il singolo step della simulazione. Più tale valore è basso migliori saranno i risultati ma maggiori saranno anche i tempi di simulazione (a tempo-prova fissato).

3.5.1 Modello assialsimmetrico con utensile rigido

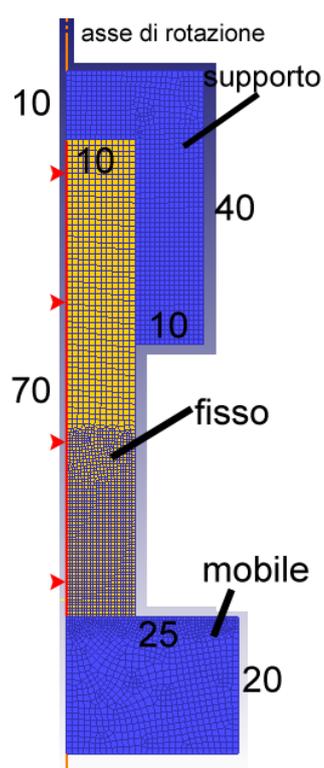


Figura 3.18 Geometria (in mm) nella restante (rapporto 1 : 2).

Un primo modello che viene sviluppato prevede l'utilizzo di una geometria assialsimmetrica e l'utilizzo di un solo provino sostenuto da un supporto: in particolare il provino fisso è scelto plastico mentre quello mobile ed il supporto sono scelti di tipo rigido. Il materiale è AA6082 modellato come indicato nei capitoli precedenti. Le dimensioni sono indicate in Figura 3.18.

La mesh viene generata considerando 2000 elementi per il provino fisso e 1000 elementi ciascuno per i restanti. In particolare per il provino fisso e mobile sono considerate due diverse finestre di densità di mesh: si imposta una densità maggiore nella parte a contatto e minore nella restante (rapporto 1 : 2).

I movimenti di traslazione e rotazione vengono assegnati entrambi al provino mobile. Si impone una forza di attrito pari a $F = 4 \text{ kN}$; per quanto riguarda la rotazione questa viene inserita all'interno delle relazioni di contatto termiche e posta pari a 1250 rpm .

Viene introdotta una condizione al contorno consistente in un vincolo in direzione x (orizzontale) lungo i nodi del provino fisso giacenti sull'asse di rotazione: questa non sarebbe strettamente necessaria ma lavorando con materiali di tipo plastico è buona norma inserirla in modo da garantire una maggiore realtà della modellazione. Le condizioni al contorno termiche in questo primo studio non sono considerate.

T [°C]	m
25	0,3
150	0,4
300	0,7
400	1
500	10
600	50

Tabella 3.4 Fattore d'attrito

Le relazioni di contatto tra gli oggetti sono impostate come segue: tra il mobile ed il fisso viene impostato un attrito di scorrimento con fattore di attrito variabile con la temperatura come indicato in Tabella 3.4: i valori pari a 10 e 50 non hanno senso fisico ma permettono di considerare più correttamente i fenomeni di adesione durante la simulazione una volta raggiunte alte temperature all'interfaccia. Tra il provino fisso ed il supporto viene considerata una condizione di sticking al fine di simulare la presa del mandrino. Il coefficiente di scambio termico di contatto viene impostato, in base a quanto già visto (Figura 3.13), ad un valore di 40 N/s/mm/C .

Per quanto riguarda il valore del limite della velocità di deformazione si assume

$$\text{pari a } \dot{\epsilon}_{\text{limite}} = 0.01 \text{ s}^{-1}$$

$$\text{con } \dot{\epsilon}_{\text{medio}} = 1 \text{ s}^{-1}.$$

Dai risultati della simulazione emerge chiaramente che la simulazione è di tipo termico: infatti la velocità è inserita come condizione termica e sebbene si assista ad un incremento di temperatura (Figura

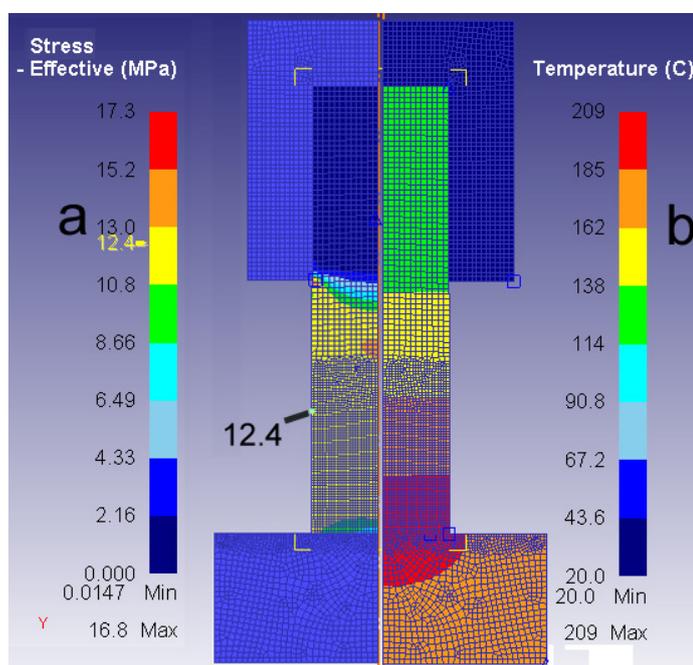


Figura 3.19 Simulazione a-tensioni, b-temperatura

3.19-b) non sono però considerate le componenti torsionali della deformazione. Come si vede da Figura 3.19-a infatti la tensione non presenta la caratteristica forma a farfalla tipica delle sollecitazioni tangenziali: è pari alla tensione che si otterrebbe dal solo carico assiale $4000\text{N}/(\pi 10^2) = 12.7 \text{ MPa}$ (i valori non coincidono esattamente in quanto il materiale è di tipo plastico).

Inoltre si osserva come il campo di temperatura a causa della differenza di diametro tra i due pezzi sia falsato: dovrebbe essere all'incirca simmetrico rispetto all'interfaccia.

Conseguentemente questo tipo di modellazione, ossia con elementi assialsimmetrici è scartata non permettendo di considerare le deformazioni circonferenziali (perpendicolari al foglio).

3.5.2 Prova di torsione

Per ovviare ai problemi incontrati con la precedente modellazione si rende necessario l'uso di modelli termo-meccanici 2D e $\frac{1}{2}$ che permettono di considerare, come visto, il problema assialsimmetrico ma allo stesso tempo considerano anche le deformazioni e le velocità circonferenziali (piano ZTheta). Tale modello, sviluppato da Lee *et al* [19], è implementato all'interno del software DEFORM: per utilizzarla è necessario selezionare come geometria quella torsionale.

Si è simulata una prova di torsione, con anche un carico assiale, per vedere se effettivamente il modello permette di ottenere risultati corretti. In Figura 3.20 viene riportata la geometria: il pezzo è di AA6082 modellato come plastico mentre i supporti sono considerati rigidi. La mesh è di 4000 elementi per il primo mentre è assente nei secondi in quanto è escluso il calcolo termico. Il movimento è assegnato in termini di velocità angolare, pari a 0.005 rad/s , e forza assiale, pari a 4 kN , al supporto mobile. Sono introdotte le opportune relazioni di contatto con sticking tra pezzo ed i supporti al fine di avere la trasmissione del movimento.

Dalla simulazione è possibile estrarre il momento torcente applicato al pezzo che è pari a

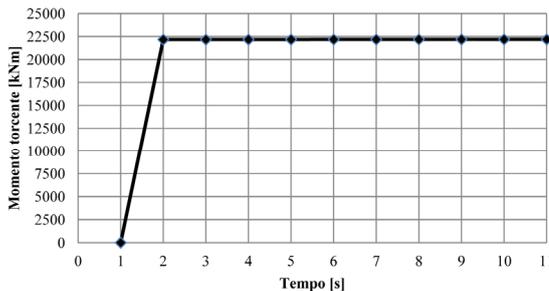


Figura 3.21 Momento torcente

$2.22 \cdot 10^4 \text{ Nmm}$ (Figura 3.21) per cui dalla

meccanica classica è possibile ricavare che la tensione tangenziale sul raggio esterno è pari a $\tau = M_t \cdot R \cdot 32 / (\pi \cdot d^4) = 14.1 \text{ MPa}$; gli sforzi assiali varranno $\sigma = F / (\pi R^2) = 12.7 \text{ MPa}$. Allora la tensione effettiva, valutata secondo il criterio di Von Mises, vale $\sigma_{eff} = \sqrt{\sigma^2 + 3 \cdot \tau^2} = 27.5 \text{ MPa}$. Osservando Figura 3.22 è possibile osservare che tali valori rispettivamente coincidono, non esattamente per

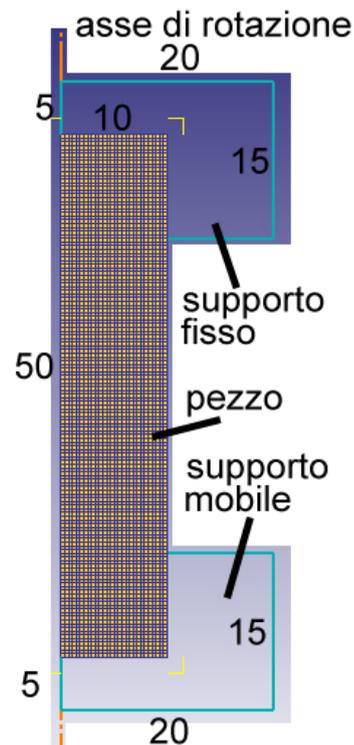


Figura 3.20 Geometria (in mm)

gli stessi motivi precedentemente citati, con quelli rilevati pari a 13.9 MPa (sul piano ZTheta che corrisponde alla direzione circonferenziale/tangenziale) e pari a 27.1 MPa di sforzo effettivo.

Effettivamente allora la geometria torsionale permette di considerare le deformazioni e le relative deformazioni in direzione tangenziale ed il relativo flusso plastico che nella friction welding viene a crearsi all'interfaccia.

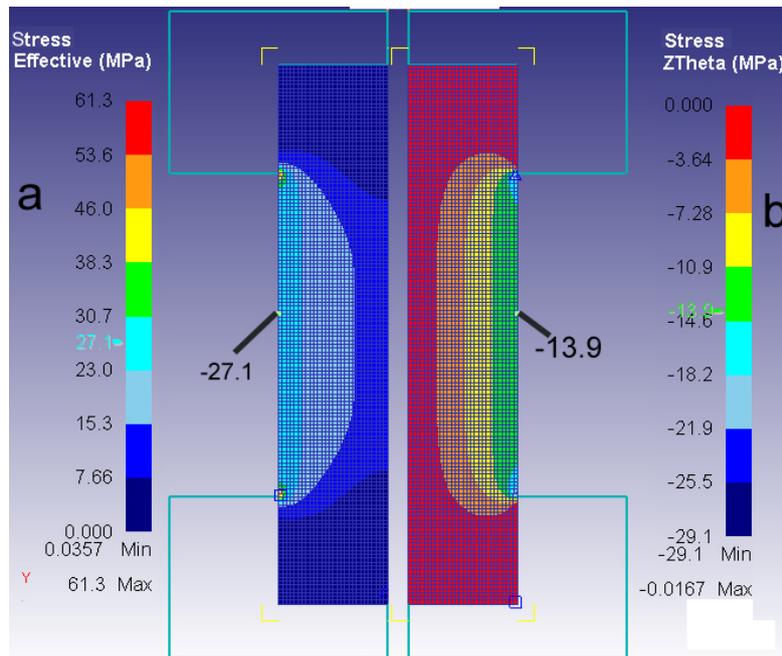


Figura 3.22 Tensioni dalla simulazione a-effettive, b-tangenziali

3.5.3 Modello torsionale con utensile rigido

Alla luce di quanto appena presentato si riesegue la prima simulazione (paragrafo 3.5.1) impostando però questa volta una geometria torsionale: dalla Figura 3.23, che rappresenta la tensione effettiva, è possibile infatti osservare come vengano compiutamente valutati in questo caso anche le componenti tangenziali della sollecitazione.

Si riscontra però che la formazione della bava risulta essere anormale: ciò è dovuto probabilmente al fatto che il pezzo fisso è a contatto con un corpo rigido è ciò altera le condizioni rispetto a quanto si avrebbe nella realtà. È allora necessario, per avere un comportamento più simile alla realtà, utilizzare

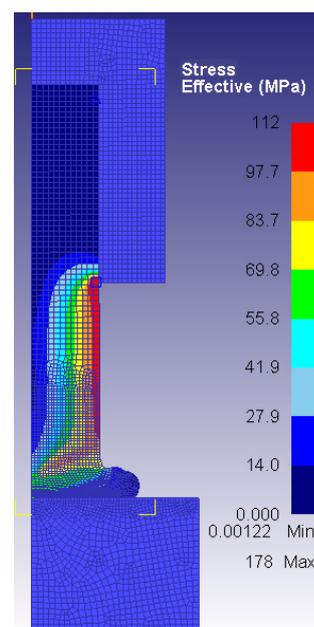


Figura 3.23 Simulazione, tensione effettiva

due elementi plastici anche se ciò allunga i tempi di simulazione.

3.5.4 Modello torsionale con utensili plastici

Come appena visto si procede allora modellando il sistema con due elementi

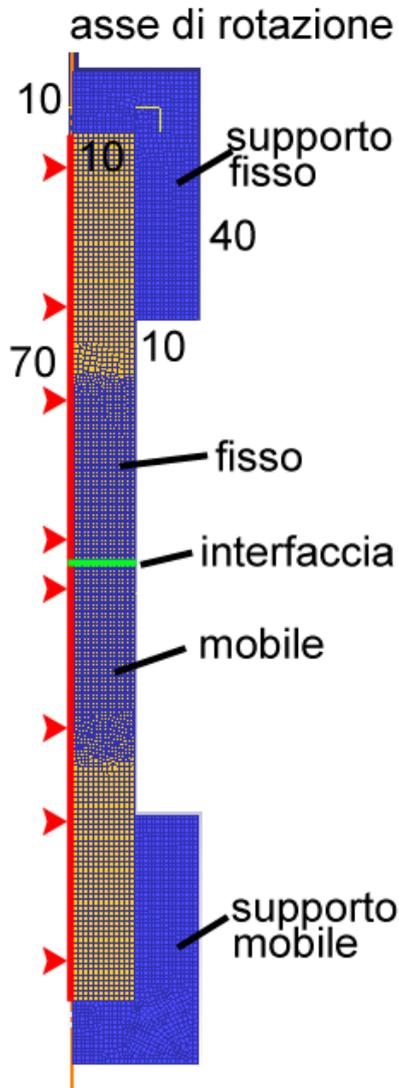


Figura 3.24 Geometria (in mm)

plastici utilizzando una configurazione torsionale. Le geometrie per i provini ed i supporti, visibili in Figura 3.24, sono le medesime già viste nei precedenti modelli: i provini saranno di tipo plastico mentre i supporti di tipo rigido. Il materiale per i provini è l'alluminio AA6082 mentre per i supporti successivamente verrà adottato un generico acciaio al fine di riuscire a considerare più realisticamente lo scambio termico di contatto tra provino e mandrino.

La mesh è sempre di 2000 e 1000 elementi per provino e supporto rispettivamente con nel primo caso due differenti finestre di densità in rapporto 1:2 al fine di avere all'interfaccia una mesh più fitta.

Il movimento roto-traslazionale viene impostato sul supporto mobile: verranno via via impostati nelle simulazioni i valori utilizzati nelle prove sperimentali.

È possibile osservare in figura la presenza del vincolo sull'asse x (orizzontale), introdotto

per i motivi già citati, mentre per quanto riguarda le relazioni di contatto si ha: tra i due provini viene impostato l'attrito di scorrimento come indicato in Tabella 3.4 ed all'interfaccia è impostato un coefficiente di scambio termico pari a 40 N/s/mm/C , mentre tra i provini ed i supporti viene introdotto una relazione di sticking. In un primo momento non si introducono gli scambi termici con l'ambiente in quanto si vuole verificare l'attendibilità in termini qualitativi del modello.

Dalla Figura 3.25, prova effettuata con $F = 4 \text{ kN}$ ed una velocità di 1250 rpm , è possibile osservare che effettivamente la formazione della bava segue quanto ci si

aspetta nella realtà. Oltre la forma, è possibile osservare come la deformazione, 3.25-a, e la velocità di deformazione, 3.25-b, del materiale siano in corrispondenza della zona di interfaccia e sulla bava. In particolare la

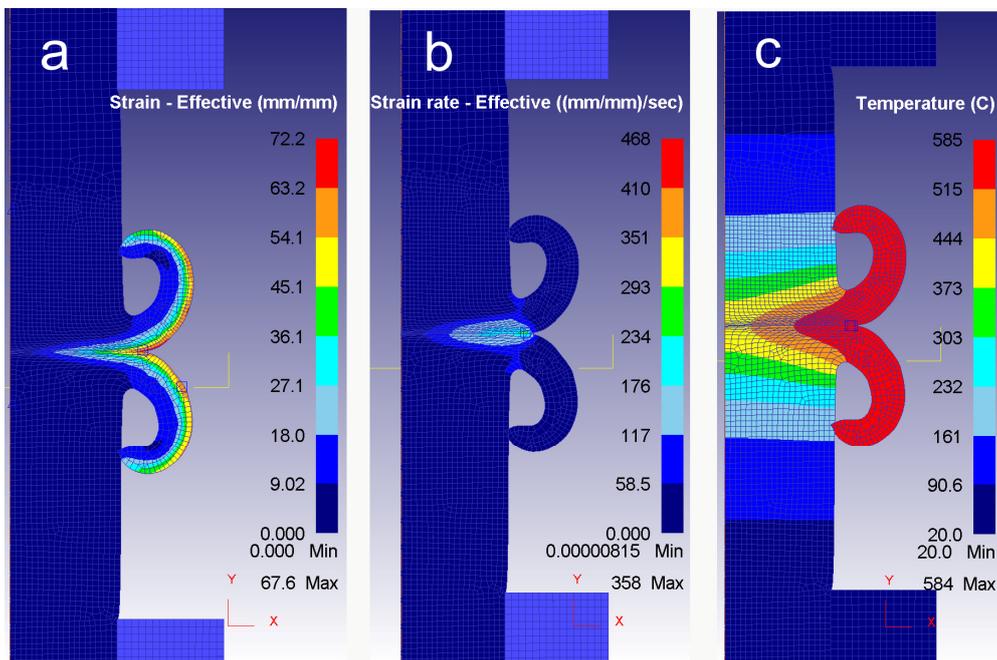


Figura 3.25 Prova qualitativa con modello torsionale e provini plastici, a-deformazione, b- velocità di deformazione, c-temperatura

deformazione maggiore è presente sulla parte della bava che viene espulsa dall'interfaccia mentre la velocità di deformazione è maggiore nella zona di contatto esterna (a raggi maggiori) in quanto qui la temperatura è maggiore.

Interessante è anche osservare le temperature raggiunte, dal processo, come già detto inferiori alla temperatura di fusione, e la loro distribuzione nel provino: dalla Figura 3.25-c è evidente, come ci si aspetta, di osservare un gradiente radiale di temperatura e che assialmente questa sia maggiore nella zona di contatto.

Di particolare importanza risultano essere i valori della velocità di deformazione media, $\dot{\epsilon}_{medio}$, e limite, $\dot{\epsilon}_{limite}$, che verranno impostati per ognuno dei due elementi nelle loro proprietà: in particolare il secondo parametro individua il valore sotto al quale il programma considera come non in deformazione i singoli elementi al fine di risparmiare in termini computazionali. La criticità di tale valore risiede, nel caso in esame, nel fatto che il parametro può essere impostato inizialmente ma poi è il programma che lo calcola in automatico e non può essere modificato: in questo modo si potrebbe assistere, come effettivamente si è verificato durante le prove di simulazione, ad una mancanza di simmetria nella deformazione, che si ripercuote poi anche sul campo termico, e ad un blocco in essere della

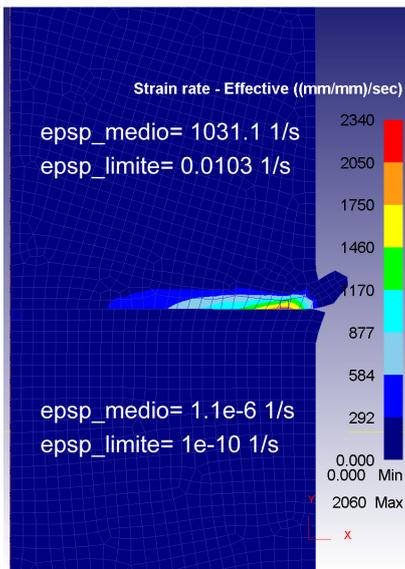


Figura 3.26 Non simmetria causata dalla differenza dei parametri di deformazione dei due pezzi

deformazione qualora i valori vengano impostati a valori non opportuni. Dalla Figura 3.26 è possibile osservare tale situazione nella quale i due provini si deformano in maniera differente è ciò non corrisponde alla realtà: ciò è dovuto al fatto che i due parametri $\dot{\epsilon}_{limite}$ dei provini sono tra loro differenti. Infatti tra i valori di $\dot{\epsilon}_{limite}$ è possibile osservare che c'è una differenza di 8 ordini di grandezza e questo rende irreali le deformazioni, che tra l'altro, come è possibile osservare dal provino inferiore è comunque

iniziata (si guardi l'estrema destra del pezzo) ma poi si interrompe.

Nelle simulazioni effettuate tali parametri sono stati posti pari a $\dot{\epsilon}_{medio} = 0.01 s^{-1}$ e $\dot{\epsilon}_{limite} = 0.0001 s^{-1}$ fornendo risultati corretti.

Possiamo anche analizzare le tensioni all'interno del pezzo che, come già visto,

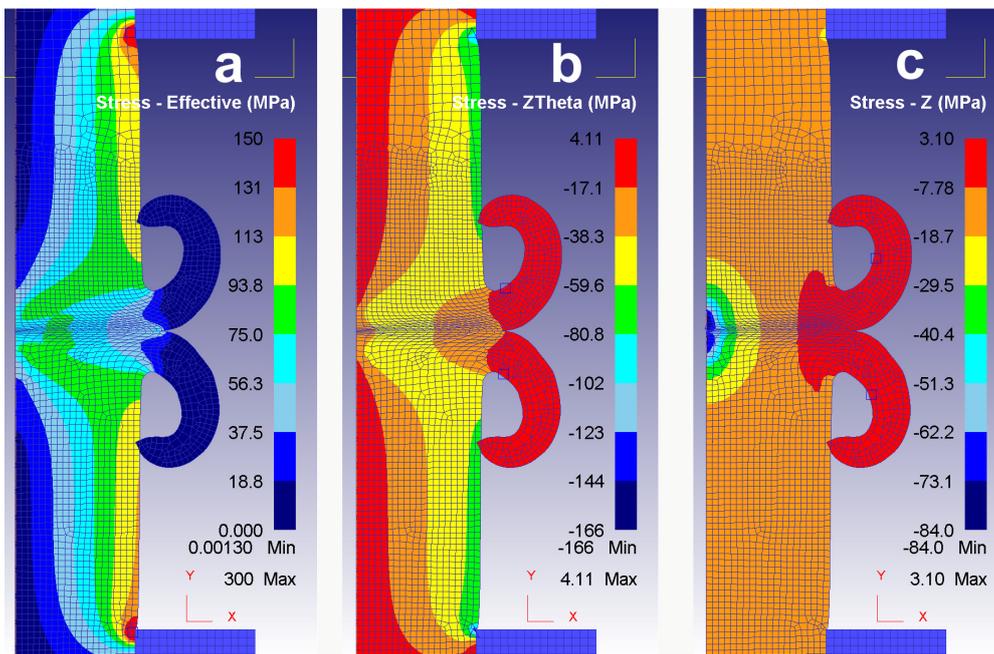


Figura 3.27 Tensione sul provino, a-effettiva, b-tangenziale, c-assiale

devono essere a farfalla in quanto sono presenti sollecitazioni torsionali oltre a quelle assiali di compressione. Dalla Figura 3.27-a si può osservare come, utilizzando un modello torsionale, questo andamento sia rispettato: in particolare osserviamo che la zona della bava è poco o per nulla sollecitata mentre la zona del provino poco sopra l'inizio della bava è la più sollecitata (escludendo la zona

vicino agli afferraggi che risente delle concentrazioni). Osservando le tensioni tangenziali in Figura 3.27-b è possibile osservare che muovendosi verso l'interno queste crescono e poi calano in quanto la zona vicino alla bava è in deformazione tangenziale maggiore rispetto a quella interna che risente del materiale vicino all'asse che teoricamente non dovrebbe deformarsi circonferenzialmente. Analizzando poi le tensioni assiali (Figura 3.27-c) è possibile osservare come la massima compressione sia al centro del provino in quanto tale zona non è sottoposta a deformazioni sensibili rispetto a quella esterna: il resto del provino è sottoposto alla tensione data dal carico applicato $4000/(\pi \cdot 10^2) = 12.7 \text{ MPa}$.

3.5.5 Ottimizzazione dei parametri

Dopo aver analizzato il modello con geometria torsionale e due utensili plastici ed avere osservato che permette di rappresentare correttamente la lavorazione si passa alla sua ottimizzazione, ossia si ricercano i parametri di scambio termico ed il fattore d'attrito che meglio permettono di approssimare i dati ottenuti dalle prove di validazione.

Innanzitutto si procede inserendo un coefficiente di scambio termico pari a 11 N/s/mm/C tra il pezzo ed i supporti considerando così anche lo scambio termico di contatto al mandrino.

Successivamente dopo aver impostato il fattore d'attrito come presentato in Tabella 3.4, si procede ad inserire lo scambio termico con l'ambiente sul pezzo: questo viene inserito nella zona compresa tra il supporto e l'interfaccia e nella zona di contatto tra i due provini come visibile in Figura 3.28. L'inserimento dello scambio termico con l'ambiente nella zona di contatto è importante in quanto nelle fasi successive di formazione della bava nella quale il materiale viene espulso se quest'ultima relazione non fosse inserita non si avrebbe lo scambio con l'ambiente in questa zona ma solo in quella più prossima al provino. Il programma poi valutando se gli oggetti sono o meno a contatto riesce a valutare se applicare lo scambio termico con l'ambiente oppure lo scambio termico tra i pezzi a contatto.

Si inserisce allora nel modello un coefficiente di convezione pari a 0.02 N/s/mm/C .

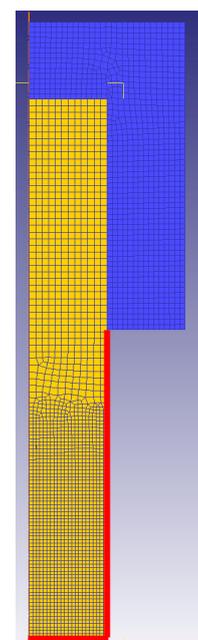


Figura 3.28 Scambio con l'ambiente

Si esegue la verifica dei parametri impostati e la loro ottimizzazione sulle prove di validazione: al fine di validare il campo termico si sceglie di utilizzare, in un primo momento, le prove a bassa forza e velocità. Viene utilizzata allora la prova 4 della serie della validazione nella quale si ha una forza $F = 500 N$ e $n = 800 rpm$.

Una volta ottenuti i risultati della simulazione si procede estraendo le curve di temperatura al variare del tempo: i punti utilizzati per l'estrazione dei dati sono quelli indicati in Figura 3.29-a: questi corrispondono alla posizione delle

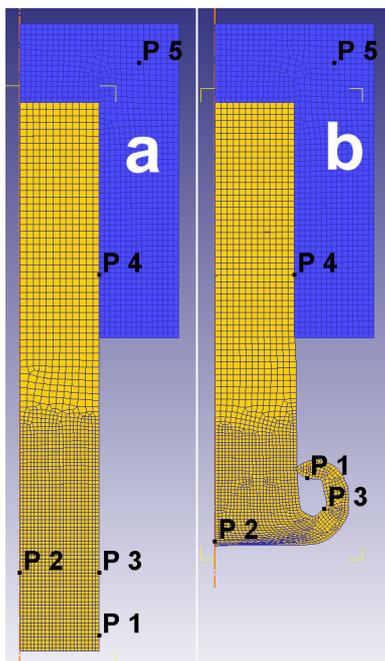


Figura 3.29 Point tracking, a-prima e b-dopo la deformazione

termocoppie inserite sul provino fisso durante le prove sperimentali (Figura 2.4). Si ha:

- P1 corrisponde alle termocoppie T1, T2
- P2 corrisponde alla termocoppia T4
- P3 corrisponde alle termocoppie T5, T6
- P4 corrisponde alle termocoppie T7, T8
- P5 corrisponde alla termocoppia T9

I punti ovviamente sono legati ai singoli nodi della mesh per cui durante la deformazione traslano (Figura 3.29-b) permettendo di mantenere la coerenza dei dati.

Si riporta in Figura 3.30 il grafico della prova 4 con i dati sperimentali e quelli simulati: è

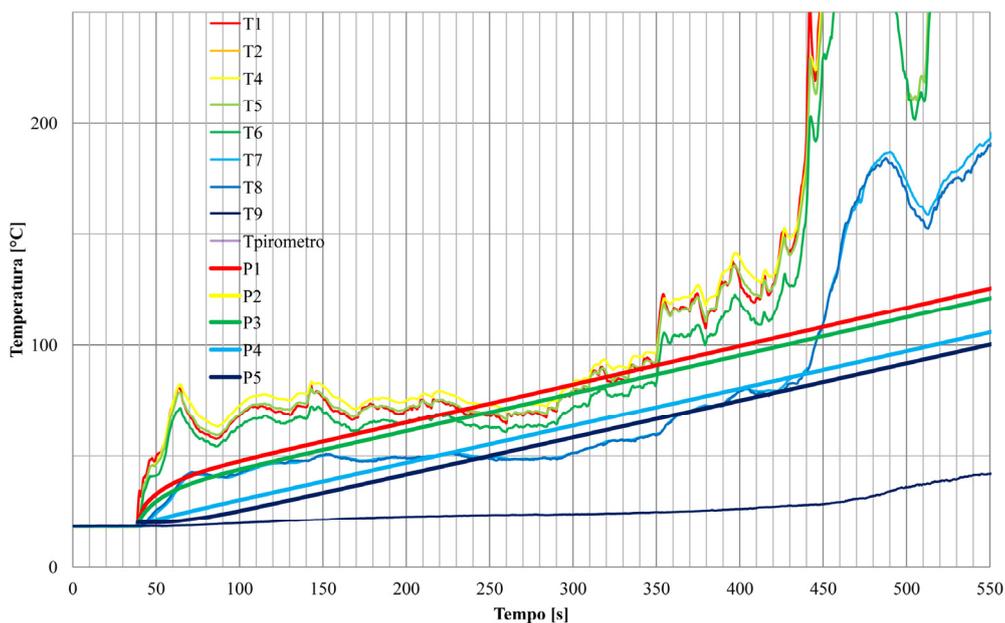


Figura 3.30 Prova 4, dati temperatura con $h = 0.02 N / s / mm / C$

possibile osservare come nella prima parte della simulazione la temperatura sia leggermente inferiore, di circa 25°C , a quella reale per poi riscalcarla con buona approssimazione: il problema subentra nella parte terminale, verso 450 s , nella quale il modello non riesce a stimare la temperatura. Il problema delle temperature è dovuto ai fenomeni di stick-slip, ossia scorrimento-adesione, che intervengono durante la prova reale rispetto alla simulazione che non li riesce a considerare: infatti durante l'esecuzione della saldatura a seguito anche di un lieve aumento della

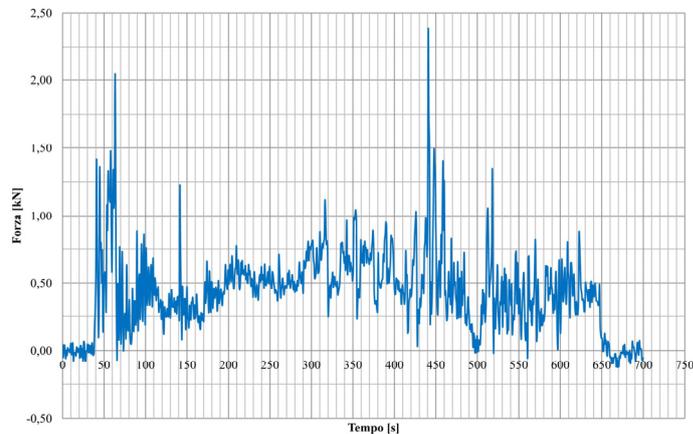


Figura 3.31 Prova 4, forza applicata

pressione si verifica l'adesione del materiale dei provini a contatto che causa un repentino aumento di temperatura all'interfaccia mentre nella simulazione rimanendo con i carichi sempre bassi e costanti si ha sempre una condizione di solo slip, quindi scorrimento. Analizzando infatti la forza applicata durante la prova (Figura 3.31) si vede che questa non è costante ma varia notevolmente, anche del 100% in certi punti, e ciò come detto favorisce il riscaldamento e la conseguente deformazione che anche se piccola, di circa 0.5 mm , è presente. Si notino ad esempio i picchi di temperatura in corrispondenza dei picchi di forza nell'intorno dei 60 s e dei 450 s .

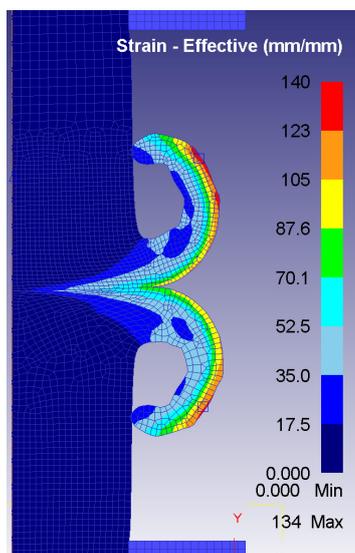


Figura 3.32 Prova 1, deformazione

Per quanto riguarda la temperatura di P5, corrispondente a T9, che è la termocoppia sul mandrino è evidente che non riesce a stimare la temperatura ma ciò è da imputare al fatto che la struttura del supporto è differente da quella reale del mandrino.

Si effettua allora una simulazione a valori di forza e velocità di rotazione maggiori: si utilizza la prova 1 nella quale si hanno $F = 1\text{ kN}$ e $n = 1600\text{ rpm}$. In questo modo si

riesce ad ottenere una deformazione sensibile durante la simulazione (Figura

3.32). In questo caso, osservando Figura 3.33 si vede che le temperature di simulazione risultano approssimare bene ciò che accade nella fase di

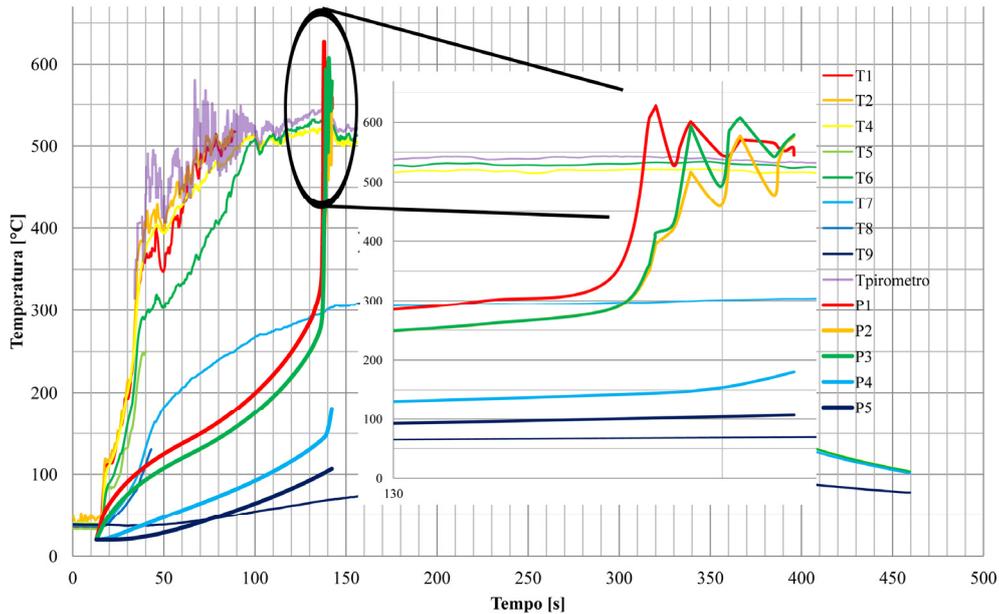


Figura 3.33 Prova 1, dati temperatura con $h = 0.02 N / s / mm / C$

deformazione e nella quale si ha la stazionarietà: nella parte iniziale le curve non sono coerenti ma anche in questo caso la forza impressa durante la prova di validazione variava notevolmente rispetto a quanto previsto e ciò altera il campo termico ottenuto a causa, come detto, dello stick-slip.

Sempre con gli stessi parametri si effettua anche la simulazione della prova 5: questa prevede $F = 1 kN$ e $n = 800 rpm$. Anche in questo caso la simulazione

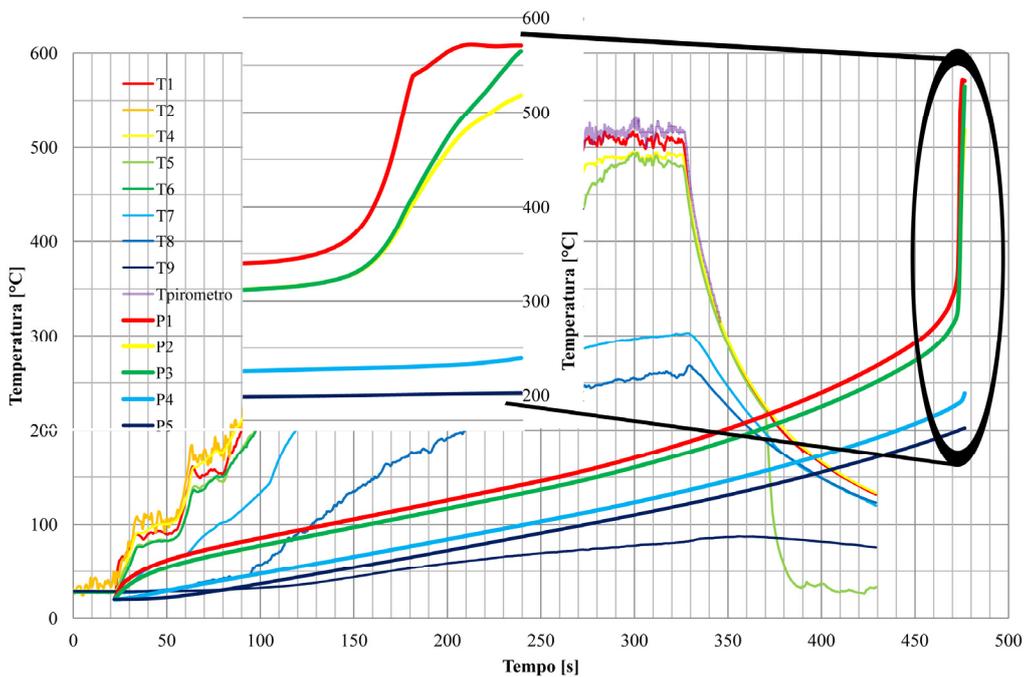


Figura 3.34 Prova 5, dati temperatura con $h = 0.02 N / s / mm / C$

riesce ad arrivare a deformazione: dalla Figura 3. è possibile osservare, come già osservato, un discreto ritardo termico nella crescita della temperatura che però quanto inizia la deformazione si porta sui valori delle prove sperimentali approssimandoli discretamente.

Per quanto riguarda lo scambio termico il valore assunto per il coefficiente di convezione, pari a 0.02 N/s/mm/C sembra essere corretto in quanto, dalla simulazione della prova 4 i valori di temperatura sono corrispondenti e nelle altre prove (1 e 5) fin'ora presentate i valori nella fase di deformazione sono discretamente approssimati.

Si è evidenziato però un ritardo termico nelle prove a forza elevata (1 e 5): questo come visto è causato da una insufficiente generazione di calore all'interfaccia nelle prime fasi dovuta ad una non corretta modellazione dell'attrito che non considera lo stick-slip. Si prova dunque a modificare il fattore d'attrito, come indicato in Tabella 3.5, aumentandone il valore nella parte della lavorazione a bassa temperatura (25 e 150 °C).

T [°C]	m
25	0,45
150	0,65
300	0,7
400	1
500	10
600	50

Tabella 3.5 Fattore d'attrito modificato

Vengono rieseguite allora le simulazioni già presentate, ossia le prove 4, 1 e 5 al fine di poter validare le nuove condizioni impostate, mantenendo lo scambio termico con l'ambiente come già valutato.

Dalla prova 4 con il nuovo valore di attrito (Figura 3.35), svolta nuovamente per

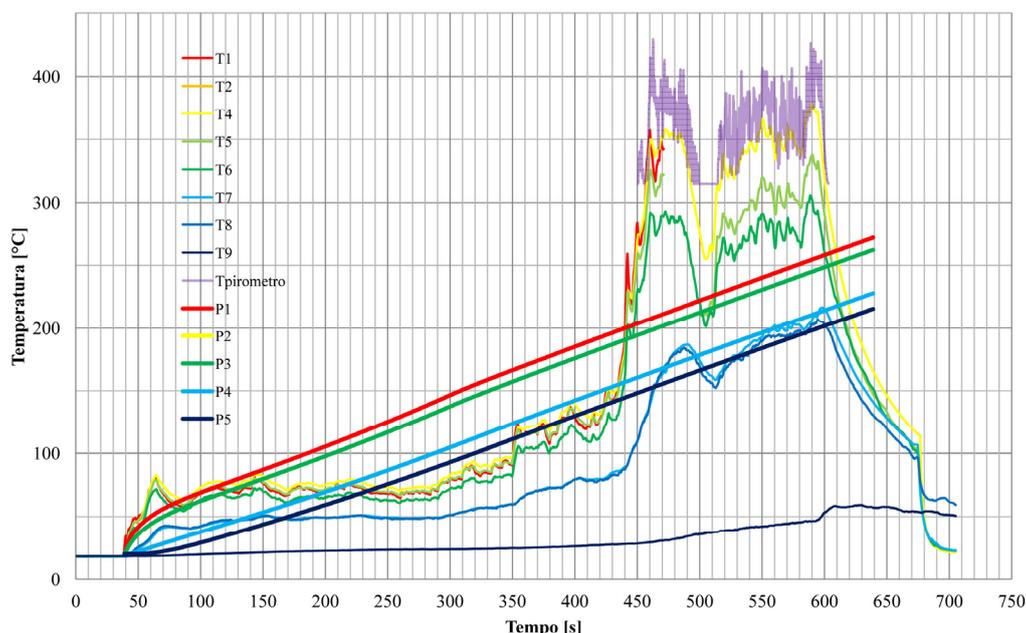


Figura 3.35 Prova 4, dati temperatura con $h = 0.02 \text{ N/s/mm/C}$ e nuovo fattore attrito

completezza sebbene l'andamento della temperatura iniziale fosse precedentemente bene approssimato, è possibile osservare rispetto alla precedente (Figura 3.30) che in questo caso, sempre con forza e velocità di rotazione entrambe basse, la modifica, come ci si aspettava, altera in negativo la parte iniziale della simulazione in quanto per forze basse il fenomeno delle stick-slip è meno influente e presente. Nella parte finale i valori di temperatura, sebbene più alti, non sono corretti ma ciò come visto è da imputare al fatto che il programma non permette di valutare l'adesione che nella realtà in particolare alle alte temperature è maggiormente presente.

Diversamente accade invece per le prove 1 (Figura 3.36) e 5 (Figura 3.37),

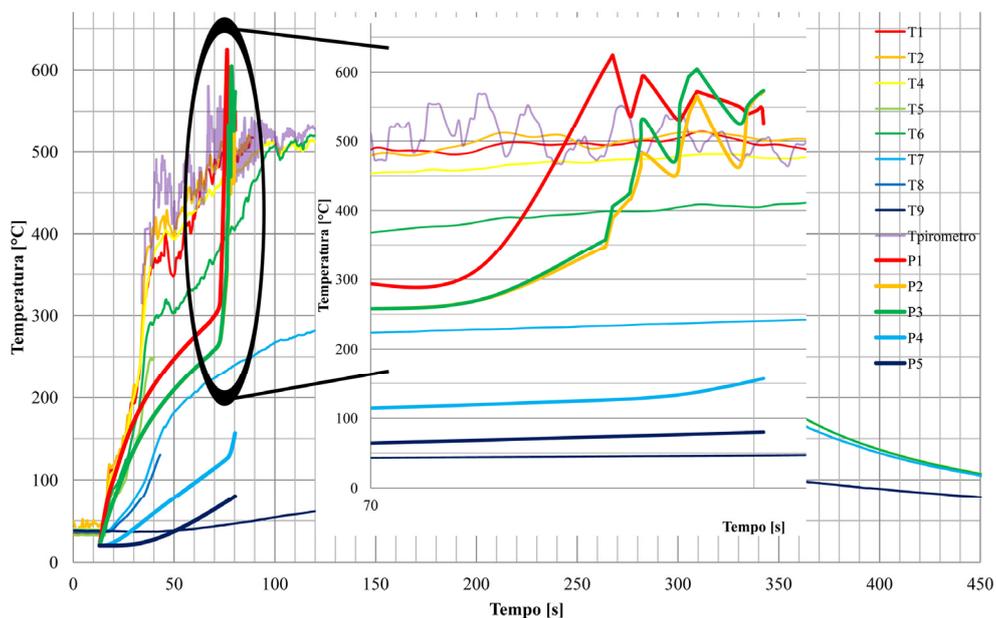


Figura 3.36 Prova 1, dati temperatura con $h = 0.02 \text{ N} / \text{s} / \text{mm} / \text{C}$ e nuovo fattore attrito

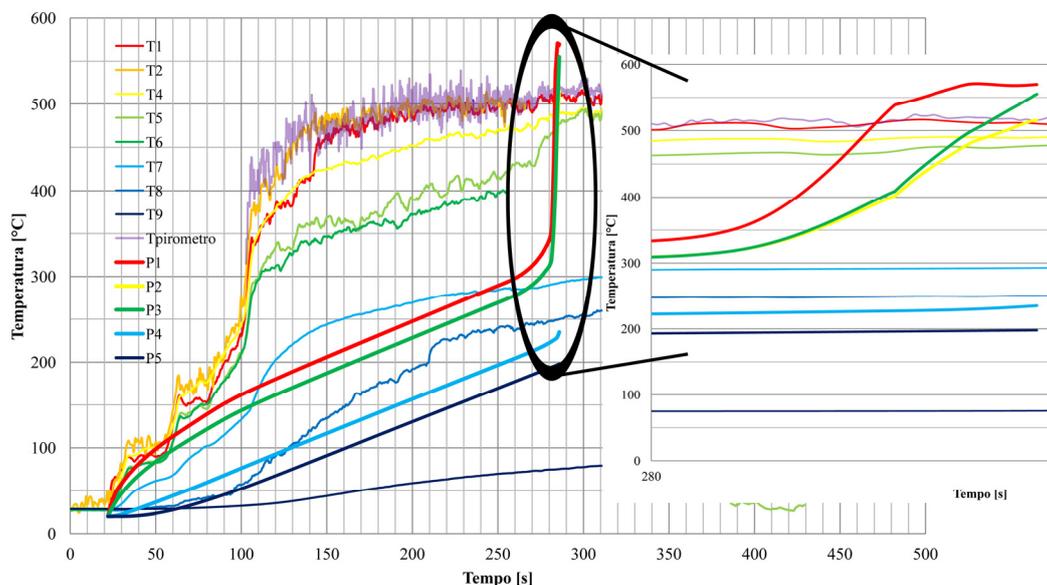


Figura 3.37 Prova 5, dati temperatura con $h = 0.02 \text{ N} / \text{s} / \text{mm} / \text{C}$ e nuovo fattore attrito

entrambe con forza elevata, 1 kN , e velocità di rotazione rispettivamente di 1600 rpm e 800 rpm : infatti in questo caso è possibile osservare nella parte iniziale della prova un sensibile miglioramento delle temperature calcolate ed del tempo necessario per avere la deformazione, che corrisponde come al solito alla zona a temperature elevate, detta di stazionarietà. Da osservare che la modifica dell'attrito a basse temperature effettuata permette di migliorare la prima parte, velocizzando l'aumento di temperatura, mantenendo inalterata però la seconda parte che in quanto ad elevate temperature ($\geq 300\text{ }^\circ\text{C}$) non risente della modifica dell'attrito.

È importante osservare anche che la modifica introdotta non altera i risultati di

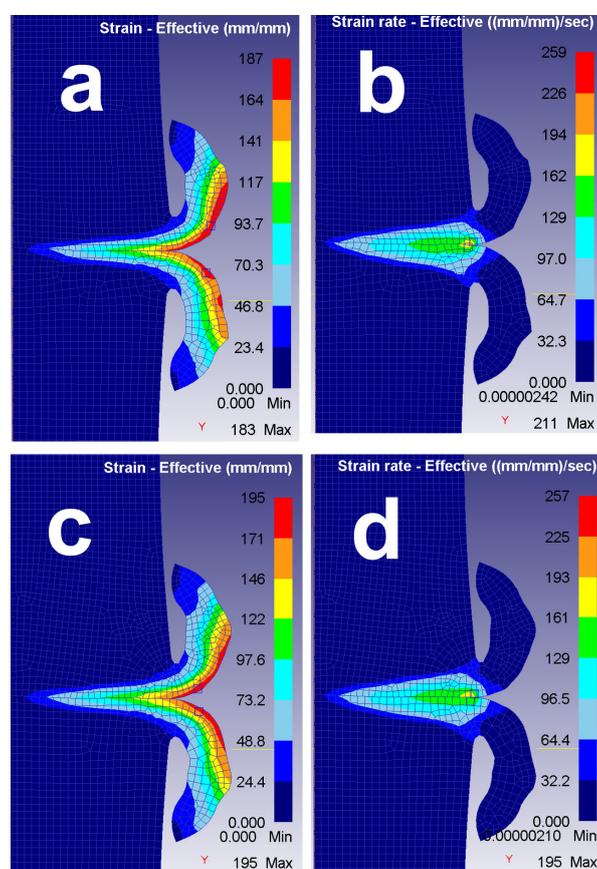


Figura 3.38 Deformazione e velocità di deformazione per la prova 5 con attrito a,b-Tabella 3.4 e c,d-Tabella 3.5

deformazione e velocità di deformazione come è possibile osservare dai confronti di Figura 3.38 nella quale sono graficati i valori di deformazione e velocità di deformazione della prova 5: la distribuzione ed i valori massimi nel provino sono molto simili.

I valori riportati dalle simulazioni risultano essere molto prossimi a quelli delle prove sperimentali, considerando anche che sono presenti, ed entro certi

limiti si è cercato di porvi rimedio, le problematiche di attrito, forza e condizione di stick-slip. Nonostante ciò si cerca di migliorare l'approssimazione ottenuta dalle simulazioni nella fase finale modificando i parametri termici del materiale: questi sono la capacità e la conducibilità termica. La prima permette aumentandola di far sì che il materiale a parità di calore introdotto incrementi meno la propria temperatura; la seconda invece aumentandola fa sì che il calore possa essere allontanato dalla zona di saldatura più facilmente.

Dalla varie prove di ottimizzazione effettuate è emerso che non è possibile aumentare la conducibilità oltre un certo valore, pari a circa $300 \text{ N}/(\text{s K})$ in quanto la forma della bava che si ottiene non risponde alla realtà (si ha tipo una zampa di elefante), come è possibile osservare da Figura 3.39, sebbene le temperature siano molto inferiori. Tale problema è dovuto al fatto che all'aumentare di tale parametro non si riesce più ad avere un gradiente termico in direzione radiale e questo altera sensibilmente il comportamento reale e simulato del materiale non fornendo una tensione di flusso elevata per "trattenere" le zone interne.

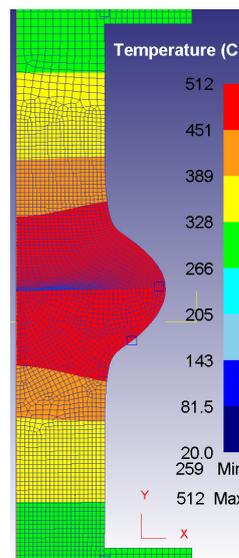


Figura 3.39 Deformazione e temperatura per una conducibilità elevata

Inoltre, osservando che nella prima fase delle precedenti simulazioni i valori della temperatura ricalcano abbastanza fedelmente ciò che accade nella prova sperimentale è allora opportuno modificare i valori precedenti solo a partire da un certo punto. Tale istante è inteso non come istante temporale ma di temperatura: si sceglie come istante il valore di temperatura di $300 \text{ }^\circ\text{C}$ che

Temperatura	Conducibilità termica [N/s/K]	Capacità termica [N/m ² /K]
20	210	3,05
300	210	3,05
330	260	3,74
1000	260	3,74

Tabella 1.6 Nuovi valori dei parametri termici

corrisponde alla fase nella quale si ha l'incremento di temperatura causato dall'inizio dell'adesione. I nuovi valori di conducibilità e capacità termica, in funzione della temperatura, sono riportati in Tabella 1.6.

Tale modifica permette, come è possibile osservare dalle Figure 3.40 e 3.41 relative alle simulazioni delle prove 1 e 5, di avere una leggera riduzione delle temperature di circa $10 \text{ }^\circ\text{C}$ nella fase di adesione mentre è possibile osservare, confrontando le varie figure già presentate, che nella fase iniziale i valori di temperatura sono rimasti i medesimi.

Relativamente alla Figura 3.42, situazione con i nuovi parametri nella prova 4, questa è identica, come ci si aspettava, a quanto già visto nella Figura 3.35 in quanto la modifica dei parametri termici del materiale non ha effetto dato che i valori di temperatura sono per la durata della prova tutti inferiori a $300 \text{ }^\circ\text{C}$.

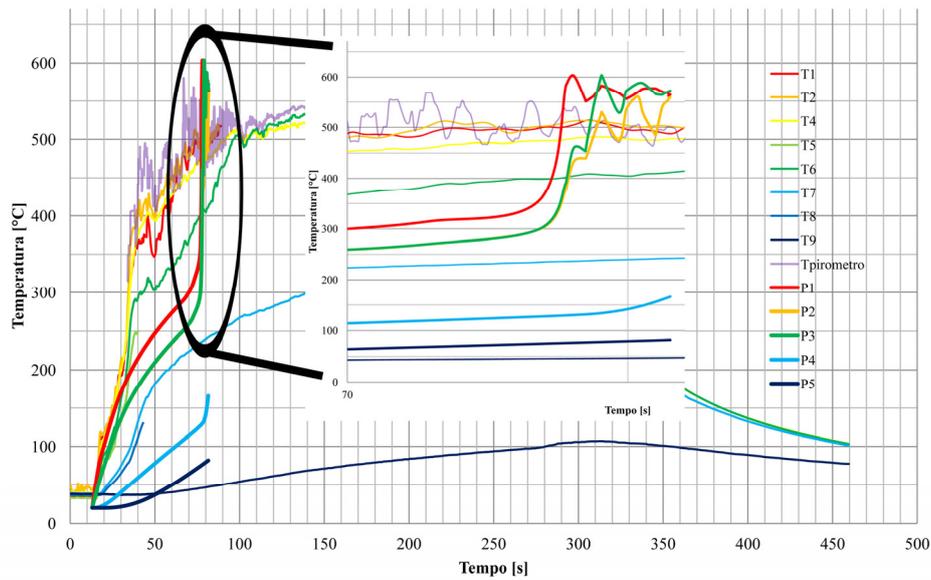


Figura 3.40 Prova 1, dati temperatura con i parametri termici modificati

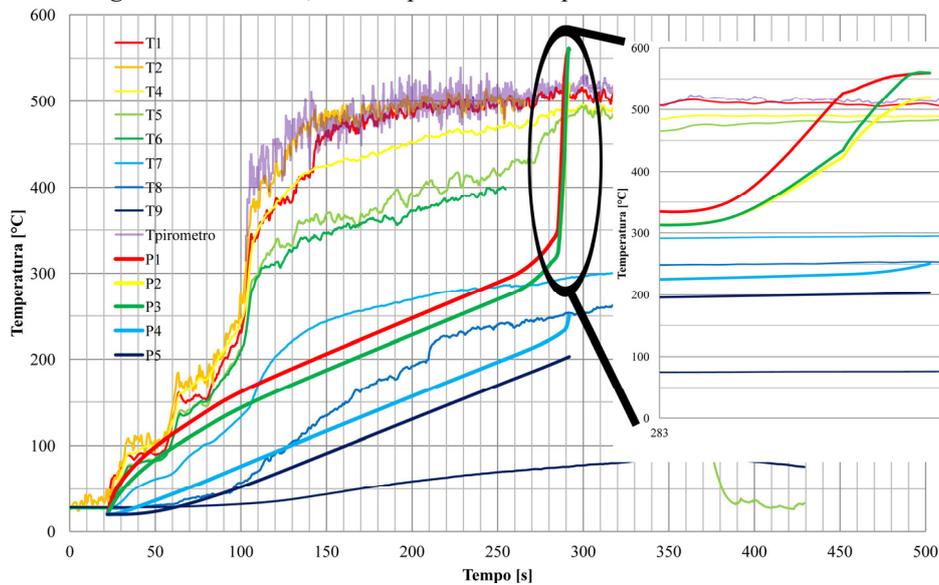


Figura 3.41 Prova 5, dati temperatura con i parametri termici modificati

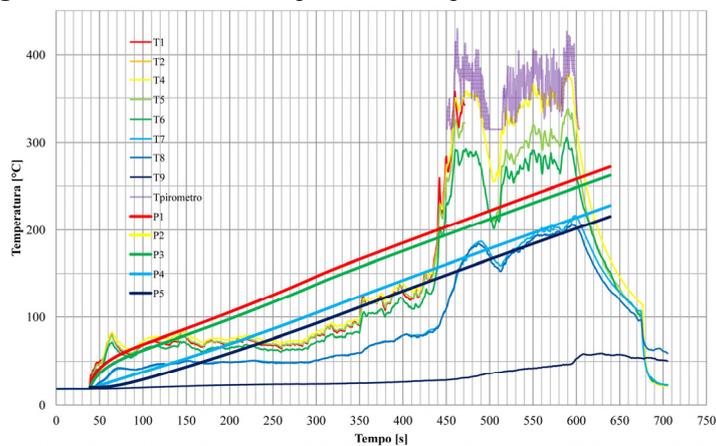


Figura 3.42 Prova 4, dati temperatura con i parametri termici modificati

3.5.6 Valori ottimali

Dalle simulazioni effettuate sono stati estratti i valori ottimali per i parametri di scambio termico, di attrito e di caratterizzazione termica del materiale che permettono di far sì che i risultati simulati combacino a meglio con i risultati ottenuti dalle prove sperimentali.

Per quanto riguarda lo scambio termico con l'ambiente il valore utilizzato è pari a $0.02 N/s/mm/C$; per quanto riguarda lo scambio termico all'interfaccia dei provini il valore è stato assunto pari a $40 N/s/mm/C$; per lo scambio termico tra provino ed afferraggi è stato utilizzato $11 N/s/mm/C$.

Per quanto riguarda il fattore d'attrito è possibile osservare che sono stati determinati due differenti valori ottimizzati che variano in base alla forza di attrito applicata: qualora la forza applicata sia bassa (nelle prove in esame pari a $500 N$) il fattore d'attrito che permette di approssimare bene il campo termico, almeno nella fase iniziale, è quello di Tabella 3.4 mentre quando le forze applicate sono elevate (nel caso in esame pari a $1 kN$) il fattore d'attrito è bene che sia assunto pari a quello indicato in Tabella 3.5 al fine di garantire buoni risultati nella parte iniziale della simulazione ed in quella di deformazione in termini di tempi.

Infine per quanto riguarda i parametri termici del materiale i valori migliori determinati dalle varie simulazioni sono quelli indicati in Tabella 3.6.

3.6 Modello FEM per l'evoluzione della microstruttura

Come è noto le proprietà dei materiali sono legati alla forma ed alla dimensione del grano come indicato dalla legge di Hall-Petch

$$\sigma_s = \sigma_0 + k \cdot \frac{1}{\sqrt{d}}$$

dove σ_0 , k sono parametri caratteristici del materiale e d è la dimensione del grano: più questo è piccolo maggiore sarà la resistenza. Risulta dunque fondamentale poter prevedere l'evoluzione della microstruttura del materiale al fine di poterla considerare in fase di progettazione e validazione del processo per ottenere le caratteristiche ricercate.

Lo sviluppo quindi di modelli FEM in grado di prevedere l'evoluzione del grano sono molto importanti in quanto permettono una previsione prima di iniziare la produzione con conseguente risparmio di tempo e denaro; in loro assenza infatti i parametri di processo sarebbero affidati all'esperienza del tecnologo e la

microstruttura sarebbe rilevabile solo a posteriori con il rischio che questa sia errata. In particolare sono molto utili nei processi di deformazione a caldo: proprio a causa della concomitante presenza di deformazione ed alte temperature molti fenomeni avvengono ma quelli che influenzano maggiormente il materiale sono la ricristallizzazione dinamica (DRX) e la ricristallizzazione statica (SRX).

La separazione tra la DRX e la SRX è, rispettivamente, la presenza o meno di velocità di deformazione. In particolare per l'alluminio della serie 6XXX si ha che la prima può essere spiegata con due differenti teorie: la ricristallizzazione dinamica continua (cDRX), dovuta a fenomeni di riorientamento del grano, o la ricristallizzazione dinamica geometrica (gDRX), dovuta a fenomeni fisici di deformazione.

La cDRX può essere spiegata nel seguente modo. Generalmente nelle leghe di alluminio il bordo di grano che delimita il grano è ad ampio angolo, $> 15^\circ$, (high angle grain boundaries, HAGB) mentre i sottograni a lui interni sono circondati da bordi di grano a basso angolo, $< 15^\circ$, (low angle grain boundaries, LAGB): quando sul grano viene applicato un sforzo, conseguente ad una deformazione con una certa velocità, si ha che i bordi di grano interni, del tipo LAGB, si trasformano in HAGB che quindi determinano, all'apparenza, la nascita di un nuovo grano. La gDRX invece sostiene che durante la deformazione del materiale il grano tende a insottilirsi (serration) ed allungarsi: raggiunta una certa soglia limite di spessore questo si spezza (pinch-off) dando origine a due o più grani (Figura 3.43). È possibile anche spiegare la DRX utilizzando un modello che considera congiuntamente sia la cDRX sia la gDRX: questo è detto jDRX (join-DRX).



Figura 3.43 Serration e pinch-off

La SRX è invece dovuta alla temperatura che congiuntamente alle deformazioni presenti nel materiale determinano una ricristallizzazione nello stato di quiete.

Nel seguito si passa in rassegna il lavoro di Donati *et al.* [7] che ha come fine quello di ottenere un modello fem nel quale si combinano sia la DRX, nell'accezione jDRX, e la SRX al fine di prevedere l'evoluzione della microstruttura durante i processi di deformazione a caldo dell'alluminio AA6082. In un primo momento vengono svolte delle prove di estrusione incompleta al fine

di ottenere i dati necessari per la calibrazione del modello DRX e successivamente delle prove di estrusione indiretta per la sua validazione: l'uso di due tecnologie permette di validare il modello su prove e in condizioni di deformazione differenti.

La prima prova viene condotta alle temperature di 480, 520 e 560 °C con velocità di 0.5 e 5 mm/s. Dopo l'esecuzione i provini vengono opportunamente preparati al fine di misurare la spessore del grano d_t e la sua lunghezza d_l . Sono state effettuate anche delle simulazioni numeriche per ottenere i valori di deformazione, e velocità di deformazione nel materiale. Questi valori uniti a quelli della dimensione del grano, separatamente, permettono di ottenere i due

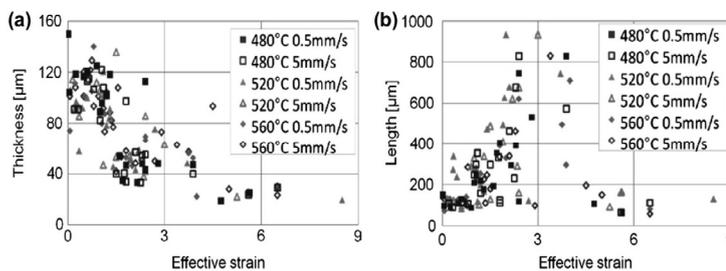


Figura 3.44 Dati sperimentali a-spessore, b-lunghezza

grafici presentati in Figura 3.44) nei quali si relazionano le due quantità: è possibile osservare come lo spessore

del grano diminuisca continuamente fino ad arrivare ad un asintoto (3.44-a) mentre, a causa del pinch-off, la lunghezza in un primo momento cresce per poi diminuire rapidamente (3.44-b).

Nella prova di estrusione inversa invece le temperature sono di 250, 350, 450 e 550 °C con velocità di 0.1 e 5 mm/s. Subito dopo i provini sono immediatamente raffreddati in acqua al fine di mantenere la struttura derivante dalla deformazione, e valutare la DRX, mentre successivamente vengono posti in forno a 580 °C per 30 min per analizzare la SRX. Misure sulla grandezza del grano ed analisi numeriche sono state effettuate come nel caso precedente.

Il modello utilizzato per la modellizzazione della jDRX all'interno del programma DEFORM è il seguente. Il punto di partenza è la dimensione del grano indeformato d_0 , valutata per la prima prova pari a 165 μm mentre per la seconda pari a 137 μm.

Successivamente gli autori analizzano i valori del parametro di Zener-Hollomon:

$$Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad (3.3)$$

dove $\dot{\epsilon}$ in s^{-1} , Q è l'energia di attivazione (161000 J/mol K), R è la costante universale dei gas (8.341 J/mol) e T è la temperatura assoluta in K. Questo

parametro rappresenta proporzionalmente lo scorrimento viscoso del materiale e quindi l'entità della deformabilità del grano. I valori tipici del parametro di Zener-Hollomon nell'estrusione industriale dell'alluminio, secondo quanto riportato, variano tra $1 \cdot 10^5$ e $1 \cdot 10^{14}$.

Allora gli autori passano in rassegna vari modelli per la determinazione della dimensione del sottograno δ ma siccome nessuno riesce ad essere continuo nel campo di variazione di Z propongono un nuovo modello

$$\frac{1}{\delta} = C(\ln Z)^n \quad (3.4)$$

dove $C = 3.364 \cdot 10^{-9} m^{-1}$ ed $n = 5.577$. Pongono come limite massimo alla dimensione del sottograno quella corrispondente al grano indeformato (Figura 3.45): se Z è minore δ non varia.

Successivamente i dati di spessore e lunghezza del grano ottenuti nella prova di estrusione diretta (Figura 3.46) sono oggetto di regressione al fine di ottenerne una formulazione matematica. Per lo spessore vale:

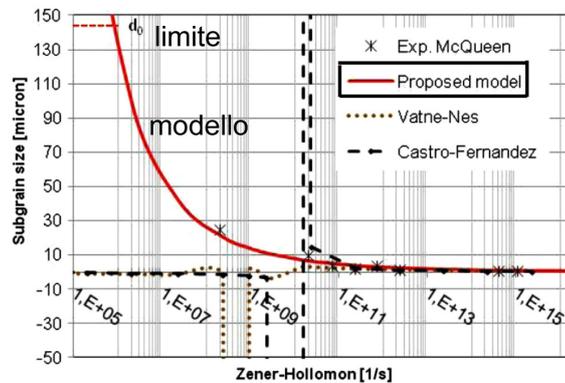


Figura 3.45 Andamento dimensione del subgrano

$$d_t = (d_0 - 2.5 \delta_{ss})(k_1)^{\bar{\epsilon}} + 2.5 \delta_{ss} \quad (3.5)$$

dove δ_{ss} è lo spessore del sottograno nella condizione plastica ($8.4 \mu m$) e k_1 una costante (0.4).

Per la lunghezza l'equazione deve essere divisa in due parti per considerare la nascita del nuovo grano: si ha

$$d_l = k_2 \bar{\epsilon}^2 - k_3 \bar{\epsilon} + d_0 \quad \text{per } \bar{\epsilon} < \bar{\epsilon}_p \quad (3.6)$$

$$d_l = k_4 \bar{\epsilon}^{-m} + 10 \delta_{ss} \quad \text{per } \bar{\epsilon} > \bar{\epsilon}_p \quad (3.7)$$

dove $\bar{\epsilon}_p$ è il valore critico di deformazione oltre il quale si ha pinch-off ($\bar{\epsilon}_p = 3$) ed $m = 4.75$, $k_2 = 85.192$, $k_3 = 14.88$, $k_4 = 1.68 \cdot 10^5$.

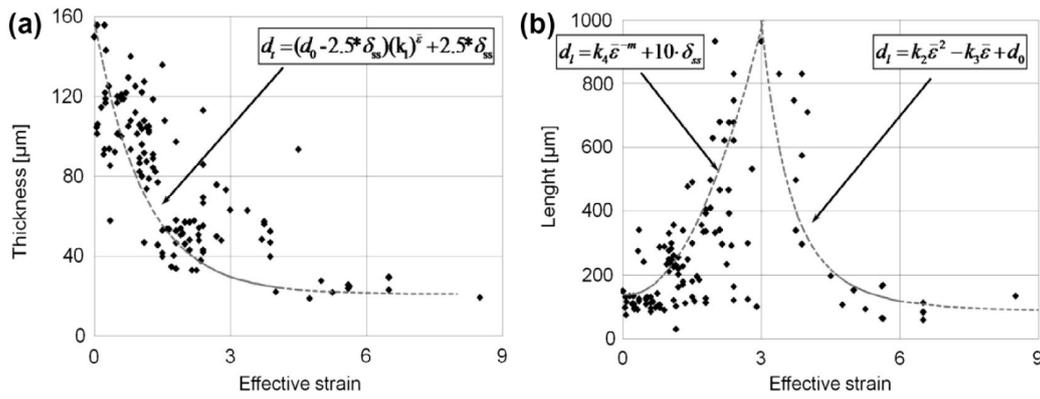


Figura 3.46 Interpolazione dei dati di a-spessore, b-lunghezza

Per la modellizzazione della SRX gli autori considerano che i nuovi grani nascono e si accrescono a partire da quello pinched-off e da zone con bordo di grano molto deformate: allora il modello di Kolmogorov-Johnson-Mehl-Avrami fornisce una densità dei siti di ricristallizzazione pari a

$$N = \frac{4C_d}{\delta^2 \cdot (d_t + d_i)} [\exp(\bar{\epsilon}) + \exp(-\bar{\epsilon}) + 1] \quad (3.8)$$

dove C_d è una costante di calibrazione ($1.48 \cdot 10^{-4}$ quando la dimensione del grano e del sottogranò sono espresse in metri). Allora la dimensione del grano ricristallizzato vale

$$d_{rex} = DN^{-1/3} \quad (3.9)$$

dove D è una costante di calibrazione. Se la ricristallizzazione non è completa si può calcolare la frazione di materiale ricristallizzato come

$$X_v = 1 - \exp\left(-0.693 \left(\frac{t}{t_{50}}\right)^k\right) \quad (3.10)$$

dove k è a costante di Avrami (pari a 2) e t_{50} è il tempo per avere metà del materiale ricristallizzato e valutabile come

$$t_{50} = \frac{C}{M_{GB} P_D} \left(\frac{1}{N}\right)^{1/3} \quad (3.11)$$

dove C/M_{GB} è una costante ($3.1 \cdot 10^{11}$) e P_D è l'energia immagazzinata che vale

$$P_D = \frac{G \cdot b}{10} \left\{ \rho_i \left[1 - \ln(10b\rho_i^{1/2}) \right] + \frac{2\theta}{b\delta} \left[1 + \ln\left(\frac{\theta_c}{\theta}\right) \right] \right\} \quad (3.12)$$

con G modulo di taglio ($2.05 \cdot 10^{10} Pa$), b vettore di burgers ($2.86 \cdot 10^{-10} m$), ρ_i densità di dislocazioni, θ angolo del bordo grano e θ_c è l'angolazione critica del bordo grano (15°).

Allora l'algoritmo implementato se rileva una velocità di deformazione positiva (DRX) valuta il parametro di Zener-Hollomon da (3.3), calcola la dimensione del subgrano con (3.5) e determina poi spessore e lunghezza del grano tramite (3.5, 3.6, 3.7). Se la velocità di deformazione è nulla (SRX) calcola la densità dei siti di ricristallizzazione da (3.8), la dimensione del grano al termine della ricristallizzazione statica e la frazione ricristallizzata da (3.10, 3.11, 3.12).

I risultati ottenuti dall'algoritmo vengono confrontati dagli autori con quelli ottenuti dalle prove sperimentali (Figura 3.47): in entrambi i casi le previsioni sono soddisfacenti e rimangono entro l'errore del 20%. Da segnalare che nella previsione della SRX purtroppo alcuni dati sono falsati dalla presenza di ingrossamento del bordo grano che nello studio non è considerato.

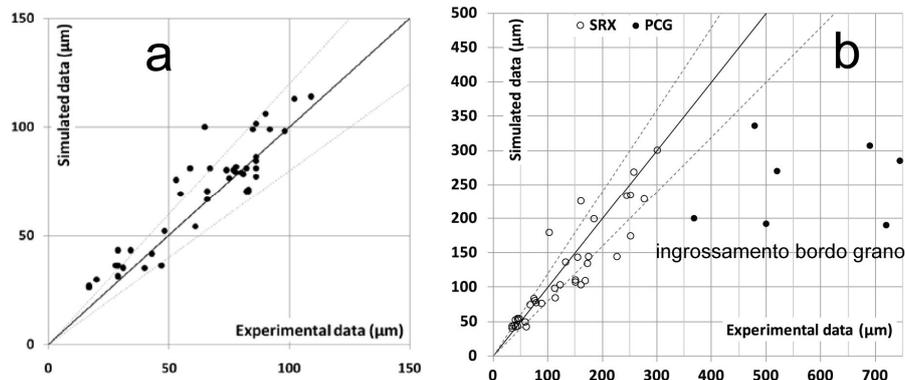


Figura 3.47 Confronto tra spessore reale e simulato a-DRX, b-SRX

3.7 Criteri di qualità per la saldatura

Come visto per la microstruttura nei processi di deformazione a caldo è importante poter prevedere il comportamento del materiale al fine di evitare di sostenere elevati costi a causa di errori di progettazione. Infatti nell'estrusione di profili cavi la forma della matrice è fondamentale per la corretta saldatura dei lembi ed è generalmente demandata alla bravura del progettista. È però possibile attraverso dei criteri che stabiliscono la riuscita o meno della saldatura determinare al computer se la forma della matrice è corretta e permette la corretta unione dei lembi.

Nel seguito è presentato il modello sviluppato da Donati *et al* [6] che propone il criterio Donati-Tomesani al fine di stabilire la riuscita o meno della saldatura dei

profili cavi ottenuti per estrusione. Vengono utilizzati dati in letteratura e da prove sperimentali per validare il modello.

Gli autori passano in rassegna alcuni modelli già proposti: tutti concordano sul

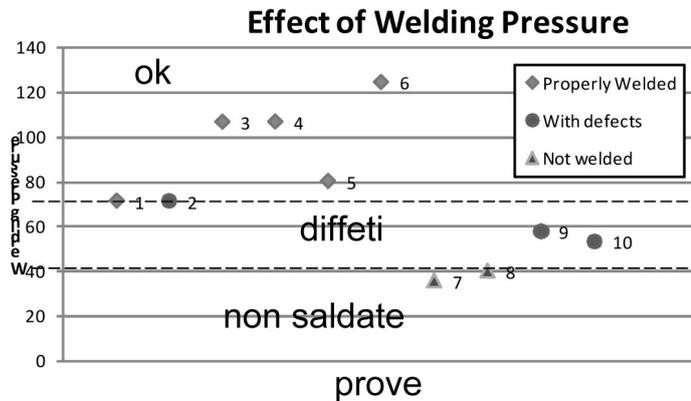


Figura 3.48 Simulazione FEM delle prove di Valberg

fatto che la riuscita o meno della saldatura è dovuta, rispettivamente, alla maggiore o minore pressione. In particolare svolgono delle simulazioni numeriche sulle

prove svolte da Valberg (Figura 3.48) al fine di avere dati confrontabili.

Successivamente analizzano il criterio di Plata e Piwnik applicato alla prova di Valberg e rilevano che questo attribuisce troppa importanza alle zone nelle quali il materiale ha bassa velocità e quindi avendo elevati tempi di residenza falsa il criterio non fornendo risultati corretti.

Gli autori Donati e Tomesani propongono allora un criterio simile a questo inserendo però anche la velocità media del materiale. Il criterio Donati-Tomesani allora risulta essere

$$\int_A \frac{p}{\bar{\sigma}} \cdot dA \geq K_{cr} \quad (3.13)$$

dove p è la pressione all'interfaccia della saldatura, $\bar{\sigma}$ è la tensione di flusso del materiale e A è l'area della saldatura. In Figura 3.49 viene riportato questo

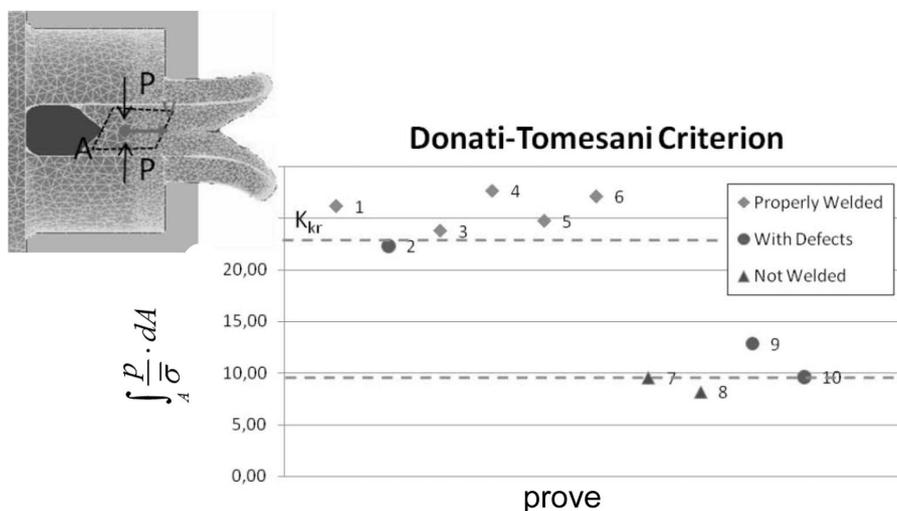


Figura 3.49 Criterio Donati-Tomesani applicato all'esperimento di Valberg

criterio (Eq. 3.13) applicato all'esperimento di Valberg: si osserva che è in grado di suddividere le saldature buone da quelle non riuscite. In particolare si osserva che è possibile adottare il rapporto $\frac{p}{\bar{\sigma}}$ in luogo del K_{cr} : per valori di tale rapporto maggiori di 2 la saldatura è riuscita.

$$\frac{p}{\bar{\sigma}} > 2 \Rightarrow \text{saldatura OK}$$

Ulteriore conferma di ciò gli autori la ottengono da prove sperimentali effettuate, nel 2003, su provini a forma di I nei quali analizzano la saldabilità nella gamba centrale. In questo caso i valori di $p/\bar{\sigma}$ sono compresi tra 2.1 e 3: si osserva la riuscita di tutte le saldature effettuate (Figura 3.50).

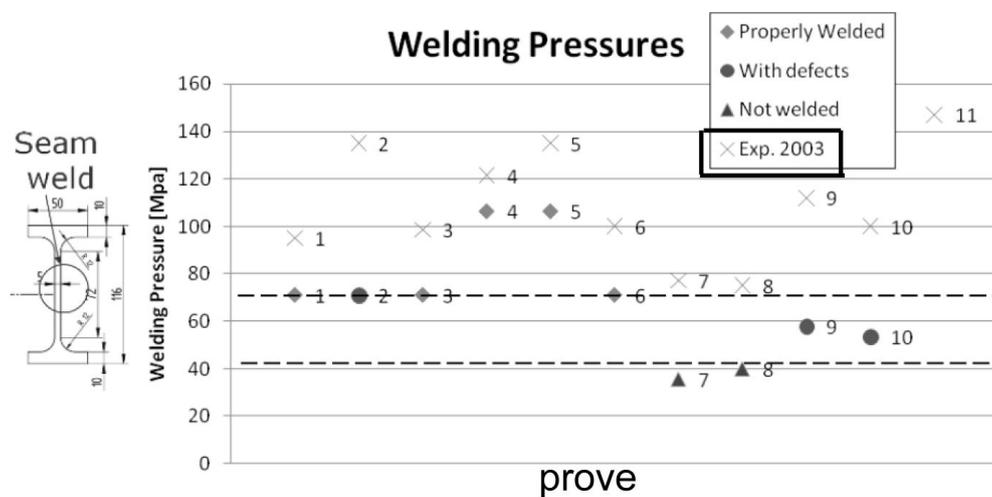


Figura 3.50 Criterio Donati-Tomesani applicato alle prove del 2003 (marcatore a croce)

4

DISCUSSIONE

Vengono ora presentati i risultati ottenuti con le simulazioni, impostate come visto nel precedente Capitolo 3. Sono state simulate, oltre alle prove di validazione già presentate, anche quelle di saldatura [31].

4.1 Accorciamento dei provini

Una prima considerazione riguarda l'analisi degli accorciamenti dei provini: durante le prove sperimentali, generalmente, sono utilizzati dei tempi di attrito e di forgiatura ben definiti. Dalle simulazioni ci si aspetterebbe quindi che inserendo tali tempistiche nel modello ciò che si ottiene sia quindi una corrispondenza tra accorciamento e istante temporale della simulazione. Purtroppo tale corrispondenza all'interno delle simulazioni svolte non è stata

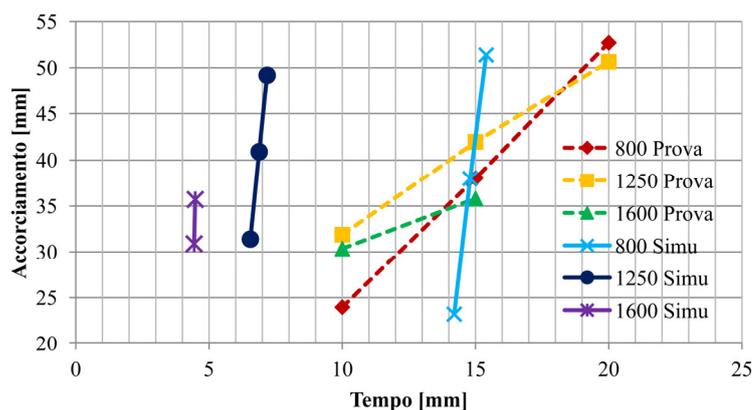


Figura 4.1 Relazione tra tempi reali e tempi simulati per l'accorciamento

individuata: si assiste, come è possibile osservare dai confronti tra prove reali (dati da [31]) e simulate di Figura 4.1, ad una marcata deriva tra tempi i di simulazione ed

accorciamento corrispondenti rispetto al caso reale. Infatti anche se il campo termico è sufficientemente approssimato, i parametri che è possibile impostare nelle simulazioni per caratterizzare il processo sono pochi e pari a quelli presentati nei precedenti capitoli: in particolare il valore dell'attrito, della tensione di flusso

e degli scambi termici, sia interni che con l'ambiente. Sebbene nel presente lavoro si sia cercato di ottenere per tali parametri i valori che meglio permettessero di simulare la prova reale, potrebbe comunque esserci la possibilità che altri valori, magari grazie ad effetti di interazione, permettano di avere una migliore simulazione. Inoltre nella realtà molte altre variabili influenzano la dinamica del processo e non possono essere considerate all'interno del modello come, ad esempio, potrebbero essere la rugosità superficiale, forze e velocità di rotazione non costanti e variabili nel tempo, inclusioni nel materiale.

Allora, piuttosto che utilizzare i tempi come unità per distinguere tra le varie prove, sono utilizzati gli accorciamenti assiali (Z nel programma FEM) in modo che, sebbene i tempi non corrispondono alla realtà, si possa avere una migliore corrispondenza con la deformazione. Il principio è stato quello di avere una simulazione con tempistiche che nel complesso fornissero la stessa riduzione di lunghezza nel provino.

4.2 Modello FEM applicato alle prove di saldatura di [31]

Il modello FEM sviluppato ed ottimizzato nei capitoli precedenti è stato applicato anche alle prove di saldatura di [31] (presentate nel paragrafo 2.2): è stato così possibile ottenere dati simulati per quanto riguarda le temperature di processo in un'altra condizione differente da quelle utilizzate per la validazione del campo termico e con le quali si sono ottenuti i parametri ottimali.

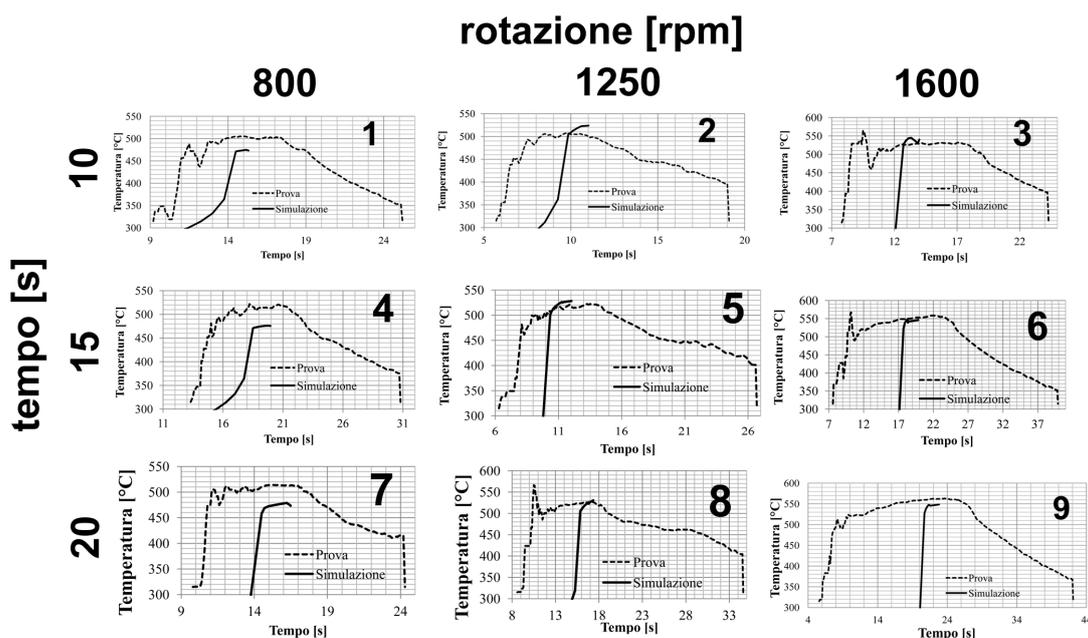


Figura 4.2 Temperature ottenute dalle simulazioni delle prove di saldatura [31] confrontate con quelle reali (i tempi delle simulazioni, come indicato nel paragrafo 4.1, non sono reali ma tali da permettere il confronto in quanto sarebbero molto bassi e fuori dal grafico)

È possibile osservare che le temperature previste dal modello (Figura 4.2) sono in linea con quelle delle prove reali: i valori vi si discostano al massimo di circa $30^{\circ}C$ e ciò è imputabile, come già visto, alle variazioni di forza che, essendo queste prove svolte sullo stesso macchinario di quelle di validazione, sono presenti durante la lavorazione. È anche qui evidente una maggiore difficoltà del modello nel simulare la lavorazione a base velocità: infatti come si vede dalla Figura 4.2 i valori di temperatura sono meno precisi per velocità di $800rpm$ mentre sono più prossimi a quelli reali per le altre più elevate velocità di rotazione. Ciò è imputabile, in analogia con quanto già visto, al fenomeno dello stick-slip assente nelle simulazioni (nelle quali si ha o stick o slip): nel caso della velocità di rotazione più bassa l'apporto termico che ne deriva nella prova reale è più importante rispetto a quello derivante dalla rotazione e questo fa sì che i dati tra prova e sua simulazione differiscano maggiormente rispetto ai dati ottenuti a velocità maggiori nelle quali il fenomeno ha meno rilievo in quanto la generazione di calore all'interfaccia ad opera dell'attrito (ossia della conversione dell'energia meccanica in termica) è sicuramente maggiore rispetto al primo caso. In linea generale quindi il modello sviluppato dunque permette di modellare compiutamente il vero processo di saldatura nel quale i valori di pressione e velocità sono sicuramente maggiori rispetto a quelli delle prove con le quali è stato creato ed ottimizzato il modello. Questo in termini di temperature e deformazioni ma non per come già visto per i tempi.

4.3 Forma della bava

Durante il processo si sviluppa la bava che altro non è che il materiale che durante la lavorazione, a causa dell'incremento di temperatura, viene espulso dalla zona di contatto: la forma di questa dipende allora sicuramente dai valori dei parametri di lavorazione e del materiale utilizzato.

Il confronto della forma reale ottenuta con quella predetta permette di andare a validare quello che è il comportamento del materiale, piuttosto che il campo termico che è già stato analizzato in sede di ottimizzazione dei parametri e nel confronto delle prove di [31]. Infatti la bava è la zona deformata del provino, che assieme alla zona di contatto possiedono una ε diversa da zero, e nella quale quindi entra in gioco la definizione del materiale in termini di tensione di flusso in quanto sede di deformazione plastica.

Nelle Figura 4.3 e 44 sono confrontate le forme delle bave ottenute, rispettivamente, dalle prove di saldatura e di validazione. È possibile osservare

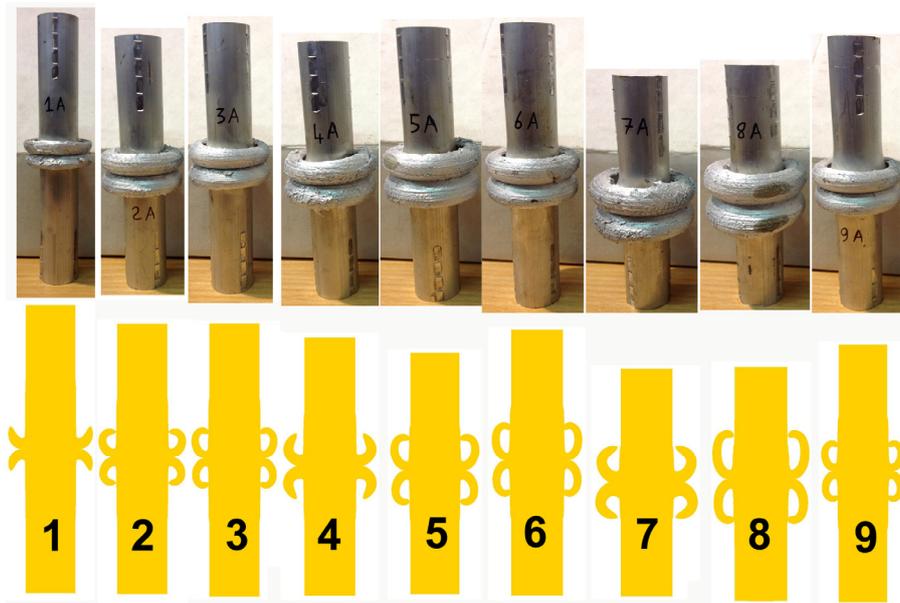


Figura 4.3 Forma della bava confrontata dalle prove di saldatura reali e simulate

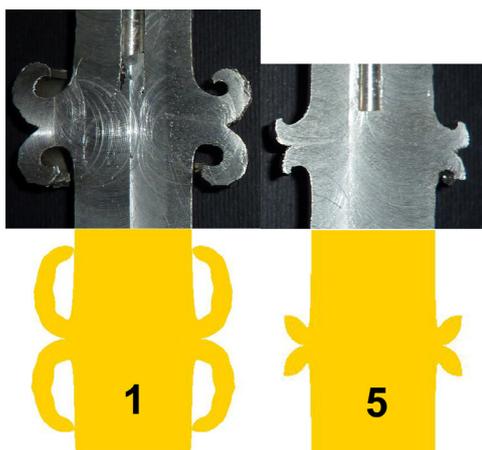


Figura 4.4 Forma della bava confrontata dalle prove di validazione reali e simulate

una buona predizione da parte del modello FEM della forma e della dimensione e questo permette di dire, che entro certi limiti, i valori di tensione di flusso impostati sono validi. Ovviamente siccome questi sono legati ai valori di temperatura, deformazione e velocità di deformazione tale corrispondenza avvalva ulteriormente il modello FEM

in tali termini.

Infatti analizzando la prova 1 della serie di validazione (Figura 4.5) è possibile osservare che i valori di deformazione (4.5-b) e velocità di deformazione (4.5-

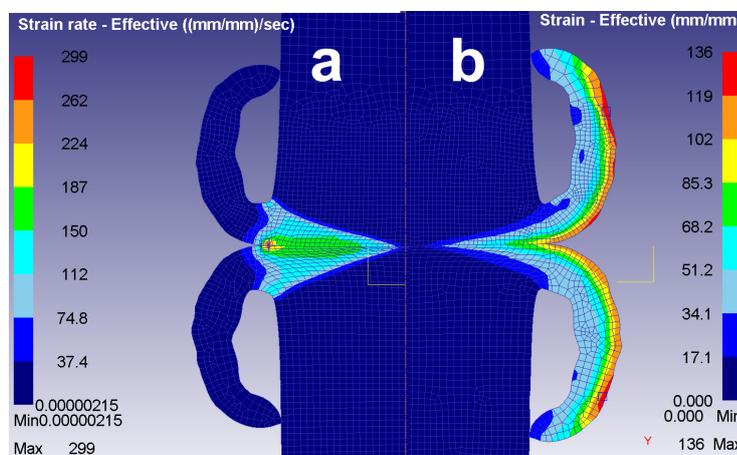


Figura 4.5 Prova 1 di validazione simulata: a-velocità di deformazione, b-deformazione

a) sono elevati e pari a quelli che ci si aspetta dal processo Friction Welding. In

Figura 4.6 è riportato l'andamento delle stesse quantità relative però alla prova 3

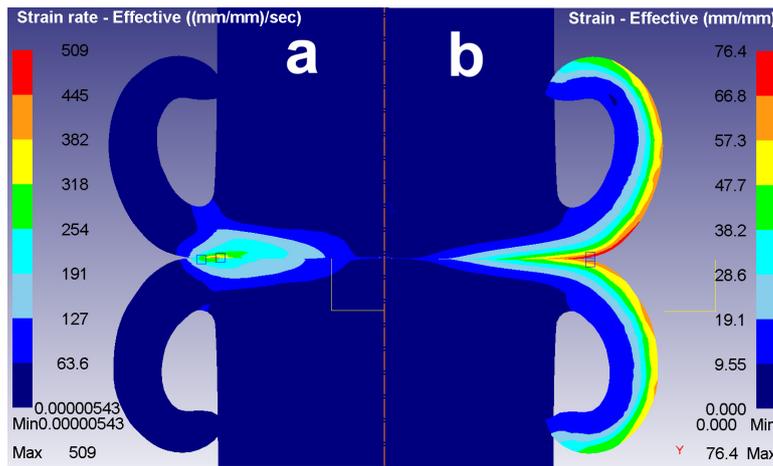


Figura 4.6 Prova 3 di saldatura simulata: a-velocità di deformazione, b-deformazione

della serie di saldatura nella quale la rotazione è la stessa (1600rpm) ma la forza è maggiore (1kN a fronte di 4kN): è possibile osservare che in questo caso i

valori di velocità di deformazione sono maggiori mentre le deformazioni sono minori: il primo è da imputare alla maggior forza che tende ad espellere con maggior efficacia il materiale all'interfaccia mentre il secondo alla diversa bava.

4.4 Flusso di materiale all'interfaccia

La saldatura per attrito permette di avere, una volta ottimizzata, giunti di buona qualità nei quali effettivamente la presenza di difetti è molto bassa: come visto tale fatto è da imputare alla particolarità della lavorazione. Nella prima fase, quella di attrito, i provini vengono accostati e premuti l'uno contro l'altro: questo fa sì che l'eventuale strato di uno ossido presente venga frammentato ottenendo una sorta di disossidazione che permette fin da subito un contatto tra i materiali base.

Successivamente quando inizia la formazione della bava, sia nella fase di attrito che durante la ricalcatura, l'azione disossidante si intensifica in quanto il flusso di materiale verso l'esterno che crea la bava porta via dalla zona di contatto le impurezze: questo può essere analizzato bene nelle simulazioni sovrapponendo una griglia che permette deformandosi di vedere come fluisce il materiale. Dalla Figura 4.7 è infatti possibile notare che la zona di contatto tende ad essere espulsa verso l'esterno (rappresentata dalla linea di colore rosso). Inoltre è possibile osservare come la zona prossima all'interfaccia risenta ovviamente del campo di deformazione prodotto che genera il flusso di materiale: le linee che in figura sono inizialmente verticali (perpendicolari all'interfaccia) infatti iniziando a curvarsi per poi ritrovarsi orizzontali ed orientate come la linea di saldatura (ossia vi sono parallele).

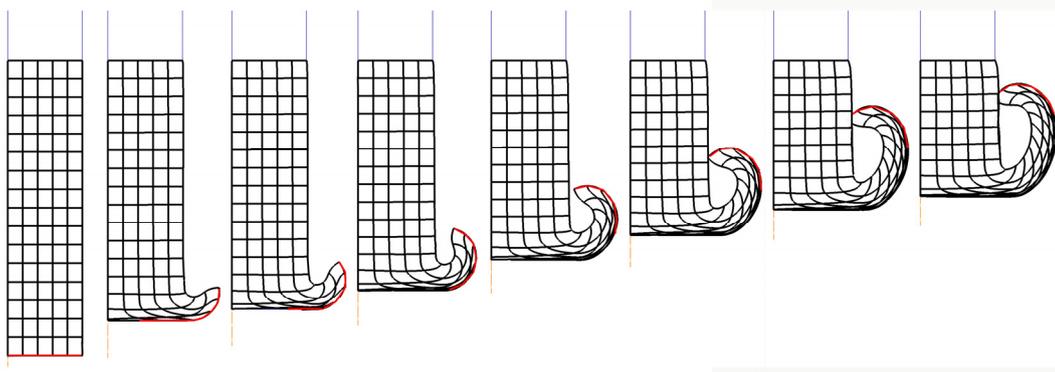


Figura 4.7 Flusso del materiale nella zona di saldatura

Un'ulteriore vantaggio per quanto riguarda la saldatura in termini di ossidazione è il fatto che questa effettivamente avviene nella zona compresa tra i due materiali e nella quale non è presente l'atmosfera esterna: questo fa sì che, diversamente da quanto avviene con le saldature tradizionali nelle quali senza accorgimenti come i gas di protezione l'ambiente è a contatto con la zona saldata, l'aria ed i gas non possano creare problemi di ossidazione.

4.5 Microstruttura e sua evoluzione

Il modello creato per l'analisi FEM della Friction Welding è stato creato anche per potervi applicare un algoritmo per l'evoluzione della microstruttura ottenuto da Donati *et al.* [7], come indicato nel paragrafo 3.6, che considera la ricristallizzazione dinamica durante la lavorazione ad opera della deformazione plastica.

4.5.1 Metallografie

Sono allora state effettuate delle metallografie al provino 5 ottenuto dalle prove svolte nell'ambito del presente lavoro di tesi al fine di poter evidenziare la microstruttura.

Le fasi per l'analisi metallografica sono le seguenti:

- 1) Ottenimento del campione da analizzare: nel caso in esame il provino è stato fresato fino alla mezzera in modo da avere la possibilità di analizzare i fenomeni che avvenivano nella sua interezza (fresando di meno ci si sarebbe limitati ad una porzione di raggi)
- 2) Cartatura del campione: il campione deve essere carteggiato in modo da ottenere una superficie piana ed il più possibile liscia. Nel caso in esame sono state utilizzate, nell'ordine, le carte con granulometria P 80-180-240-400-800-1000.

- 3) Lucidatura del campione: la cartatura è seguita da una fase nella quale il campione viene lucidato a specchio eliminando i segni della fase precedente. Sono state utilizzate allo scopo, nell'ordine, allumina e diamante policristallino con granulometria pari ad $1\ \mu m$.
- 4) Attacco: il campione per essere analizzato deve essere attaccato in modo da evidenziare ciò che si vuole osservare. Nel caso in esame, siccome si ricerca la microstruttura, il campione è stato attaccato elettroliticamente ponendolo al polo positivo ed immergendolo nel reagente Barker (4 – 5ml di acido fluoro-borico in 200 ml di acqua distillata). La tensione è stata impostata a 20 V ed il tempo di attacco è stato quello necessario al fine di rivelare al microscopio la microstruttura. In questo modo si riescono a mettere in evidenza i vari piani cristallini sui quali i grani del materiale sono orientati

A questo punto si passa all'analisi del campione: questa è effettuata al microscopio illuminando il campione con una luce polarizzata ed interponendo tra

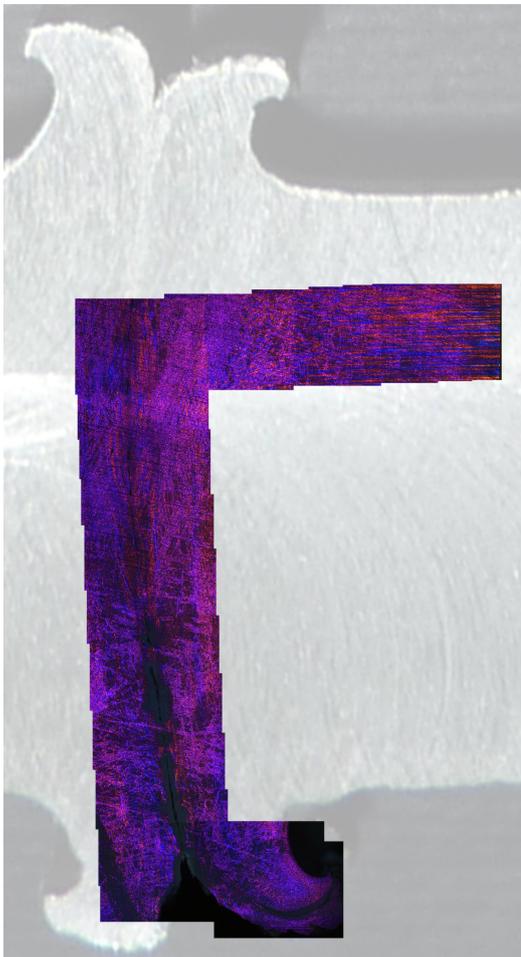


Figura 4.8 Analisi della microstruttura

questo è l'osservatore un filtro lambda: in questo modo è possibile differenziare le inclinazioni dei vari grani, così distinguendoli, rappresentandole con colori differenti (ciascuno per ogni orientazione).

In Figura 4.8 è rappresentata una parte del provino sulla quale sono state effettuate le analisi della microstruttura: è stata ricostruita la parte che va dal materiale base (più a destra) fino alla saldatura. È possibile osservare che i grani vengono individuati sostanzialmente con i colori blu e rosso.

È possibile subito osservare dalla linea di saldatura che questa non è

riuscita: in molti punti lungo la linea di saldatura i due materiali non sono saldati come è possibile vedere dalla Figura 4.9 (le mancanze sono le zone nere centrali). Dopotutto tali prove sono state effettuate per la validazione termica e quindi non con parametri ottimizzati.

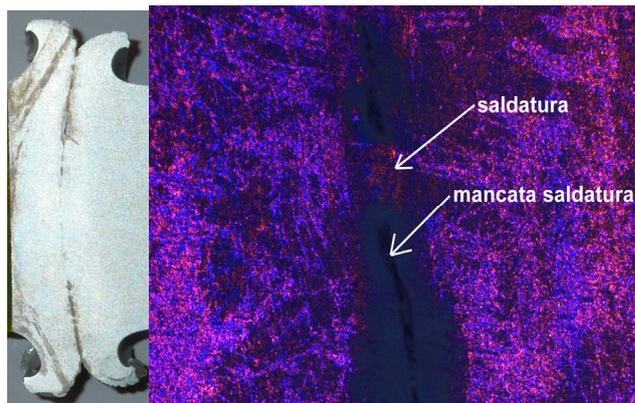


Figura 4.9 Saldatura non riuscita: sx-provino, dx-particolare della metallografia

Un'altra osservazione che è possibile effettuare riguarda le zone che dal materiale base vanno verso la linea di saldatura (Figura 4.10): è possibile distinguere infatti la zona termicamente alterata (HAZ), che viene subito dopo il materiale base, da quella termo-meccanicamente alterata (TMAZ), che si estende fino alla saldatura, nella quale il grano è estremamente fine a causa della ricristallizzazione dinamica.



Figura 4.10 Zone caratteristiche nel giunto

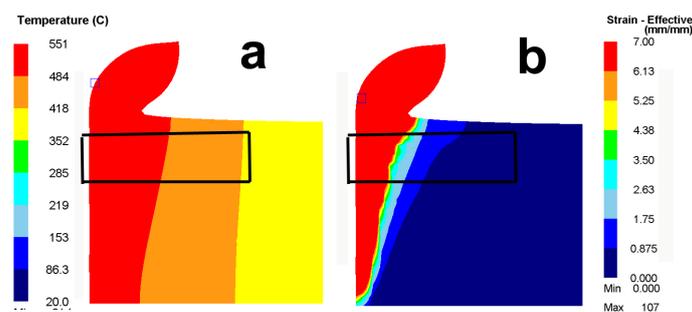


Figura 4.11 Andamento nella prova simulata di a-temperatura, b-deformazione

Tale andamento valida ulteriormente il modello FEM creato che chiarifica la distinzione tra le varie zone indicate: in Figura 4.11-a e 4.11-b sono riportati, rispettivamente, gli andamenti di temperatura e deformazione ottenuti nelle simulazioni. C'è infatti corrispondenza tra micrografia e simulazione in quanto la zona del materiale base per l'alluminio può essere considerata tale fino a circa 400°C delimitando quindi l'inizio della zona termicamente alterata; per la parte HAZ è possibile vedere che è presente una zona nella quale la temperatura è superiore a tale valore critico ma la deformazione è molto bassa. Infine per la

zona TMAZ è possibile osservare che sia temperatura che deformazione hanno valori elevati.

Riguardo quanto detto relativamente al flusso di materiale (paragrafo 4.4) è possibile vedere bene ciò dall'analisi microstrutturale dell'orientamento dei grani nel materiale (Figura 4.12): nella zona che precede la saldatura il grano tenderà prima a ruotare (4.12-a) per poi porsi parallelo alla saldatura (4.12-b). Tale comportamento è da imputare al fatto che all'interfaccia si ha un flusso plastico che va verso l'esterno e che crea la bava. Tale andamento è presente anche nelle simulazioni effettuate, come è possibile vedere da Figura 4.12-c nella quale il grano è rappresentato come un cerchio in deformazione (nella realtà è un'elisse).

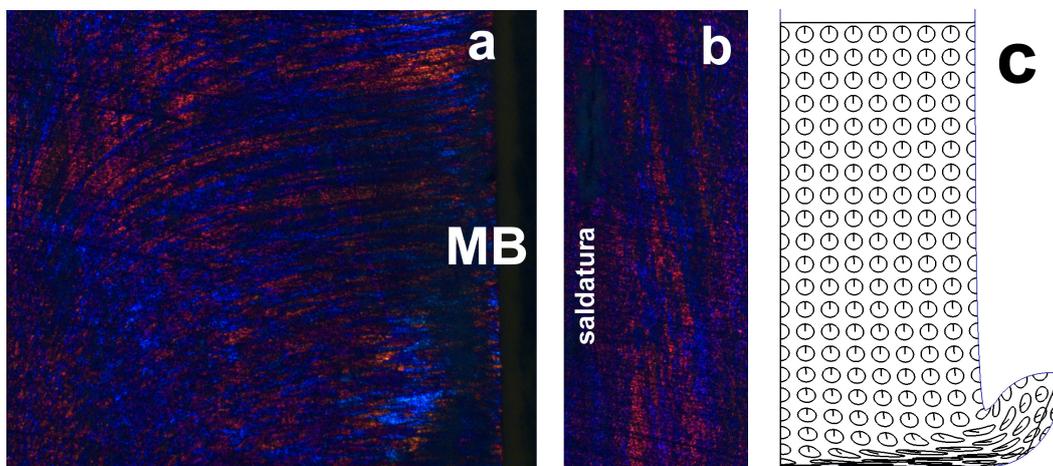


Figura 4.12 Rotazione del grano causata del flusso di materiale

4.5.2 Modello FEM della microstruttura

Dall'analisi della microstruttura del provino 5 è emerso che il materiale è stato estruso in quanto il grano è allungato nella direzione della lunghezza del provino (che è la direzione di estrusione). Nelle billette utilizzate per l'estrusione dei profilati che sono ottenute per forgiatura il grano risulta essere sferico e della dimensione di circa $130-150 \mu m$: a seguito della lavorazione il grano si deforma allungandosi nella direzione di lavorazione e contraendosi rispetto alla dimensione iniziale. Ne segue che in sezione trasversale (quella, ad esempio presentata in Figura 4.8) il grano sarà allungato e presenterà un certo spessore, mentre in sezione longitudinale avrà un certo diametro, minore di quello iniziale. Tale osservazione si rende necessaria in quanto il modello utilizzato per l'analisi dell'evoluzione della microstruttura partiva da un materiale con grano sferico in quanto si analizzavano operazioni di estrusione. Questo rende necessaria una modifica del modello già implementato da Donati *et al.* [7] in modo da valutare la deformazione iniziale dovuta a tale lavorazione.

La valutazione della deformazione è possibile grazie all'equazione 3.5 già presentata nel paragrafo 3.6

$$d_t = (d_0 - 2.5 \delta_{ss}) (k_1)^{\bar{\epsilon}} + 2.5 \delta_{ss} \quad (3.5)$$

Infatti dalle micrografie è possibile valutare il valore dello spessore e la dimensione del grano: siccome gli altri termini sono costanti note l'unica incognita è il valore della deformazione $\bar{\epsilon}_0$ che vale

$$\bar{\epsilon}_0 = \log\left(\frac{d_{t0} - 2.5 \delta_{ss}}{d_0 - 2.5 \delta_{ss}}\right) \cdot \frac{1}{\log(k_1)} \quad (4.1)$$

Il valore della dimensione del grano da utilizzarsi nell'Eq. 4.1 è quello riferito alla condizione di billetta ricotta, ossia in assenza di deformazione: tale valore può

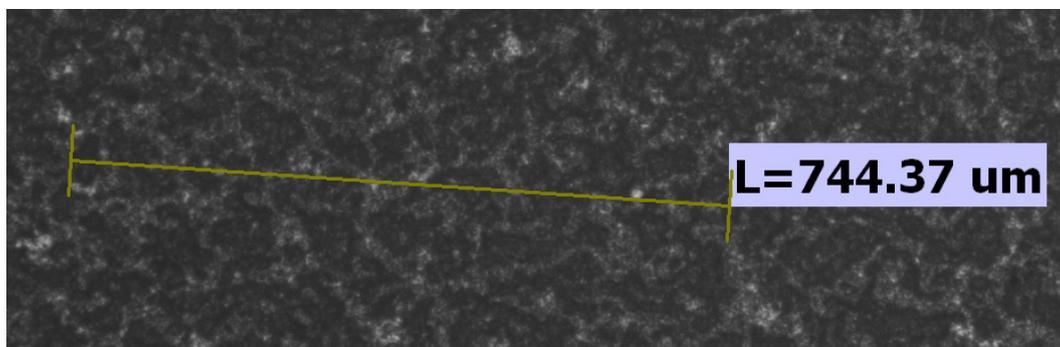


Figura 4.13 Micrografia del materiale base in campo chiaro

essere assunto, facendo riferimento sempre all'articolo [7], pari a $d_0 = 137 \mu m$. A seguito della deformazione ci si aspetta che il grano diminuisca di dimensione: questo è evidente dalla micrografia di Figura 4.13 eseguita sul materiale base (in campo chiaro) in cui su una lunghezza di $744.37 \mu m$ è possibile contare 14 grani per cui la dimensione media del grano (i grani hanno dimensioni differenti in base all'altezza alla quale sono tagliati) vale $53.17 \mu m$ che effettivamente è minore.

Lo spessore del grano d_{t0} può essere valutato dalla micrografia, sempre del materiale base, di Figura 4.14 (in luce polarizzata): su di una lunghezza di $1014.19 \mu m$ si individuano 25 grani per cui lo spessore medio vale

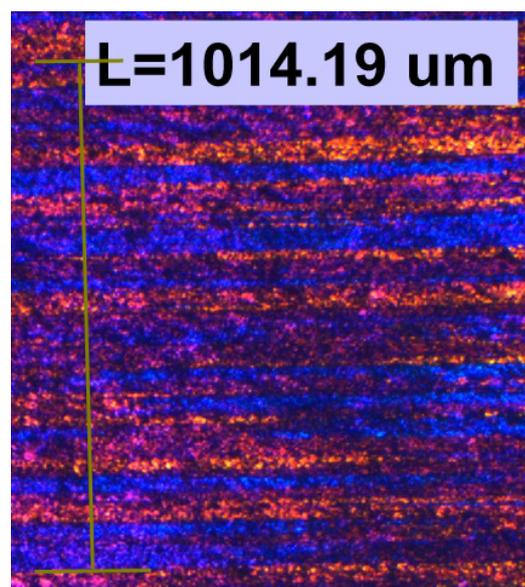


Figura 4.14 Micrografia del materiale base in luce polarizzata

$$d_{i,0} = 40.57 \mu m .$$

Dunque la deformazione iniziale vale

$$\bar{\varepsilon}_0 = \log\left(\frac{40.57 - 2.5 \cdot 8.4}{137 - 2.5 \cdot 8.4}\right) \cdot \frac{1}{\log(0.4)} = 1.94$$

In maniera analoga bisogna considerare anche il fatto che la dimensione del subgrano all'inizio della lavorazione è differente rispetto a quella preventivata dall'algoritmo originario a causa della presenza di $\bar{\varepsilon}_0$. Osservando che le dimensioni del grano sono pari a circa $50 \mu m$ si può assumere una dimensione del subgrano iniziale pari a circa $\delta_0 = 20 \mu m$. Inoltre il subgrano ha la caratteristica che non può re-ingrossarsi una volta che è diminuito di dimensione. Nell'algoritmo si deve tenere conto di tale evenienza modificando la parte di codice nella quale si calcola il valore del subgrano: se il nuovo valore è inferiore al precedente si procede con la sostituzione mentre se è maggiore si mantiene quello vecchio. Allora tale condizione è inserita utilizzando il parametro di Zener-Hollomon che considera lo stato deformativo e di temperatura nel materiale (più è elevato e più facile è la diminuzione di dimensione): ricordando l'Eq. 3.4 è possibile dire che per un valore di δ_0 si ha il valore limite pari a

$$Z_{limite} = \exp\left(\sqrt[n]{\frac{1}{\delta_0 \cdot C}}\right) \quad (4.2)$$

Se il valore di Z durante la simulazione rimane inferiore al valore da Eq. 4.2 non si ha la modifica del subgrano mentre se è superiore si ha la sua riduzione di dimensione che viene ricalcolata..

L'algoritmo viene allora modificato in modo che all'inizio, dato lo spessore del grano, venga valutata automaticamente con l'Eq. 4.1 la deformazione iniziale che sarà sommata alla deformazione ottenuta dalla simulazione. Nel seguito poi si modifica la parte di valutazione del subgrano con il nuovo valore limite di Zener-Hollomon. Si presenta la parte di codice modificata: inizialmente (`INIT.EQ.0`) vengono dichiarate le variabili con i loro nomi

```
IF (INIT.EQ.0) THEN
[.....]
VNAME (35) = 'Spessore iniziale grano'
VNAME (36) = 'dimensione iniziale grano, d0'
VNAME (37) = 'Deformazione iniziale'
RETURN
ENDIF
```

Nella successiva parte (`INIT.EQ.1`) vengono definiti i valori iniziale delle quantità dichiarate

```
IF (INIT.EQ.1) THEN
```

```

[.....]
VAR2(35)=40.57
VAR2(36)=137
VAR2(37)=(log((VAR2(35)-21))-log((VAR2(36)-21)))/(log(0.4))
VAR1(8)=-(TEPS+VAR2(37))
VAR1(9)=(TEPS+VAR2(37))
RETURN
ENDIF

```

Si noti che la deformazione iniziale è calcolata nella variabile VAR2(37) e che questa poi viene sommata, nelle VAR1(8) e VAR1(9), alla variabile TEPS che è la deformazione calcolata della simulazione: è quindi in questo modo che si somma la deformazione pre-esistente di estrusione con quella dovuta alla lavorazione.

Nell'ultima parte (INIT.EQ.2), oltre a sommare alla deformazione calcolata quella iniziale, si modifica il valore limite Z_{limite} , posto pari a 250000, e si somma nuovamente alla deformazione quella iniziale, come avviene in VAR2(1) nella quale si valuta lo spessore del grano:

```

IF (INIT.EQ.2) THEN
  VAR2(35)=VAR1(35)
  VAR2(36)=VAR1(36)
  VAR2(37)=VAR1(37)
  VAR2(11)=(EFEPS*EXP(161000/(8.31*(TEMP+273.15))))/1000 !è Zener-Hollomon
  [.....]
  IF (VAR2(11) .LE. 250000) THEN
    VAR2(23)=0.02
  ELSE
    VAR2(23)=(1/(0.000003364*(LOG(VAR2(22)*1000)**5.577)))
  ENDIF
  [.....]
  IF ((TEPS+VAR1(37)) .LE. 3.7) THEN
    VAR2(1)=(137-2.5*8.4)*(0.4**(TEPS+VAR1(37)))+2.5*8.4
  ELSE
    VAR2(1)=25
  ENDIF
  [.....]
  RETURN
ENDIF

```

4.5.3 Considerazioni

La subroutine per la valutazione della microstruttura così modificata può essere applicata anche al caso della Friction Welding simulata computando anche la deformazione iniziale dovuta all'estrusione del profilato: infatti guardando la zona

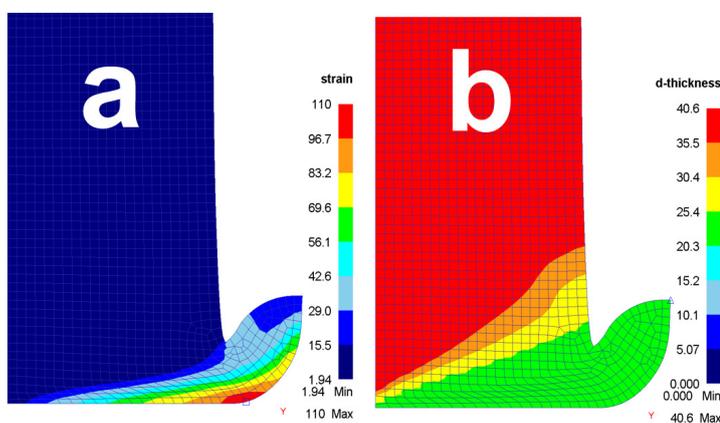


Figura 4.15 Andamento di a-deformazione (totale) e b-spessore del grano simulati

non deformata di Figura 4.15-a si può vedere che è presente una deformazione iniziale pari a quella calcolata dall'Eq. 4.1 mentre dalla 4.15-b si può vedere che lo spessore iniziale del

grano è pari a quello imposto.

Per quanto riguarda lo spessore è possibile notare che questo cala sempre più avvicinandosi alla zona in deformazione per poi raggiungere una dimensione di circa $25\mu m$ che corrisponde all'asintoto

che è individuabile in Figura 3.46-a. Parallelamente a tale riduzione si ha anche un allungamento del grano come è possibile vedere da Figura 4.16: in un primo momento ad opera della deformazione il grano aumenta di lunghezza per poi diminuirla repentinamente. Questo è il fenomeno del pinch-off, ossia il grano divenuto troppo sottile si separa in 2 nuovi grani, e ciò avviene in corrispondenza di una deformazione pari a $\bar{\epsilon} = 3$. Anche in questo caso è possibile apprezzare che si raggiunge l'asintoto, pari a $84\mu m$, individuabile in Figura 3.46-b.

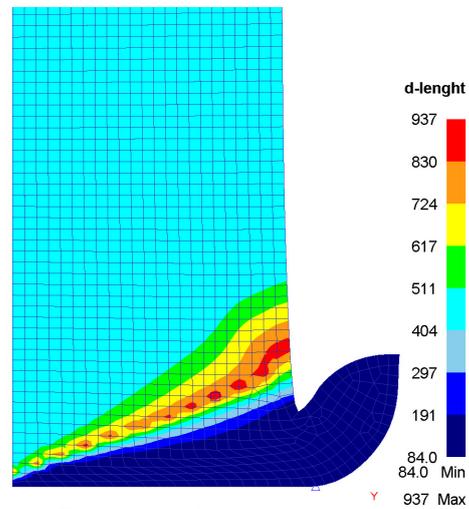


Figura 4.16 Lunghezza del grano

Entrambi gli andamenti sono individuabili nelle micrografie nelle quali si vede che il grano diventa estremamente frammentato in prossimità della saldatura

rispetto alla zona del materiale base, come si vede fa Figura 4.17.

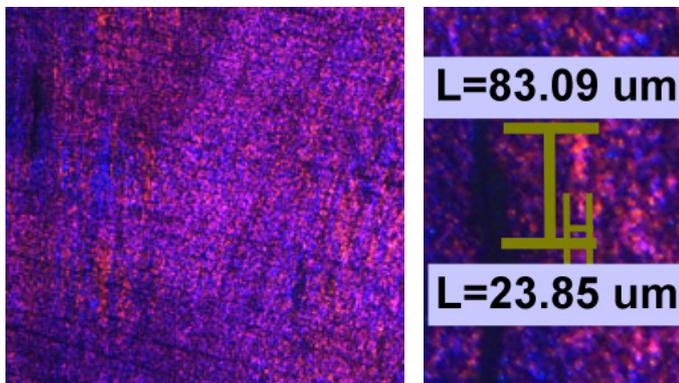


Figura 4.17 Grano in prossimità della saldatura: sx-micrografia, dx-misura grano

rispetto alla zona del materiale base, come si vede fa Figura 4.17.

Guardando ora Figura 4.10, 4.15-b e 4.16 è anche in questo caso immediato individuare la zona del materiale base, nella quale non

sia ha variazione di lunghezza, e la zona TMAZ nella quale sia ha un grano estremamente fine, quindi corto e sottile.

Dalle figure presentate è evidente che il campo di variazione dei valori, o le linee a parametri costanti, possono essere viste come le generatrice di un cono: questo è dovuto al fatto che la velocità e quindi anche le deformazioni hanno la classica forma a farfalla. Tale andamento è anche riscontrabile nella curvatura del grano: è possibile infatti osservare confrontando le figure 4.12-c e 4.16 che questa, a cui corrisponde un allungamento, è maggiore verso l'esterno piuttosto che all'interno

proprio per il fatto di come varia la deformazione (Figura 4.15-a). Tale andamento è anche rinvenibile dalle micrografie effettuate: in Figura 4.18-a è riportata la zona interna, nella quale il grano è dritto, mentre in Figura 4.18-b è riportata la zona esterna, nella quale è presente la curvatura.

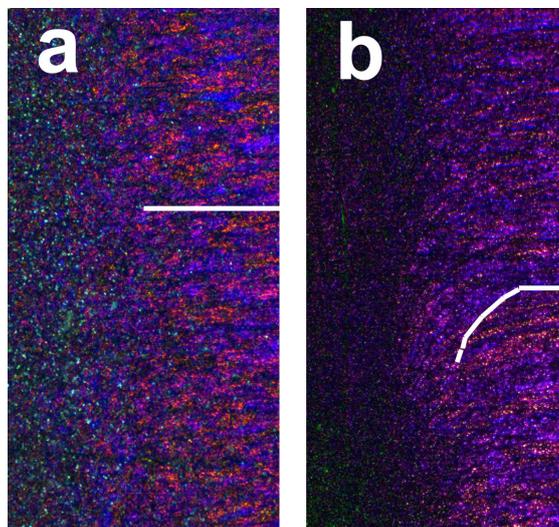


Figura 4.18 a-Zona interna (grano rettilineo), b-zona esterna (grano curvo)

I fenomeni fin'ora analizzati si riferivano alla parte di ricristallizzazione dinamica: l'algoritmo è anche in grado di prevedere la ricristallizzazione statica che si otterrebbe ponendo i provini in forno alla temperatura di 580°C per 30 minuti al fine di ottenere una ricristallizzazione completa. Tale passaggio non è stato sperimentalmente eseguito per cui i risultati della simulazione non sono confrontabili. Comunque ciò che ci si aspetta è un ingrossamento del grano nelle zone maggiormente sottoposte a deformazione e quindi in prossimità della saldatura e nella bava in quanto in tale zona l'energia immagazzinata nei subgrani durante la lavorazione è elevata e questo favorisce la loro ricristallizzazione una volta posti ad elevate temperature. Tale andamento è rinvenuto anche nella simulazione come è possibile vedere dalla Figura 4.19.

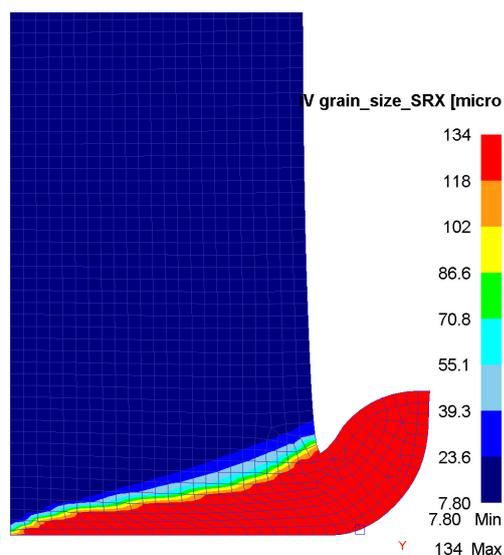


Figura 4.19 Simulazione della ricristallizzazione statica

4.6 Qualità della saldatura

Alle simulazioni effettuate è stato anche applicato il criterio Donati-Tomesani per la valutazione della qualità della saldatura: questo, come visto nel paragrafo 3.7, prevede che se il rapporto $p/\bar{\sigma}$ è maggiore di 2 la saldatura è riuscita. Tale criterio infatti rapporta la pressione all'interfaccia dei due materiali da saldare, e quindi della sollecitazione che genera la saldatura, con il comportamento del materiale, e quindi della sua "resistenza" a farsi saldare.

4.6.1 Subroutine

Per la valutazione di p si ricorre ai cerchi di Mohr: lo stato di tensione presente

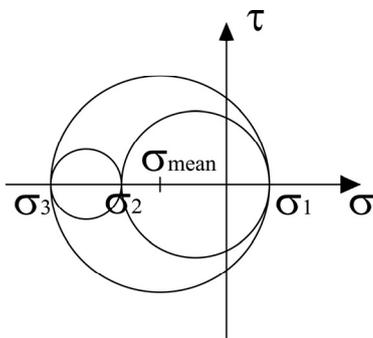


Figura 4.20 Cerchi di Mohr per una sollecitazione triassiale

nella lavorazione di Friction Welding è quello di una sollecitazione triassiale. Ne deriva allora che la rappresentazione dei cerchi sarà quella indicata in Figura 4.20 nella quale si hanno tre cerchi che devono passare per le tensioni principali σ_1 , σ_2 e σ_3 . La tensione indicata come σ_{mean} , la tensione media, rappresenta la sollecitazione media alla quale il materiale è

sottoposto ed è anche detta pressione idrostatica: questa è la sollecitazione presente nel materiale al netto di quella che causa la deformazione (che è compresa nella parte deviatorica). Allora siccome lo scopo è quello di ottenere un parametro che valuti la sollecitazione che genera la saldatura, e quindi in assenza di deformazione, tale valore rappresenta p .

Per quanto riguarda il comportamento del materiale essendo la saldatura ottenuta grazie alla deformazione del materiale si assume come valore di $\bar{\sigma}$ la tensione effettiva presente nel materiale.

Allora il codice implementato nella subroutine per la valutazione della qualità della saldatura è il seguente: una prima parte (`INIT=0`) dichiara il nome delle variabili:

```
IF (INIT.EQ.0) THEN
  VNAME(1) = 'P_IDRO'
  VNAME(2) = 'P_IDRO/STRESS_EFF'
  RETURN
ENDIF
```

Una seconda parte (`INIT=1`) permette di impostare il valore iniziale delle quantità utilizzate:

```
IF (INIT.EQ.1) THEN
  VAR2(1) = ABS((STS(1)+STS(2)+STS(3))/3.)
```

```

VAR2 (2)= ABS ((STS (1)+STS (2)+STS (3)) /3 ./EFSTS)
RETURN
ENDIF

```

I valori delle tensioni nel materiale vengono prelevate dai dati della simulazione mediante la variabile STS(#): questo permette di estrarre $\sigma_r, \# = 1$, $\sigma_z, \# = 2$ e $\sigma_\theta, \# = 3$. In questo modo ricordando che vale

$$p = \sigma_{mean} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} = \frac{\sigma_r + \sigma_z + \sigma_\theta}{3}$$

è possibile valutare la componente idrostatica della tensione.

La tensione effettiva nel materiale, $\bar{\sigma}$, può essere ricavata direttamente dai dati della simulazione utilizzando la variabile EFSTS.

L'ultima parte della subroutine (INIT=2) è quella che si occupa ad ogni step di calcolare i valori delle variabili come programmato:

```

IF (INIT.EQ.2) THEN
  VAR2 (1)=ABS ((STS (1)+STS (2)+STS (3)) /3)
  VAR2 (2)= ABS ((STS (1)+STS (2)+STS (3)) /3/EFSTS)
ENDIF
RETURN
END

```

La subroutine così programma permette nella fase di post-processor della simulazione di graficare l'andamento sia della pressione idrostatica che del criterio di qualità Donati-Tomesani $p/\bar{\sigma}$

4.6.2 Risultati

La subroutine viene applicata alle varie simulazioni svolte, al fine di valutare la procedura di saldatura. Purtroppo non si hanno a disposizione i dati delle prove di trazione che l'autore [31] deve ancora svolgere al momento della stesura del presente elaborato; il confronto del criterio con la realtà sarà possibile solo qualitativamente rapportandone i valori con l'immagine della saldatura dei provini utilizzati nelle prove di validazione termica di questo elaborato che sono stati fresati fino alla mezzeria per la caratterizzazione della microstruttura.

In Figura 4.21 e 4.24 sono rappresentati i valori del criterio Donati-Tomesani per le prove, rispettivamente, di saldatura e di validazione termica.

È possibile innanzitutto osservare che i valori maggiori sono presenti all'interfaccia dei due provini in quanto, logicamente, è in questa zona nella quale si avrà la saldatura. È possibile osservare anche che l'andamento del criterio è radiale: i valori maggiori sono nella zona vicino all'asse e poi crescono spostandosi verso l'esterno. Tale andamento può essere spiegato osservando l'andamento della tensione media sul provino (Figura 4.23): essendo il valore minore nella parte a raggi maggiori in quanto qui è permessa la deformazione (che

poi crea la bava) in questa zona si avranno valori del rapporto minori, mentre nella zona centrale nella quale la deformazione è più difficile a causa della presenza di materiale sia ha una maggiore tensione media ed il rapporto avrà valori maggiori, ottenendo una più facile saldatura. Questo è intuibile anche

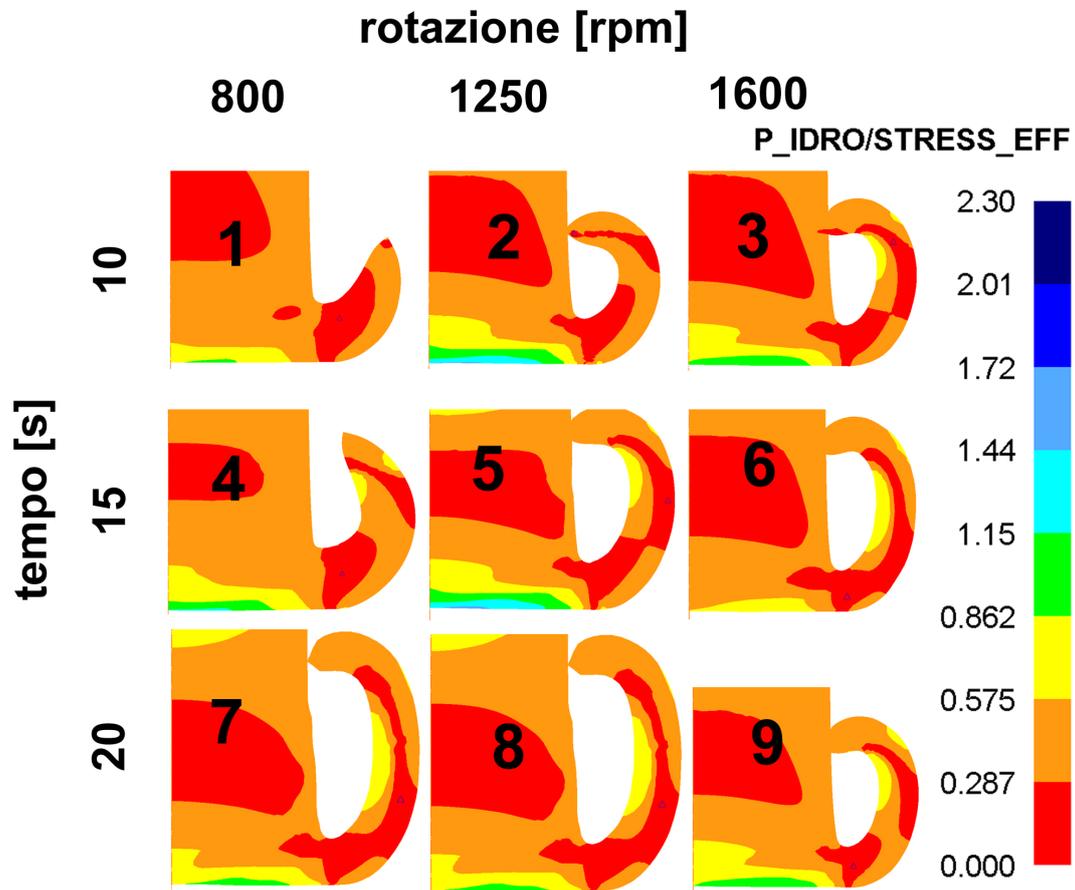


Figura 4.21 Criterio Donati-Tomesani applicato alle prove di saldatura [31]

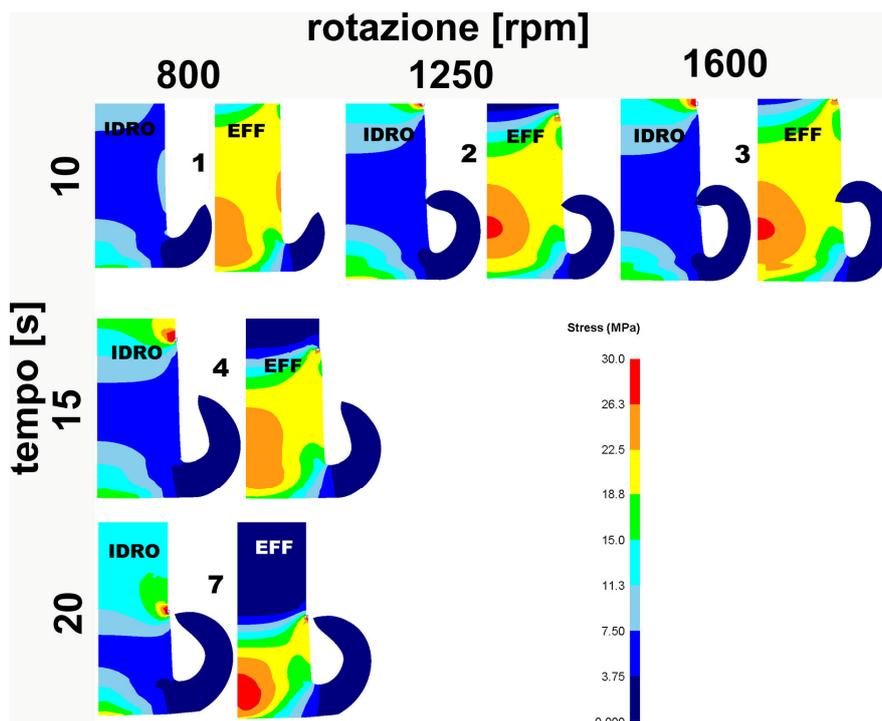


Figura 4.22 Andamento della sx-tensione idrostatica e dx-tensione effettiva nelle prove di saldatura [31]

pensando che dovendo avvenire un'unione tra due pezzi è evidente che finché ci sarà movimento (dato dalla creazione della bava) questa sarà più difficile.

Per quanto riguarda l'andamento del criterio nelle prove di saldatura (Figura 4.21) si vede che questo dipende sia dalla

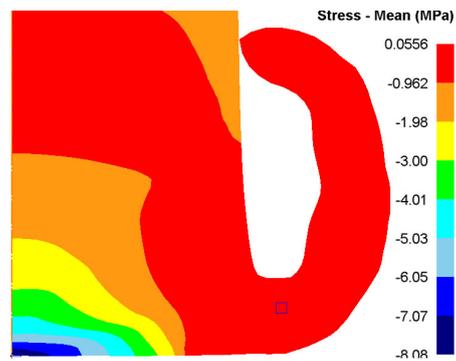


Figura 4.23 Mean Stress nella fase di forgiatura

velocità di rotazione che dal tempo di attrito: in entrambi i casi il valore del rapporto prima cresce e poi cala. A questo punto è evidente che la prova 5 presenta le condizioni più favorevoli per la saldatura in quanto presenta il valore di $p/\bar{\sigma}$ più elevato per un'estensione maggiore rispetto agli altri casi.

Tale andamento è imputabile sia alla tensione idrostatica che alla tensione effettiva: osservando Figura 4.22, nella quale sono graficati tali valori, infatti è possibile osservare che passando a valori di rotazione crescenti la tensione idrostatica rimane sostanzialmente invariata mentre la tensione effettiva tende prima a calare ramificandosi verso la zona centra per poi crescere leggermente eliminando tale ramificazione. Questo andamento è legato al fatto che passando dagli 800 ai 1250 rpm il campo termico aumenta e la deformazione è maggiore da cui un campo tensionale più esteso a valori bassi mentre dai 1250 ai 1600 rpm si raggiunge una fase di stazionarietà nel quale le deformazioni sono minori e le tensioni quindi maggiori. Muovendosi invece lungo i tempi, spostandosi verso valori maggiori, è possibile vedere che qui la distribuzione delle tensioni effettive rimane sempre la stessa mentre quella idrostatica aumenta.

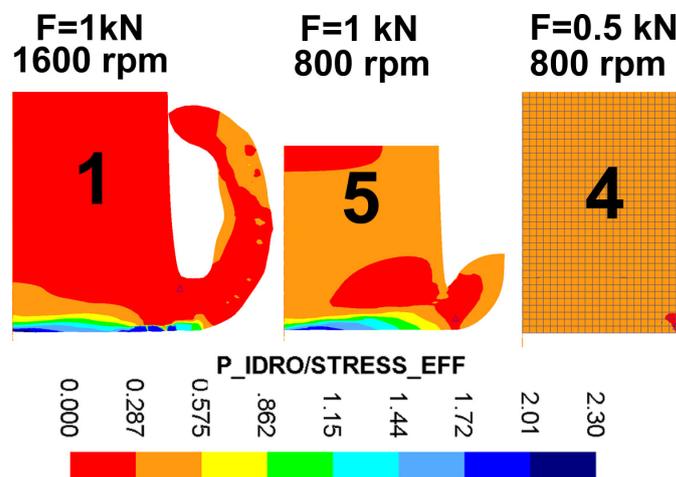


Figura 4.24 Criterio Donati-Tomesani applicato alle prove di validazione

Guardando ora ciò che accade sui provini della validazione (Figura 4.24) è possibile osservare che il provino 4, quello con valori bassi sia di forza e rotazione, presenta un valore del criterio basso che corrisponde alla mancata saldatura all'interfaccia. Gli altri due provini, l'1 ed il 5, invece hanno valori nella zona elevati: questo suggerisce una possibile saldatura in tale zona mentre nelle altre a valori inferiori una sua mancanza. Tale ipotesi viene confermata guardando i provini sezionati e lucidati di Figura 4.25: nella zona centrale è presente continuità di materiale mentre in quella esterna la mancata saldatura è evidente.

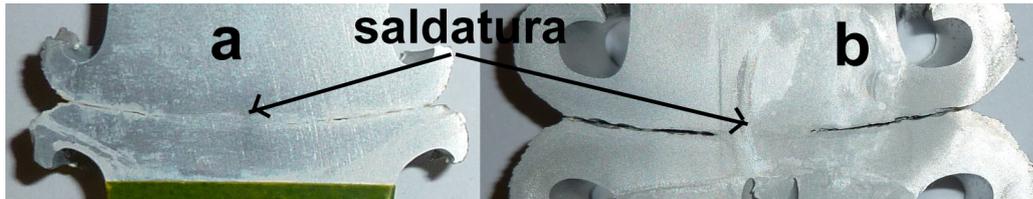


Figura 4.25 Interfaccia nei provini a-1, b-5 delle prove di validazione

È allora possibile dire che il criterio Donati-Tomesani, creato per la valutazione delle saldature dei profili cavi estrusi, può essere applicato anche alla lavorazione di Friction Welding e che permette di valutare la saldatura o meno del pezzo.

5

CONCLUSIONI

Lo scopo della presente tesi è quello di modellare agli elementi finiti la lavorazione di Friction Welding; questa fa parte delle saldature allo stato solido ed è caratterizzata dal fatto che il calore necessario per avere l'aumento di temperatura nei pezzi da saldare è ottenuto convertendo l'energia cinetica dei provini in energia termica grazie all'attrito. Questa lavorazione presenta numerosi vantaggi: permette di avere, rispetto ai processi tradizionali, giunti con bassa presenza di inclusioni, zone termicamente alterate inferiori, per l'esecuzione non è richiesto personale specializzato e la ripetibilità è elevata. Inoltre l'assenza di fonti esterne che devono fornire calore la rendono ecologica in quanto primo non sono presenti fumi e secondo perché la trasformazione del calore ad opera dell'attrito è altamente efficiente. Purtroppo il problema principale è l'ottimizzazione del processo che è lunga e richiede un elevato numero di prove prima di trovare l'optimum dei parametri di lavorazione che non sono inoltre più validi in seguito alla variazione della geometria di anche un solo pezzo. Allora l'utilizzo delle simulazioni potrebbe far diminuire il numero di prove da eseguire in quanto una volta validato il modello FEM per un certo materiale questo permetterebbe di ricreare al calcolatore il processo.

Si è scelto di utilizzare un modello termo-meccanico 2D e $\frac{1}{2}$ che considera, mantenendo la simulazione assialsimmetrica, anche gli effetti torsionali della lavorazione: dopo alcune preliminari simulazioni si è visto che questo è implementato correttamente nel programma ed è definito come geometria torsionale. È stato così possibile considerare sia la parte di deformazione in direzione circonferenziale sia la generazione di calore all'interfaccia che non è un parametro imposto dall'utente ma viene calcolato in base alle relazioni d'attrito impostate. Particolari problemi sono stati rilevati nell'impostazione del parametro

velocità limite di deformazione, $\dot{\epsilon}_{lim}$: se questo non è impostato correttamente ad un certo punto della simulazione può assumere valori notevolmente differenti per i due provini causando una non simmetria nella temperatura e nella deformazione. Dalla bibliografia sono stati ricavati tutti i valori necessari, come tensione di flusso, fattore d'attrito e comportamento termico, per caratterizzare il modello; questi, in particolare il secondo ed il terzo, sono stati poi ottimizzati cercando di ottenere dalla simulazione lo stesso andamento di temperatura rilevata durante l'esecuzione di una serie di prove sperimentali di validazione termica.

Si è osservata da parte del modello la difficoltà nel determinare la temperatura nella fase intermedia nella quale si ha il passaggio dallo scorrimento all'adesione: ciò è però da imputare alla modalità di esecuzione delle prove sperimentali che prevedono l'applicazione manuale del carico che causa un'oscillazione del valore della forza. Questo fa sì che sia presente il fenomeno dello stick-slip, ossia adesione-scorrimento, assenti nella simulazione, che alterano il campo di temperatura modificandolo in termini temporali. Proprio per tale motivo, a causa dell'aleatorietà del fenomeno, si è evidenziato che piuttosto che avere un istante di passaggio all'adesione è presente una finestra nella quale ciò può avvenire.

Il modello così ottenuto, oltre alle prove di validazione, è stato anche applicato alle prove di saldatura ([31]).

L'analisi dei risultati ottenuti ha fatto emergere una discrepanza tra i tempi necessari per avere una certa deformazione nelle simulazioni e nelle prove rilevando che nelle prime si sottostima in maniera notevole tale valore ottenendo lo stesso accorciamento in tempi inferiori. Per questo motivo si è scelto di ragionare a deformazione imposta piuttosto che a tempi imposti, come avviene nelle prove reali, in modo da avere un comportamento deformativo del materiale più veritiero.

A seguito di questa considerazione è stato possibile osservare che la forma della bava ottenuta dalle simulazioni ricalca abbastanza bene quella reale suggerendo che la modellazione del materiale ed il campo di deformazione ottenuto siano corretti e ciò valida quindi il modello ed i parametri impostati. Ulteriore conferma la si ha dal fatto che le temperature ricavate dalle simulazioni delle prove di saldatura ([31]) sono molto prossime a quelle reali rilevate dal pirometro mostrando però anche qui, in particolare per bassi valori della velocità di rotazione, il fenomeno di stick-slip che altera in minima parte i risultati.

Si è osservato dalle simulazioni che effettivamente il flusso di materiale all'interfaccia espelle gli ossidi che nella fase iniziale di riscaldamento vengono frammentati permettendo di avere una giunzione con bassa presenza di inclusioni e con bassi livelli di ossidazione.

La microstruttura ottenuta nei provini a seguito delle prove sperimentali di validazione termica è stata analizzata mediante metallografia individuando le zone del materiale base, la HAZ e la TMAZ che confrontate con i valori simulati di temperatura e deformazione hanno permesso un'ulteriore verifica del modello. Essendo le prove svolte con parametri per la validazione e non per la saldatura, analizzando l'interfaccia sia a vista che con il microscopio si è osservata sostanzialmente la mancata saldatura: sebbene in alcuni punti si abbia continuità tra i due pezzi nella restante parte questa è assente. Per quanto riguarda il grano è possibile osservare che questo, sottoposto al campo deformativo presente, avvicinandosi alla zona di saldatura tende a curvarsi fino a porvisi parallelo lungo la giunzione.

Nel materiale base è stato osservato un grano allungato nella direzione della lunghezza del provino e questo è indice del fatto che il materiale utilizzato, che è quindi stato estruso senza subire successivamente la ricottura, possiede una certa deformazione iniziale diversa da zero. Tale condizione risulta differente da quella presente nel materiale utilizzato da Donati *et al.* nel loro modello di evoluzione della microstruttura che parte da billette ricotte e quindi con grano sferico. Per considerare tale deformazione iniziale non nulla si è modificata nella parte iniziale la subroutine calcolandone il valore che sarà poi sommato a quello ottenuto dalla simulazione: per fare ciò sono state effettuate delle misure che hanno permesso di rilevare uno spessore iniziale del grano pari a $d_{i0} = 40.57 \mu m$ che corrisponde ad una deformazione iniziale di $\bar{\epsilon}_0 = 1.94$. Inoltre è stato necessario modificare il limite del parametro di Zener-Hollomon sotto il quale non si ha la riduzione della dimensione del subgrano che ha inizialmente una dimensione, diversa da quella del grano, valutata pari a $\delta_0 = 20 \mu m$. Il modello applicato alle simulazioni effettuate ha permesso di rilevare che effettivamente nell'evoluzione della microstruttura del materiale, ad opera dei fenomeni di ricristallizzazione dinamica, è presente il fenomeno del pinch-off evidenziato dal progressivo insottigliamento del grano, che raggiunge l'asintoto di circa $25 \mu m$, unito ad un iniziale incremento di lunghezza seguito da una successiva sua ripida

diminuzione, che anche in questo caso raggiunge l'asintoto di $84 \mu m$. La correttezza dei fenomeni rilevati dalle simulazioni è stata confermata dalle micrografie che quindi permettono di validare, almeno qualitativamente, il modello utilizzato. Applicando alla simulazione la parte relativa alla ricristallizzazione statica, per la quale non si hanno però dati sperimentali, effettivamente si osserva, come ci si aspetta, che il grano tende ad ingrossarsi nelle zone maggiormente deformate, ossia sulla bava ed in prossimità della linea di giunzione.

Infine per la valutazione della qualità della saldatura è stata implementata una subroutine nella quale si valuta il criterio Donati-Tomesani, $p/\bar{\sigma}$ dove p è la pressione idrostatica mentre $\bar{\sigma}$ è la tensione effettiva. L'algoritmo è stato applicato alle prove di saldatura e validazione rilevando che l'andamento del criterio, valutato nella fase di ricalcatura, è radiale e maggiore al centro in quanto qui, rispetto alle zone esterne, la tensione media, o idrostatica, è più alta essendo le deformazioni impedito dalla presenza di materiale. Tale andamento è risultato, come ci si aspettava, essere dipendente dalle condizioni di saldatura, ossia tempo di attrito e velocità di rotazione: in particolare la variazione con la velocità di rotazione è causata dalla modifica della tensione effettiva, mentre la variazione con il tempo è causata dalla tensione idrostatica. Confrontando poi l'andamento di $p/\bar{\sigma}$ ottenuto nelle prove di validazione con le sezioni dei provini fresati in mezzeria e lucidati è stato possibile osservare che nelle zone centrali, dove il valore è prossimo a 2, si sono avute delle saldature localizzate: questo ad una prima analisi permette di dire che il criterio, di derivazione dall'estrusione, è comunque valido in quanto l'affinità tra i due processi in termini di temperature e deformazioni è molto elevata e permette quindi di predire la migliore o peggiore riuscita del processo qui analizzato.

Dunque dal presente lavoro di tesi è stato creato un modello FEM che permette di simulare la lavorazione di Friction Welding i cui parametri sono stati ottimizzati e nel quale i campi termico e deformativo risultati sono molto simili a quelli reali facendo sì che le successive analisi di microstruttura e di qualità della saldatura tramite simulazioni rispecchino abbastanza fedelmente ciò che accade nella realtà. Dunque il modello può essere utilizzato per simulare delle prove di saldatura, ad esempio, su provini di diversa dimensione andando a ricercare il valore ottimale

dei parametri di saldatura riducendo quindi il numero delle prove sperimentali che saranno limitate ad alcuni set per la verifica sperimentale.

5.1 Sviluppi futuri

Riguardo gli sviluppi futuri del presente lavoro di tesi l'idea è quella di ottenere i dati caratterizzanti il materiale o l'attrito in maniera diretta: questo non perché i dati rilevati in bibliografia non siano corretti, ma per il motivo che così facendo si ha una loro maggiore confidenza e si ha la certezza che permettono di caratterizzare esattamente il materiale oggetto delle prove e delle simulazioni.

Inoltre i dati ottenuti da Donati *et al.* [7] nelle loro prove di estrusione per la creazione del modello di previsione della microstruttura hanno valori massimi di deformazione pari a circa 9 e la dispersione dei valori è molto elevata per valori esterni all'intervallo [0–3]: sebbene sia stata osservata una corrispondenza tra la simulazione della Friction Welding ed i risultati sperimentali delle metallografie è evidente che tale intervallo è una parte dei valori deformativi raggiungibili con la lavorazione che passano i 100 mm/mm . Sarebbe opportuno, al fine di avere una maggiore precisione dei risultati, riuscire a caratterizzare, tramite altre serie di prove più spinte, il materiale a valori più prossimi a quelli rilevati.

Come più volte detto, nel presente lavoro i modelli utilizzati sono stati mutuati dalle lavorazioni di estrusione e si è visto che sono comunque validi anche per la Friction Welding in quanto i parametri di processo, come la deformazione, sono simili tra loro (ossia elevati). Per cui è presente una certa analogia tra le due lavorazioni.

Un ulteriore possibile sviluppo futuro è allora l'inversione del principio, ossia utilizzare i dati ottenibili dalla saldatura per attrito per ottenere informazioni sull'estrusione. Infatti nel campo dell'estrusione la parte di progetto e di dimensionamento della matrice, dalla quale dipendono fortemente le caratteristiche del prodotto estruso, come ad esempio la microstruttura, è difficile e complicata in quanto nel caso di un errore questo è rilevabile solamente a matrice inserita già nella fase della produzione per cui alle correzioni si associano elevati costi di riprogettazione.

L'idea allora è quella di testare la matrice con delle prove di Friction Welding: dalla prima si determinano i valori di deformazione e velocità di deformazione che intervengono sul materiale che saranno poi replicati con le seconde dalle quali

sarà possibile estrarre la microstruttura e la riuscita o meno dell'eventuale saldatura: si potrà allora verificare che effettivamente la matrice riesca a creare il prodotto estruso con le caratteristiche volute, senza la necessità, in prima battuta, di costruirla materialmente.

APPENDICE

A Le unità di misura in DEFORM

Il programma utilizzato per le simulazioni FEM, DEFORM, utilizza un sistema di misura che si riferisce alle grandezze del sistema internazionale di misura ma vuole in ingresso i valori non come si è soliti utilizzarli. È necessario fare le opportune conversioni. Nel seguito vengono riportati i vari parametri con le unità di misura tradizionali e nel formato del programma.

	Tradizionale	Nel sistema di DEFORM	Come la vuole DEFORM
Lunghezza	$[m]$	$[m]$	$[mm]$
Conduttività termica λ	$\left[\frac{W}{m K} \right]$	$\left[\frac{N}{s C} \right]$	$\left[\frac{N}{s ^\circ C} \right]$
Flusso termico specifico \dot{q}	$\left[\frac{W}{m^2} \right]$	$\left[\frac{N}{m s} \right]$	$\left[\frac{N}{mm s} \right]$
Capacità termica c	$\left[\frac{J}{m^3 K} \right]$	$\left[\frac{N}{m^2 ^\circ C} \right]$	$\left[\frac{N}{mm^2 ^\circ C} \right]$
Coefficiente di convezione h	$\left[\frac{W}{m^2 K} \right]$	$\left[\frac{N}{m s ^\circ C} \right]$	$\left[\frac{N}{mm s ^\circ C} \right]$
Coefficiente di scambio termico a contatto ($= 1/R$ dove R è la resistenza termica di contatto)	$\left[\frac{W}{m^2 K} \right]$	$\left[\frac{N}{m s ^\circ C} \right]$	$\left[\frac{N}{mm s ^\circ C} \right]$

B Problemi durante le simulazioni

Durante l'utilizzo del software per l'analisi FEM le principali problematiche sorte, oltre alla questione già trattata della velocità di deformazione limite $\dot{\epsilon}_{lim}$,

riguardano la parte di svolgimento della simulazione: è infatti questa la fase più critica nel quale il programma risolve i vari set di equazioni che caratterizzano il processo.

Innanzitutto per la natura degli strumenti FEM, i quali devono risolvere delle equazioni differenziali rendendole polinomiali procedendo per successive approssimazioni, uno dei problemi incontrati è stata la non convergenza della soluzione ad un determinato step: il programma fornisce questa eventualità nel file di log con il seguente messaggio

```
196 0.9148088250E+03 0.4677469424E-02 0.2735517797E-01
197 0.9148872910E+03 0.5733962243E-02 0.2688838044E-01
198 0.9149049356E+03 0.5845678532E-02 0.2642909753E-01
199 0.9147561006E+03 0.5768437232E-02 0.2739269683E-01
200 0.9148503111E+03 0.5224989143E-02 0.2769906015E-01
SOLUTION DOES NOT CONVERGE !!
```

```
TIME STEP SIZE IS REDUCED TO 0.124388E-02
```

L'ultima riga evidenzia il tentativo automatico di porre rimedio al problema: il valore temporale dello step non convergente viene ridotto, rispetto a quanto impostato, nel tentativo di migliorare la precisione. Ovviamente tale rimedio porterebbe a step molto piccoli nel caso di risoluzioni molto difficili: il programma allora raggiunto l'1% del valore impostato dall'utente interrompe tale diminuzione e fornisce il messaggio

```
FEM MESSAGE:
196 0.9320020969E+03 0.3606148510E-02 0.1568586817E-01
197 0.9319091317E+03 0.3224980659E-02 0.1600458075E-01
198 0.9319926036E+03 0.3652238443E-02 0.1578422356E-01
199 0.9320180570E+03 0.3712741224E-02 0.1546104988E-01
200 0.9320020657E+03 0.3606164223E-02 0.1568588099E-01
SOLUTION DOES NOT CONVERGE !!
```

```
*****WARNING*****
STEP SIZE REDUCED LESS THAN 1% of USER DEFINED TIME STEP
```

La fase successiva che il programma intraprende automaticamente è l'effettuare un remesh delle geometrie in modo da eliminare l'eventuale presenza di punti critici che causano il problema. Riprende con la soluzione ed eventualmente con i rimedi appena visti. Dopo alcuni remesh la risoluzione si ferma e viene segnata definitivamente come non convergente.

In quest'ultimo caso bisogna procedere manualmente. Il problema della non convergenza generalmente è dovuto al fatto che all'interno della simulazione gli oggetti si muovono di moto rigido, ossia non si sta avvenendo nessuna deformazione, oppure al fatto che il materiale non è sensibile alla velocità di

deformazione. Per la seconda basta definire il materiale opportunamente in modo che sia caratterizzato da una tensione di flusso sufficientemente differente per valori differenti di velocità di deformazione mentre per la prima generalmente una soluzione che fornisce discreti risultati è togliere tutti i carichi per alcuni step e far giurare la simulazione in modo da far assestare il materiale ed i fenomeni in atto. Successivamente li si reinseriscono e si procede nuovamente con la simulazione di partenza. In alternativa nel caso che il tempo di ogni step scelto sia molto elevato si può procedere alla sua diminuzione, agendo con lo stesso criterio che il programma attua in automatico.

Un altro problema riguarda la mesh, ossia come la geometria dei pezzi viene ad essere suddivisa. Ai fini della risoluzione questa è sostanzialmente una matrice all'interno della quale sono presenti tutte le informazioni e che viene utilizzata per valutare le deformazioni: la deformazione della mesh causa ovviamente la modifica della matrice che può ad un certo punto presentare un giacobino negativo che il programma segnala nel seguente modo

```
FEM MESSAGE:
  RENUMBERED COLUMN HEIGHT (SUM) = 923995

  DIRECT METHOD

  ITERATION      VELOCITY      RELATIVE VELOCITY      RELATIVE FORCE
  NUMBER         NORM          ERROR NORM             ERROR NORM

  SORRY, NEGATIVE JACOBIAN DETECTED AT ELEMENT NO. 34 OF OBJECT 1
  DXJ,S,T = 0.0482131 -0.5773503 -0.5773503
```

Ovviamente tale condizione è incompatibile con la risoluzione e quindi il programma procede automaticamente ad effettuare un remesh. Questo in quanto tale condizione è generalmente dovuta alla degenerazione di uno degli elementi quadrilaterali in un triangolo a causa della sovrapposizione di due nodi: effettuando un remesh tale situazione viene generalmente corretta.

Da precisare che il programma durante la risoluzione può effettuare vari remesh senza che i precedenti problemi si siano presentati: questo è dovuto solamente al fatto che durante la deformazione la mesh, morfologicamente comunque valida, presenta elevatissime distorsioni che potrebbero causare errori numerici e quindi soluzioni non sufficientemente accurate.

Altro problema del quale è opportuno fornire un accenno è la definizione delle proprietà del materiale qualora non si usino delle formulazioni opportune. Infatti

queste saranno date per punti ed il programma procede con l'extrapolazione al fine di avere una continuità dei valori nei punti non definiti (Figura B.1). Ma se il programma effettuando tale operazione va a intersecare gli assi, ossia ottiene valori pari a zero o negativi segnala errore

ZERO OR NEGATIVE VALUE IN DATA INTERPOLATION.

Per evitare tale evenienza è necessario definire il materiale in modo che, all'interno del range dei valori di simulazione, ciò non accada.

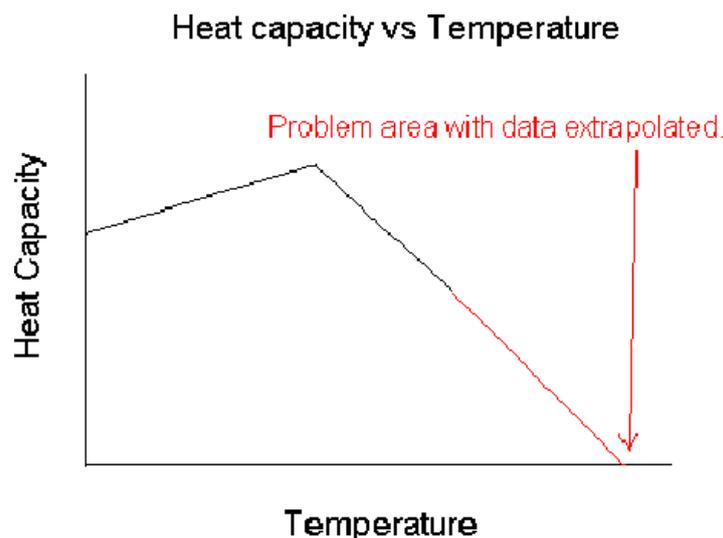


Figura B.1 Esempio di problema di interpolazione

Per quanto riguarda la formulazione assialsimmetrica delle modellazione (al posto di quella torsionale) la velocità di rotazione non può essere inserita nella parte di movimento dell'oggetto, che può solo avere forze sul piano; può però essere inserita, come visto, nelle relazioni termiche in termini di velocità relativa tra i pezzi a contatto. Così facendo il programma è in grado di valutare l'incremento di temperatura dovuta all'attrito ma a causa della geometria assialsimmetrica, e non torsionale, i fenomeni di deformazione e sollecitazione in direzione circonferenziale non sono considerati. Il modello è allora a tutti gli effetti un modello termico nel quale la generazione di calore è calcolata direttamente da DEFORM.

C Schermate del programma

Vengono riportate in Figura C.1 le schermate del programma che hanno permesso la creazione del modello FEM implementato nel presente lavoro di tesi.

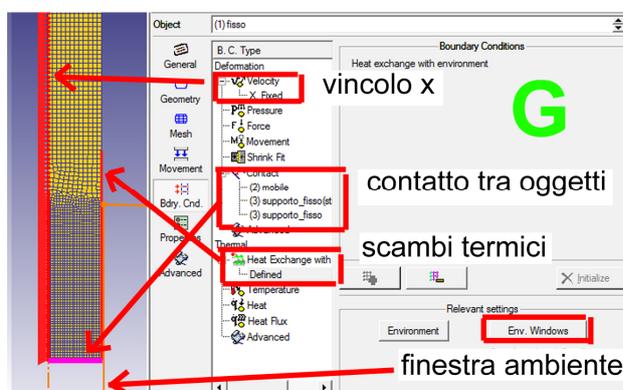
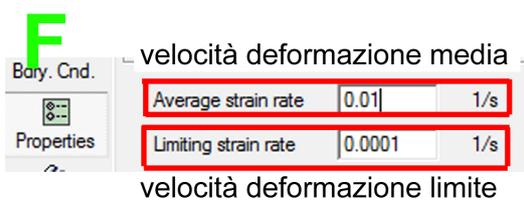
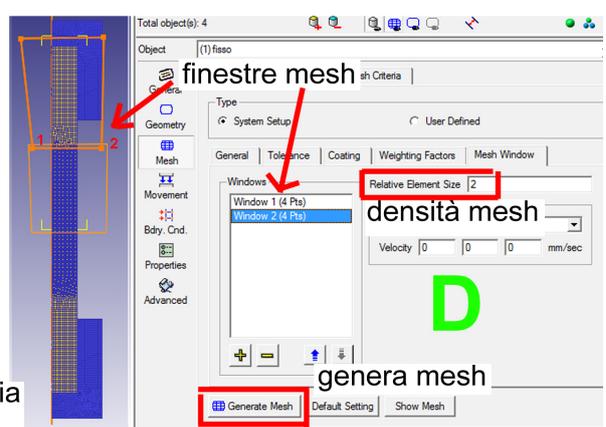
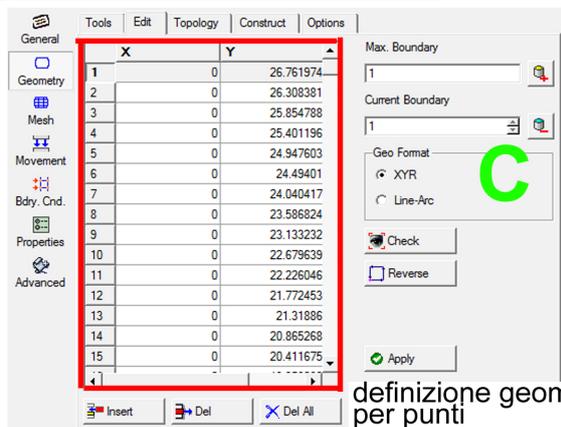
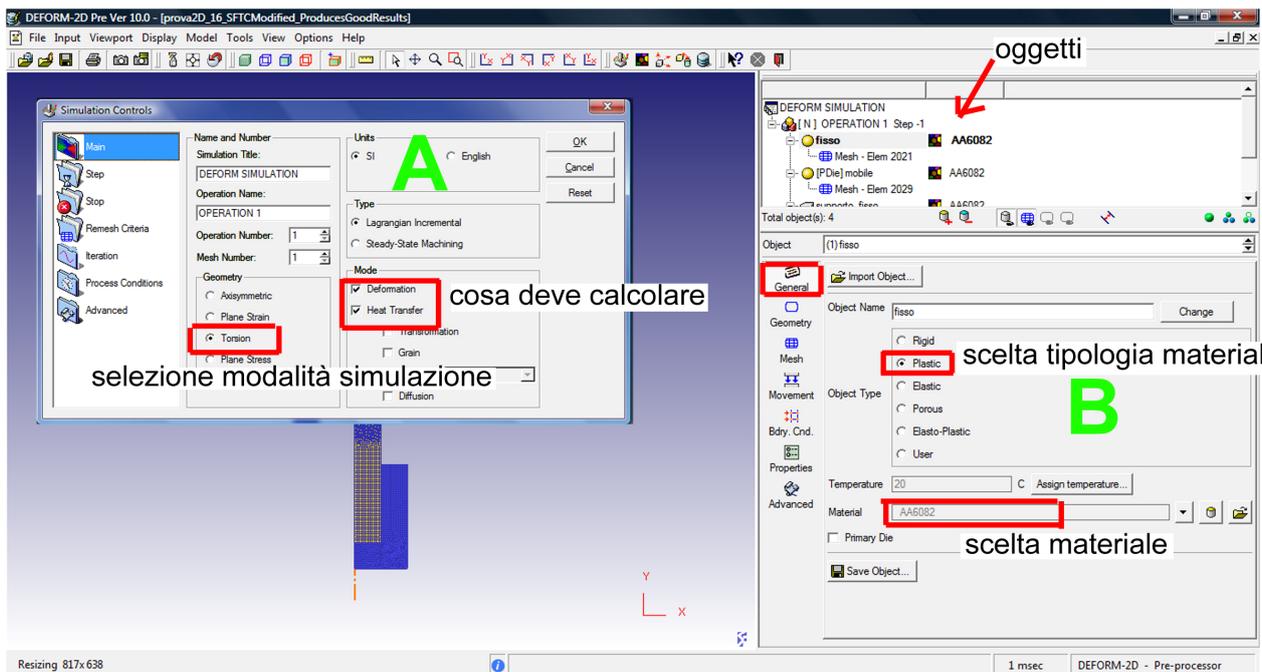


Figura C.1 Schermate del programma DEFORM: A-definizione parametri di simulazione, B-Scelta del materiale, C-definizione della geometria, D-creazione della mesh, E1-impostazione delle forze, E2-impostazione della rotazione, F-impostazione dei parametri di simulazione del materiale (in particolare il limiting strain rate, ovvero la velocità di deformazione limite), G-impostazione delle condizioni al contorno (vincoli, contatti e scambi termici)

BIBLIOGRAFIA

- [1] *On the linear friction welding process of aluminum alloys: experimental insights through process monitoring* – Fratini, Buffa, Cammalleri, Campanella – *Cirp Annals Manufacturing technology* 62 – 2013 – pagg. 295-298
- [2] *“An analytical model of steady-state continuous drive friction welding”* – Xiong, Li, Wei, Zhang, Huang – *Acta Materiala* 61 – 2013 – pagg. 1662-1675
- [3] *Finite element modeling of the inertia Friction Welding of dissimilar high-strength steels* – Bennet, Attallah, Preuss, Shipway, Hyde, Bray – *The minerals, metals & materials society* 44A – 2013 – pagg. 5054-5064
- [4] *3D numerical analysis of material flow behavior and flash formation of 45 steel in continuous drive friction welding* – Shu-de, Jian-guang, Yu-mei, Zan, Li – *Transaction of nonferrous matelas society of China* – 2012 – pagg. 528-533
- [5] *Investigation into the properties of friction welded aluminium bars* – Yilabas Sahin, Coban, Abdul Aleem – *Journal of materials processing technology* 54 – 1995 – pagg. 76-81
- [6] *Seam welds in hollow profile extrusion: process mechanics and product properties* – Donati, Tomesani – *Materials science forum* 604-605 – 2009 – pagg. 121-131
- [7] *Grain evolution analysis and experimental validation in the extrusion of 6XXX alloys by use of a lagrangian FE code* – Donati, Segatori, El Mehtedi, Tomesani – *International journal of plasticity* 46 – 2013 – pagg. 70-81
- [8] *Finite element process modeling of inertia friction welding advanced nickel-based superalloy* – Grant, Preuss, Withers, Baxter, Rowlson – *Material science and engineering* A513-514 – 2009 – pagg. 366-375

- [9] *Comparative analysis of heat generation in friction welding of steels bars* – Maalekian, Kozeschnick, Brantner, Cerjak – *Acta Materialia* 56 – 2008 – pagg. 2843-2855
- [10] *Finite element studies on friction stir welding processes of tailored blanks* – Buffa, Fratini, Shivpuri – *Computers & structures* 86 – 2008 – pagg. 181-189
- [11] *Influence of material characteristics on plastomechanics of the FSW process for T-joints* – Fratini, Buffa, Shivpuri – *Materials and design* 30 – 2009 – pagg. 2435-2445
- [12] *CDRX modeling in friction stir welding of aluminium alloys* – Fratini, Buffa – *International journal of machine tools & manufacture* 45 – 2005 – pagg. 1188-1194
- [13] *Finite element simulation of deformation behavior in friction welding of Al-Cu-Mg alloy* – Qinghua, Fuguo, Miaoquan, Qiong, Li – *Journal of materials engineering and performance* 15 – 2006 – pagg. 627-631
- [14] *Mecahnical evaluation and thermal modeling of friction welding of mild steel and aluminium* – Seli, Ismail, Rachman, Ahmad – *Journal of materials processing technology* 210 – 2010 – pagg. 1209-1216
- [15] *Determination of friction coefficients at elevated temperatures for some Al, Mg and Ti alloys* – Gontarz, Dziubinska, Okon – *Archives of metallurgy and materials* 56 – 2011 – pagg. 379-384
- [16] *Effect of temperature on the frictional behavior of an aluminum alloy sliding against steel during ball-on-disc tests* – Wang, He, Zhou, Duszczyk – *Tribology international* 43 – 2010 – pagg. 299-306
- [17] *Friction factor of CP aluminium and aluminium-zinc alloys* – Sagar, Anand, Mithun, Srinivasan – *Bull. Mater. Sci.* 29 – 2006 – pagg. 685-688
- [18] *Investigation of friction in warm forging of AA6082* – Buchner, Weber, Buchmayr – *Chair of metal forming at University of Leoben, Austria* – pagg. 1-4
- [19] *Finite element modeling of inertia welding processes* – Lee, Samant, Wu, Srivatsa – *Numiform 2001 Conference* – 2001 – pagg. 1-6
- [20] *Friction welding of metals* – Vill' – *American welding society* – 1959
- [21] *Modeling of inertia welding of inconel 718* – Yang – *Ph. D. Thesi at University of Birmingham* – 2010 – pagg. 12-97
- [22] *Iso 15620* – *International Organisation for standardization* – 2000 – pagg. 5-20
- [23] *DEFORM* – *Scientific Forming Technologies Corporation*

- [24] *Numerical model for steady-state flow in friction welding* – Bendzsak, North, Li – Acta Materiala 45 – 1997 – pagg. 1735-1745
- [25] *Viscoplastic FE modelling of continuous drive friction welding process* – Zhang, Liu, Zhu, Qu – Science and technology of welding and joining 11 – 2006 – pagg. 737-743
- [26] *Thermal contact conductance in bolted joint* – Hasselstrom, Nilsson – Diploma work n.85/2012 at Department of materials and manufacturing technology, Chalmers University of Technology, Gothenburg, Sweden – 2012 – pagg. 20-49
- [27] *Observations of barreling in aluminium solid cylinder during cold upsetting using different lubricants* – Malayappan, Narayanasamy – Material science and technology 19 – 2003 – pagg. 1705-1708
- [28] *Flow stress of AA6082: cold compression tests* – Airod – Ph. D. Thesis
- [29] *Modeling of the flow behavior of wrought aluminium alloys at elevated temperatures by a new constitutive equation* – El Mehtedi, Musharavati, Spigarelli – Materials and design 54 – 2014 – pagg. 869-873
- [30] *Tecnologie di giunzione mediante saldatura, Procedimenti non convenzionali ed allo stato solido* – Fortunato, Ascari – Progetto Leonardo – 2009 – pagg. 103-109
- [31] *La saldatura Friction Welding* - Vito Gentile - Elaborato finale di laurea – 2014
- [32] *Dissimilar friction welding of 6061-T6 aluminum and AISI 1018 steel: Properties and microstructural characterization* - Taban, Gould, Lippold - Materials & Design - 2010 - pagg. 2305-2311

Ringraziamenti

Anche questa volta, di nuovo dopo la laurea triennale, le superiori, le medie, le elementari ed anche l'asilo, si conclude un altro ciclo di studi. Come sempre l'evento porta gioia e felicità ma allo stesso tempo è affiancato da quel retrogusto, non di tristezza, ma di malinconia: durante il percorso fatto insieme ad amici e professori si crea quel rapporto che, volenti o nolenti, tenderà una volta usciti ad affievolirsi.

Ma volendo vedere il bicchiere mezzo pieno, per chi mi conosce un evento “raro” dato la mia filosofia del “pessimismo ottimista” (vedi il P.S. sotto), questo non è la fine ma l’inizio di un nuovo percorso. Molto probabilmente l’inizio di un percorso lavorativo che, giustamente sperando più tra alti che tra bassi, prenderà corpo ed evolverà per la restante parte della mia vita.

Giunti dunque a questo punto, sicuramente mettendoci impegno e dedizione, passando anche e comunque per percorsi un poco travagliati ed incerti, volevo ringraziare tutti quanti mi hanno affiancato.

Un primo grazie va sicuramente alla mia famiglia, Daniele, Monica, Marco ed a tutti i parenti che non mi hanno mai fatto mancare il loro sostegno ed hanno creduto in me e nelle mie capacità. Grazie anche per avere sopportato il mio carattere, in particolare durante il periodo di tesi e tirocinio, non proprio affabile ma a tratti scontroso.

Grazie

Un altro grazie va al relatore della presente tesi, il prof. Lorenzo Donati, che mi ha seguito e supportato in maniera impeccabile, senza farmi mancare il supporto quando necessario. Grazie anche a Paolo Proli, Antonio Segatori, Claudia Bandini e Francesco per l’aiuto fornitomi.

Grazie

Un grazie va anche a tutti gli amici che durante il periodo degli studi, e spero continuino così anche dopo, sono stati fonte di svago e divertimento nonché di sostegno reciproco.

Grazie

Non meno vorrei anche ringraziare tutti i professori delle superiori e l’ITIS “G. Marconi” di Forlì, che mi hanno permesso di coltivare le mie capacità indirizzandomi a fare sempre meglio anche loro credendo in me, donandomi un percorso formativo fantastico. Un grazie particolare anche per il caloroso rapporto umano che si è venuto a creare e che terrà legato al mio cuore questa meravigliosa scuola che è l’ITIS di Forlì (ed i suoi “abitanti”).

Grazie

Grazie anche a tutti quanti i non citati che sono intervenuti durante il mio percorso di studi e di vita.

Grazie

A costo di essere ripetitivo, a sottolineare quanto sia sentito questo traguardo, a tutti quanti dico

GRAZIE ;)

P.S.

Il pessimismo ottimista di cui sopra è la mia filosofia secondo la quale è meglio pensare pessimisticamente ma credendo che le cose vadano bene: ossia ci si deve aspettare il peggio credendo e facendo di tutto affinché vadano per il verso giusto. Se non vanno bene si è preparati ma se prendono la giusta piega si è più felici rispetto al pensare che vadano bene ma poi vanno male con conseguente delusione.

