

Deformazione plastica di tubi in acciaio inossidabile ferritico AISI 441 (EN 1.4509) per applicazioni automobilistiche: analisi dei parametri di formatura

O. Di Pietro, R. Marini, A. Di Schino

I tubi saldati in acciaio inossidabile sono componenti impiegati nel comparto automotive per lo scarico dei gas combusti in uscita dal motore. Al giorno d'oggi, il processo di formatura del tubo marmitta deve rispettare standard qualitativi sempre più elevati. Per rispondere a queste esigenze si vede necessaria un'analisi numerica di tipo predittivo in grado di far fronte ad alcune criticità che insorgono durante la formatura del pezzo. Il modello presentato di seguito tiene conto delle caratterizzazioni meccaniche e geometriche del componente ed è in grado di descrivere il processo industriale di metal forming. Lo studio è stato svolto utilizzando simulazioni numeriche basate sul metodo degli elementi finiti (FEM) per valutare l'effetto dei diversi parametri di processo e dei vincoli geometrici sulla deformazione finale, per tubi in acciaio inossidabile ferritico. La sensibilità del modello al variare dei parametri in input è riportata in termini di sollecitazioni e assottigliamento percentuale sul tubo, per quanto riguarda invece l'analisi di fattibilità della lavorazione, essa è stata svolta considerando il rispettivo limite di formabilità. Le ricerche sperimentali e le simulazioni numeriche hanno entrambe evidenziato l'importanza dei parametri operativi e geometrici sul risultato finale.

PAROLE CHIAVE: ACCIAI INOSSIDABILI – DEFORMAZIONE PLASTICA – PROPRIETÀ MECCANICHE.

INTRODUZIONE

Gli acciai inossidabili, grazie alle loro peculiari proprietà di resistenza alla corrosione, sono oggi impiegati in tutte quelle applicazioni ove si richieda questa proprietà congiunta ad un'elevata resistenza meccanica [1,2]. Nello specifico, essi sono largamente utilizzati nel comparto automobilistico [3], nell'edilizia [4-6], nel settore energetico [7-11], aeronautico [12], alimentare [13-15] e nella stampa tridimensionale (3D) [16,17]. Gli acciai inossidabili trovano applicazione nel settore automobilistico grazie alla loro capacità di essere lavorati secondo geometrie complesse [18-20]. A differenza delle tecniche più comuni, la tecnica del metal forming viene utilizzata per produrre in modo efficiente geometrie complesse. In ambito industriale, vengono comunemente eseguiti numerosi test di qualità al fine di garantire la conformità con gli standard di riferimento: ciò implica un incremento in termini di consumi, prototipi, co-

Orlando Di Pietro, Andrea Di Schino

Dipartimento di Ingegneria, Università degli Studi di Perugia, Italia

Roberto Marini

Acciai Speciali Terni

sti e tempo. La modellazione e la simulazione numerica dei processi di produzione è un prerequisito consolidato per una produzione economica e un funzionamento in qualità controllata degli impianti di produzione. Nel caso specifico della produzione di tubi, l'innovazione consiste nel fornire un maggior numero di informazioni che contribuiscano a migliorare la resistenza del tubo stesso alle sollecitazioni meccaniche cui è sottoposto. Ciò può condurre all'ottimizzazione del metodo di fabbricazione, che altrimenti risulterebbe non praticabile o non significativamente vantaggioso. In tale contesto si colloca lo sviluppo e l'applicazione di modelli in grado di supportare la stabilità del processo di fabbricazione e la qualità del prodotto. Nel caso degli acciai ferritici, ad esempio, la deformazione plastica dei tubi saldati è caratterizzata da una scarsa omogeneità comportamentale [21] a causa della natura del materiale, caratterizzato da una disomogeneità intrinseca che spesso comporta una percentuale di test di caratterizzazione non affidabili. Il controllo di qualità, eseguito dopo il processo di profilatura, viene generalmente effettuato mediante prova di trazione uniassiale condotta secondo normativa. In molti casi però, le proprietà di trazione misurate non sono sufficienti a garantire la conformità agli standard richiesti dal cliente, di conseguenza diventa uno strumento indispensabile per la progettazione di questo prodotto la simulazione numerica dei processi di formatura di lamiera in acciaio [22,23]. L'importanza di queste simulazioni è data dalla grande attenzione nel ridurre il "time to market" e il costo dovuto allo sviluppo di nuovi componenti in settori che vanno dall'industria automobilistica all'imballaggio, oltre a consentire una migliore comprensione dei meccanismi di deformazione e della loro interazione con i parametri di processo in input.

Nonostante questo tipo di analisi sia già uno strumento consolidato, le sue potenzialità sono ancora oggetto di studio vista la continua necessità di simulare processi sempre più complessi, come ad esempio quelli coinvolti nella produzione di componenti ottenuti da lamiera in acciaio inossidabile e l'analisi del loro comportamento, una volta sottoposti a deformazione plastica.

La richiesta di processi sempre più solidi e sostenibili, ha cambiato il loro carattere deterministico in stocastico, al fine di poter considerare la dispersione delle proprietà meccaniche derivanti da precedenti processi produttivi.

Nell'ambito della formatura dei tubi sono stati sviluppati numerosi approcci, questo in risposta alle diverse esigenze di specifica, di forme, di materiali e tolleranze da garantire [24-26]. Sono stati implementati molti modelli matematici in grado di descrivere il comportamento alla deformazione plastica dell'acciaio a partire dal tipo di materiale ed il loro campo d'applicazione [27]. Questi modelli richiedono l'analisi delle proprietà meccaniche, tenendo conto della struttura macroscopica e microscopica dell'acciaio oggetto di analisi. Un'ulteriore caratteristica rilevante riguarda il comportamento anisotropo del materiale, caratteristica che emerge durante la deformazione plastica e quindi nel corso della formatura del componente.

He et al. hanno svolto degli studi dedicati alla previsione accurata e al controllo di molteplici difetti / instabilità che emergono durante la piega di tubi [28]. Wu et al. [29] hanno studiato gli effetti della temperatura, della velocità di piega e della dimensione del grano sulla variazione dello spessore, sulla distorsione della sezione trasversale e sul ritorno elastico di un tubo sottoposto a flessione. In [30, 31] è stato analizzato l'effetto dei parametri di processo sulla distribuzione dello spessore e sulla distorsione della sezione trasversale per tubi in di spessore sottile. Tang [32] ha dedotto diverse equazioni relative alla flessione per prevedere la distribuzione delle sollecitazioni sul tubo piegato, la variazione dello spessore, il momento flettente e l'appiattimento basandosi sulla teoria della deformazione plastica. Al-Qureshi et al. [33] hanno trovato delle equazioni approssimative per la curvatura del tubo al fine di prevedere quantitativamente il ritorno elastico e lo stress residuo ipotizzando un materiale elastico-plastico ideale, una condizione di deformazione piana, assenza di difetti ed effetto Bauschinger. In [34] è stata definita una relazione analitica per prevedere la distribuzione delle sollecitazioni, lo spostamento dell'asse neutro, la variazione dello spessore e la distorsione della sezione trasversale. Li et al. [35], basandosi sulla teoria della deformazione plastica, hanno stabilito un modello di previsione analitica per il ritorno elastico, tenendo conto delle specifiche del tubo e delle proprietà del materiale. Jeong et al. [36] hanno proposto equazioni in grado di calcolare il momento flettente e il ritorno elastico del tubo in piega considerando l'incrudimento nell'area deformata plasticamente. La formula della distorsione della sezione trasversale è stata dedotta in accordo al principio della forza virtuale

da Liu et al. [37]. Si noti inoltre che, sebbene molti fattori del processo non possano essere considerati, come ad esempio condizioni di contatto e una mancata omogeneità di distribuzione di sollecitazioni / deformazioni sul componente, i modelli analitici sono ancora molto utili per stimare e prevedere la qualità della formatura di un tubo sottoposto a piega.

Considerando quindi la complessità di questo tipo di formatura, il metodo di simulazione numerica basato sul metodo agli elementi finiti (FE) è stato ampiamente utilizzato per esplorare la deformazione a flessione in varie condizioni di formatura [38-40].

Lo scopo della simulazione numerica è infatti quello di prevedere il comportamento di diverse geometrie di tubi durante il processo di piega o la formatura a freddo di lamiera di acciaio.

Molti approcci dedicati ai gradi di acciaio inossidabile ferritico e austenitico si basano sui criteri di Von Mises e Johnson-Cook [41,42]. Tali criteri descrivono il comportamento elastico-plastico dei materiali isotropi, definendo lo stress indotto in funzione della deformazione, della velocità di deformazione e della temperatura. Inoltre, un altro importante metodo è quello basato sul criterio di Hill, che introduce diverse equazioni per materiali ortotropi e anisotropi [43,44].

In questa trattazione, il processo di deformazione del tubo ferritico in acciaio inossidabile viene simulato mediante un pacchetto software commerciale che adotta il criterio di Hill. I risultati della simulazione vengono confrontati con quelli provenienti da test sperimentali con l'obiettivo di sviluppare uno strumento per utilizzo aziendale, in grado di prevedere il comportamento in piega di tubi in acciaio inossidabile.

Nonostante molti ricercatori siano attivi in questo ambito e numerosi articoli sono stati pubblicati, il processo di piega tubi in acciaio inossidabile è comunemente eseguito solo mediante un approccio empirico (trial and error). Uno degli obiettivi del documento è infatti quello di coprire il divario tra la ricerca teorica fondamentale e l'applicazione industriale, evidenziando l'effetto dei parametri geometrici ed operativi del processo manifatturiero.

MATERIALI E METODI

Il materiale considerato è l'acciaio AISI 441 (X2CrTiNb18 – EN 1.4509) nello stesso di laminato a freddo ricotto di durezza pari a 200 HV10. L'analisi chimica e la geometria dei tubi oggetto di studio sono riportate rispettivamente nella Tabella 1 e nella Tabella 2, rispettivamente.

Tab.1 - Analisi chimica dell'acciaio AISI 441 (elementi principali, massa, %) / Chemical analysis of AISI 441 steel (main element, mass, %).

Grado Acciaio	C	Cr	Ni	Mo	Altri
AISI 441	0.02-0.04	17.5-18.5	-	-	Ti+Nb=0.55%

Tab.2 - Materiali usati per le simulazioni con le loro caratteristiche geometriche (mm) / Materials and geometries selected for simulations (mm).

Diametri tubo	Spessori tubo
40; 50; 60	1.0; 1.2; 1.5; 1.8

Sul materiale piano, nella fase precedente alla tubificazione, è stata effettuata la determinazione del Diagramma del Limite di Formabilità (FLD) per descriverne i percorsi di deformazione. Questo tipo di diagramma contiene la curva limite di formabilità (CLF) che mostra la capacità massima di un materiale di deformarsi e viene realizzata eseguendo ripetuti test di Nakazima viene poi misurata la deformazio-

ne lungo le due direzioni perpendicolari [45]. Sulla base di questo test, i risultati vengono misurati con il metodo a griglia convenzionale, discretizzando con dei cerchi il campione, i quali vengono poi deformati in ellissi durante il processo di deformazione.

Da queste ellissi, vengono estratte le dimensioni minori e maggiori, identificando così sul diagramma FLD i punti del-

lo stato di deformazione del materiale. Inoltre, altri parametri caratteristici del materiale sono stati ottenuti mediante prove di trazione uniassiale. Le proprietà dell'acciaio sotto esame sono riportate in Tabella 3. Per la determinazione dei parametri meccanici, i

tubi sono stati sottoposti a prova di trazione uniassiale secondo la norma UNI EN 6892-2:2020 [46]. Il coefficiente di incrudimento invece è stato ricavato dalla curva reale sforzo-deformazione in accordo alla relazione 1.

$$\log \sigma_T = \log K + n \log \varepsilon_T \quad 1)$$

Dove K è il coefficiente di sforzo ed n il coefficiente di incrudimento.

Tab.3 - Proprietà meccaniche dell'acciaio AISI 441 / 441 Steel mechanical properties of AISI 441 steel.

Densità [Kg/dm ³]	Modulo di Young [N/mm ²]	Coefficiente di Poisson	R _{p0.2} (MPa)	R _m (MPa)	A _g , %	Coefficiente di Lankford	Coefficiente di incrudimento
7.8x10 ⁻⁹	210000.0	0.30	350-430	430-600	15	1.30÷1.40	0.20÷0.25

Una prima validazione sperimentale è infine stata eseguita limitatamente al tubo di diametro 50 mm spessore 1.2 mm.

METODO DI MODELLAZIONE

Il modello FEM utilizzato per questa applicazione si basa sul principio variazionale rigido-plastico come quanto segue:

$$\pi = \int_V \bar{\sigma} \dot{\varepsilon} dV - \int_{S_F} F_i u_i dS \quad 2)$$

che definisce i coefficienti di deformazione. Nell'Eq.1 la condizione di incomprimibilità può essere corretta aggiun-

gendo una costante di penalità α come riportato nell'Eq 3:

$$\pi = \int_V \bar{\sigma} \dot{\varepsilon} dV + \int_V \frac{\alpha}{2} \dot{\varepsilon}_V^2 dV - \int_{S_F} F_i u_i dS \quad 3)$$

così:

$$\delta \pi = \int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\varepsilon} dV + \alpha \int_V \dot{\varepsilon}_V \delta \dot{\varepsilon}_V dV - \int_{S_F} F_i \delta u_i dS \quad 4)$$

dove $\bar{\sigma}$, $\dot{\varepsilon}$, ε_v , F_i , u_i sono rispettivamente lo stress effettivo, il coefficiente di deformazione, il coefficiente di deformazione in termini di volume, lo stress superficiale e la velocità del tubo. L'elemento a 8 nodi è quello adottato per simulare

al meglio il processo di piega del tubo. I vettori di posizione (x, y, z) e di velocità (u_x , u_y , u_z) del nodo-iesimo sono pertanto definiti come segue:

$$\begin{aligned} x &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) x_i \\ y &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) y_i \\ z &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) z_i \\ u_x &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) u_{x_i} \\ u_y &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) u_{y_i} \\ u_z &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) u_{z_i} \end{aligned} \quad 5)$$

Dove ξ, η, ζ sono le coordinate nello spazio (vedi Figura 1).

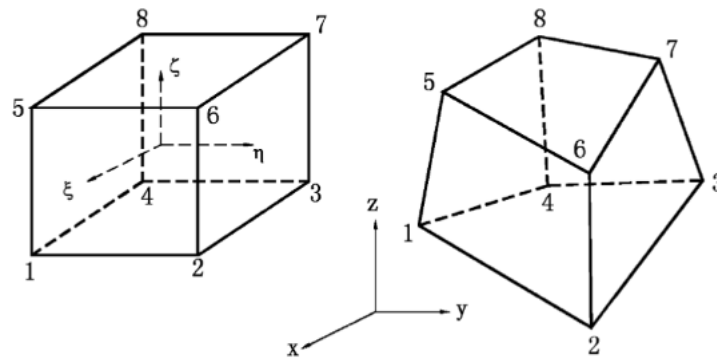


Fig.1 - Rappresentazione grafica delle coordinate nello spazio / Graphic representation of space coordinates.

Il modello tiene conto dell'attrito sul tubo durante la piega secondo l'Eq.6:

$$f = -\frac{2}{\pi} mk \tan^{-1} \left(\frac{u_s}{u_0} \right) t \quad 6)$$

dove m è il coefficiente di attrito, k la tensione di taglio, u_s la velocità di avanzamento del tubo e t il vettore dell'unità in direzione u_s . Sulla base di queste premesse, è stato implementato un modello FEM discretizzando il tubo con mesh pari 4 x 4 mm e gli strumenti utilizzati per simulare l'attrezzaggio della macchina piegatubi sono stati considerati, in accordo con la teoria della deformazione plastica, come

corpi rigidi.

Per questa serie di simulazioni è stata impiegata l'adattività della *mesh*, una funzione offerta dal software che consente a quest'ultima di addensarsi nelle aree di interesse. Gli input relativi agli strumenti sono descritti in Tabella 4, nella Figura 2 è invece possibile visualizzarne il layout.

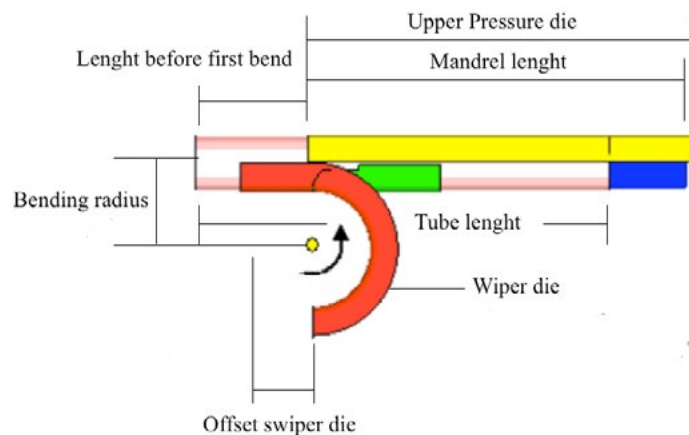


Fig.2 - Strumenti utilizzati per la piega / Adopted bending tools

Tab.4 - Dimensioni degli strumenti di piega / Bending tool sizes

Mandrel [mm]	Upper pressure die [mm]	Offset swiper die	Bending radius [mm]
750	750	100	1.0

I parametri geometrici degli altri strumenti correlati vengono calcolati mediante simulazione.

Gli elementi sferici interni che supportano il processo di piega sono stati considerati nella simulazione, anche se

non sono stati riportati in Figura 2. In Figura 2 la freccia rossa rappresenta il vettore di deformazione.

Nelle simulazioni svolte infatti, sono state considerate quattro sfere con diametri decrescenti di 3,3 mm l'una dall'altra.

Il diametro iniziale della prima sfera viene calcolato diminuendo il diametro del tubo della stessa quantità.

Il coefficiente di attrito considerato tra tutti gli elementi è 0.2. Vale la pena ricordare che nei calcoli non viene preso in considerazione un elemento di supporto aggiuntivo spesso presente in un macchinario piegatubi industriale (chiamato "booster").

Il software utilizzato per il calcolo numerico, consente di adottare la legge di snervamento di Hill 48. Tale funzione è nota per descrivere correttamente il comportamento a deformazione plastica di geometrie tubolari di piccole dimensioni in acciaio inossidabile [47].

Per l'analisi numerica si è tenuto conto dei seguenti parametri per simulare il processo di piega in maniera efficace:

- Raggio di piega;
- Angolo di piega;
- Velocità rotazionale;
- Temperatura di piega.

Le analisi degli output di simulazione sono state effettuate attraverso la mappatura dei valori calcolati dal solutore (come ad esempio gli stress interni, l'assottigliamento percentuale e la deformazione). Un esempio della mappatura ottenuta è riportato in Figura 3.

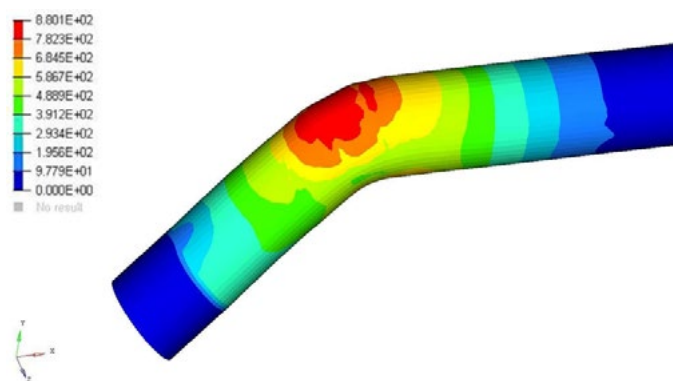


Fig.3 - Mappatura dello stress interno sul tubo piegato / Internal stress mapping on formed tube.

Al fine di analizzare l'effetto dei parametri sul processo finale e sulla sua fattibilità, sono stati considerati i valori massimi ottenuti sulle mappature per evidenziare i punti critici sulla geometria.

RISULTATI E DISCUSSIONE

L'effetto dei parametri geometrici ed operativi in input descritti sono riportati di seguito.

Influenza del diametro del tubo

In questa sezione è stato analizzato l'effetto del diametro del tubo di spessore 1.5 mm sul processo di piegatura, mantenendo il rapporto R/D come valore fisso ad 1. Il rapporto è stato fissato ad $R/D = 1$ il quale rappresenta un valore comunemente utilizzato nel processo di piega industriale. Il comportamento delle sollecitazioni del tubo in funzione dei vari diametri è riportato nella Figura 4.

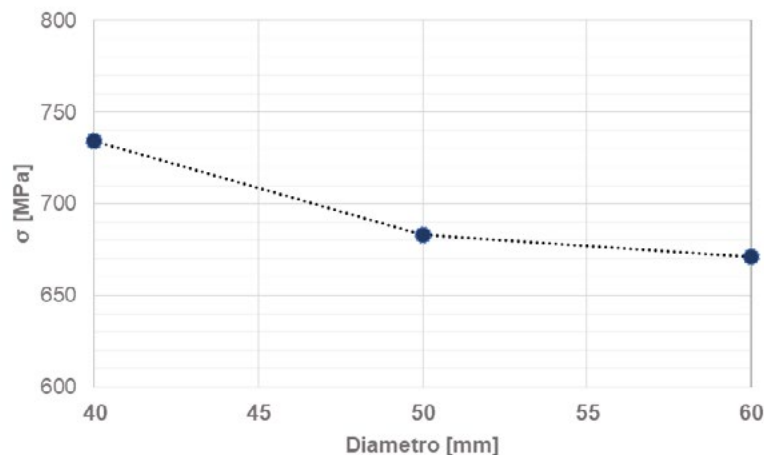


Fig.4 - Dipendenza dello stress interno dalla dimensione del diametro in tubi in acciaio AISI 441 (spessore 1.5 mm e $R/D = 1$) / Internal stress dependence on pipe diameter for AISI 441 steel (1.5 mm thickness and $R/D = 1$)

I risultati consentono di valutare l'influenza del diametro pari a circa il 5% sullo stress interno. La stessa variazione può

essere apprezzata anche per l'assottigliamento del tubo (Figura 5).

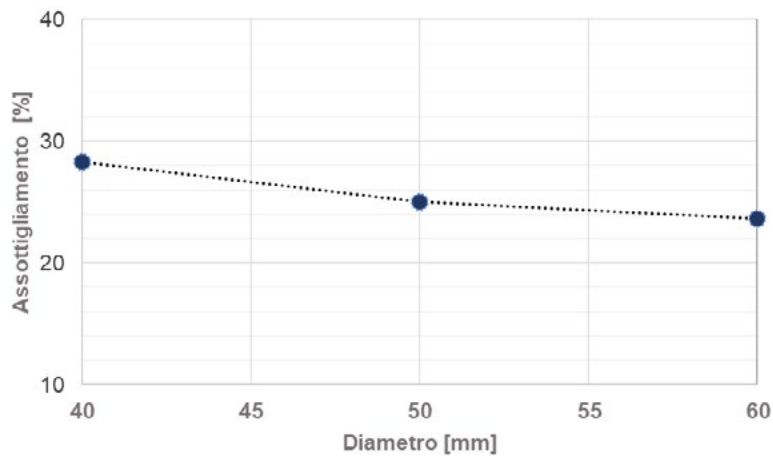


Fig.5- Assottigliamento percentuale per vari diametri di tubi in acciaio AISI 441 (spessore 1.5 mm e $R/D = 1$) / Thinning dependence on pipe diameter for AISI 441 steel (1.5 mm thickness and $R / D = 1$)

A supporto dei risultati di calcolo ottenuti per l'assottigliamento, sono stati inoltre considerati i risultati di raggiungimento di limite di formabilità al variare del diametro. Dalle curve FLD ottenute è stato estrapolato un valore limite di formabilità del quale ne è stata ricavata la percentuale, il valore limite di formabilità viene restituito dal software in fase di post-processing inserendo il coefficiente di incrudimen-

to. La Figura 6 mostra il limite di formabilità (%) raggiunto durante la deformazione per l'acciaio inossidabile AISI 441. La linea rossa tratteggiata rappresenta la rottura del campione. I diagrammi FLD confermano che la deformazione dei vari elementi geometrici è influenzata dalla dimensione del diametro e mostrano che un aumento delle dimensioni del diametro consente di ridurre il rischio di rottura.

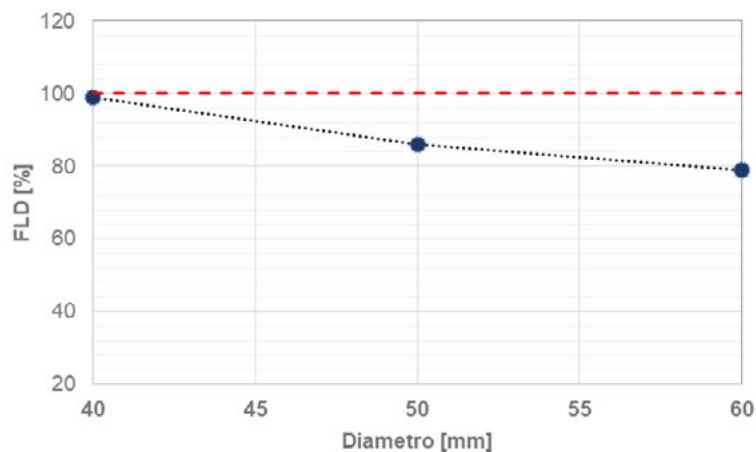


Fig.6 - Percentuale di limite di formabilità raggiunto per vari diametri di tubi in acciaio AISI 441 (spessore 1.5 mm e $R / D = 1$) / FLD% dependence on pipe diameter for AISI 441 steel (1.5 mm thickness and $R / D = 1$)

Influenza dello spessore del tubo

Lo stress e l'assottigliamento del tubo di diametro 50 mm in funzione dello spessore sono riportati rispettivamente nelle Figure 7 e 8. I risultati mostrano una variazione non significativa dello stress interno. In particolare, la variazione totale è inferiore al 2%. D'altra parte, l'assottiglia-

mento (%) aumenta all'aumentare dello spessore del tubo (Figura 7), sebbene non vi siano state variazioni rilevanti in termini di stress e assottigliamento, il trend riscontrato in Figura 8 è significativo. È infatti importante evidenziare che mentre nel caso precedente la riduzione dello spessore (che è mantenuto costante) ha la possibilità di essere

distribuita su diametri via via sempre più grandi, in questo caso il diametro è stato fissato come parametro costante e l'aumento dello spessore ha comportato ad un aumento dell'assottigliamento percentuale del tubo. Al fine di va-

lutare la capacità di deformazione del materiale e supportare i risultati di calcolo di cui sopra, sono state condotte misure sperimentali di assottigliamento su campioni fisici, come riportato successivamente.

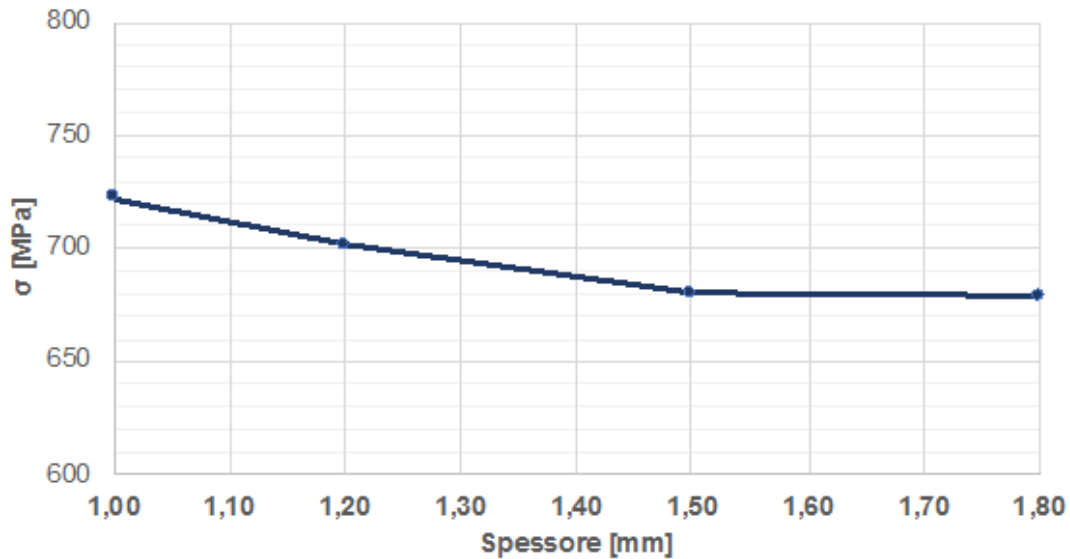


Fig.7 - Stress interno per vari spessori di tubi in acciaio AISI 441 (diametro 50 mm e $R/D = 1$) / Internal stress dependence on pipe thickness for AISI 441 steel (50 mm diameter and $R/D = 1$)

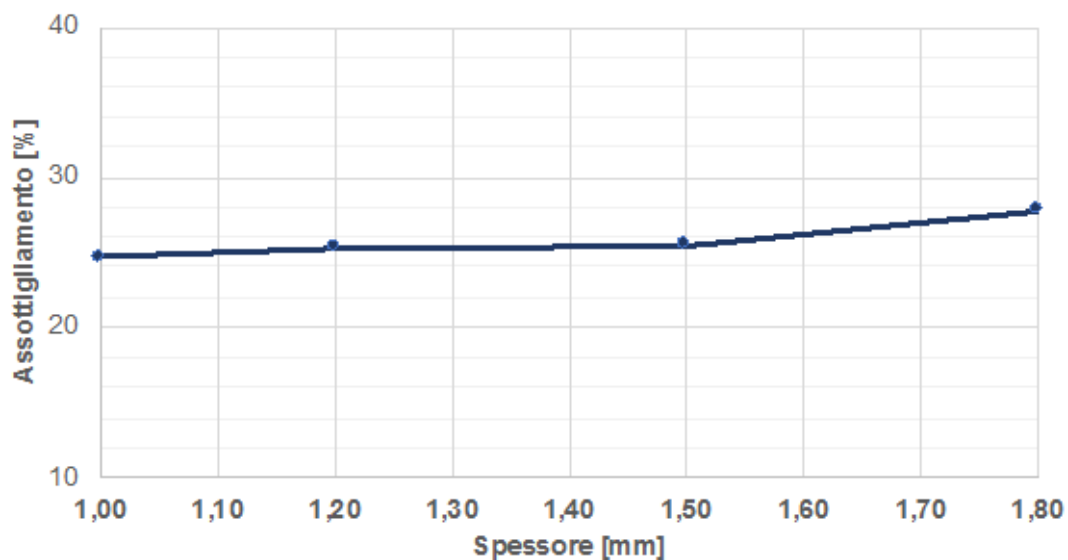


Fig.8 - Assottigliamento percentuale per vari spessori di tubi in acciaio AISI 441 (diametro 50 mm e $R/D = 1$) / Thinning dependence on pipe thickness for AISI 441 steel (50 mm diameter and $R/D = 1$)

La percentuale limite di formabilità ottenuta dal diagramma FLD in funzione dello spessore del tubo è riportata in Figura 9. I risultati mostrano che il successo del processo di formatura dipende dallo spessore del tubo. La figura

mostra chiaramente il forte effetto dallo spessore iniziale sul successo del processo di piega. Si evidenzia la sostanziale indipendenza della FLD dallo spessore per spessori superiori al 1 mm.

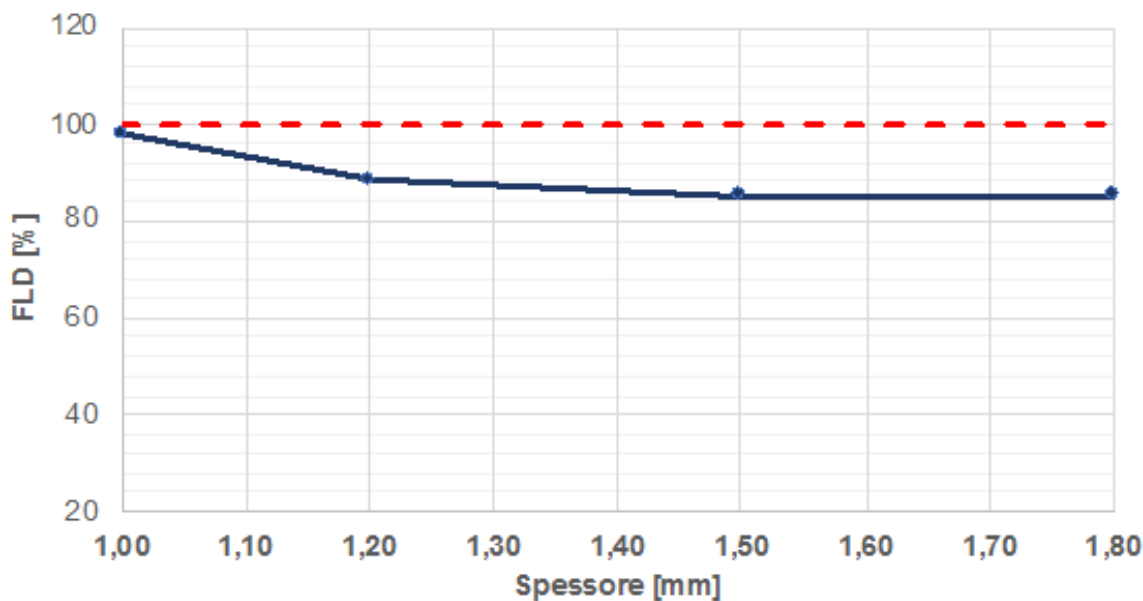


Fig.9 - Percentuale di limite di formabilità raggiunto per vari spessori di tubi in acciaio AISI 441 (diametro 50 mm e R / D = 1) / FLD% dependence on pipe thickness for AISI 441 steel (50 mm diameter and R / D = 1)

Velocità di avanzamento e angolo di piega

L'effetto della velocità e dell'angolo di piega sono riportati in Figura 10. Il grafico mostra come vi sia una flessione delle curve per angoli di piega superiori ai 30° superati i 60-70 m/

min, al contrario per velocità ridotte e per bassi angoli di piega, il trend della percentuale di limite di formabilità raggiunta risulta essere lineare.

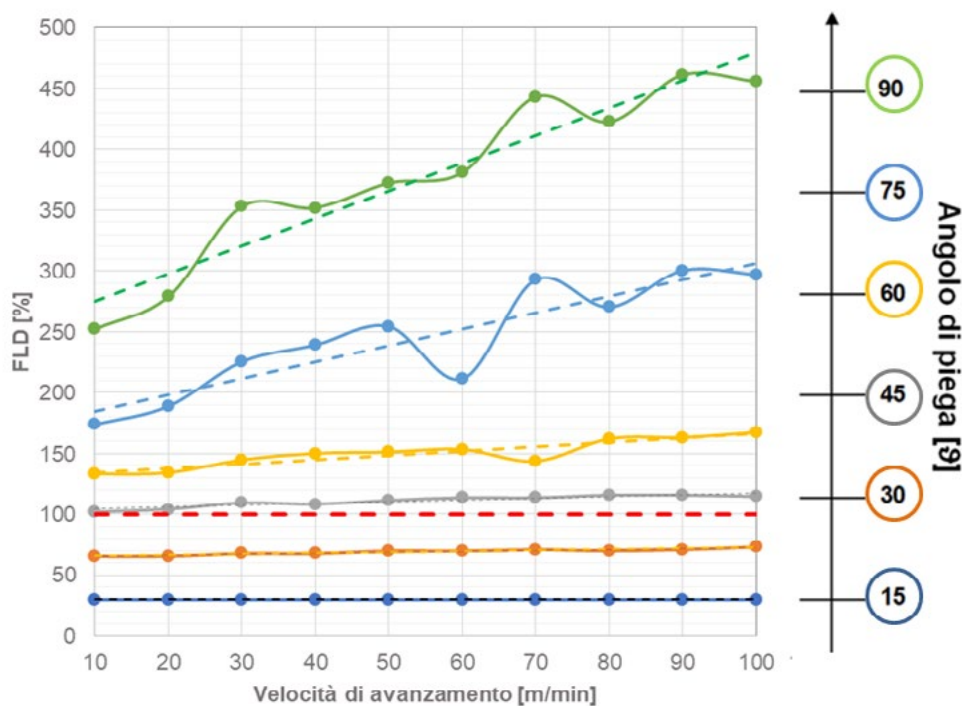


Fig.10 - Limite di formabilità percentuale in funzione della velocità di avanzamento e dell'angolo di piega per un acciaio AISI 441, con relativa interpolazione lineare (R / D = 1) / 2D plot of formability limit (%) for different speed and angle combinations for AISI 441 steel with linear interpolation (R/D=1)

Per quanto riguarda la velocità, è stata considerata l'influenza della sua variazione per ogni angolo di piega (nell'intervallo di 30° e 90°) sulla percentuale di limite di formabilità raggiunta in Figura 10. Per questo studio sono stati fissati i parametri geometrici come il diametro e lo spessore. Per analizzare i dati, le linee mostrate in Figura 10 sono state interpolate e riportate in Figura 11 per valu-

tare meglio l'influenza della velocità. Sulla base di questo, è stata calcolata la variazione percentuale tra le percentuali dei limiti di formabilità ottenute alla velocità di avanzamento minima e massima per ciascun angolo di pieg in accordo a Eq. 7. Il grafico di tale coefficiente è riportato nella Figura 12.

$$\Delta FLD [\%] = FLD_{v_{max}} - FLD_{v_{min}} \quad 7)$$

Il parametro ΔFLD è strettamente correlato alla pendenza della linea interpolante. La Figura 11 mostra che nella regione compresa tra 30° e 90° gradi (l'area più interessante per i processi industriali comuni) il ΔFLD varia quasi linearmente rispetto all'angolo di curvatura. Se si considerano angoli di piega più alti, i risultati mostrano che tale parame-

tro raggiunge un massimo a circa 120 gradi di flessione per poi diminuire e stabilizzarsi. Le motivazioni che portano a questo comportamento devono essere analizzate a fondo, ma attualmente possiamo ipotizzare che ciò sia dovuto alla concentrazione dello stress risultante maggiormente localizzato nei primi 90° di piega.

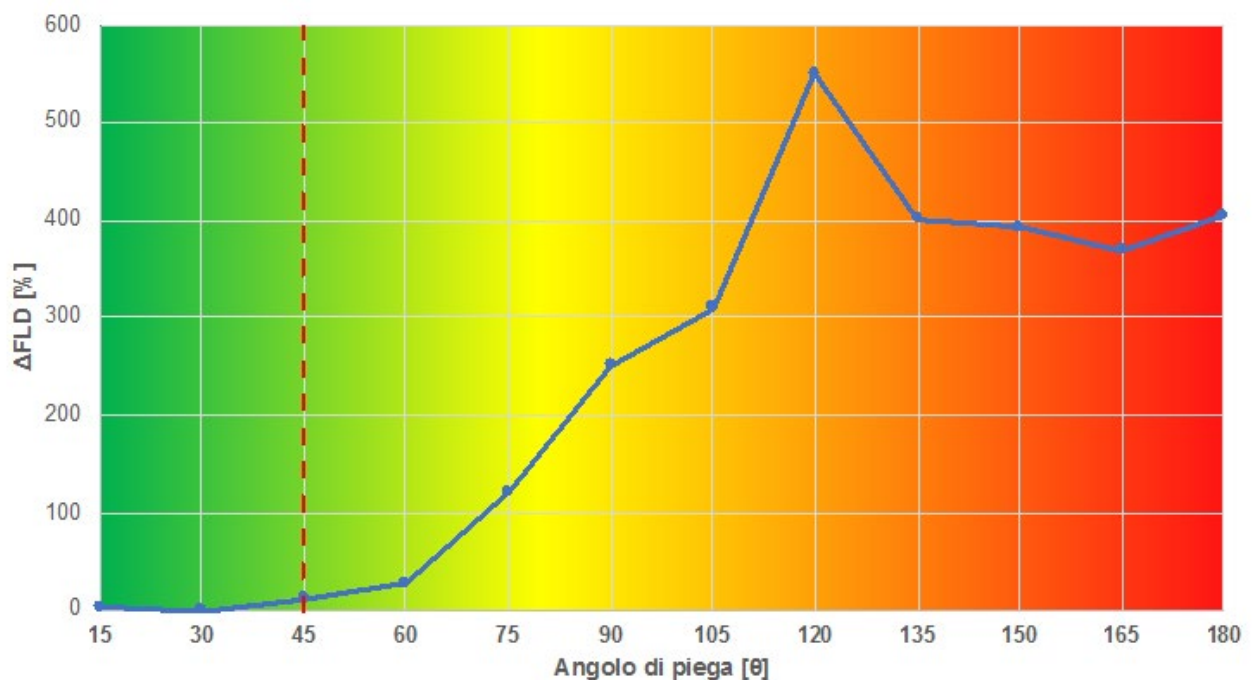


Fig.11 - Variazione fra la percentuale di limite di formabilità raggiunta a velocità minima e massima in funzione dell'angolo di piega per un tubo in acciaio AISI 441 (spessore 1.50 mm ed R / D = 1) / Goodness of the simulation output beyond the breaking of the worked piece (red dotted line) for AISI 441 tube (1.50 mm thickness and R / D = 1)

Allo scopo di ottenere risultati più coerenti, l'analisi è stata ripetuta utilizzando condizioni che riproducono al meglio il processo industriale. Sono stati considerati valori di raggio di curvatura più elevati (e di conseguenza rapporto R/D

pari a 1.5). Successivamente i dati sono stati nuovamente interpolati (Figura 12) e i ΔFLD sono stati calcolati per il nuovo set di dati (Figura 13).

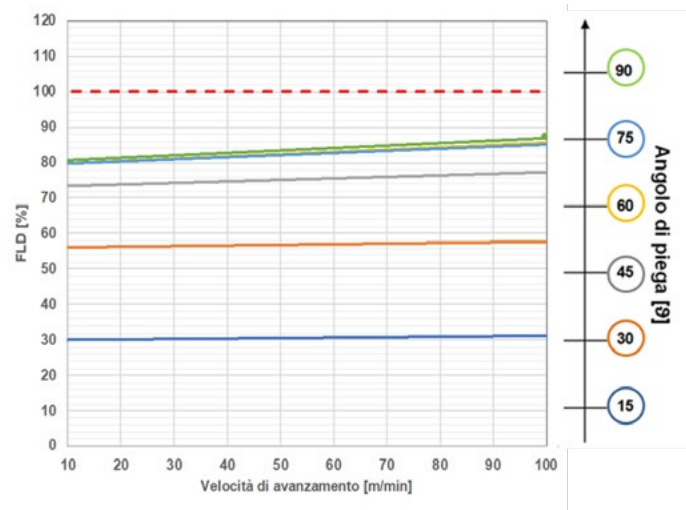


Fig.12 - Interpolazione lineare del Limite di formabilità percentuale in funzione della velocità di avanzamento e dell'angolo di piega per acciaio AISI 441 (spessore 1.5 mm e $R/D = 1.5$) / Linear interpolation of the formability limit (%) for each combination of speed and angle (1.5 mm thickness and $R/D = 1.5$)

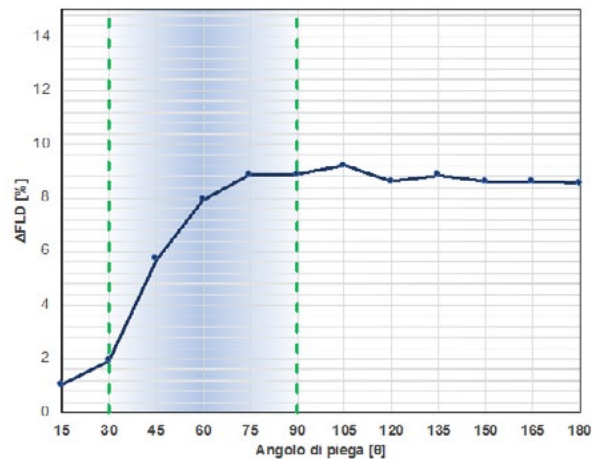


Fig.13- Variazione fra la percentuale di limite di formabilità raggiunta a velocità minima e massima in funzione dell'angolo di piega per acciaio AISI 441 con rapporto (spessore 1.5 mm, $R/D = 1.5$) / FLD dependence on bending angle and speed for AISI 441 steel (1.5 mm thickness and $R/D=1.5$)

La Figura 13 mostra come un incremento del rapporto R/D da 1.0 ad 1.5 porti ad un miglioramento della formabilità del componente. Il coefficiente ΔFLD , infatti, aumenta nell'intervallo dell'angolo di piega 30° - 90° , zona delimitata in Figura 13 dalle linee verdi tratteggiate. Il parametro, per angoli superiori di 90° , tende quindi a stabilizzarsi tenendosi lontano dalle condizioni di rottura. Tali risultati suggeriscono che un importante parametro da analizzare è proprio il rapporto R/D , scelta che risulterà determinante per la fattibilità di un processo di piega industriale.

Influenza del rapporto R/D

Come si è visto, il rapporto R/D è comunemente adottato

come indice di fattibilità per il processo industriale di piega. Nella pratica industriale comune questo valore è compreso tra 1.0 e 1.5.

Sebbene valori $R/D < 1$ aumentino il rischio di rottura, d'altra parte valori di $R/D > 1.5$ non vengono adottati nel settore automobilistico.

I risultati delle simulazioni riportati di Figura 14, mostrano un effetto trascurabile di R/D per gli stress interni. Contrariamente, si riscontra un marcato effetto di rapporto R/D sull'assottigliamento del tubo (Figura 15). I risultati mostrano come l'assottigliamento diminuisca all'aumentare del rapporto R/D .

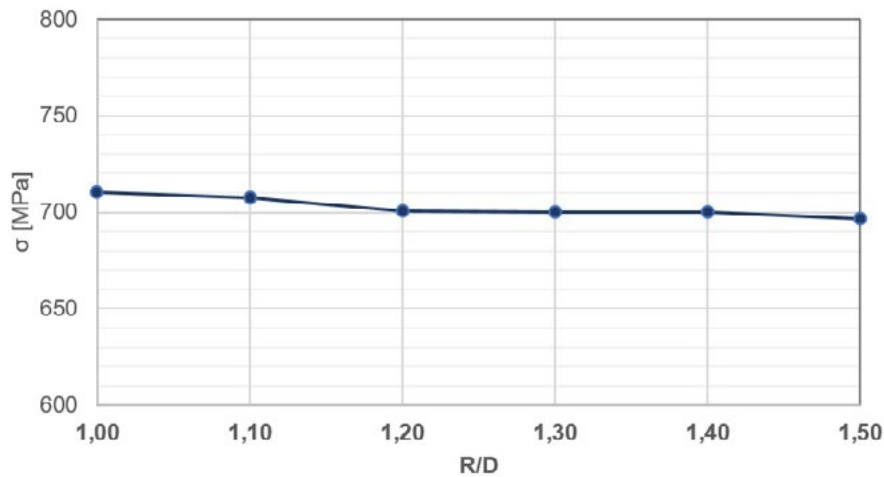


Fig.14 - Stress interni per vari rapporti R / D di tubi in acciaio AISI 441 (diametro 50 mm, spessore 1.5 mm) / Maximum equivalent stress dependence on a R/D ratio of AISI 441 steel (50 mm diameter size, thickness 1.5 mm)

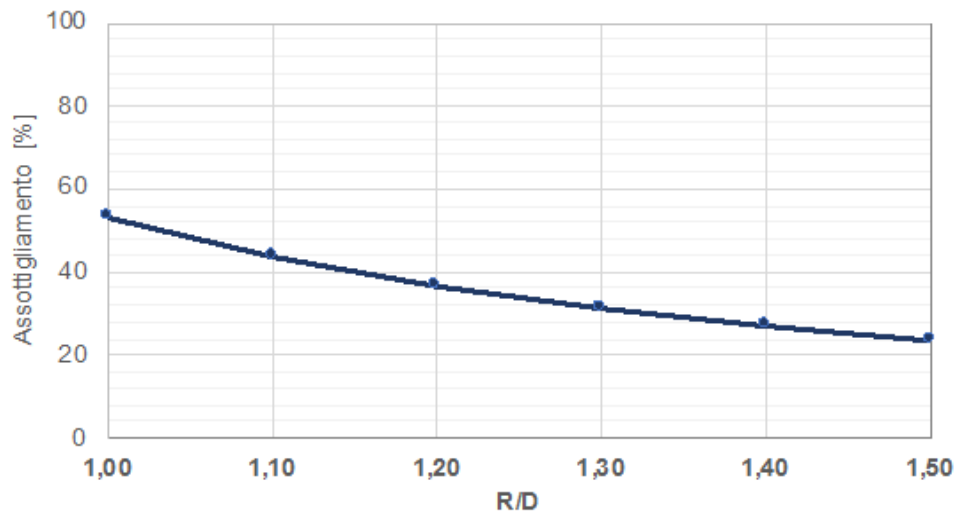


Fig.15 - Assottigliamento percentuale per vari rapporti R / D di tubi in acciaio AISI 441 (diametro 50 mm , spessore 1.5 mm) / Maximum thinning dependence on R/D ratio (50 mm diameter size, thickness 1.5 mm)

VALIDAZIONE SPERIMENTALE

Per la validazione sperimentale del modello, sono stati presi come riferimento i valori numerici di spessore ottenuti nel corso delle simulazioni e sono stati confrontati con i valori medi di assottigliamento ottenuti sperimentalmente. Per la prova sperimentale sono stati considerati sei tubi in acciaio AISI 441 (diametro 50 mm e spessore 1.2 mm). I campioni considerati sono stati scelti con dimensioni coerenti alle simulazioni sopra descritte, la tolleranza sullo spessore scelta per i campioni è $\pm 10\%$ rispetto allo spessore nominale. Uno dei sei campioni è stato sottoposto a

prova di trazione uniaassiale al fine di ricavarne la relativa curva sollecitazione-deformazione e ridurre l'incertezza dovuta all'uso di una curva di caratterizzazione media (impiegata invece per lo studio dell'influenza dei parametri). In Tabella 5 sono elencati i parametri operativi utilizzati per la sperimentazione (ad es. velocità di rotazione e raggio di curvatura). I valori scelti sono quelli comunemente adottati dalle industrie che operano nella formatura di tubi. Dopo la lavorazione (piega a 90°), sono stati misurati gli spessori raggiunti durante la curva lungo la dorsale ad angoli specifici, come mostrato nella Figura 16.

Tab.5 - Condizioni di prova / Testing conditions.

Velocità rotazionale [rad/sec]	Raggio di piega [mm]	Temperatura [°C]	Angolo di piega [°]
1.6235	100.0	25.0	90



Fig.16 - Angoli di misurazione su campioni di tubo in acciaio AISI 441 (diametro 60 mm, spessore 1.2 mm e $R/D=1$) / Thickness measuring grid on the backbone of AISI 441 steel (60 mm diameter size, thickness 1.2 mm, $R/D=1$).

I valori di spessore ottenuti sono stati misurati per ciascun angolo di misurazione ed è stato considerato il loro valore medio. Tabella 6.

Tab.6 - Misure (mm) dello spessore per i campioni in acciaio AISI 441 relative a differenti angoli / Thickness values for AISI 441 steel samples as measured at different considered angles (mm)

Angolo di misurazione	Campione n°1	Campione n°2	Campione n°3	Campione n°4	Campione n°5	Campione n°6	Deviazione Standard [σ]	Valore medio
0°	1.169	1.200	1.180	1.124	1.250	1.235	0.046	1.193
22.5°	1.003	1.019	1.026	1.023	1.123	1.101	0.050	1.049
45°	0.982	0.993	1.002	1.058	1.157	1.016	0.066	1.035
67.5°	1.086	1.016	1.050	1.029	1.166	1.052	0.054	1.067
90°	1.200	1.180	1.180	1.152	1.149	1.161	0.020	1.166

Le variazioni fra lo spessore ottenuto per ogni angolo e quello ricavato in simulazione (svolta utilizzando gli stessi parametri geometrici ed operativi), sono riportate in Ta-

bella 7. La variazione è calcolata fra i valori dello spessore di simulazione (riferimento) ed i valori medi di spessore dei campioni fisici, Figura 17.

Tab.7 - Confronto tra i valori di spessore calcolati e misurati per differenti angoli di misura / Comparison between calculated and measured thickness values at different angles.

Angolo di misurazione	Spessore simulazione [mm]	Spessore medio dei campioni [mm]	Δ spessore [mm]	Variazione percentuale [%]
0°	1.168	1.193	-0.025	-2.10
22.5°	1.014	1.049	-0.035	-3.35
45°	0.876	1.035	-0.159	-15.34
67.5°	0.892	1.067	-0.175	-16.36
90°	1.171	1.170	0.001	0.06

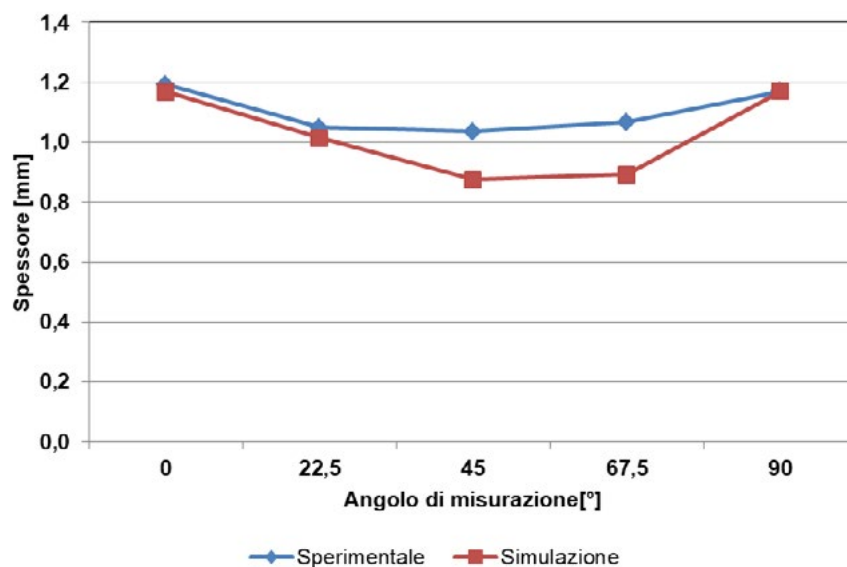


Fig.17 - Confronto tra i valori di spessore calcolati e misurati per differenti angoli di misura / Comparison between calculated and measured thickness values at different angles.

La deviazione del modello dagli esperimenti (sottostima massima del 16.36%) si riscontra per l'angolo pari a 67.5°. Tale variazione è probabilmente correlata alla presenza nei test sperimentali di un elemento di supporto alla piega del macchinario (il booster) che non è stato invece considerato nel modello di simulazione. L'effetto booster nel processo di deformazione industriale è quello di accompagnare il tubo durante la piegatura, evitando inopportune deformazioni causate dall'attrito tra l'elemento e la macchina. L'azione del booster influisce inoltre anche sulla distribuzione dell'assottigliamento causato dalla deformazione. È infatti facilmente intuibile che il tubo supportato dal booster in fase di piega avrà una distribuzione dell'assottiglia-

mento più uniformemente distribuita. Per questo motivo, le deformazioni e l'assottigliamento avranno luogo su una superficie più ampia e non porteranno al cedimento del componente. Ad ogni modo, l'accuratezza riscontrata tra modellazione e prove sperimentali deve considerarsi buona e abbastanza promettente, poiché la variazione tra i valori calcolati e sperimentali per angoli sotto ai 45° è inferiore al 15%. Inoltre, il fatto che il modello sembri sottostimare i valori di spessore, consente di considerare i suoi risultati conservativi rispetto al comportamento reale. Un'ipotesi di miglioramento del modello consiste nell'implementazione al suo interno dell'effetto offerto dal booster per aumentare le performance del processo di piega,

anche se tale strumento non viene sempre utilizzato.

CONCLUSIONI

E' stata analizzata l'influenza dei parametri geometrici e operativi sul processo di piega di tubi in acciaio inossidabile ferritico AISI 441. Simulazioni numeriche hanno permesso di studiare l'influenza di ciascun parametro, sia operativo che geometrico, sui risultati finali. Una prima verifica sperimentale in un caso selezionato ha permesso di verificare quanto emerso dalle simulazioni.

Dalle analisi svolte si può concludere che:

- Diametro: considerando gli stessi parametri in input e mantenendo costante il rapporto $R / D=1$, un aumento del diametro nell'intervallo tipico del settore automobilistico ($40 \div 60$ mm) comporta una variazione del -9% in termini di stress interni valutati secondo il criterio di von Mises. L'assottigliamento del tubo diminuisce del -4% e le caratteristiche di fattibilità del processo migliorano. La percentuale che raggiunge il limite di formabilità diminuisce del -20%. La scelta del diametro è da ritenersi importante per la fattibilità del processo.
- L'aumento dello spessore implica, come quello del diametro, una maggiore sicurezza per il successo del

processo di piega. Infatti, mantenendo costanti le condizioni operative, l'aumento dallo spessore 1.0 mm allo spessore 1.8 mm comporterà una riduzione delle sollecitazioni interne del -6%, del -3% per l'assottigliamento e del -13% in FLD percentuale, a dispetto comunque di un maggior costo e maggior impatto ambientale del materiale.

- Le simulazioni mostrano come il rapporto R / D sia il parametro più importante nel processo di piega. Un aumento da 1.0 a 1.5 comporta una riduzione del 30% nell'assottigliamento e un aumento del 60% in termini di fattibilità di processo.
- Il confronto tra calcolo numerico e risultati sperimentali ha dimostrato che il modello è uno strumento utile per prevedere e progettare correttamente i processi di deformazione plastica industriale. La validazione sperimentale ha evidenziato una deviazione massima del modello dal caso sperimentale del 16,36%. Tale variazione è probabilmente correlata alla presenza nei test sperimentali di un booster, non incluso nel modello di simulazione. Il modello può comunque ancora essere migliorato implementando il booster all'interno di esso affinando le approssimazioni introdotte in fase di definizione del materiale.

RIFERIMENTI BIBLIOGRAFICI

- [1] Marshall, P. Austenitic Stainless Steels: Microstructure and Mechanical Properties; Elsevier Applied Science Publisher, Amsterdam, 1984
- [2] Di Schino, A. Manufacturing and application of stainless steels. *Metals* 2020, 10, 327–329.
- [3] Liu, W.; Lian, J.; Munstermann, S.; Zeng, C.; Fang, X. Prediction of crack formation in the progressive folding of square tubes during dynamic axial crushing. *Int. J. of Mech. Sci.* 2020, 176, 105534.
- [4] Corradi, M.; Osofero, A.I.; Borri, A. Repair and Reinforcement of Historic Timber Structures with Stainless Steel—A Review. *Metals* 2019, 9, 106
- [5] Gedge, G. Structural uses of stainless steel—Buildings and civil engineering. *J. Constr. Steel Res.* 2008, 64, 1194–1198.
- [6] Di Schino, A. Analysis of heat treatment effect on microstructural features evolution in a micro-alloyed martensitic steel. *Acta Met. Slovaca* 2016, 22, 266–270.
- [7] Sharma, D.K.; Filipponi, M.; Di Schino, A.; Rossi, F.; Castaldi, J. Corrosion behavior of high temperature fuel cells: Issues for materials selection. *Metalurgija* 2019, 58, 347–351.

- [8] Gennari, C.; Pezzato, L.; Tarabotti, G.; Zambon, A.; Di Schino, A.; Calliari, I. Influence of electropulsing treatments on mechanical properties of UNS S32750 duplex stainless steel. *Materials* 2020, 13, 1613.
- [9] Fava, A.; Montanari, R.; Varone, A., Mechanical spectroscopy investigation of point defect-driven phenomena in a Chromium martensitic steel. *Metals*, 2018, 8, 870.
- [10] Mancini, S.; Langellotto, L.; Di Nunzio, P.E.; Zitelli, C.; Di Schino, A. Defect reduction and quality optimisation by modelling plastic deformation and metallurgical evolution in ferritic stainless steels. *Metals*, 2020, 10, 186.
- [11] Di Schino, A.; Testani, C. Corrosion behavior and mechanical properties of AISI 316 stainless steel clad Q235 plate. *Metals* 2020, 10, 552
- [12] Di Schino, A.; Di Nunzio, P.E. Metallurgical aspects related to contact fatigue phenomena in steels for back up rolling. *Acta Metall. Slovaca* 2017, 23, 62–71.
- [13] Di Schino, A.; Valentini, L.; Kenny, J.M.; Gerbig, Y.; Ahmed, I.; Hefke, H. Wear resistance of high-nitrogen austenitic stainless steel coated with nitrogenated amorphous carbon films. *Surf. Coat. Technol.* 2002, 161, 224–231.
- [14] Rufini, R.; Di Pietro, O.; Di Schino, A. Predictive simulation of plastic processing of welded stainless steel pipes. *Metals* 2018, 8, 519.
- [15] Di Schino, A.; Alleva, L.; Guagnelli, M. Microstructure evolution during quenching and tempering of martensite in a medium C steel. *Mat. Sci. For.* 2012, 715–716, 860–865.
- [16] Zitelli, C.; Folgarait, P.; Di Schino, A. Laser powder bed fusion of stainless-steel grades: A review. *Metals* 2020, 9, 731
- [17] Ridolfi, M.; Folgarait, P.; Di Schino, A. Laser operating windows prediction in selective laser melting processing of metallic powders: development and validation of a computational fluid dynamics based model. *Materials* 2020, 13, 1424.
- [18] Lo, K.H.; She, C.H.; Lai, J.K.L. Recent developments in stainless steels. *Mat. Sci. Eng. R* 2009, 65, 39-104.
- [19] Gardner, L. The use of stainless steel in structures. *Prog Struct Eng. Mat.* 2005, 7, 45-55.
- [20] Mulidran, P.; Siser, M.; Slota, J.; Spisak, E.; Slezziak, T. Numerical Prediction of Forming Car Body Parts with Emphasis on Springback. *Metals* 2018, 8, 60435.
- [21] Mei, Z.; Khun, G.; He, Y. Advances and trends in plastic forming technologies for welded tubes. *Chin. J. Aeron.* 2016, 29, 305-315.
- [22] Oliveira, M.C.; Fernandes, J.B., Modelling and simulation of sheet metals forming processes. *Metals* 2019, 9, 1356.
- [23] Cherouat, A.; Borouchaki, H.; Zhang J. Simulation of Sheet Metal Forming Processes Using a Fully Rheological-Damage Constitutive Model Coupling and a Specific 3D Remeshing Method, *Metals* 2018, 8, 991.
- [24] Bong, H.J.; Barlat, F.; Lee, M.; Ahn, D.C. *Int. J. Mech. Sci.* 2012, 64, 1-10.
- [25] Zhang, H.; Liu, Y. The inverse parameter identification of Hill'48 yield function for small-sized tube combining response surface methodology and three-point bending, *J. of Mat. Res.* 2017, 32, 2343-2351.
- [26] Lehmborg, A.; Suderkoetter, C.; Glaesner, T.; Brokmeier, H.G. Forming behavior of stainless-steel sheets at different material thicknesses, *Mater. Sci. Eng.* 2019, 651, 012082.
- [27] Scott, T.; Kotadia, H. Microstructural evolution of 316L austenitic stainless steel during in-situ biaxial deformation and annealing, *Mat. Char.* 2020, 163, 110288.
- [28] He, Y.; Heng, L.; Zhiyong, Z.; Mei, Z.; Jing, L.; Guangjun, L. Advances and Trends on Tube Bending Forming Technologies, *Chin. J. Aeron.* 2012, 25, 1-12
- [29] Wu, W.Y.; Zhang, P.; Zeng, X.Q.; Li, J.; Yao, S.S.; Luo, A.A. Bendability tubes using a rotary draw bender. *Mater Sci Eng, A* 2008, 486, 596–601.
- [30] Liu, K.X.; Liu, Y.L.; Yang, H.; Zhao, G.Y. Experimental study on cross-section distortion of thin-walled rectangular tube by rotary draw bending. *Int. J. Mater. Prod. Technol.* 2011, 42, 110–120.
- [31] Napoli, G.; Di Schino, A.; Paura, M.; Vela, T., *Metalurgija* 2018, 57, 111–113.
- [32] Tang NC. Plastic-deformation analysis in tube bending. *Int. J. Pres. Vessels. Pip.* 2000, 77, 751–759.
- [33] Al-Qureshi; H.A.; Russo, A. Spring-back and residual stresses in bending of thin-walled tubes. *Mater. Des.* 2002, 23, 217–222.
- [34] Di Schino, A.; Di Nunzio, P.E.; Turconi, G.L. Microstructure evolution during tempering of martensite in medium carbon steel.. *Materials Science Forum* 2007, 558, 1435-1441.

- [35] Li, H.; Yang, H.; Song, F.F.; Zhan, M.; Li, G.J. Spring-back characterization and behaviors of high-strength tube in cold rotary draw bending. *J. Mater. Process, Technol.* 2012, 212, 1973–1987.
- [36] Jeong, H.S.; Ha, M.Y.; Cho, J.R. Theoretical and FE analysis for fine tube bending to predict spring-back. *Int. J. Precis. Eng. Manuf.* 2012, 13, 2143–2148.
- [37] Liu, J.Y.; Tang, C.T.; Ning, R.X. Deformation calculation of cross section based on virtual force in thin-walled tube bending process. *Chin. J. Mech. Eng.* 2009, 22, 696–701.
- [38] Li, H.; Yang, H.; Yan, J.; Zhan, M. Numerical study on deformation behaviors of thin-walled tube NC bending with large diameter and small bending radius. *Comput. Mat. Sci.* 2009, 45, 921–934.
- [39] Shiqiang, L.; Jun, F.; Kelu, W. Plastic deformation analysis and forming quality prediction of tube NC bending. *Chin. J. Aeron.* 2016, 29, 1436–1444.
- [40] Di Pietro, O.; Napoli, G.; Gaggiotti, M.; Marini, R.; Di Schino, A. Analysis of forming parameters involved in plastic deformation of 441 ferritic stainless steel tubes. *Metals* 2020, 10, 1013..
- [41] Di Schino, A. Analysis of phase transformation in high strength low alloyed steels. *Metalurgija* 2017, 56, 349–352.
- [42] Wang, S.; Wei, K.; Li, J.; Liu, Y.; Huang, Z.; Mao, Q.; Li, Y. *Mater. Lett.* 2019, 342–345
- [43] Kaushal, M.; Joshi, Y.M. Three-dimensional yielding in anisotropic materials: validation of Hill's criterion, *Soft Matter* 2019, 15, 4915–4920.
- [44] Cazacu, O.; Revil, B.; Baudard, B.; Chandola, N. Yield criteria for anisotropic polycrystals, *Solid Mechanics and its applications*, 2018, 201–288.
- [45] Lumelskyj, D.; Rojek, J.; Tkocz, M. Numerical simulations of Nakazima formability tests with prediction of failure, *Appl. Mech.* 2015, 60, 184–194.
- [46] Norma numero : UNI EN ISO 6892-1:2020, Materiali Metallici-prova di trazione
- [47] Yang, T.B.; Yu, Z.Q.; Xu, C.B.; Li, S.H. Numerical analysis for forming limit of welded tube in hydroforming. *J Shanghai Jiaotong Univ.* 2011, 45, 6–10.

Plastic deformation of AISI 441 stainless steel tubes for automotive applications: analysis of forming parameters

Welded stainless-steel tube is a component mainly devoted to the automotive industry. Its manufacturing process needs to follow specific requirements based on reference standards. This calls for a predictive analysis able to face with some critical issues affecting the forming process. Following to this, a model was adopted taking into account the tube geometrical parameters, able to describe the deformation process and define the best industrial practices. In this paper, the effect of different process parameters and geometric constraints on ferritic stainless-steel pipes deformation is studied by finite element method (FEM) simulations. The model sensitivity to the input parameters is reported in terms of stress and tube thinning. The feasibility of the simulated process is assessed through Forming Limit Diagrams comparison. The comparison between calculation and experimental results proved this approach to be a useful tool in order to predict and properly design industrial deformation processes.

KEYWORDS: STAINLESS STEELS – PLASTIC DEFORMATION – MECHANICAL PROPERTIES, FINNED TUBE.