

UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI BERGAMO

FACOLTÀ DI INGEGNERIA

Dottorato di Ricerca in Meccatronica, Informazione, Tecnologie Innovative
e Metodi Matematici
– XXV ciclo –



TESI DI DOTTORATO DI RICERCA

**Realizzazione di una pressa “intelligente” per il controllo del
ritorno elastico nel processo di piegatura**

Relatore:

Ch.mo Prof. GIANCARLO MACCARINI

Tesi di Dottorato:
MICHELA LONGO matr. 39577

Anno Accademico 2011-12

A mamma e a papà

*Quel che dobbiamo imparare a fare,
lo impariamo facendolo.*

*Aristotele,
Ethica Nicomachea II (325 a.C.)*

Ringraziamenti

Ancora non mi rendo conto di essere arrivata alla fine di questo percorso che ha coinvolto tutta me stessa negli ultimi tre anni; guardandomi indietro mi rendo conto che tante cose nella mia vita e dentro di me sono cambiate: il mio modo di pensare, di affrontare le cose, il mio modo di relazionarmi agli altri...

Ripercorrendo la mia strada, non posso fare a meno di pensare a quanti mi hanno fatto da ala ma pensando bene non mancano anche quelle persone che invece quelle ali hanno cercato di spezzarle. Una sola cosa posso dire a quelle persone grazie perché mi avete fatto capire tante cose.

Il mio primo pensiero, ovviamente va alle mie colonne portanti, mio Padre, mia Madre e soprattutto Alfredo che mi hanno sostenuta non solo nel mio percorso di studi ma in ogni circostanza sopportando i miei repentini cambi d'umore, per il sostegno e per tutto il calore (veramente tanto) che sono riusciti a trasmettermi: se oggi sono qua è principalmente grazie a loro!

Alla mia roccia, la mia nonna che con la sua forza e il suo spirito mi ha sempre incoraggiato.

Dal punto di vista della tesi intendo ringraziare il Prof. Maccarini, il prof. Claudio Giardini e il prof. Gianluca D'Urso. Grazie per tutto quello che avete fatto per me, sia dal punto di vista tecnico, organizzativo ed indispensabile per la mia coscienza ma anche dal punto di vista umano.

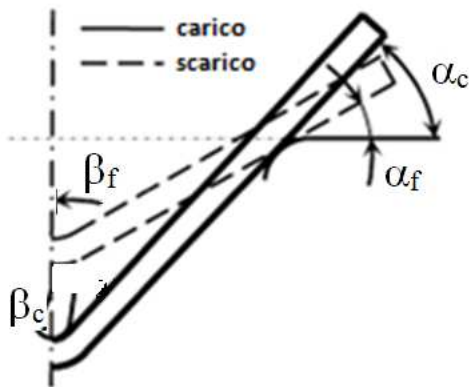
Come non ringraziare gli amici, soprattutto quelli che in questo ultimo difficile periodo mi sono stati accanto, anche semplicemente con la loro presenza fisica, dimostrandosi delle persone su cui ho potuto, posso e potrò sempre contare. In primis 'il mio Lorenzino', che mi ha saputo ascoltare, consigliare e anche a volte riprendere. Alla mia 'super mami' con la quale ci siamo incoraggiate, sostenute, a quelle telefonate presto la mattina per farci compagnia lungo il viaggio. Alla mia teach che trova il tempo non solo per insegnarmi ma anche per ascoltarmi.

Per tanto non posso far altro che ringraziare tutti coloro che mi hanno incoraggiata e sostenuto fino ad arrivare a questo obiettivo.

Michela

Nomenclatura

Descrizione	Simbolo
Spessore della lamiera	s
Lunghezza della lamiera	b
Raggio di curvature	r
Distanza della fibra neutra dalla fibra più interna	y
Distanza tra i supporti della matrice	w
Coefficiente	k
Raggio di curvatura residuo	R_{i2}
Raggio di curvature sotto carico	R_{i1}
Raggio punzone	R_p
Raggio matrice	R_d
Carico di snervamento	σ_s
Carico di Rottura	σ_r
Modulo elastico	E
Indice di incrudimento	n
Angolo finale di piegatura	β_f
Angolo di carico	β_c
Angolo del ritorno elastico	$\Delta\beta$
Angolo finale di piegatura	α_f
Angolo di carico	α_c
Angolo del ritorno elastico	$\Delta\alpha$



Indice

Nomenclatura	1
Sommario	7
Abstract	9

Capitolo 1: La piegatura della Lamiera

1.1 Generalità	11
1.2 Lo stato di sollecitazione e di deformazione	12
1.2.1 Lo stato di deformazione	12
1.2.2 Lo stato di sollecitazione	14
1.3 Il recupero elastico	16
1.4 Tipologie di piega	17
1.5 Piegatura a V	19
1.6 Piegatura a U	22
1.7 Orlatura	23
1.8 Aggraffatura	23
1.9 Nervatura	24
1.10 Flangiatura e infossatura	25
1.11 Profilatura con rulli	25
1.12 Pannellatura	27
1.13 Piegatura a rulli	29
1.14 Fattori che influenzano la piegabilità	30
1.14.1 Le caratteristiche del materiale e lo stato di sollecitazione	30
1.14.2 La direzione di laminazione e l'anisotropia del materiale	31

1.14.3 Il raggio minimo di piegatura	32
1.15 Le forze di piegatura	33
1.16 Il ritorno elastico	34
1.16.1 Comprensione e quantificazione del fenomeno	34
1.16.2 La compensazione del ritorno elastico	39
1.17 Stato dell'arte sullo studio del ritorno elastico	42

Capitolo 2: La pressa intelligente

2.1 Introduzione	53
2.2 Sistemi della parte inferiore	57
2.3 Sistemi della parte superiore	60
2.4 La centralina oleodinamica	69
2.5 Guide Lineari	89
2.6 Software di controllo	90

Capitolo 3: Creazione del DB mediante simulazioni

3.1 Programma di simulazione	97
3.2 Piegatura delle lamiera: Costruzione della simulazione	99
3.2.1 Definizione geometria	99
3.2.2 Definizione materiale	100
3.3 Generazione DB	103
3.4 Politica delle simulazioni	104
3.5 Definizione prova di riferimento	105
3.6 Variazione di un parametro	111
3.6.1 Modulo di Young	111
3.6.2 Carico di snervamento	114

3.6.3 Variazione di di due parametri	119
3.6.4 Coefficiente di incrudimento	129
3.7 Variazione dei parametri	136
3.8 Variazione dello spessore	138
3.9 Stima del ritorno elastico	143

Capitolo 4: Il modello semi-empirico

4.1 Introduzione	149
4.2 Metodi empirici	149
4.3 Metodo a elementi finiti (FEM)	150
4.4 Algoritmo di previsione	143

Capitolo 5: Validazione del modello

5.1 Introduzione	155
5.2 Verifiche sperimentali	160
5.2.1 Campagna sperimentale ($s = 2.5 \text{ mm}$)	160
5.2.2 Campagna sperimentale ($s = 1 \text{ mm}$)	163
5.2.3 Campagna sperimentale ($s = 1 \text{ mm}$)	166
5.2.4 Campagna sperimentale ($s = 3 \text{ mm}$)	168

Capitolo 6: Conclusioni	171
--------------------------------	-----

Bibliografia	173
---------------------	-----

Sommario

La pressa oleodinamica per la piegatura della lamiera è stata pensata per attività di laboratorio e non per la produzione in serie; in particolare, per effettuare misure accurate di forza durante l'operazione di piega e quindi per convalidare ed eventualmente ottimizzare la procedura semi-empirica creata per risolvere il problema del controllo del ritorno elastico.

Per capire le motivazioni della progettazione e della realizzazione di una pressa piegatrice è necessario richiamare le problematiche che si hanno durante il processo di piegatura. In particolare, il fenomeno del ritorno elastico è visto in modo negativo e quindi si deve cercare di ridurlo il più possibile. Questo spiega l'uso del termine di "pressa intelligente" in quanto si vuole creare un sistema in grado di acquisire, sin dalle prime fasi del processo, tutte quelle informazioni sul materiale sottoposto a lavorazione. I relativi dati verranno poi utilizzati come input di un algoritmo di previsione sullo spostamento da imporre al punzone per compensare il ritorno elastico.

I metodi più diffusi per il controllo dell'angolo di piega si suddividono in metodi empirici e metodi agli elementi finiti. Nel primo caso si tratta di metodi generalmente più veloci ma poco efficaci, al contrario dei secondi che risultano avere buone capacità predittive, ma richiedono più tempo.

Il metodo impiegato è un "mix" dei primi due (semi-empirico) dove si raccolgono durante il processo di piega le informazioni relative alle proprietà del materiale in lavorazione. Attraverso le informazioni del materiale e le simulazioni FEM pre-caricate nel software della pressa, l'algoritmo fornisce il valore della corsa del punzone necessario per ottenere l'angolo di piega desiderato (considerando anche il recupero elastico).

Nell'algoritmo sono utilizzate delle interpolazioni lineari e di secondo grado. Nel modello sono state incluse soltanto le proprietà del materiale, mentre non è stato considerato l'effetto dei parametri geometrici, come lo spessore della lamiera e la geometria dell'utensile (raggio del punzone e della matrice).

I parametri in ingresso all'algoritmo sono stati valutati dalla curva carico-corsa e sono un insieme di indici, rispettivamente F_η , F_1 e F_2 , utili per descrivere la legge sforzo-deformazione del materiale in esame. I tre indici F_η , F_1 e F_2 sono usati come valori di ingresso nell'algoritmo insieme a parametri ricavati dalle simulazioni FEM. Per questo motivo sono stati scelti dei valori di carico corrispondenti a corse stabilite; inoltre sono state scelte dei piccoli valori di spostamento in modo da avere nel più breve tempo possibile tutte le informazioni relative alle proprietà del materiale. Le corse sono rispettivamente:

- Un piccolo valore di spostamento η , che varia da 0,01 mm a 0,25 mm, relativo allo sforzo puramente elastico (F_η);
- Uno spostamento di 1 mm, dove si manifesta una deformazione plastica significativa (F_1);
- Un altro valore di spostamento (2 mm) per poter considerare l'indice di incrudimento (F_2).

I parametri di uscita sono l'angolo del ritorno elastico e le proprietà del materiale, che possono essere interpretate attraverso tre coefficienti: modulo di Young (E), limite di snervamento (σ_0) e indice di incrudimento (n).

Di conseguenza, la procedura euristica si riassume in un gruppo di espressioni lineari o quadratiche che collegano F_η , F_1 e F_2 con E , σ_0 , n e infine con il ritorno elastico.

L'obiettivo è quello dunque di migliorare la valutazione della corsa del punzone considerando le proprietà del materiale attraverso la misura diretta del carico e dello spostamento.

Abstract

The hydraulic press brake for sheet metal bending has been designed for laboratory research and not for production aims; in particular, to perform accurate measurements of force during the operation of bending and then to validate and possibly to optimize the semi-empirical procedure created to solve the problem of springback.

To understand the reasons for the design and implementation of a press brake is necessary to recall the problems that occur during the bending process. In particular, the springback phenomenon is seen in a negative way and one should try to reduce it as much as possible. This explains the use of the term " intelligent press brake" because it is necessary to create a system capable of acquiring all the information on the material being processed at an early stage of the process. The relevant data are then used as input to a prediction algorithm on the displacement to be imposed to the punch.

The most common methods for the control of the bending angle can be divided into empirical and finite element methods (FEM). In the first case it deals with a method generally faster but not very effective, on the contrary to the second one which is found to have good predictive capacity, but requires more time.

The method used is a "mix" of the empirical and FEM methods. In this method (semi-empirical), the information relating to the properties of the material being processed is collected. Through the information of the material and the FEM simulations pre-loaded in the software of the press, the algorithm provides the value of the stroke of the punch needed to obtain the desired bending angle (considering also the elastic recovery).

In the algorithm, the both linear and second degree interpolations are used. In the model, only the properties of the material have been included while it was not considered the effect of geometrical parameters, as the thickness sheet and the geometry of the tool (punch radius and die).

The input parameters to the algorithm have been evaluated from the load-stroke curve and are a set of indices, respectively F_η , F_1 and F_2 , which describe the stress-strain law of the test material. The three indices F_η , F_1 and F_2 are used as input values in the algorithm together with parameters obtained from the FEM simulations. For this reason, load values corresponding to strokes laid down were chosen; furthermore small values of displacement so as to have in the shortest possible time all the information relating to the properties of the material have been chosen. The displacements are respectively:

- A small displacement value η , that varies from 0.01 mm to 0.25 mm, relative to the effort purely elastic (F_η);
- A shift of 1 mm, where it manifests a significant plastic deformation (F_1);
- Another shift value (2 mm) in order to consider the strain hardening index (F_2).

The output parameters are the angle of springback and the properties of the material, which can be interpreted by the coefficients of the Young's modulus (E), yield strength (σ_0) and strain hardening index (n).

Accordingly, the heuristic procedure is based on a group of expressions linear or quadratic linking F_η , F_1 and F_2 with E , σ_0 , nor finally with springback.

The objective is therefore to improve the evaluation of the stroke of the punch considering the properties of the material through the direct measurement of load and displacement.

Capitolo 1

La piegatura della lamiera

1.1 Generalità

Il processo di piegatura rappresenta uno dei più comuni e diffusi metodi di lavorazione delle lamiere. La piegatura è un'operazione per deformazione plastica che modifica la forma di una lamiera mediante un'azione di flessione e che generalmente produce deformazioni permanenti in zone relativamente limitate della lamiera stessa. Questo processo permette di realizzare sia forme molto semplici (fig. 1a) che geometrie estremamente complesse (fig. 1b) ed è applicabile a tutti i materiali sufficientemente plastici da non determinare rotture in corrispondenza della piega. Tale operazione può essere utilizzata sia come processo a sé stante (anche ripetendola più volte) che in combinazione con altre operazioni quali imbutitura, coniatura, stampaggio, per ottenere anche componenti dalla forma molto complessa. L'operazione di piegatura può essere applicata, oltre che alle lamiere, ad altri semilavorati quali tubi, fili, nastri, e barre di varie sezioni. In questo capitolo ci si limiterà tuttavia a trattare il processo di piegatura delle lamiere, ovvero di quei semilavorati in cui una delle tre dimensioni è molto minore delle altre due. Le operazioni di piega vengono nella maggior parte dei casi eseguite a temperatura ambiente, tuttavia, quando l'oggetto da deformare presenta ridotti raggi di raccordo o elevate sezioni, può essere necessario eseguire il processo a caldo, consentendo una maggiore deformabilità del materiale nonché una riduzione delle forze in gioco.

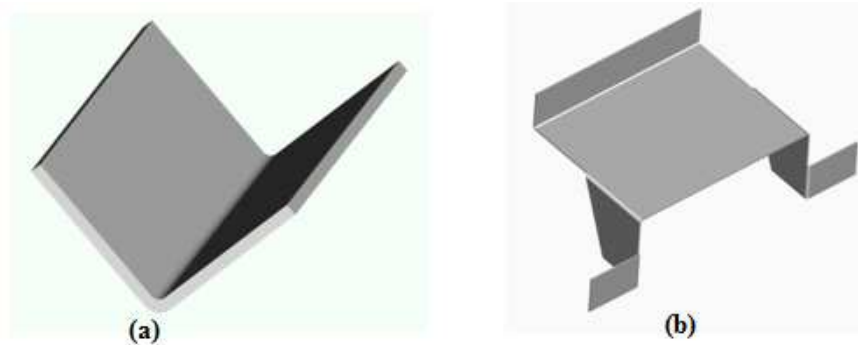


Figura 1: (a) Esempio di una geometria semplice (basata su un'unica piega) e (b) di una geometria complessa (ottenuta mediante l'esecuzione di diverse pieghe).

Sebbene questo processo possa sembrare estremamente semplice e di immediata esecuzione, nasconde una serie considerevole di problemi legati al complesso stato di sollecitazione e deformazione che induce all'interno dei componenti piegati. Il ritorno elastico (ovvero il parziale recupero della lamiera una volta terminata la fase di carico) e il conseguente controllo dell'angolo finale di piega, i limiti di formabilità del materiale, l'influenza delle precedenti lavorazioni per deformazione plastica effettuate sulla lamiera da piegare, le differenze di comportamento legate agli stati di fornitura del materiale e alle esatte caratteristiche meccaniche e metallurgiche fanno sì che un processo intrinsecamente semplice come la piegatura sia ancora oggi oggetto di studio.

1.2 Lo stato di sollecitazione e di deformazione

1.2.1 Lo stato di deformazione

Il processo di piegatura si basa sull'applicazione di un momento flettente in grado di produrre sul componente sollecitato deformazioni permanenti [1]. Lo stato di sollecitazione e di deformazione che si instaura nella zona di piega è illustrato in figura 2. La teoria della piegatura si basa sulla presenza di una fibra neutra, disposta al centro dello spessore della lamiera, che si deforma senza allungarsi né contrarsi durante il processo di deformazione. Le sollecitazioni (σ_c e σ_t) in prossimità della fibra neutra sono di tipo elastico e solo ad una certa distanza dalla fibra neutra stessa assumono valori tali da provocare deformazioni plastiche. Le fibre più interne sono soggette a compressione (σ_c) nel piano di flessione e subiscono un allungamento nel piano trasversale; le fibre più esterne, al contrario, sono soggette a trazione (σ_t) nel piano di flessione e subiscono un accorciamento nel piano trasversale.

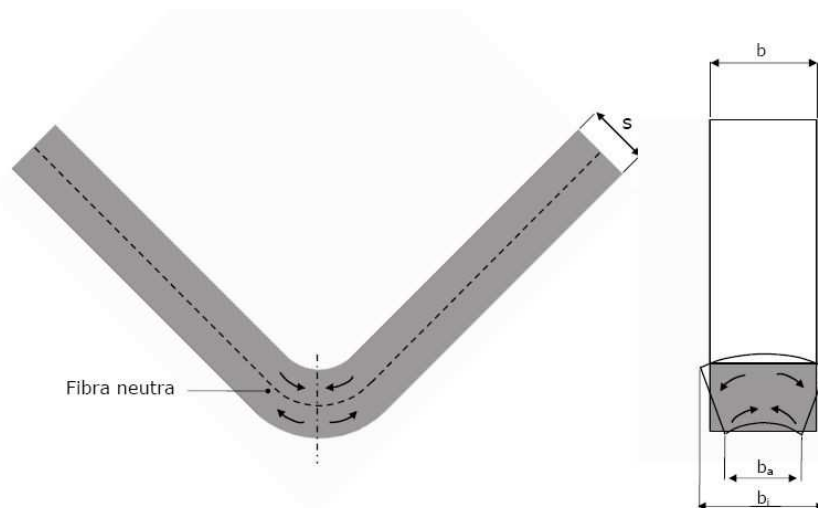


Figura 2: Stato di deformazione semplificato di una lamiera sottoposta a piegatura.

Nelle deformazioni per flessione della lamiera, sia elastiche che plastiche, oltre alla variazione di lunghezza delle fibre circolari intorno all'asse di curvatura si hanno quindi altre deformazioni in senso trasversale, cioè nella direzione della lunghezza della piegatura. Queste deformazioni sono la risultante della contrazione laterale delle fibre sottoposte a trazione e del rigonfiamento laterale di quelle sottoposte a compressione. La sezione in corrispondenza della piegatura non ha quindi la forma di un rettangolo di lati b e s , ma si avvicina a quella di un trapezio di altezza s_0 e lati paralleli b_i e b_a . Inoltre, va anche sottolineato che le forze di ricalcatura, dirette verso l'esterno, sugli spigoli interni dei bordi, unitamente alle forze di contrazione sugli spigoli esterni dei bordi, danno luogo ad un incurvamento con innalzamento degli spigoli rispetto al centro della sezione, cioè alla formazione di una concavità sul lato esterno e di una convessità sul lato interno della piegatura. Tuttavia, quando la larghezza b della lamiera è molto grande rispetto allo spessore s , cioè quando b è circa 6-10 volte s , le deformazioni trasversali nella maggior parte dei casi non assumono rilevanza pratica (condizione di stato piano di deformazione).

Va comunque precisato che il concetto di fibra neutra (contemporaneamente non soggetta né a tensione né a deformazione) è una pura astrazione. Durante l'applicazione del carico infatti, tutti i punti della lamiera interessati da sollecitazioni variano continuamente nel tempo e la fibra indeformata coincide con quella non tensionata solo all'inizio della piegatura. Dopo l'istante iniziale si ha uno spostamento delle fibre verso

il bordo interno: la fibra media originaria si sposta in posizione più vicina al punzone e la fibra a metà spessore risulta soggetta ad uno stato tensionale non nullo. La curva della tensione e della deformazione in funzione della posizione lungo lo spessore della lamiera non risultano quindi simmetriche rispetto ai punti della linea media della sezione. La discrepanza è tanto maggiore quanto più è piccolo il raggio di piegatura. Da diversi esperimenti eseguiti si è potuto concludere che la linea neutra si può considerare sulla mezzeria quando la lamiera non supera il millimetro di spessore ed è piegata secondo un raggio di curvatura compreso tra 4 e 10 volte lo spessore, mentre si trova a circa un terzo della curva interna quando la lamiera supera il millimetro ed è piegata secondo un raggio minore. Una stima approssimativa della posizione della fibra neutra può essere fatta sulla base del rapporto r/s (raggio di curvatura/spessore) come riportato nella tabella 1. La lettera y rappresenta la distanza della fibra neutra dalla fibra più interna (fibra soggetta a massima compressione).

Tabella 1: Posizione della fibra neutra in funzione del rapporto tra spessore della lamiera e raggio di curvatura.

r/s	y [mm]
0.2	0.437 s
0.5	0.387 s
1	0.421 s
2	0.451 s
3	0.465 s
4	0.470 s
5	0.478 s
10	0.487 s

1.2.2 Lo stato di sollecitazione

Nella figura 3 riportata di seguito viene mostrato lo stato di sollecitazione indotto nella lamiera sotto l'azione del punzone e quello residuo che permane una volta cessato il carico [1]. La trattazione proposta è fatta sotto l'ipotesi semplificativa che il materiale

abbia un comportamento elastico perfettamente plastico (ovvero senza incrudimento), uguale sia a trazione che a compressione.

Durante la fase di carico le fibre compresse del materiale sono sollecitate elasticamente nel tratto OE e plasticamente nel tratto EC. Per quanto riguarda la parte soggetta a trazione si ha uno stato di sollecitazione del tutto analogo [1]. Scaricare la lamiera significa applicare un momento della stessa entità ma di segno contrario a quello che ha provocato lo stato di tensione appena descritto. Poiché lo scarico avviene con buona approssimazione con legge elastica, significa sovrapporre al momento elasto-plastico (carico) un momento elastico (scarico) di segno opposto che genera nella sezione lo stato di sollecitazione rappresentato dal segmento OD. Sovrapponendo i due momenti (ovvero facendo la somma algebrica delle sollecitazioni) è possibile vedere come, una volta avvenuto lo scarico, nella sezione permane uno stato di sollecitazione residuo. Tale sollecitazione residua è positiva (ovvero di trazione) nelle aree 1 e 3, mentre è negativa (ovvero di compressione) nelle aree 2 e 4.

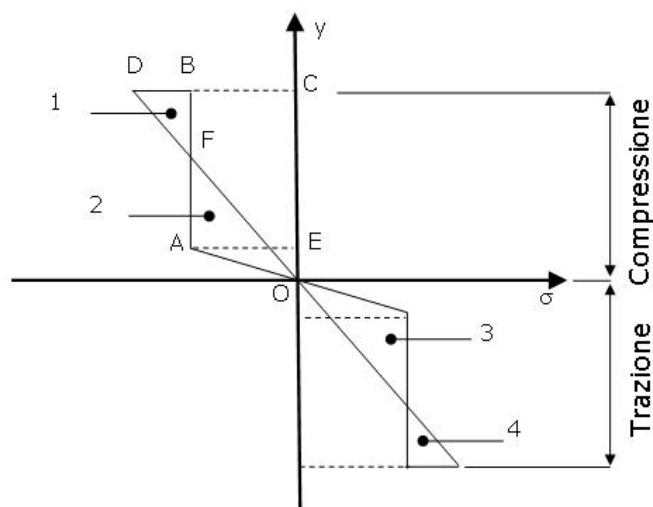


Figura 3: Stato di sollecitazione di una lamiera durante l'applicazione e dopo la rimozione del carico, materiale elasto-plastico non incrudente.

Questo fenomeno può anche essere descritto nel seguente modo. Nel nucleo elastico le fibre inizialmente tese restano tali dopo lo scarico, analogamente per quelle compresse. Le fibre al di fuori del nucleo elastico vedono invece un cambio di tendenza della tensione residua dopo rilascio del momento applicato; tale momento decresce in modulo

con y fino ad annullarsi ad una certa distanza dal centro, per poi raggiungere un massimo di segno opposto. Tale andamento risulta lineare se si ipotizza un comportamento elastico-idealmente plastico del materiale, mentre tenendo conto dell'incrudimento si ha un aumento del momento di plasticizzazione e quindi dell'intero momento flettente. In quest'ultimo caso si avrà un andamento delle tensioni lineare nel nucleo elastico e curvilineo in campo plastico (figura 4).

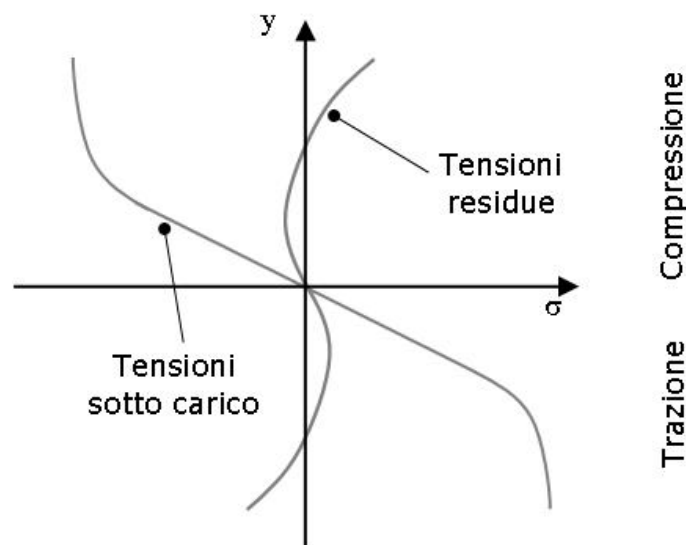


Figura 4: Stato di sollecitazione di una lamiera durante l'applicazione e dopo la rimozione del carico, materiale elasto-plastico incrudente.

1.3 Il recupero elastico

La lamiera piegata, una volta cessato il carico esercitato dal punzone, è soggetta ad un recupero elastico, ovvero ad un parziale ritorno alla forma originale [2]. Questo fenomeno, se non opportunamente compensato, conduce alla realizzazione di un pezzo caratterizzato da un angolo effettivo di piega differente da quello desiderato. Come mostrato in figura 5, dopo il ritorno elastico, l'angolo finale e il raggio di piega sono maggiori di quelli a cui il pezzo era stato condotto sotto carico. E' importante sottolineare come questo fenomeno non si manifesti solo in una lamiera piana o in un piatto, bensì anche nella piegatura di fili o barre caratterizzati da una sezione trasversale di forma qualsiasi. Considerata l'importanza di tale fenomeno ai fini della qualità del

prodotto e la relativa complessità, si rimanda al paragrafo 1.5 per una trattazione più dettagliata.

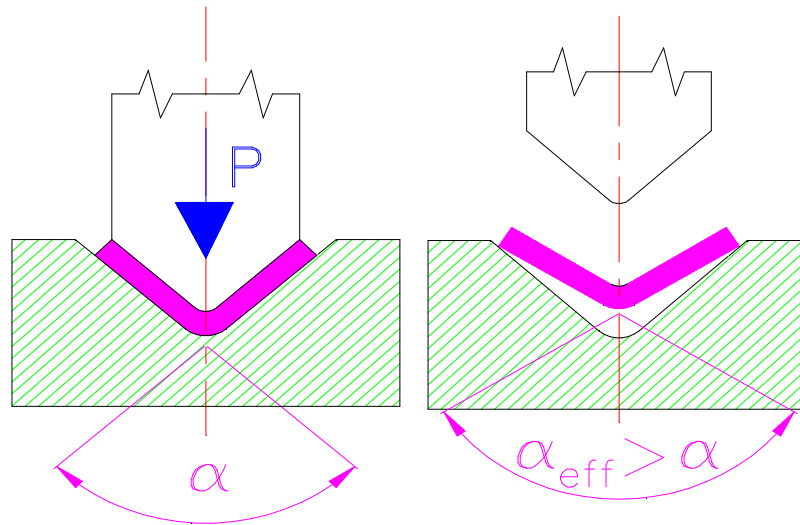


Figura 5: Recupero elastico della lamiera.

1.4 Tipologie di piega

In questo paragrafo vengono descritte le più comuni operazioni di piegatura. Oltre alla formatura con momento di piegatura costante, che ha applicazioni solo teorico sperimentali, esistono altri innumerevoli processi di piegatura utilizzati industrialmente sia per la produzione di piccoli lotti che per impieghi di grande serie [2]. Alcuni di questi processi sono basati su una singola operazione ed eseguiti in singole stazioni di lavoro; altri processi sono più complessi, basati sulla combinazione di più operazioni elementari ed eseguiti in continuo. Innanzitutto, è possibile fare una prima classificazione (descritta di seguito) in base alle tipologie di utensili impiegati.

Matrici e punzoni per operazioni singole. Eseguono una piegatura alla volta sulla singola stazione di lavoro e sono relativi ad una singola operazione [2]. Quando questa viene completata, vengono sostituiti con gli utensili richiesti dall'operazione successiva. In genere vengono utilizzati per produzioni limitate, o comunque in tutti quei casi in cui alta flessibilità e bassi tempi di attrezzaggio sono preferibili ad alti tassi di produzione. Inoltre, possono essere impiegati per la lavorazione di pezzi dalla geometria

particolarmente complessa, dove ad esempio, l'esecuzione di una sola piegatura alla volta è economicamente vantaggiosa.

Utensili composti. Combinano due o più operazioni di piegatura in una singola stazione di lavoro senza necessità di riposizionare il particolare in lavorazione. In questo modo è possibile realizzare un pezzo caratterizzato da diverse pieghe con un solo colpo della pressa. Nella maggior parte dei casi le operazioni vengono eseguite in successione durante la corsa del punzone e solo raramente in modo simultaneo. Nelle operazioni che utilizzano utensili composti la velocità della pressa è di poco inferiore al caso con utensili per operazioni single. Pertanto, il tempo di produzione e i costi di lavorazione diminuiscono in proporzione al numero di operazioni svolte durante una singola fase di discesa del punzone. Inoltre, in molti casi il costo di un utensile composto non differisce in modo significativo da quello per le attrezzature equivalenti separate e anzi, è talvolta minore.

Utensili progressivi. Sono simili ai composti, combinando in un unico settaggio diverse operazioni effettuate con un solo colpo della pressa, ma differiscono da essi in quanto tali operazioni sono distribuite su un certo numero di stazioni. Una striscia di lamiera, corrispondente a numerosi pezzi uniti insieme (in genere tanti quante sono le stazioni di lavoro), avanza tra le varie stazioni e, ad ogni colpo vengono effettuate contemporaneamente, ma su pezzi diversi, tutte le lavorazioni. La parte in lavorazione assume la sua forma finale man mano che viaggia attraverso le varie stazioni, fino a che dall'ultima non viene estratto un pezzo finito e dalla prima non entra una nuova striscia da formare (figura 6). I costi iniziali degli utensili progressivi sono generalmente più elevati di quelli di un set di utensili singoli necessari per la fabbricazione del medesimo componente. Una serie di vantaggi economici può comunque derivare da un numero inferiore di riattrezzaggi, da manutenzioni meno frequenti e da un maggiore tasso di automazione.

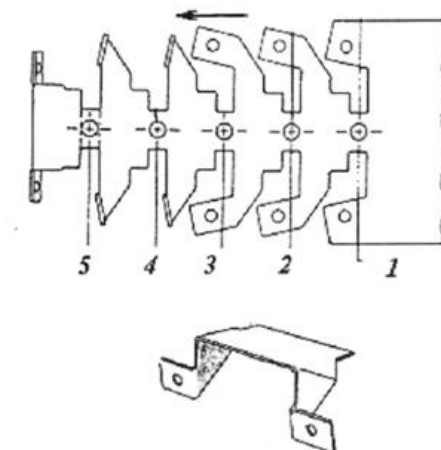


Figura 6: Esempio di piegatura con utensili progressivi.

Di seguito vengono brevemente descritte le più diffuse operazioni di piegatura che è possibile eseguire su una lamiera metallica. E' importante notare come la classificazione proposta rappresenti solo uno dei tanti modi con cui si possono classificare i vari processi di piegatura. Inoltre, considerato che alcuni dei processi descritti sono basati su più operazioni elementari, non sempre è possibile classificarli in modo univoco.

1.5 Piegatura a V

La piegatura a V può suddividersi in libera o in stampo. Si parla di piegatura libera o in aria quando la lamiera viene semplicemente disposta su due appoggi e deformata dal punzone (figura 7).

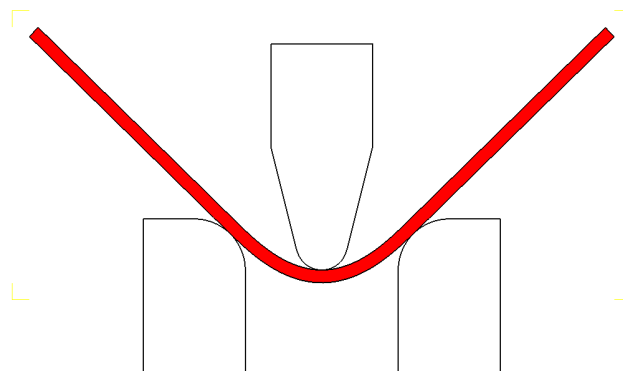


Figura 7: Esempio di piegatura in aria.

In questi casi si parla anche di piegatura su tre punti, in quanto gli elementi atti all'operazione di piega sono il punzone e i due punti di contatto tra lamiera e appoggi. E' importante notare come il raggio interno di piega sia sempre superiore al raggio di testa del punzone. Questo processo è caratterizzato da un'ottima flessibilità e non richiede attrezzature particolarmente complesse o costruite appositamente per una specifica operazione. Con un singolo set di utensili è infatti possibile realizzare una vasta gamma di pieghe. In questo tipo di processi la funzione degli utensili è solo quella di trasmettere il momento flettente al pezzo in lavorazione e l'angolo finale di piega è ottenuto attraverso il controllo della profondità di penetrazione del punzone all'interno della matrice. Questo permette di compensare il ritorno elastico attraverso la sovra piegatura del metallo (tale aspetto verrà trattato in modo più dettagliato al paragrafo 1.5). Modificando la distanza tra gli appoggi della matrice, a parità di momento flettente applicato, variano le forze necessarie per eseguire la lavorazione. In particolare, aumentando tale dimensione aumenta il braccio del momento ed è richiesta una forza minore per deformare la lamiera; viceversa, se si riduce la distanza tra i supporti, crescerà la forza richiesta per effettuare l'operazione. Questa tecnologia di piega, per quanto molto semplice, ha un vasto campo d'impiego soprattutto se si considera che la precisione di piega è molto migliorata rispetto al passato, grazie ai moderni sistemi di controllo montati sulle presse piegatrici.

La piegatura in stampo o coniatura utilizza invece come utensili una matrice e un punzone sagomati in modo tale da conferire alla lamiera una ben precisa forma (figura 8). In questo caso all'operazione di piegatura, avviata come nel caso in aria, segue una fase di coniatura, ovvero la compressione della lamiera tra stampo e punzone. In questo modo la lamiera si chiude attorno al punzone fino a stabilire un contatto lungo tutta la superficie del punzone stesso. Questa soluzione, oltre ad eliminare l'incertezza della geometria ricavata, introduce nella lamiera uno stato di sollecitazione tale da eliminare quasi completamente il ritorno elastico successivo alla rimozione del carico. Va tuttavia notato che, rispetto alla piegatura in aria, le forze richieste per questo tipo di operazione sono decisamente superiori, con tutte le implicazioni relative alla maggiore sollecitazione degli stampi e alla necessità di impiegare macchine con limiti di forza più elevati [5].

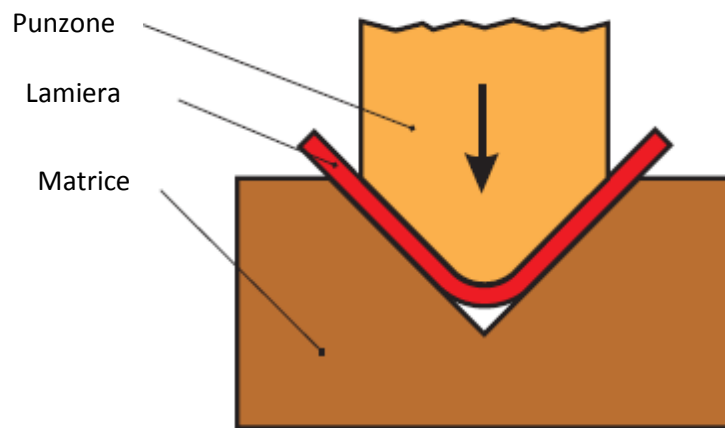


Figura 8: Esempio di piegatura in stampo.

Esiste poi la piegatura su macchine pannellatrici con pressore mobile. In questo caso la lamiera viene serrata tra pressore superiore ed inferiore e piegata mediante l'azione di un utensile oscillante (figura 9). L'angolo finale di piega, a meno degli effetti legati al ritorno elastico, corrisponde a quello realizzato dall'utensile. Uno dei principali vantaggi rispetto alla piegatura con matrici riguarda la possibilità di lavorare pezzi anche molto corti e piccoli.

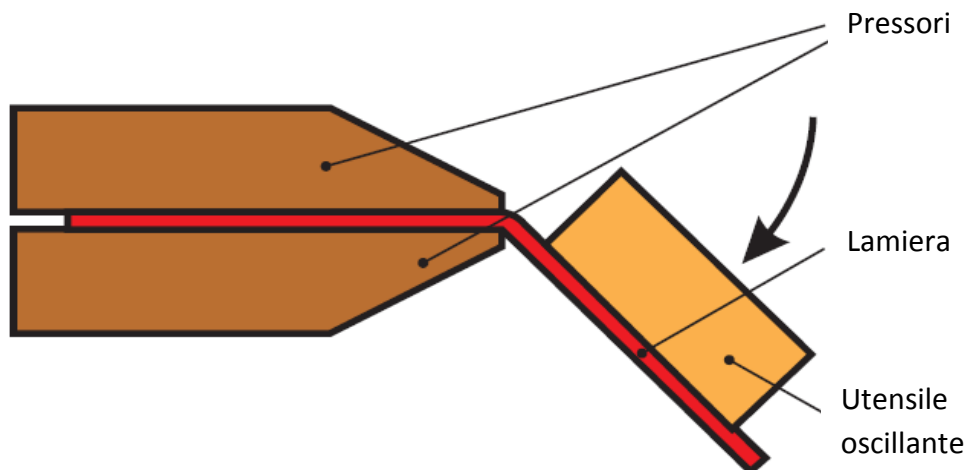


Figura 9: Esempio di piegatura con macchine pannellatrici.

1.6 Piegatura a U

In questo caso possono essere impiegati due o tre utensili a seconda che si tratti rispettivamente di piegatura senza o con contro-disco. Nel caso di piegatura senza contro-disco il processo evolve come mostrato in figura 10-a [2]. Nelle fasi iniziali del processo si ha piegatura in campo elastico e, per effetto della distribuzione costante del momento, l'arco di curvatura è circolare. Proseguendo nell'operazione, per effetto della corsa del punzone, la curvatura cresce fino a quando i lembi esterni della lamiera non diventano paralleli alle pareti verticali della matrice. Da tale punto in poi e fino all'inizio della coniatura, non si hanno più significativi incrementi di deformazione. Durante quest'ultima fase la curvatura passa da convessa a concava, per poi annullarsi con la spianatura finale della lamiera.

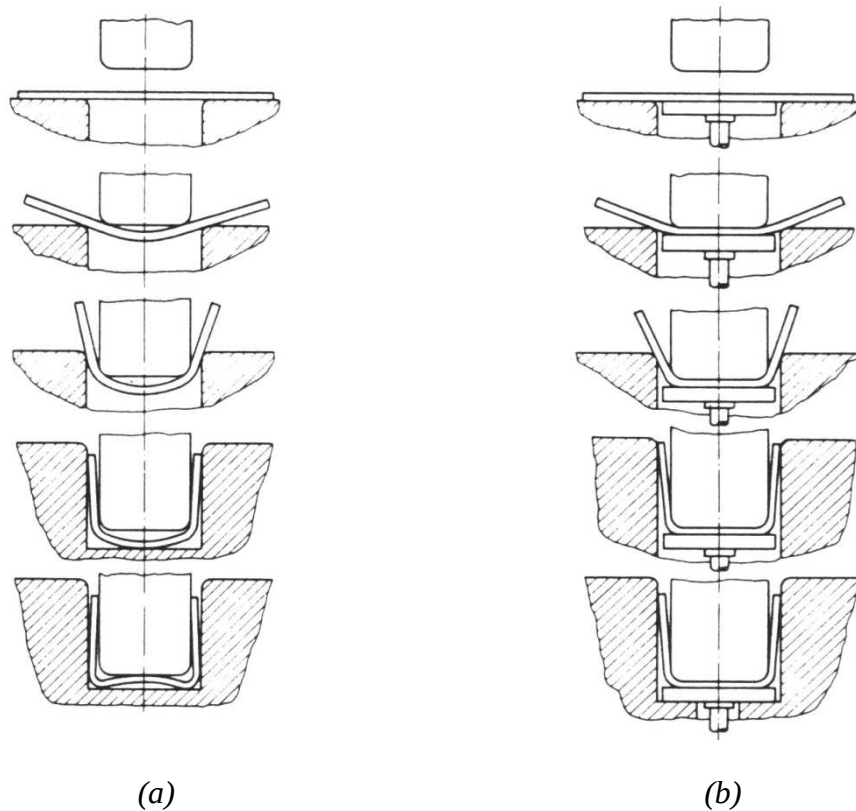


Figura 10: Esempio di piegatura a U, (a) senza contro disco, (b) con contro-disco.

Nella piegatura con contro-disco (fig. 10-b), oltre a matrice e punzone è presente un terzo utensile detto “cuscinetto di pressione”, che preme la lamiera con verso opposto a quello del punzone. Rispetto al caso precedente, la coniatura risulta dunque superflua

[2]. Per mantenere piana la lamiera è richiesta una forza di pressione fra punzone e contro-disco di circa il 30% superiore a quella di piegatura. Di contro viene eliminata la coniatura che richiederebbe un carico paria a circa tre volte quello richiesto dalla semplice fase di piegatura. Tuttavia, è importante notare come non necessariamente il secondo metodo di piega sia da preferire al primo. Infatti, sebbene in questo secondo caso siano richieste forze inferiori, l'effettiva convenienza va calcolata considerando anche il maggiore investimento per le attrezzature.

1.7 Orlatura

L'orlatura è un processo mediante il quale lo spigolo di una lamiera viene ripiegato su se stesso (piega a 180°) [2]. Questa operazione, oltre a migliorare la rigidità dei bordi, migliora l'aspetto estetico di un componente ed elimina i bordi affilati, potenzialmente taglienti e quindi pericolosi in termini di sicurezza (figura 11).

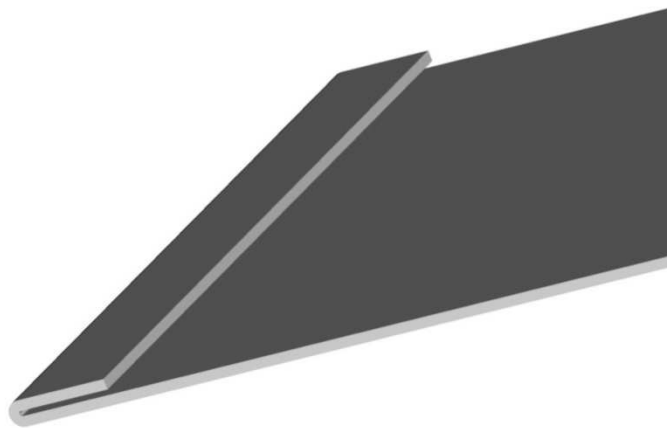


Figura 11: Esempio di lamiera orlata.

1.8 Aggraffatura

L'aggraffatura ha la funzione di congiungere i bordi di due lamiere unendoli tramite orlatura. La giunzione può avvenire con processi simili a quello mostrato in figura 12 oppure mediante rulli opportunamente sagomati [2]. Questo processo permette anche l'ottenimento di giunzioni a tenuta di liquidi o gas.

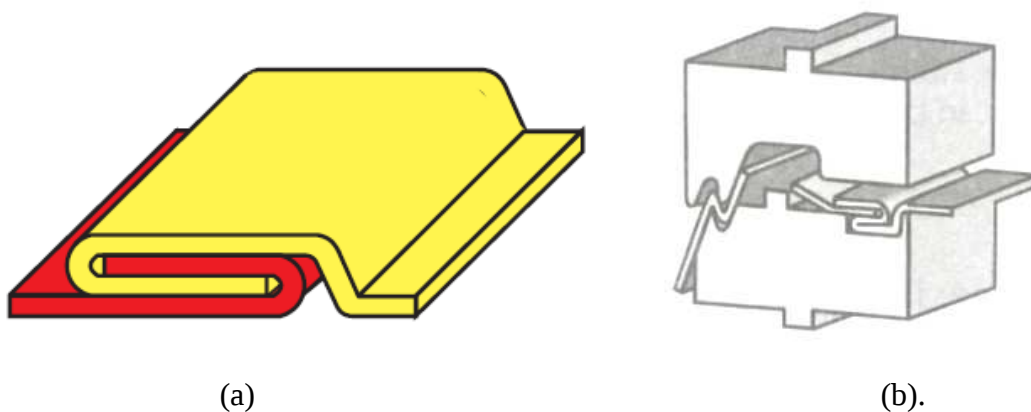


Figura 12: Esempio di aggraffatura (a) e relativo processo di ottenimento (b).

1.9 Nervatura

Il processo prevede che lo spigolo della lamiera venga ripiegato all'interno della cavità di una matrice (figura 13). Questa operazione viene spesso eseguita per conferire una maggiore rigidità al componente in lavorazione attraverso l'incremento del momento d'inerzia dei bordi [2]. Indirettamente vengono così eliminati gli spigoli affilati esposti, potenzialmente taglienti e quindi pericolosi in termini di sicurezza. La formatura di una nervatura può avvenire mediante l'impiego di una singola matrice o di due matrici.

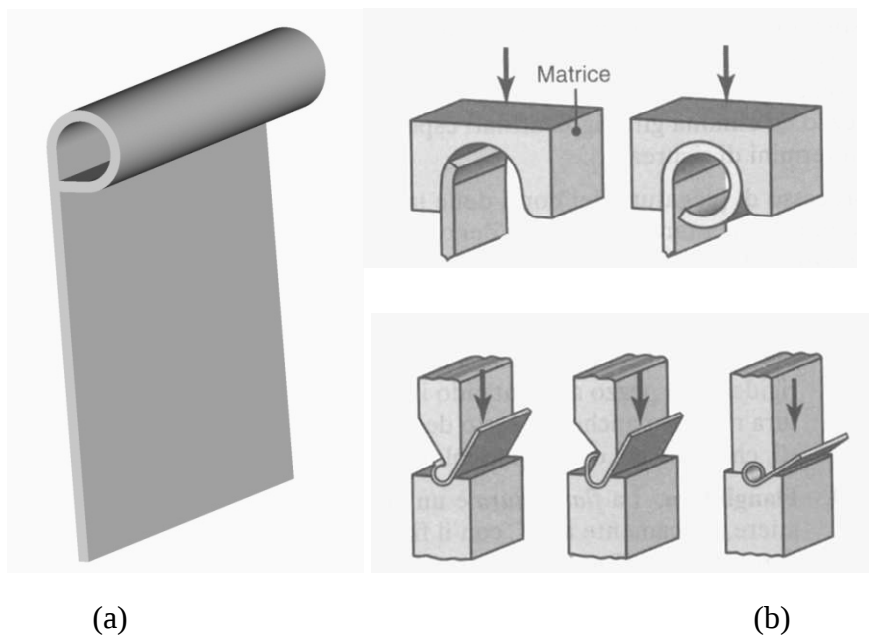


Figura 13: Esempio di nervatura (a) e relativo processo di ottenimento (b).

1.10 Flangiatura e infossatura

Si tratta di operazioni di piegatura dei bordi (tipicamente a 90°) finalizzate ad incrementare la rigidezza dei componenti. L'operazione di infossatura prevede la realizzazione di un foro tramite tranciatura e poi la realizzazione di una flangia mediante allargamento dello stesso. In alternativa, un punzone appuntito perfora la lamiera ed espande il foro. Alcuni esempi di lamiere flangiate sono riportati in figura 14 [2].



Figura 14: Esempi di lamiere flangiate.

1.11 Profilatura con rulli

La profilatura con rulli consiste nell'obbligare la lamiera a passare attraverso una serie di coppie di rulli sagomati in modo tale da deformarla gradualmente fino a farle assumere il profilo desiderato (figura 15). Con questa tecnologia possono essere lavorate lamiere con spessori variabili dal decimo di millimetro fino a 20-25 mm. I rulli sono generalmente in acciaio al carbonio o ghisa grigia e sono spesso trattati superficialmente o rivestiti per conferire loro una maggiore resistenza all'usura o una migliore finitura superficiale del prodotto in lavorazione.

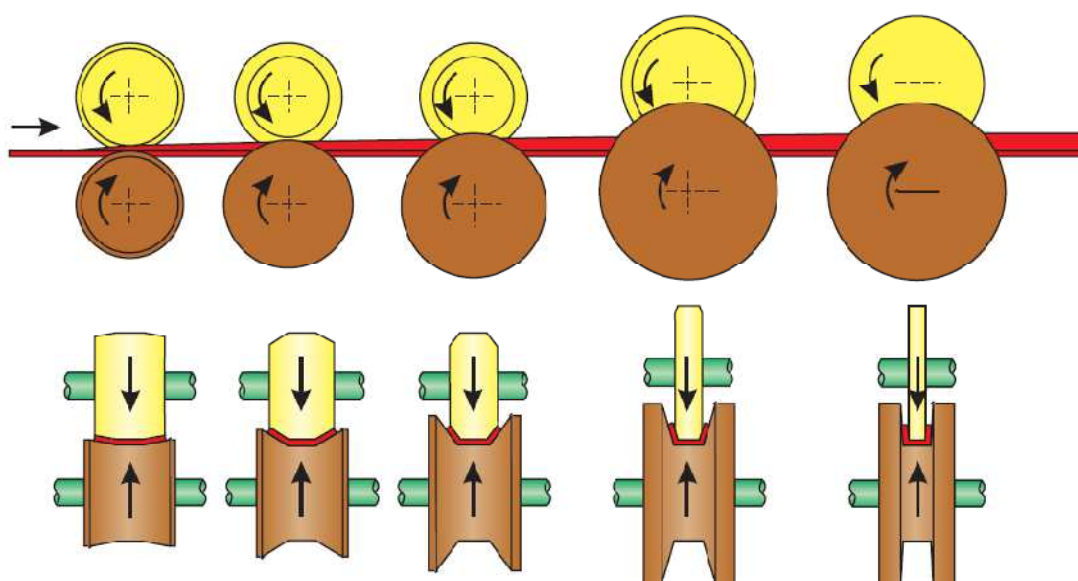


Figura 15: Esempio di profilatura a rulli.

La profilatura a rulli è un processo alternativo alla piegatura "tradizionale", la cui scelta dipende sostanzialmente dalla lunghezza e dalla quantità dei profilati che si intende produrre. Infatti, a differenza dei processi di piegatura sopra descritti, permette di piegare lamiere di lunghezza indefinita, essendo un processo continuo. Questa tecnologia si presta pertanto a grandi produzioni di serie nelle quali i più elevati costi per le attrezzature (rispetto alla piegatura tradizionale) e la perdita di flessibilità sono compensati dalle elevate produzioni. In figura 16 viene mostrato un esempio di come uno stesso componente possa essere realizzato sia mediante un processo (continuo) di profilatura con rulli che attraverso una serie di operazioni di piegatura con matrice-punzone [3].

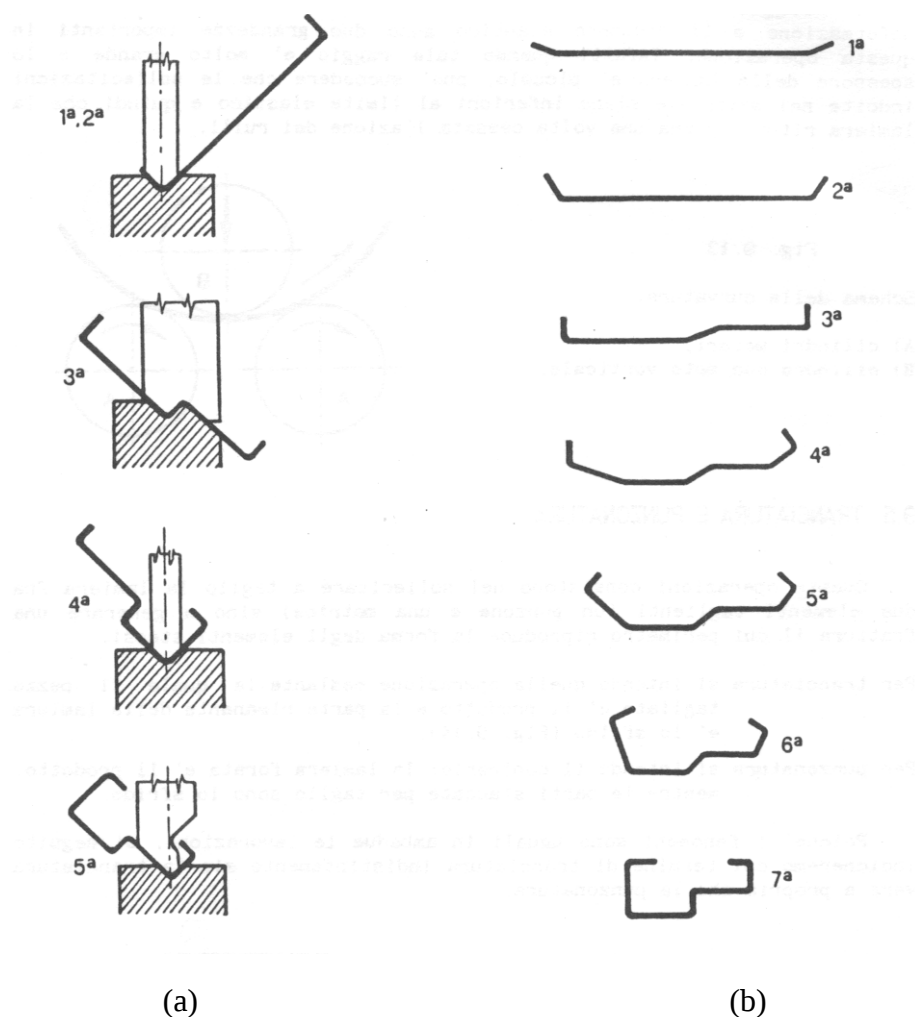


Figura 16: Confronto tra profilatura con rulli (a) e piegatura con matrice-punzone (b).

1.12 Pannellatura

La pannellatura è un processo di piegatura della lamiera che sfrutta dei principi meccanici differenti da quelli visti nella piegatura più “convenzionale”. Il nome deriva dal fatto che questa tecnica si presta bene alla piegatura di pannelli. Mentre la pressopiegatura si basa sull’applicazione di una forza centrale (trasmessa attraverso il punzone) tra due reazioni vincolari generate dalla matrice, nella pannellatura la forza applicata non è centrale, ma laterale ai vincoli [2]. Un premilamiera e una controlama bloccano rigidamente il foglio di lamiera, mentre una parte mobile (lama) esercita la forza deformante che produce la piega (figura 17).

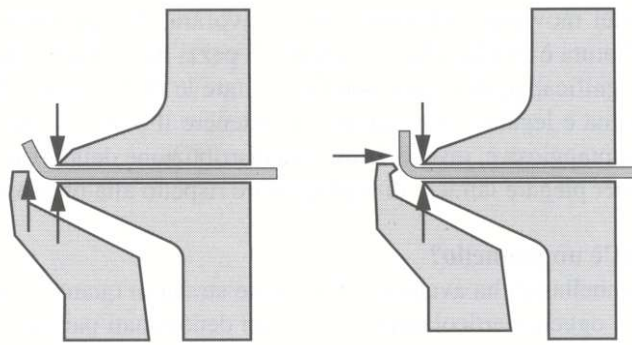


Figura 17: Esempio di processo di pannellatura.

Le tipologie di piega ottenibili sono molteplici e dipendono, oltre che dal pannello, dalla macchina utilizzata. In figura 18 vengono mostrati alcuni esempi di prodotti ottenibili per pannellatura [2].



Figura 18: Esempi di pieghe e prodotti ottenibili per pannellatura.

1.13 Piegatura a rulli

A titolo di completamento viene descritto un ulteriore processo di formatura della lamiera che si colloca solo in parte (a parere dello scrivente) nell'ambito dei processi di piegatura propriamente detti, ovvero la piegatura a rulli (o calandratura). Questo processo è destinato essenzialmente alla produzione di parti cilindriche o comunque assialsimmetriche [3]. Il momento di piegatura è prodotto da rulli rotanti (generalmente tre), due dei quali costituiscono gli appoggi, mentre il terzo funge da punzone (figura 19).

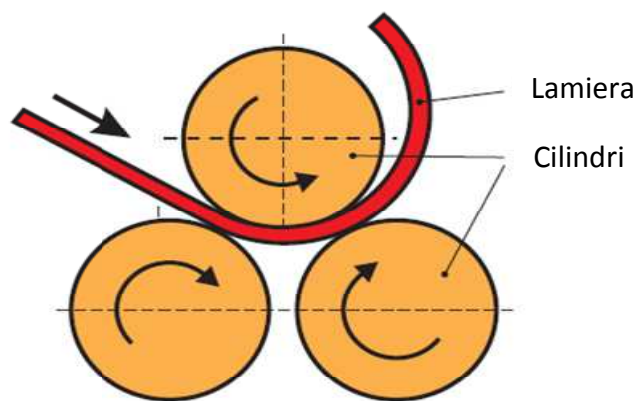


Figura 19: Esempio di piegatura a rulli o calandratura.

Questa tecnologia non è comunque l'unica con cui è possibile ottenere profili circolari chiusi, infatti, la piegatura di elementi relativamente corti può essere eseguita anche con macchine a quattro slitte, come quella rappresentata in figura 20.

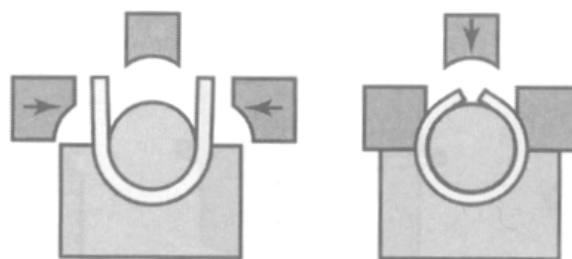


Figura 20: Esempio di piegatura di un profilo circolare utilizzando una macchina a quattro slitte.

1.14 Fattori che influenzano la piegabilità

Numerosi sono i fattori che possono influenzare i limiti di deformazione e quindi di piegabilità delle lamiere senza giungere a rottura. Tra i principali bisogna sicuramente citare: le proprietà del materiale, gli eventuali stati tensionali indotti dalle precedenti lavorazioni, lo stato di finitura dei bordi, la lunghezza del pezzo nella direzione di piega, l'orientazione della piega rispetto alla direzione di laminazione e la temperatura di lavorazione.

1.14.1 Le caratteristiche del materiale e lo stato di sollecitazione

Le proprietà meccaniche di un materiale influenzano in modo marcato i limiti di formabilità, ad esempio materiali estremamente duttili permettono di ottenere pieghe molto più severe rispetto a materiali caratterizzati da ridotta duttilità. Inoltre, eseguendo le operazioni di piegatura generalmente a freddo, durante il processo non si manifestano fenomeni di riassetto e ricristallizzazione dinamica utili alla riduzione dello stato tensionale interno. Per quanto riguarda le principali caratteristiche meccaniche di un materiale è possibile affermare che maggiore è la sua tensione di snervamento e più ostica risulterà l'operazione di piegatura [2]. L'incrudimento, ovvero la tendenza di un materiale ad aumentare la tensione di flusso con il crescere delle deformazioni, influenza anch'esso la formabilità. Ad esempio materiali con un'elevata propensione ad incrudire consentono di ottenere una maggiore differenza tra la tensione di snervamento e la tensione massima a rottura, un più alto valore dell'allungamento uniforme ed una minore tendenza alla strizione.

Altro aspetto critico è lo stato tensionale della lamiera, in considerazione del fatto che la presenza di uno stato di tensione biassiale riduce la duttilità di un materiale. Tale aspetto assume particolare significato considerando che, se la lunghezza della lamiera piegata aumenta, lo stato tensionale delle fibre più esterne passa da una configurazione monoassiale ad una biassiale. Tuttavia ad una lunghezza di circa dieci volte lo spessore si raggiunge una condizione di "stato piano di deformazione" e gli effetti legati alla biassialità si saturano.

L'entità massima di piega raggiungibile risulta influenzata anche dalle condizioni dei bordi. Prima della piegatura, le lamiere sono generalmente tagliate a misura mediante tranciatura, questo processo introduce i seguenti effetti.

- **Incrudimento della superficie tagliata.** Si possono innescare fenomeni di rottura del materiale, lungo il profilo esterno dell'arco di piegatura, nel momento in cui la somma della massima deformazione indotta dalla tranciatura e di quella provocata dalla piegatura supera la deformazione a rottura del materiale stesso.
- **Variazione della finitura superficiale.** La piegabilità diminuisce all'aumentare della rugosità dei bordi poiché su queste superfici si vanno a concentrare le maggiori tensioni.

I limiti di formabilità in piegatura possono essere incrementati mediante il riscaldamento del pezzo o per mezzo dell'applicazione di una pressione idrostatica o ancora attraverso l'applicazione di forze di compressione nel piano della lamiera durante la piegatura. Quest'ultima soluzione permette di minimizzare le tensioni di trazione delle fibre più esterne dell'area di piega.

1.14.2 La direzione di laminazione e l'anisotropia del materiale

L'orientamento dell'asse di piegatura rispetto alla direzione di laminazione influenza in modo considerevole il massimo valore di deformazione ottenibile. Durante la laminazione della lamiera, i grani cristallini, le inclusioni ed eventuali altre impurità tendono ad allungarsi rispetto alla direzione di laminazione. Questo fenomeno produce anisotropia nella lamiera, ovvero differenti proprietà meccaniche del materiale lungo le tre direzioni che caratterizzano le dimensioni del componente. Questo si traduce nel fatto che il materiale si comporterà in modo differente a seconda che venga piegato in direzione parallela o normale a quella di laminazione (figura 21). In particolare, il materiale mostrerà una maggiore formabilità, e quindi la possibilità di ottenere angoli di piega più severi, se piegato con asse ortogonale alla direzione di laminazione. Nel caso di direzioni parallele, il materiale presenterà invece una maggiore tendenza alla formazione di cricche e alla conseguente rottura lungo la linea di piega.

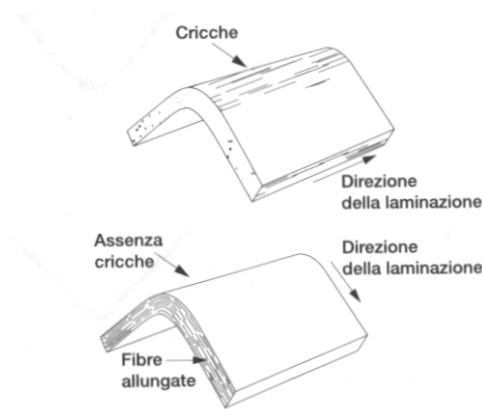


Figura 21: Effetto della direzione di laminazione sulla piegatura.

1.14.3 Il raggio minimo di piegatura

Qualsiasi operazione di piegatura è caratterizzata da un raggio minimo di piega, ovvero da un raggio di curvatura sotto il quale il metallo si romperà in corrispondenza delle fibre più esterne. Questo parametro rappresenta dunque un limite di formabilità del pezzo. La ragione per cui la rottura avviene sempre sulla parte tesa sono chiarite di seguito. Come descritto al paragrafo 1.2 le fibre esterne dell'elemento piegato sono in trazione, mentre quelle interne risultano compresse. Sebbene in teoria l'entità di deformazione sia uguale per le fibre interne ed esterne, nella realtà, a causa dello spostamento della fibra neutra verso l'interno, la lunghezza della piega è più piccola nella regione esterna. Tra fibre tese e fibre compresse vi è dunque una differenza di deformazioni che cresce all'aumentare del rapporto tra raggio di piegatura e spessore (r/s). Il raggio minimo di piegatura di un componente è generalmente espresso in funzione del suo spessore e i valori sono in genere ricavati per via sperimentale. La tabella 2 mostra i valori del raggio minimo di piegatura a temperatura ambiente per alcuni materiali, in funzione dello spessore (s).

Tabella 2: Raggio minimo di piegatura, in funzione dello spessore, per alcuni materiali.

Materiale	Condizione del materiale	
	Tenero	Indurito
Leghe di alluminio	0	6 s
Rame berillio	0	4 s
Bronzo	0	2 s
Magnesio	5 s	13 s
Acciaio austenitico inossidabile	0.5 s	6 s
Acciaio a basso tenore di C, basso legato, HLSA	0.5 s	4 s
Titanio	0.7 s	3 s
Leghe di titanio	2.6 s	4 s

1.15 Il ruolo dell'attrito nei processi di piegatura delle lamiere

Nei processi di piegatura l'attrito assume un ruolo secondario o comunque meno importante rispetto alle altre operazioni per deformazione plastica. Le ragioni vanno ricercate nel fatto che in piegatura le zone di contatto lamiera-utensili sono generalmente molto limitate e lo scorrimento relativo è piuttosto contenuto. Tale effetto è reso ulteriormente trascurabile a causa delle basse pressioni in gioco. Pertanto, la lubrificazione è generalmente minima o addirittura assente e non influenza le forze di piegatura in modo apprezzabile. Fanno eccezione i processi di piegatura con utensili rotanti (profilatura con rulli) dove invece è richiesto un attrito sufficiente a garantire il trascinamento della lamiera.

1.15.1 Le forze in piegatura

Le forze e i momenti flettenti necessari per eseguire una certa operazione di piegatura possono essere valutati attraverso metodi di calcolo di tipo analitico. Tali metodi risultano nella maggior parte dei casi piuttosto complessi e la loro descrizione esula dalle finalità di questa trattazione. Tuttavia, si consideri che spesso, proprio a causa della loro complessità e della necessità di conoscere numerosi parametri del materiale e

del processo per metterli in pratica, a questi metodi vengono preferite semplici formule di calcolo di tipo empirico. Sebbene i metodi empirici non siano sempre in grado di fornire risultati estremamente accurati, nella maggior parte dei casi vengono preferiti per la loro immediatezza che meglio si sposa con le tempistiche industriali. Va inoltre notato che le relazioni di calcolo di tipo analitico, soprattutto se riferite a processi di una certa complessità, richiedono inevitabili ipotesi semplificative che spesso possono pregiudicare l'accuratezza dei risultati.

In generale è possibile stimare le forze di piegatura assumendo che il processo in esame sia quello relativo alla piegatura di una trave a sezione rettangolare. La forza di piegatura può quindi essere espressa in funzione della resistenza del materiale (σ_R), della lunghezza (b) e dello spessore (s) dell'elemento piegato e della distanza tra i supporti della matrice (w), secondo l'equazione riportata di seguito.

$$F_{\max} = k \frac{\sigma_R b s^2}{w} \quad (\text{eq. 1.1})$$

Il termine k include il contributo di diversi fattori ed è compreso tra 1.2 - 1.33 per matrici a V, 0.3 - 0.4 per matrici a 90°, 2.4 – 2.6 per matrici a U. È importante sottolineare come questa equazione sia valida solo in condizioni di piegatura tali per cui il raggio del punzone e lo spessore della lamiera sono molto inferiori alla distanza tra i supporti della matrice. In un generico processo di piegatura libera la forza di piegatura varia in funzione della corsa del punzone, in particolare, cresce da zero fino ad un massimo per poi decrescere a fine piega. Un discorso a parte va fatto per i processi di piegatura con matrice dove la forza cresce improvvisamente quando il punzone raggiunge il fondo della matrice.

1.16 Il ritorno elastico

1.16.1 Comprensione e quantificazione del fenomeno

Come precedentemente accennato, il fenomeno del ritorno elastico o “springback” si manifesta nei componenti sottoposti a flessione in campo elasto-plastico e consiste nel parziale ritorno alla forma originale dopo la rimozione delle forze e dei momenti di

piegatura. In particolare, all'atto di annullare i momenti applicati sulla lamiera si assiste alla scomparsa di una parte della deformazione impressa. Questo effetto è un fenomeno di carattere generale in quanto si presenta in tutte le lavorazioni che avvengono per deformazione plastica ma assume particolare importanza nella lavorazione della lamiera, perché in essa le deformazioni si traducono in frecce di inflessione con ordine di grandezza superiore a quello delle dilatazioni lineari del materiale nei suoi diversi punti [6].

L'entità del ritorno elastico dipende da numerosi parametri legati sia al materiale che al processo; i principali sono: il modulo di elasticità del materiale, il carico di snervamento, il tasso di incrudimento, lo spessore della lamiera, il raggio di piegatura, il raggio del punzone e la tipologia di sollecitazione impressa. In generale, è possibile asserire che il valore del ritorno elastico cresce all'aumentare della tensione di snervamento, dell'indice di incrudimento e del raggio di piega, mentre decresce all'aumentare del modulo di elasticità e dello spessore della lamiera.

Nel caso di una lamiera soggetta a deformazioni in campo elasto-plastico, le fibre vengono deformate in modo differente a seconda della loro posizione all'interno della lamiera. Le fibre che si sono plasticizzate durante la fase di carico, restituiscono la loro componente elastica durante la fase di scarico, tendendo a tornare nella posizione originale. Questo tuttavia non si manifesta in modo totale a causa della differente sollecitazione a cui le fibre sono state sottoposte. In particolare, quelle a cavallo della sezione neutra tendono a trovarsi, nella fase di carico, ancora in regime elastico e al momento dello scarico, il loro totale recupero della forma originale è inibito dalla presenza delle fibre più esterne che hanno subito deformazioni di tipo irreversibile. L'entità del ritorno elastico deriva dunque dalla differenza tra le tensioni o le deformazioni nei due casi.

Come misura del ritorno elastico è possibile utilizzare, oltre alla differenza tra angolo di piega sotto carico e dopo lo scarico, la differenza tra raggio di curvatura residuo (r_{i2}) e raggio di curvatura raggiunto sotto carico (r_{i1}).

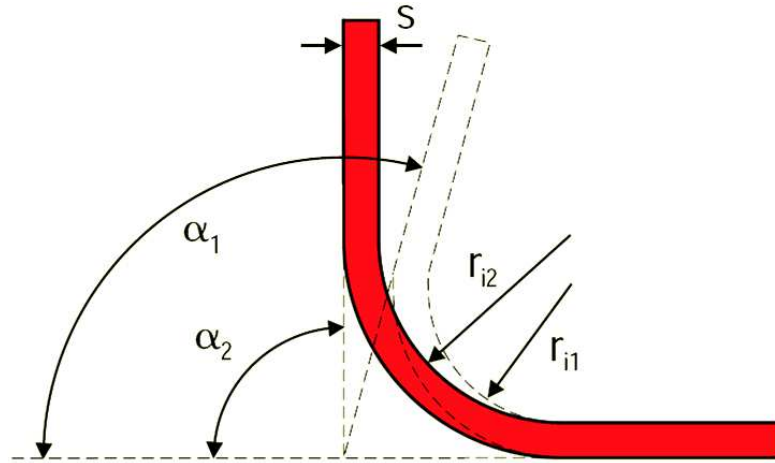


Figura 22: Effetto del ritorno elastico sull'angolo e sul raggio finale di piega

La quantificazione a priori del ritorno elastico per via analitica conduce a risultati spesso approssimati a causa della difficoltà di tener conto della reale relazione tra sforzi e deformazioni, che varia da un materiale all'altro. Per ovviare a questo problema è possibile utilizzare dei diagrammi che riassumono i risultati sperimentali ottenuti su vari materiali (figura 23); tali grafici presentano in ascissa il rapporto:

$$\frac{r_{i2}}{s} \quad (\text{eq. 1.2})$$

e in ordinata il coefficiente di ritorno elastico (k) che è dato dal rapporto:

$$k = \frac{r_{i1} + 0.5 \cdot s}{r_{i2} + 0.5 \cdot s} = \frac{\alpha_2}{\alpha_1} \quad (\text{eq. 1.3})$$

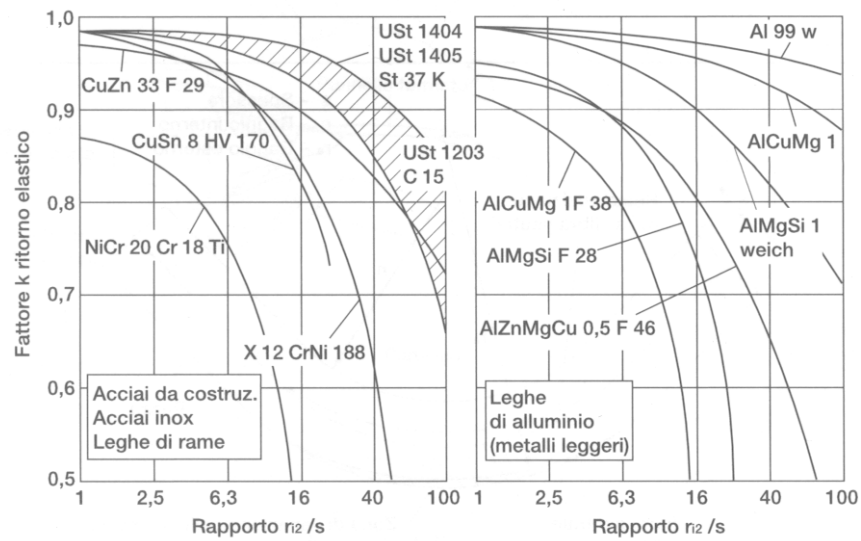


Figura 23: Diagramma per la determinazione del coefficiente k di ritorno elastico.

Noto k, l'angolo r di ritorno elastico risulta dalla relazione:

$$\rho = \alpha_1 - \alpha_2 = \left(\frac{1}{k} - 1 \right) \alpha_2 \quad (\text{eq. 1.4})$$

La determinazione sperimentale del coefficiente k ha evidenziato come i valori non cambino in modo significativo al variare dei materiali analizzati. Nella maggior parte dei casi presi in esame si ha che il valore di k è compreso tra 0.9 e 1. Per determinare il valore di k anche per materiali non presenti sul diagramma riportato in figura 23 si può far ricorso alla formula seguente, una volta noti i carichi unitari di snervamento e di rottura (σ_s e σ_R):

$$k = 1 - \left[a \cdot \left(\frac{\sigma_s + \sigma_R}{2} \right) + b \cdot \left(\frac{\sigma_s + \sigma_R}{2} \right) \cdot \left(\frac{r_{12}}{s} \right)^2 \right] \quad (\text{eq. 1.5})$$

In prima approssimazione si possono sostituire nella formula i valori $a=0.001$ e $b=0.000015$.

H.F. Schwark ha proposto un altro metodo per il calcolo del coefficiente k a partire dalla conoscenza del momento flettente M (sulla base di una curva dei momenti unitari esistenti):

$$k = 1 - \frac{12 \cdot M \cdot (r_{i2} + 0.5 \cdot s)}{E \cdot b \cdot s^3} \quad (\text{eq. 1.6})$$

dove E rappresenta il modulo elastico del materiale e b la larghezza della lamiera nella direzione di piegatura.

A. Geleji ha proposto un altro procedimento di calcolo basato sulla conoscenza della randezza s_e (spessore dello strato sollecitato elasticamente):

$$s_e = \frac{2 \cdot r \cdot \sigma_s}{E} \quad (\text{eq. 1.7})$$

dove r è il raggio medio di curvatura determinato dal raggio dell'utensile. Quindi, noto s_e , possiamo trovare r_1 :

$$r_1 = \frac{r_{i2}}{1 + \frac{2 \cdot s_e^3}{3 \cdot s \cdot (s^2 - s_e^2)}} \quad (\text{eq. 1.8})$$

A causa della non uniformità del materiale delle lamiere la determinazione sperimentale dei valori di K riesce molto difficile. Inoltre non si possono cercare legami tra ritorno e durata dell'applicazione del carico o con il valore stesso di quest'ultimo in quanto praticamente indipendenti tra loro. Per far fronte a questa incertezza si usano spesso soluzioni empiriche che consentono di ottenere una piega con un angolo il più prossimo possibile a quello voluto.

1.16.2 La compensazione del ritorno elastico

Una volta quantificata l'entità del ritorno elastico, rimane il problema di come compensarlo. Nella pratica industriale esistono vari metodi per la compensazione del ritorno elastico, qui di seguito vengono discussi i principali.

Sovrapiegatura. Questa tecnica prevede la piegatura della lamiera con un angolo superiore a quello desiderato, il cui valore risulta dalla somma dell'angolo richiesto più il valore angolare corrispondente al recupero elastico. Tale metodo, facilmente applicabile nella piegatura libera e basato su un principio molto semplice, presenta alcuni limiti, soprattutto in termini di accuratezza dell'angolo finale di piegatura. Infatti, affinché il metodo dia risultati soddisfacenti è necessario conoscere con accuratezza l'entità del ritorno elastico e tale valore, come già accennato, dipende da molteplici parametri. E' importante sottolineare come questa affermazione assuma ancora più significato se si considera come spesso sia possibile notare variazioni del ritorno elastico tra un lotto e l'altro di materiali nominalmente identici. Oggigiorno molte presse utilizzate nella piegatura libera sono equipaggiate con un controllo numerico (CNC), il percorso del punzone può essere molto preciso e viene normalmente calcolato, una volta stabilito l'angolo di piega desiderato, da un opportuno software presente nel computer della pressa. Questo calcolo è generalmente basato su regole empiriche (come quelle descritte nel paragrafo precedente), che richiedono un limitato set di parametri di input; si consideri che molto spesso sono noti solo lo spessore nominale della lamiera, il carico di snervamento e il modulo elastico del materiale. Prendere in considerazione molti altri dettagli inerenti le proprietà della lamiera richiederebbe un carico di lavoro ritenuto inaccettabile da molti produttori. Nella pratica attuale queste semplificazioni del modello possono condurre ad una stima poco accurata dell'angolo finale di piega e vengono generalmente corrette attraverso un approccio di tipo "trial and error".

Coniatura. Questa tecnica si basa sulla compressione della lamiera tra stampo e matrice. La zona di piega, sottoposta a tensioni molto localizzate tra punzone e matrice, vede uno stiramento del materiale nelle altre due direzioni; tale condizione permette di

omogeneizzare il gradiente di tensione all'interno della lamiera, che è all'origine del ritorno elastico. Tale metodo è chiaramente applicabile solo ai processi di piegatura in stampo, ovvero a quei processi dove la geometria della matrice e del punzone, conferiscono una forma univoca (e quindi non più dipendente dalla corsa del punzone) all'elemento piegato.

Stiro piegatura. Il pezzo è sottoposto a trazione mentre viene piegato. Il momento di piegatura richiesto per fare in modo che la lamiera si deformi plasticamente si riduce con l'aumento della trazione combinata (dovuta alla piegatura delle fibre esterne e alla tensione applicata) nella lamiera. Perciò, l'entità del ritorno elastico, che è il risultato di una tensione non uniforme dovuta alla piegatura, diminuisce.

Piega in temperatura. Questo processo si basa sull'esecuzione della piegatura ad elevate temperature. Poiché il ritorno elastico, a parità di tutti gli altri parametri, diminuisce al diminuire della tensione di snervamento, l'innalzamento della temperatura ha effetti positivi sul contenimento di tale fenomeno. Questa tecnica viene utilizzata di rado in quanto le elevate temperature richieste rendono difficoltosa la manipolazione e la lubrificazione dei pezzi, oltre ad influenzarne il grado di finitura.

Metodi di controllo del ritorno elastico

Considerata l'importanza del ritorno elastico, tutti i costruttori di presse piegatrici hanno dedicato attenzione al problema, realizzando nel corso degli anni una quantità di dispositivi atti alla rilevazione e alla compensazione automatica degli errori che ne conseguono. Tali sistemi sono in genere integrati nella macchina stessa. Le soluzioni studiate e diffuse si basano soprattutto sul controllo degli spostamenti della pressa ed in particolare sul controllo della corsa del punzone. Pertanto assumono significato principalmente nel caso di piegatura libera che, come già accennato, è un processo molto flessibile e permette di ottenere, semplicemente variando la corsa del punzone, diversi angoli di piega con lo stesso set di utensili. In questi casi, il ritorno elastico successivo allo scarico (quasi mai trascurabile), viene in genere annullato mediante una

sovrapiiega. Di seguito vengono descritti brevemente alcuni tra i principali metodi per il controllo dell'angolo di piega e del ritorno elastico.

Soluzioni Feed-back. Alcuni produttori di presse offrono dei dispositivi capaci di garantire un'accuratezza dell'angolo di piega entro i $\pm 20'$. Tra le varie soluzioni adottate si ritiene opportuno segnalarne due, entrambe basate sull'acquisizione di dati durante il processo.

La prima (*adaptive forming*) è connessa ad una misura diretta dell'angolo di flessione attraverso un sistema ottico (laser), il valore numerico dell'angolo può essere direttamente usato come feedback di controllo del punzone. Il principale vantaggio di questa soluzione è da ricercarsi nella sua intrinseca semplicità e robustezza. Questa soluzione è tuttavia afflitta da alcune limitazioni: la misurazione dell'angolo è difficoltoso (o in alcuni casi impossibile) quando la flessione è confinata al bordo della lamiera o quando è eseguita su lamiere rivestite. Inoltre, sono necessarie lunghe soste a fine corsa, prolungando quindi i tempi di produzione e abbassando la produttività. In questa soluzione, il punzone viene controllato mediante regole empiriche. I sistemi commerciali disponibili sul mercato prevedono una valutazione del reale ritorno elastico attraverso un ciclo di "addestramento" (lento) e successivi cicli standard di flessione (veloci).

L'altra soluzione è basata sullo studio del carico totale come funzione dello spostamento del punzone, al fine di raccogliere informazioni riguardo la legge di sforzo-deformazione del materiale. Questa analisi è complicata dalla distribuzione non uniforme della relazione sforzo-deformazione ricavabile dalle operazioni di flessione, quindi richiede un modello teorico del processo caratterizzato da una certa complessità (teoria delle grandi deformazioni e fenomeni di incrudimento). Malgrado lo sforzo numerico richiesto per collegare i dati carico-spostamento della flessione con le proprietà tensili del materiale, questo approccio diventa più interessante da quando sono disponibili sul mercato nuovi dispositivi in grado di acquisire dati di forza durante l'operazione di piega. Questa soluzione consente sia la progettazione efficiente della pressa (tutti i dispositivi di misura sono collocati al suo interno) sia la descrizione in modo completo delle proprietà della lamiera, permettendo uno studio teoricamente esaustivo. Al momento, le performance di questi sistemi dipendono essenzialmente

dalla qualità dei dati in input; purtroppo, come regola generale, l'accuratezza dei dati decresce con l'incremento di velocità del punzone.

Algoritmi empirici e metodi numerici. Sia i metodi analitici che quelli empirici possono essere utilizzati per valutare lo spostamento del punzone in funzione dell'angolo di piega desiderato. Per quanto riguarda gli algoritmi empirici, bisogna sottolineare che sono estremamente veloci, ma non così accurati e necessitano come input dati non sempre facili da raccogliere come lo spessore effettivo della lamiera e le caratteristiche del materiale.

Recentemente sono state impiegate tecniche basate sull'utilizzo delle reti neurali, questo approccio è utile per ottenere una migliore accuratezza, ammesso vi siano dati in idonea quantità [8].

Le tecniche di simulazione basate sul Metodo degli Elementi Finiti (FEM) si dimostrano efficaci per la loro flessibilità, robustezza e capacità predittiva; inoltre in questo campo, per anni, sono stati utilizzati con successo pacchetti commerciali. Innanzitutto la simulazione FEM è una procedura complessa, specialmente quando vengono presi in considerazione fenomeni non lineari (come in questo caso), non può essere svolta tramite unità di controllo CNC e in tutti i casi il tempo di calcolo è troppo lungo per l'impiego industriale. Inoltre necessita una descrizione accurata di numerosi parametri di input come le leggi di sforzo-deformazione del materiale, lo spessore reale della lamiera, ecc. Questi limiti possono essere superati utilizzando un approccio ibrido, ovvero combinando procedure empiriche, analisi FEM e raccolta di dati relativi al materiale durante l'esecuzione stessa della piegatura.

1.17 Stato dell'arte sullo studio del ritorno elastico

Il ritorno elastico è un fenomeno che determina un aumento dell'angolo finale di piega e avviene quando il punzone risale. Sostanzialmente si assiste a una "riapertura" della lamiera presentando così un angolo maggiore rispetto a quello desiderato. Proprio su quest'aspetto molti ricercatori hanno concentrato i loro studi e le loro ricerche.

L'angolo di piega finale è tuttavia influenzato da numerosi parametri [9] connessi alla geometria del processo, come lo spessore della lamiera, il raggio del punzone e della

matrice e alle proprietà del materiale (comportamento elasto-plastico); pertanto, a causa dell'elevato numero di parametri di input, il valore corretto della corsa del punzone può essere di difficile stima [10]. Infine, il ritorno elastico successivo allo scarico non è mai trascurabile e in genere viene annullato mediante una sovra-piega. Tuttavia i 4 fattori più significativi che si considerano sono raggio del punzone (r), spessore della lamiera (s), resistenza allo snervamento (σ_s) e modulo di Young (E).

Il modello per il raggio di springback può essere descritto come:

$$R = \Phi(r, s, \sigma_s, E) \quad (\text{eq. 1.9})$$

E' stato dimostrato [11] che il raggio del pestone è un fattore che influenza il ritorno elastico e le relazioni tra R/r e R/s risultano essere quasi-lineari. Sono state effettuate delle prove su una lamiera di dimensioni pari a (12 x 609 x 395 mm) e con le seguenti caratteristiche: WELDOX900-1 (Materiale), 205856,3 MPa (E), 950,812 MPa (σ), 7830 Kg/m³ (Densità) ed infine il rapporto σ/E pari a 0,00466.

La figura 24 mostra che bassi valori del ritorno elastico si possono ottenere con materiali con bassa resistenza allo snervamento, grande modulo di Young ed elevato spessore.

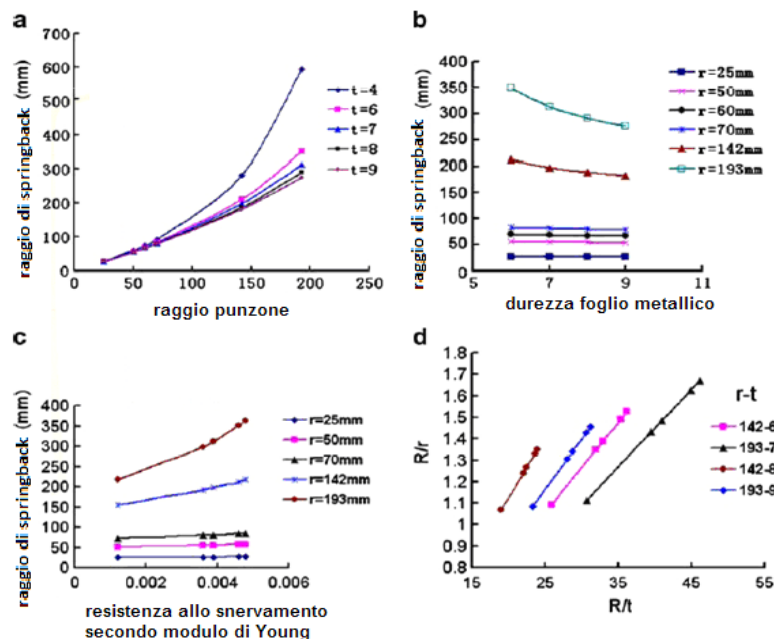


Figura 24: Relazione tra i vari parametri del processo e ritorno elastico.

Il fenomeno del ritorno elastico non può essere eliminato ma può essere minimizzato scegliendo adatte geometrie della matrice e del punzone. Qualsiasi errore che si crea nella fase antecedente alla piegatura e durante il processo e il rilascio del punzone va inevitabilmente ad influenzare questo fenomeno. Altri fattori significativi per determinare l'angolo di springback sono corsa e velocità del pestone.

L'ammontare dello springback può essere definito inoltre da fattori non dimensionali come l'angolo finale di piegatura β_f , l'angolo di carico β_c o dall'angolo del ritorno elastico $\Delta\beta$ secondo la relazione (fig. 25):

$$\beta_c = \beta_f + \Delta\beta \quad (\text{eq. 1.10})$$

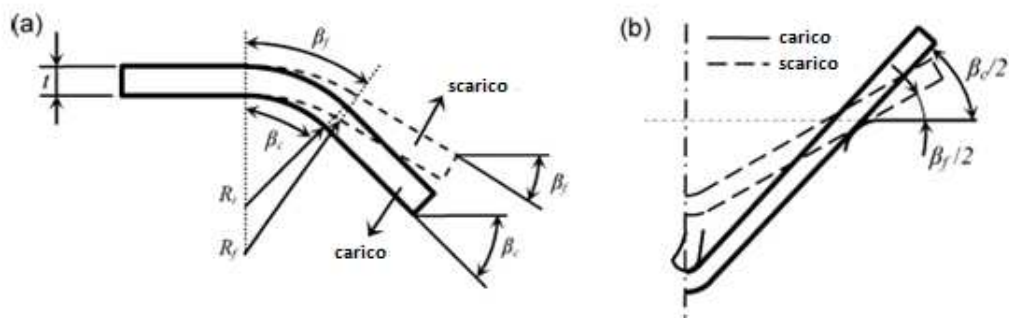


Figura 25: (a) Springback nei processi di piegatura e (b) nella piegatura libera

Molti modelli FEM impiegati per lo studio di questo fenomeno assumono che il ritorno elastico sia puramente elastico e lineare [12]. Tuttavia è stato mostrato che la fase di scarico non è lineare e che è possibile avere un errore pari al 10%-20% nella stima dello springback, ignorando gli effetti anelastici durante la fase di carico e scarico.

L'anisotropia è la proprietà per la quale un determinato oggetto ha caratteristiche diverse a seconda della direzione lungo la quale esse sono considerate; al contrario l'isotropia è la proprietà di indipendenza dalla direzione, da parte di una grandezza definita nello spazio. In un materiale isotropo le proprietà fisiche non dipendono dalla direzione in cui si analizza la sostanza stessa.

E' stata compiuta una simulazione FEM [13], mediante il software PAM STAMP, nella quale si è assunto che il materiale sia rigido-plastico e l'incrudimento con anisotropia normale.

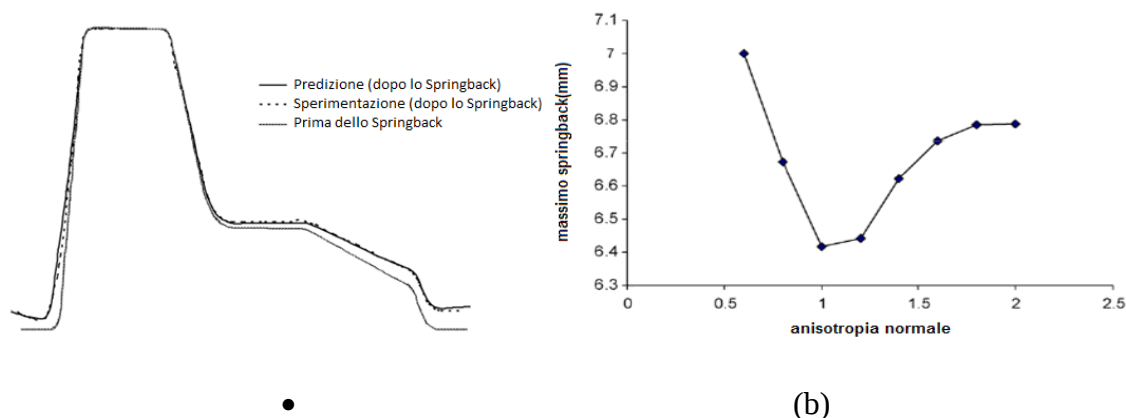


Figura 26: (a) Comparazione tra previsione FEM e risultati sperimentali e (b) Relazione tra springback e anisotropia normale

La figura 26a mostra il confronto tra la previsione FEM e i risultati sperimentali mentre la figura 26b mostra l'effetto dell'anisotropia normale sullo springback. Quello che si osserva è come incrementando l'anisotropia lo springback in una prima fase diminuisce per poi aumentare. L'analisi mostra inoltre che il ritorno elastico è minimo nel caso di isotropia (la media dell'anisotropia normale uguale a 1). Per confermare l'effetto dell'anisotropia è stato usato un modello matematico dal quale si è osservato che lo springback è monotono crescente. La ragione di questo disaccordo è che il modello matematico non è abbastanza buono per predire lo springback. La figura 27 mostra che la curvatura del raggio di piegatura diminuisce questo perché maggiore è il raggio di piegatura minore è la deformazione plastica.

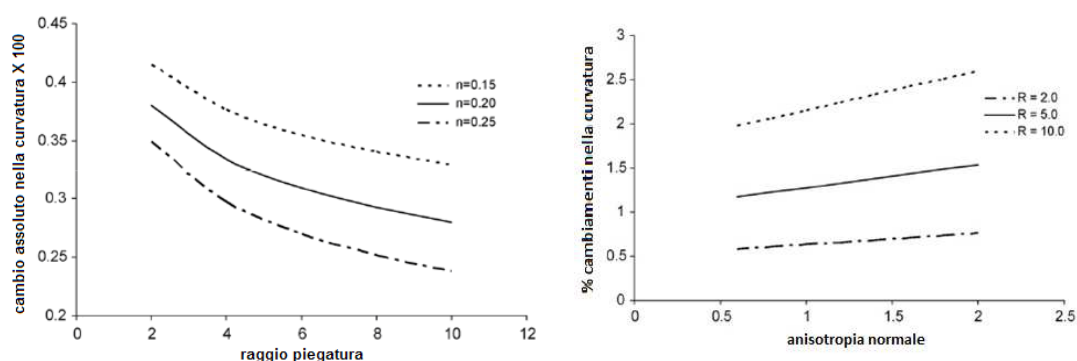


Figura 27: (a) Relazione tra raggio di piegatura e springback e (b) Relazione tra anisotropia normale e variazione % di curvatura della lamiera

Concludendo tutti e due i modelli matematici e il FEM affermano che un alta anisotropia aumenta il fenomeno dello springback.

Molte ricerche sono state eseguite per migliorare la previsione del ritorno elastico concentrandosi sullo sviluppo dei programmi FEM [14-18]. E' stato dimostrato da recenti studi che lo Springback dipende dalla variazione dell'anisotropia del foglio da piegare, dal degrado della durezza e dalla variazione dallo spessore del foglio, durante il processo di piegatura [19]. Si vuole cercare di ricreare in modo più fedele possibile una lastra di acciaio inossidabile EN 1.4301 dello spessore di 0.66 mm. La durezza e l'anisotropia plastica del materiale in oggetto sono state determinate mediante un test di trazione standard. Sono stati tagliati tre differenti fogli secondo diversi orientamenti: a 0°, 45° e 90° rispetto alla direzione di laminazione. I valori di Lankford trovati sono stati rispettivamente $r_0=1.03$, $r_{45}=1.23$ e $r_{90}=0.67$. Per studiare il degrado della durezza sono stati presi dei campioni di materiale da una lastra piegata: due per ogni lamiera, a 0° rispetto alla direzione di laminazione e a 90°. Su questi campioni è stato compiuto un normale test di trazione e i risultati sono mostrati in figura 28.

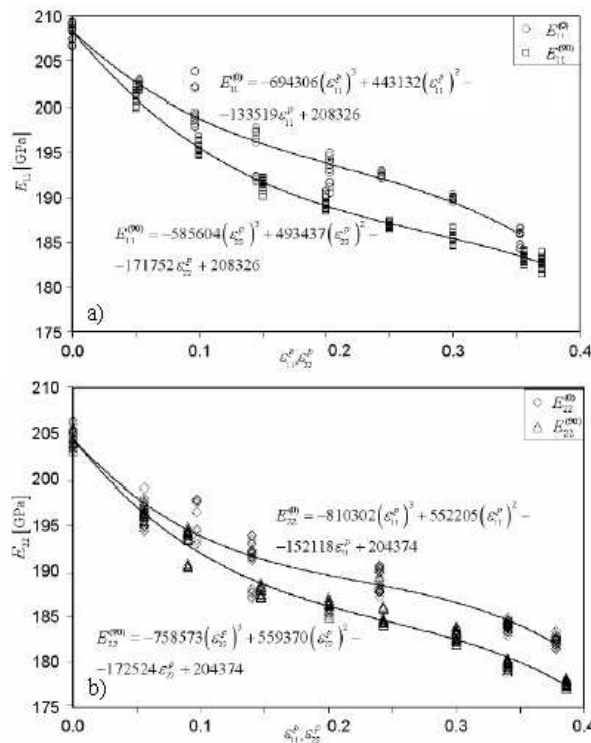


Figura 28: Degrado del modulo di Young dopo lo sforzo plastico (a) con orientamento a 0° (b) con orientamento a 90°

Si possono anche notare dei vuoti nel materiale, prima dello sforzo, utilizzando dei microscopi elettronici, e questi difetti aumentano senza dubbio durante il processo di piegatura. Per la verifica del modello sono state tagliate delle lamiere secondo le specifiche descritte in precedenza su cui è eseguita una piegatura a 90°. Nella tabella vengono confrontati i valori ottenuti dalla prova di simulazione al modello FEM con quelli ottenuti dalle prove reali.

Tabella 4: Confronto tra modello lineare ed esponenziale dello springback.

Sforzo con orientamento 0°			Sforzo con Orientamento 90°		
Sforzo	Angolo		Sforzo	Angolo	
	Exp.	Cal.		Exp.	Cal.
0	79.7	79.8	0	80.1	80
0.053	76.1	75.8	0.056	74.7	76.1
0.097	72.6	72.4	0.090	72.2	72.4
0.144	69.2	69.2	0.147	69.2	69.9
0.203	65.2	65.4	0.2	66	66.4
0.244	63.2	62	0.234	63.4	62.8
0.300	59.6	57	0.3	59.1	61.3

I parametri del modello creato che tiene conto simultaneamente della variazione dell'anisotropia del foglio da piegare, del degrado della durezza e della variazione dallo spessore del foglio durante il processo di piegatura, sono stati ricavati sia da prove sperimentali che dalla letteratura. Grazie a questo modello le simulazioni hanno ottenuto dei buoni risultati in concordanza con le prove reali.

Alcuni ricercatori [20] hanno invece studiato il comportamento del ritorno anelastico di un TRIP (lega di bassa plasticità indotta) laminato a freddo e di formulare un'espressione empirica del modulo elastico. Il materiale usato è un foglio non patinato di TRIP laminato a freddo con spessore di 1 mm (TRIP600). Sono state effettuate molteplici prove di trazione per riuscire a calcolare in modo più preciso possibile il modulo di elasticità. Le simulazioni sono state effettuate variando in un primo caso, e mantenendo costante nel secondo il modulo elastico. I risultati dimostrano che nelle simulazioni si è verificato un valore di springback maggiore usando il modulo

elasticovariabile, questo è un risultato sicuramente più accurato perchè si avvicina maggiormente ai valori riscontrati dalle prove pratiche.

Un altro studio [21] ha lo scopo di mostrare il comportamento dello springback al variare di alcuni parametri, quali le proprietà del materiale, la variazione della geometria del materiale e la variazione dei parametri del processo. Sono state compiute prove di trazione per caratterizzare il materiale e il modello utilizzato in questa ricerca è mostrato nella figura 29.

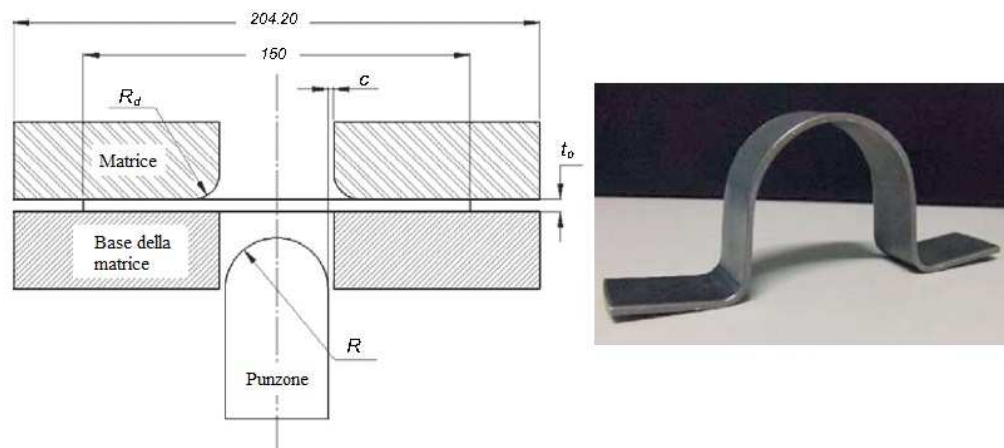


Figura 29: Geometria del modello per pezzi semi-cilindrici.

Il raggio del punzone R_p è 20 mm, il raggio della matrice R_m è 5 mm, lo spazio di aria tra matrice e punzone c è 2.1 mm (approssimativamente lo stesso valore dello spessore del foglio metallico +5%) e la larghezza della base della matrice è 20 mm con uno spessore di 40 mm. Quello che emerge è che le proprietà meccaniche del foglio metallico influenzano maggiormente lo sforzo; la variazione dei parametri di processo influenzano la deformazione del foglio metallico e né lo sforzo né la deformazione sono singolarmente responsabili al fenomeno dello springback e che tale fenomeno è maggiormente influenzato dalla variazione delle proprietà meccaniche del materiale.

Negli ultimi dieci anni si sono sviluppati diversi metodi per prevedere questo effetto si pensi al metodo analitico, al metodo numerico con analisi di elementi finiti (FEM) e metodo semi-analitico. Quando la geometria della lastra metallica viene scalata di dimensione fino a micro-scale, il processo di piegatura ha differenze dalla macro-

dimensione. Si sono infatti compiuti degli esperimenti di micro-piegatura [22] su lega di rame e alluminio che hanno mostrato come la dimensione della grana d e lo spessore s della lastra sono fattori chiave che influenzano la forza di piegatura e l'angolo di springback. Se ci sono più tipi di grane localizzati sopra lo spessore della lastra metallica, la forza di piegatura e il comportamento di springback sono determinati da s/d .

L'esperimento della piegatura a tre punti per l'ottone fatta da Gau [23] ha mostrato che l'angolo di springback decresce con l'aumentare del rapporto t/d . Mentre Diehl [24] è giunto ad una conclusione differente definendo un fattore di scala λ (che usa per scalare lo spessore della lastra a foglio e la geometria del punzone usando, $0 \leq \lambda \leq 1$) per moltiplicare il raggio di piegatura e lo spessore del foglio per le specifiche della dimensione della grana. Diehl continua mostrando che la differenza tra le simulazioni e gli esperimenti aumenta con la diminuzione del fattore di scala, perché il modello non può rappresentare bene il comportamento di deformazione.

I modelli FEM basati sulla plasticità cristallina e i FEM basati sul gradiente di deformazione sono fondamentali quando si ha un solo tipo di grana su tutto uno spessore di una lamiera nella micro-piegatura.

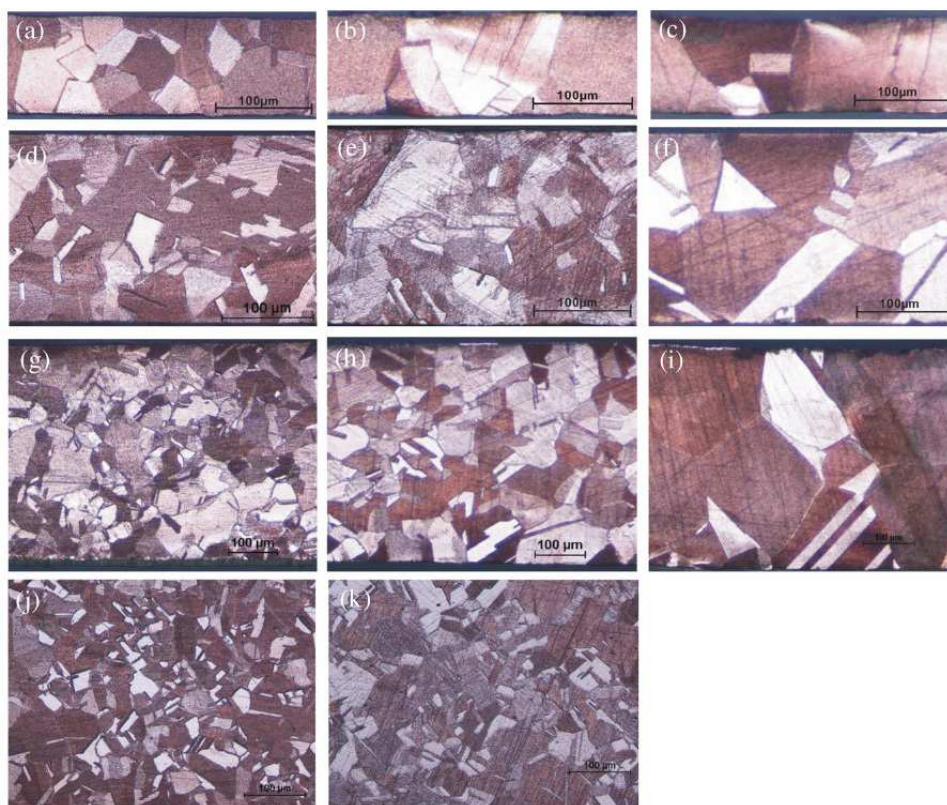


Figura 1 Microstruttura di fogli di rame puro. (a) $t=0.1$ mm, $d=47$ μm ; (b) $t=0.1$ mm, $d=83$ μm ; (c) $t=0.1$ mm, $d=92$ μm ; (d) $t=0.2$ mm, $d=55$ μm ; (e) $t=0.2$ mm, $d=60$ μm ; (f) $t=0.2$ mm, $d=75$ μm ; (g) $t=0.4$ mm, $d=52$ μm ; (h) $t=0.4$ mm, $d=66$ μm ; (i) $t=0.4$ mm, $d=132$ μm ; (j) $t=0.6$ mm, $d=50$ μm ; (k) $t=0.6$ mm, $d=52$ μm

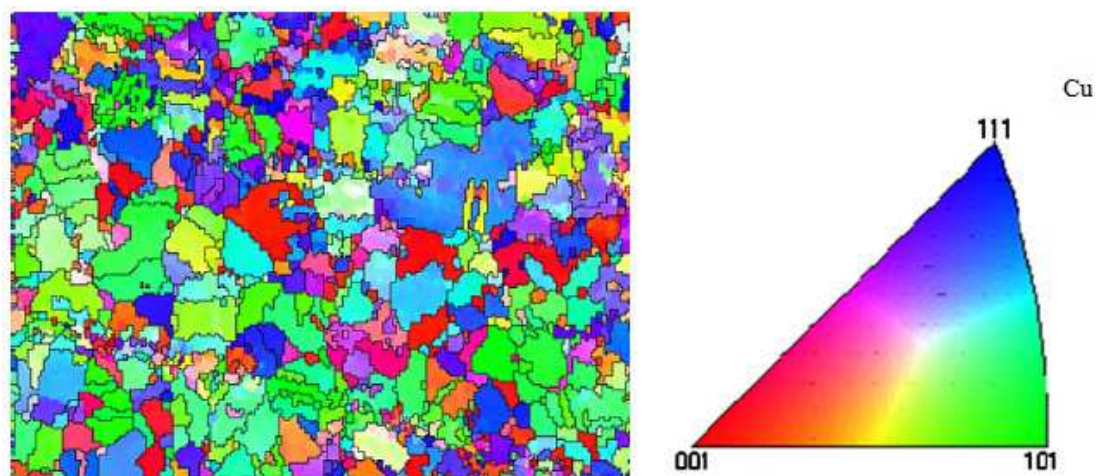


Figura 2 Distribuzione dell'orientamento dei grani di 50 μm del foglio metallico

Un'ulteriore studio [25] ha lo scopo di verificare il comportamento dello springback nell'operazione di micro-piegatura di fogli di alluminio con spessore variabile (500 μm , 200 μm , 100 μm , 50 μm , 25 μm) e larghezza costante di 10mm.

Il valore dello springback ottenuto dalle simulazioni è molto simile a quello delle prove sperimentali e quindi si può considerare valido il modello utilizzato; inoltre è dimostrato che lo springback dipende dallo spessore in quanto all'aumentare dello spessore dei fogli si verifica la diminuzione del valore dell'angolo di ritorno elastico.

In un altro studio [26] si vuole analizzare il comportamento, in relazione al tempo dello springback per fogli in acciaio ad alta resistenza, in particolare sono stati utilizzati 4 fogli di acciaio AHSS e 3 leghe tradizionali. Dopo il processo di piegatura è stato misurato l'angolo di springback dopo 30 secondi e dopo 2 ore dal processo, in seguito i risultati vengono confrontati con delle simulazioni FEM con acciaio DP600.

Dalle prove effettuate durante questo studio si può osservare che solitamente gli acciai AHSS con una resistenza maggiore hanno una dipendenza dello springback maggiore nel tempo, residui di forza di strisciamento influenzano lo springback nel tempo, il modulo di Young decresce all'aumentare dello sforzo, l'anisotropia e la dimensione della mesh nelle simulazioni hanno poco effetto sullo springback e che il calore dovuto all'attrito influenza il risultato finale del fenomeno.

Prendere in considerazione molti altri dettagli inerenti le proprietà della lamiera richiederebbe un carico di lavoro ritenuto inaccettabile da molti produttori. Nella pratica attuale queste semplificazioni del modello possono condurre a una stima poco accurata dell'angolo finale di piega [27-29] e vengono generalmente corrette attraverso un approccio di tipo "trial and error".

Diversi autori hanno studiato l'effetto delle proprietà geometriche e del materiale costituente la lamiera metallica. Fra i numerosi fattori che influenzano i risultati della piega, lo spessore reale della lamiera è senza dubbio uno dei più importanti. Tuttavia non possono essere trascurate le proprietà di incrudimento, il carico di snervamento e il modulo elastico. Le problematiche diventano ancora più complesse se si considera che gli standard ammettono un range abbastanza ampio di variazione per i suddetti parametri, anche all'interno della stessa classe di materiali (come ad esempio, lamiere in acciaio laminate a freddo). Lo stesso tipo di acciaio può comportarsi diversamente se prodotto da differenti fornitori o semplicemente se deriva da differenti lotti dello stesso fornitore. Inoltre, le proprietà tensili delle lamiere possono mostrare una variazione non trascurabile rispetto alla direzione di laminazione.

Sia i metodi analitici che quelli empirici possono essere utilizzati per valutare lo spostamento del punzone in funzione dell'angolo di piega desiderato. Per quanto riguarda gli algoritmi empirici, bisogna sottolineare che sono molto veloci, ma non così accurati e necessitano come input dati non sempre facili da raccogliere (un esempio, le caratteristiche del materiale).

Le tecniche FEM si dimostrano efficaci per stimare queste problematiche proprio grazie alla loro flessibilità, robustezza e capacità predittiva. Innanzitutto la simulazione FEM è una procedura complessa, specialmente quando vengono presi in considerazione fenomeni non lineari (come in questo caso), non può essere svolta tramite unità di controllo CNC e in tutti i casi, il tempo di calcolo è troppo lungo per l'impiego industriale. Inoltre necessita una descrizione accurata di numerosi parametri di input come le leggi di sforzo-deformazione del materiale, lo spessore reale della lamiera, ecc. Questi limiti possono essere superati utilizzando un approccio ibrido, in altre parole combinando procedure empiriche, analisi FEM e raccolta dati "in-process".

Lo studio del ritorno elastico è senza dubbio un aspetto studiato da molti ricercatori. Questo lavoro vuole in qualche modo cercare di migliorare quest'aspetto con lo scopo finale di ottenere con un solo passaggio di piegatura l'angolo desiderato. In particolare, i valori di carico a flessione raccolti durante le fasi iniziali del processo di piegatura verranno utilizzati per definire la proprietà del materiale per le lamiere sottoposte a flessione e alcuni parametri misurati "in-progress" verranno impiegati per "alimentare" l'algoritmo predittivo creato ad-hoc.

CAPITOLO 2

La pressa Intelligente

2.1 Introduzione

La progettazione della pressa era già stata avviata in un precedente lavoro di tesi [1] nel quale era stato realizzato un primo progetto della struttura di carpenteria metallica e erano stati valutati gli sforzi alla quale era soggetta.

Il presente lavoro rappresenta dunque la continuazione e l'ottimizzazione, oltre che l'effettiva messa in pratica, del lavoro precedente.

La pressa oleodinamica per la piegatura della lamiera è stata pensata per attività di laboratorio e non per la produzione in serie; in particolare per effettuare misure accurate di forza durante l'operazione di piega e quindi per convalidare, ed eventualmente ottimizzare, la procedura semi-empirica che verrà descritta nel capitolo precedente.

Le presse per la piegatura della lamiera utilizzate dalle aziende specializzate in questo settore, presentano una struttura più complessa e di dimensioni maggiori rispetto a quella realizzata; nello specifico tale macchina avrà una struttura a portale e di dimensioni non particolarmente elevate.

La pressa è stata progettata rispettando dei requisiti ben precisi:

- Elevata rigidezza, requisito fondamentale per ottenere una perfetta piegatura della lamiera tenendo sotto controllo i carichi che agiscono sulla struttura portante della pressa;
- Versatilità, utilizzo della stessa macchina anche per lavori differenti da quello per la quale è stata pensata. Tale macchina potrà essere utilizzata per lavori di piegatura, ma con utensili e tecniche diverse;
- Economicità;
- Semplicità costruttiva e di montaggio.

La pressa è stata dimensionata per compiere degli studi su lamiere di larghezza massima pari a 400 mm e con spessore che varia tra 1 ÷ 6 mm. Seppur la forza necessaria per piegare tali lamiere è di 130 kN, la struttura può fornire un carico di 20 kN al fine di avere una maggior flessibilità. In figura 2.1 è rappresentato uno schema della pressa con le relative dimensioni.

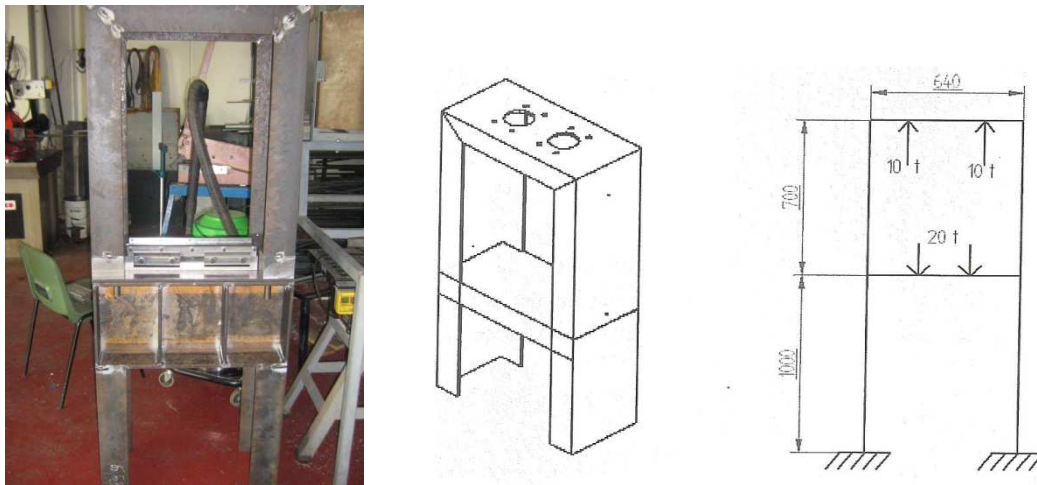
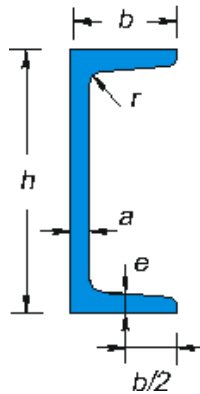


Figura 2.1: Rappresentazione reale e schematizzazione del portale della pressa.

Per la struttura della pressa è stato scelto il materiale Fe510 con profilo a U (UPN 300- Norma UNI EN 10027-1), un acciaio con carico di rottura (R_m) pari 510 MPa e carico di snervamento (R_s) pari a 355 Mpa.

Tabella 2.1: Caratteristiche del materiale scelto per costruire la struttura della pressa.



UPN (h) mm	b mm	a mm	e mm	r mm	Peso kg/m	Sezione cm ²	Momenti di inerzia		Moduli di resistenza		Raggi di inerzia	
							J _x cm ⁴	J _y cm ⁴	W _x cm ³	W _y cm ³	i _x cm	i _y cm
100	50	6,0	8,5	8,5	10,6	13,5	205	29,1	41,1	8,45	3,91	1,47
120	55	7,0	9,0	9,0	13,3	17,0	364	43,1	60,7	11,1	4,63	1,59
140	60	7,0	10,0	10,0	16,0	20,4	605	62,5	86,4	14,7	5,45	1,75
160	65	7,5	10,5	10,5	18,9	24,0	925	85,1	116	18,2	6,21	1,88
180	70	8,0	11,0	11,0	22,0	28,0	1.354	114	150	22,4	6,96	2,01
200	75	8,5	11,5	11,5	25,3	32,2	1.911	148	191	26,9	7,71	2,14
220	80	9,0	12,5	12,5	29,4	37,4	2.691	196	245	33,5	8,48	2,29
240	85	9,5	13,0	13,0	33,2	42,3	3.599	247	300	39,5	9,22	4,42

260	90	10,0	14,0	14,0	37,9	48,3	4.824	317	371	47,8	10,0	2,56
280	95	10,0	15,0	15,0	41,9	53,4	6.276	398	448	57,2	10,8	2,73
300	100	10,0	16,0	16,0	46,1	58,8	8.028	493	535	67,6	11,7	2,90

Sono state apportate alcune modifiche alla struttura di base al fine di aumentare ulteriormente la rigidità della macchina e di conseguenza il risultato finale di piegatura.

In particolare, le modifiche effettuate sono state il riposizionamento delle travi orizzontali sulle quali appoggia il sistema inferiore; il posizionamento di due “mattoni” di rialzo; il dimensionamento e posizionamento di alcuni fazzoletti di rinforzo ed infine i rialzi dei cilindri.

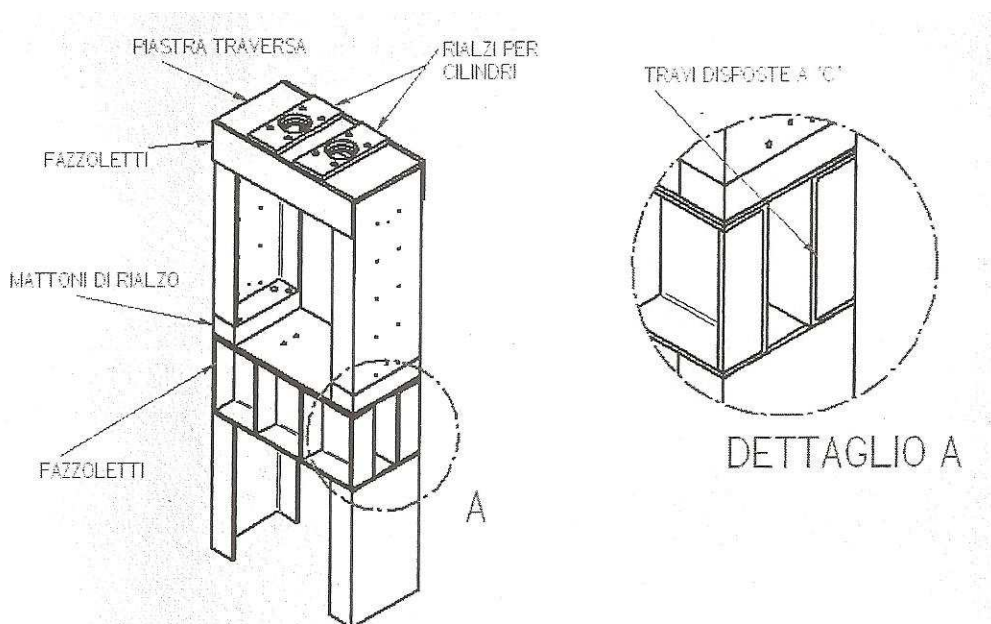


Figura 2.2: Rappresentazione del portale nella configurazione definitiva.

Il dimensionamento e tutte le soluzioni che ne conseguono derivano da una progettazione eseguita con l’ausilio di un codice FEM.

La pressa è caratterizzata da due sistemi principali: i sistemi della parte inferiore e quelli della parte superiore. Di seguito si descrivono nel dettaglio.

2.2 Sistemi della parte inferiore

Sono i dispositivi che regolano e fissano qualsiasi tipo di matrice, permettendo di poter traslare la matrice adattandola in una posizione corretta rispetto al punzone.

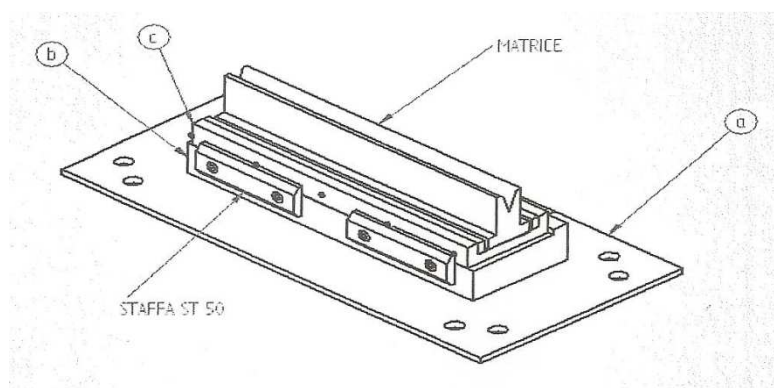


Figura 2.3 Rappresentazione del sistema inferiore

Fanno parte, dei sistemi della parte inferiore:

- **La piastra inferiore** che permette il collegamento del “sistema della parte inferiore” alla pressa tramite 4 viti. È costituita da una lamiera di acciaio Fe360 di spessore 10 mm. Le uniche lavorazioni effettuate sulla piastra sono i 4 fori evidenziati nella figura 2.4 .

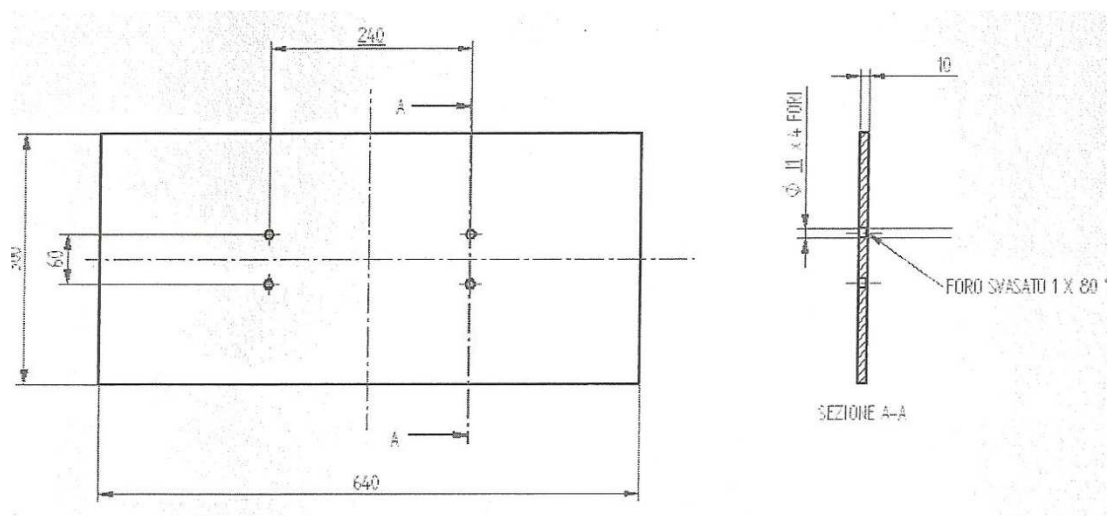
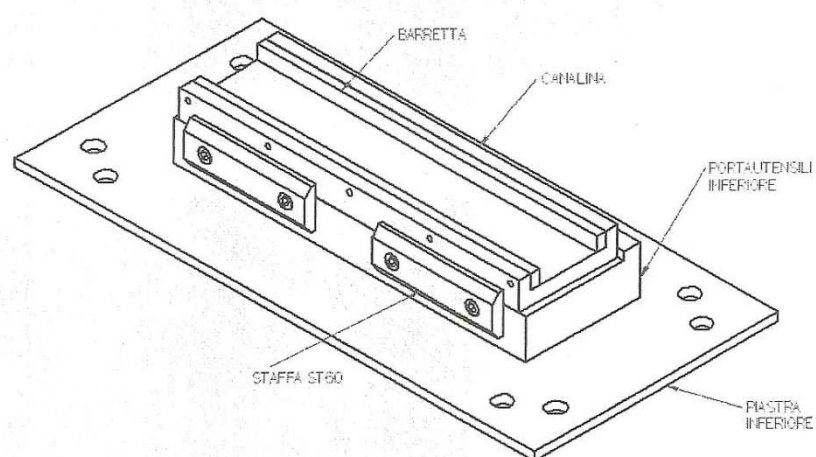
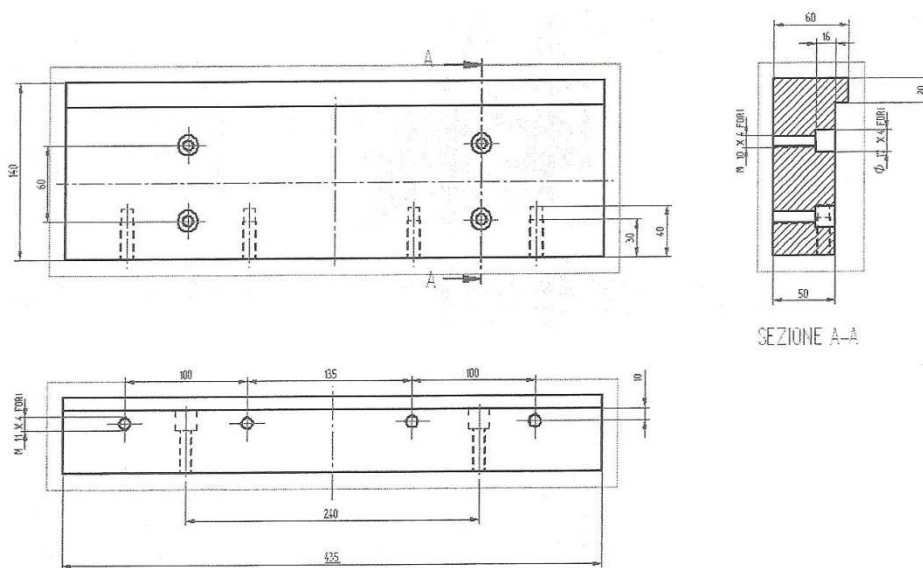


Figura 2.4 Piastra inferiore

- Il **portautensile** serve essenzialmente per posizionare la canalina porta-matrice e non consente nessuna possibilità di regolazione. È fissato alla piastra inferiore tramite 4 viti e permette di bloccare la canalina porta-matrice con 2 staffe tramite i fori laterali.



(a)



(b)

Figura 2.5 (a) Assieme portautensili inferiore e canalina, (b) Portautensili inferiore

- **La canalina porta-matrice** consente di sostenere, fissare e regolare la posizione della matrice. È dotata di grani che tramite degli spessori calibrati inseriti all'interno della canalina, ne permettono il posizionamento corretto localizzato dalla discesa del punzone. La soluzione commerciale, invece, permetteva solo il fissaggio dell'utensile. Questa regolazione è evidenziata in figura 2.8.

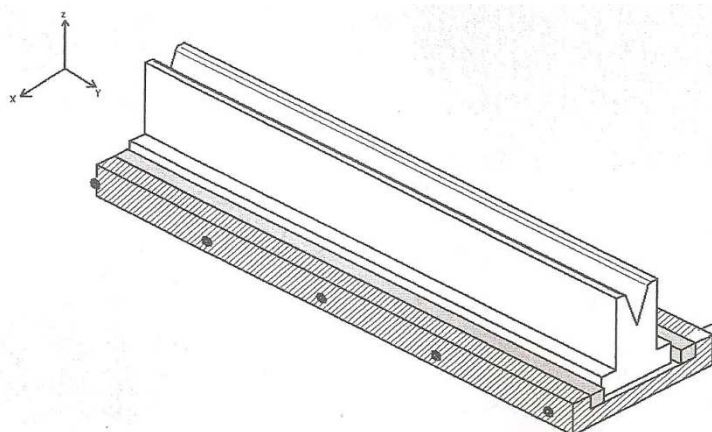
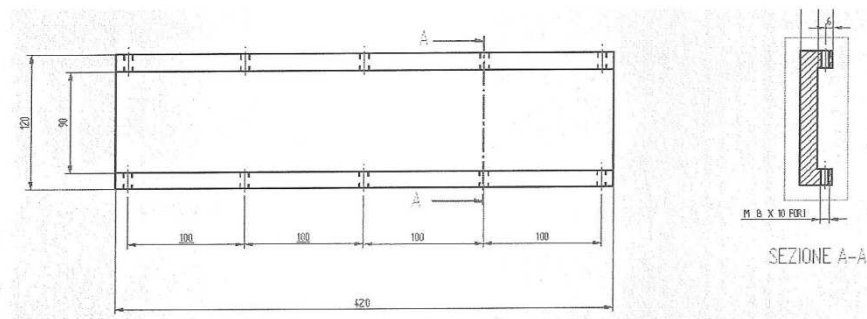
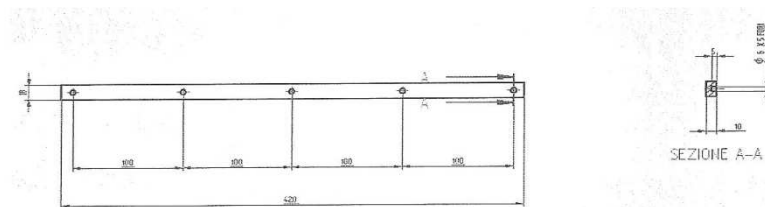


Figura 2.8 Rappresentazione delle regolazioni possibili sulla matrice

Nella figura 2.7 vengono rappresentate la canalina e la barretta che scorre al suo interno; è importante notare che la canalina ha una larghezza di 90 mm, questo permette di accogliere la matrice con le due barrette e consente maggiore possibilità di regolazione.



(a)



(b)

Figura 2.7 (a) La canalina porta matrice e (b) le barrette per la canalina

2.3 Sistemi della parte superiore

Si tratta di quei dispositivi che fissano e consentono una corretta discesa e buona rigidità del punzone, inoltre permettono la possibilità del cambio utensile (figura 2.9).

- a. Due cilindri oleodinamici
- b. Due celle di carico
- c. Due cerniere femmine
- d. Pestone
- e. Punzone

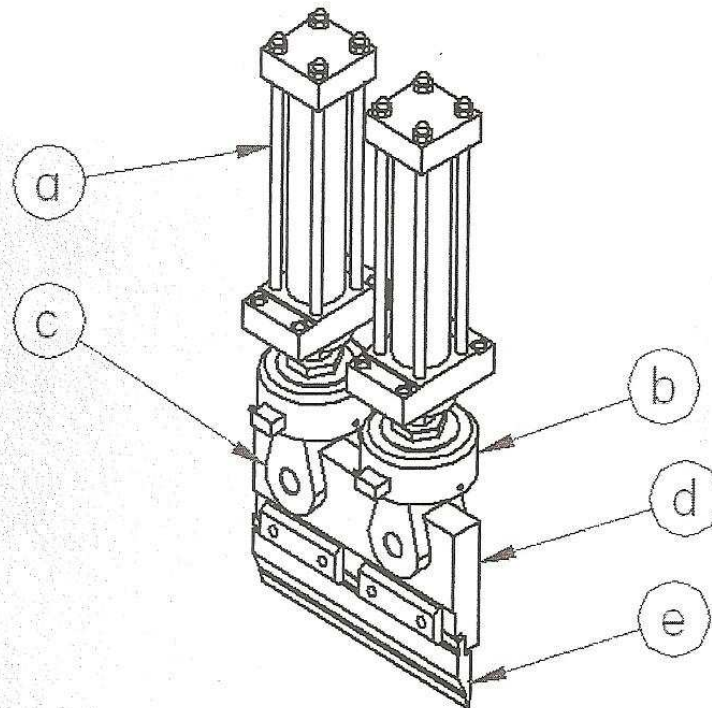


Figura 2.9 Assieme parte superiore

Dei sistemi della parte superiore fanno parte (v. fig. 2.10):

- Cilindro
- Riduttore
- Cella di Carico
- Cerniera

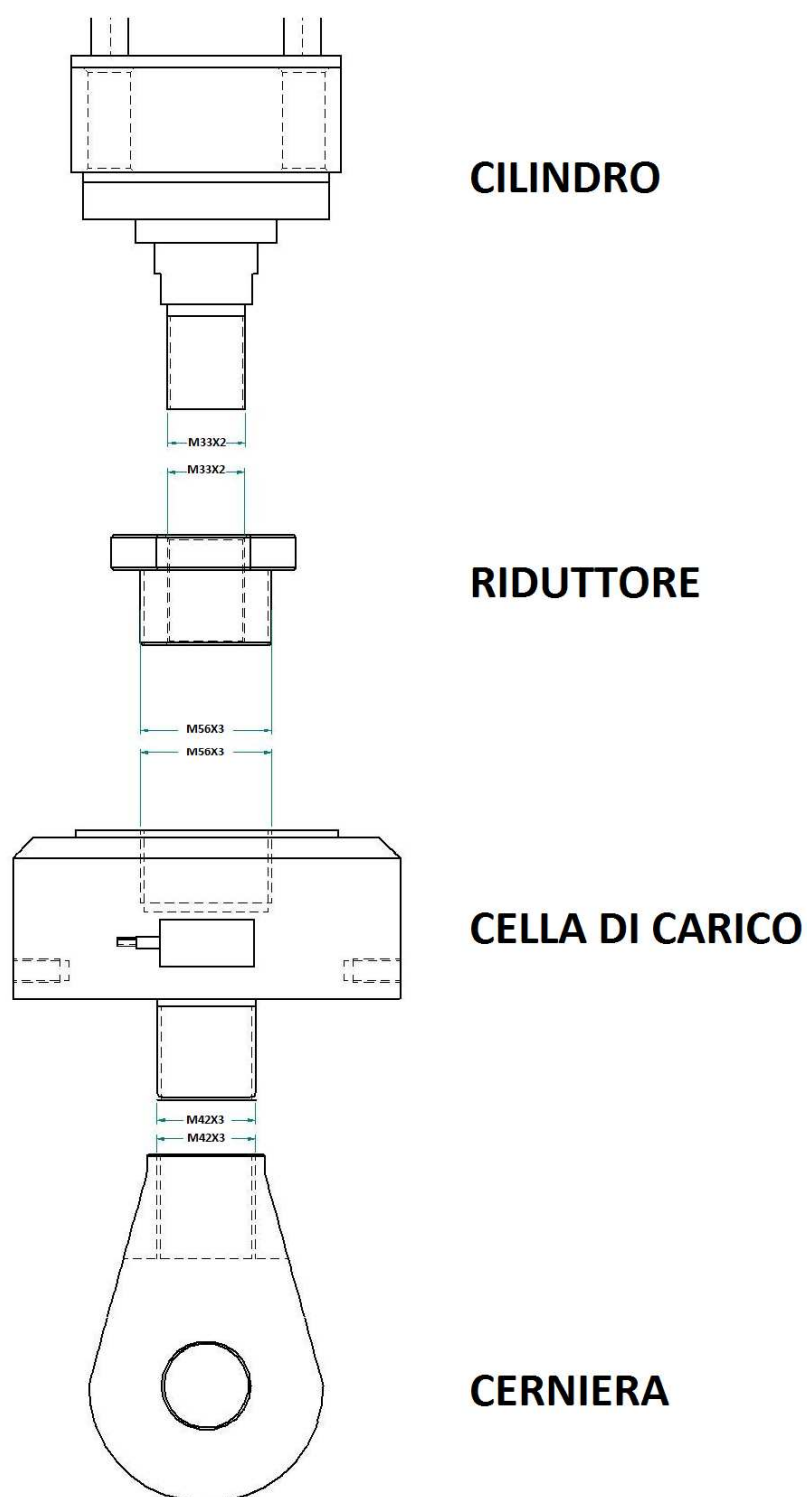


Figura 2.10 Schema di montaggio cilindro-riduttore-cella di carico-cerniera

- **Cilindri oleodinamici**

Consentono la discesa del punzone lungo la direzione verticale. Per garantire una distribuzione più uniforme del carico è stato deciso di utilizzare 2 cilindri anziché utilizzarne uno solo in posizione “centrale”.

Il cilindro è caratterizzato dai seguenti valori di alesaggio e corsa massima:

- Alesaggio: 80 mm
- Corsa massima: 300 mm

Si può definire una dimensione detta “luce” (illustrata in figura 2.11) come la distanza tra l'estremo inferiore del punzone e lo spigolo inferiore della matrice, cioè dove il punzone va ‘in battuta’.

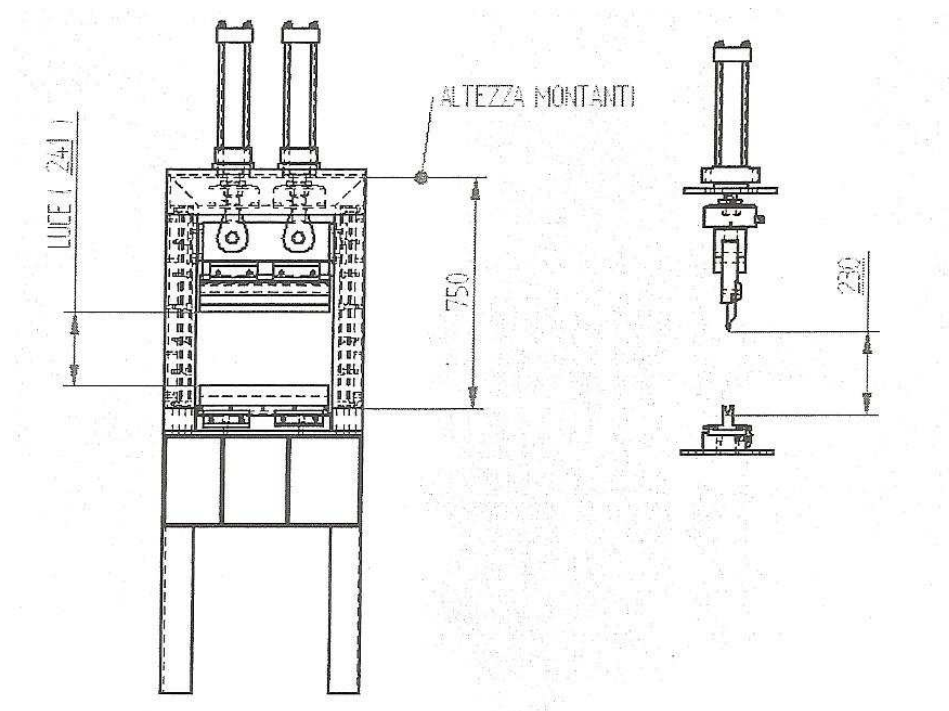


Figura 2.11: Vista di fronte della pressa con dettaglio della distanza detta “luce”

È stato deciso che questa distanza fosse maggiore di 200 mm e inferiore ovviamente al valore della corsa pari a 300 mm. Prediligere, una scelta verso l'alto (intorno a 300 mm) significava aumentare la flessibilità della macchina, mentre una scelta verso il basso (intorno a 200 mm) significava aumentare la rigidità della macchina.

Un buon compromesso tra queste due situazioni ha portato a scegliere un valore intorno a 230 mm. Per consentire la discesa uniforme dei cilindri sarà utilizzato un ripartitore di flusso posizionato all'uscita della distribuzione dell'olio dalla centralina.

- **Celle di carico (*componenti in fase di definizione)**

Si tratta di componenti, inseriti in riduttori (figura 2.12, 2.13) che permettono di monitorare istante per istante il valore della forza applicata dai cilindri alla lamiera. In questa fase del lavoro a causa dell'assenza di questi componenti, si è impiegata una cella di carico posizionata sotto la matrice che permette di misurare la forza durante il processo e nella zona dei cilindri sono stati introdotti dei trasduttori di pressioni. Le celle di carico dovranno essere collocate sotto ogni cilindro al fine di avere una maggiore efficienza.



Figura 2.12: Riduttore per cilindri.

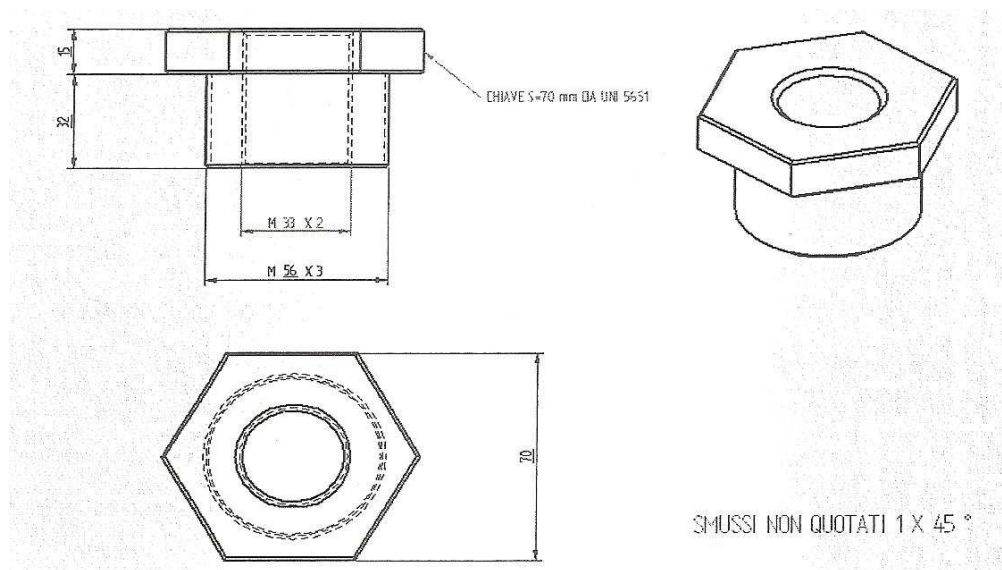


Figura 2.13: Dimensionamento riduttore per cilindri

- **Cerniera femmina** ha la sola funzione di collegare la cella di carico al pestone. Dato che il posizionamento delle celle di carico sarà effettuato direttamente sotto i cilindri è stato necessario costruire delle cerniere su misura.



Figura 2.14: Cerniera femmina

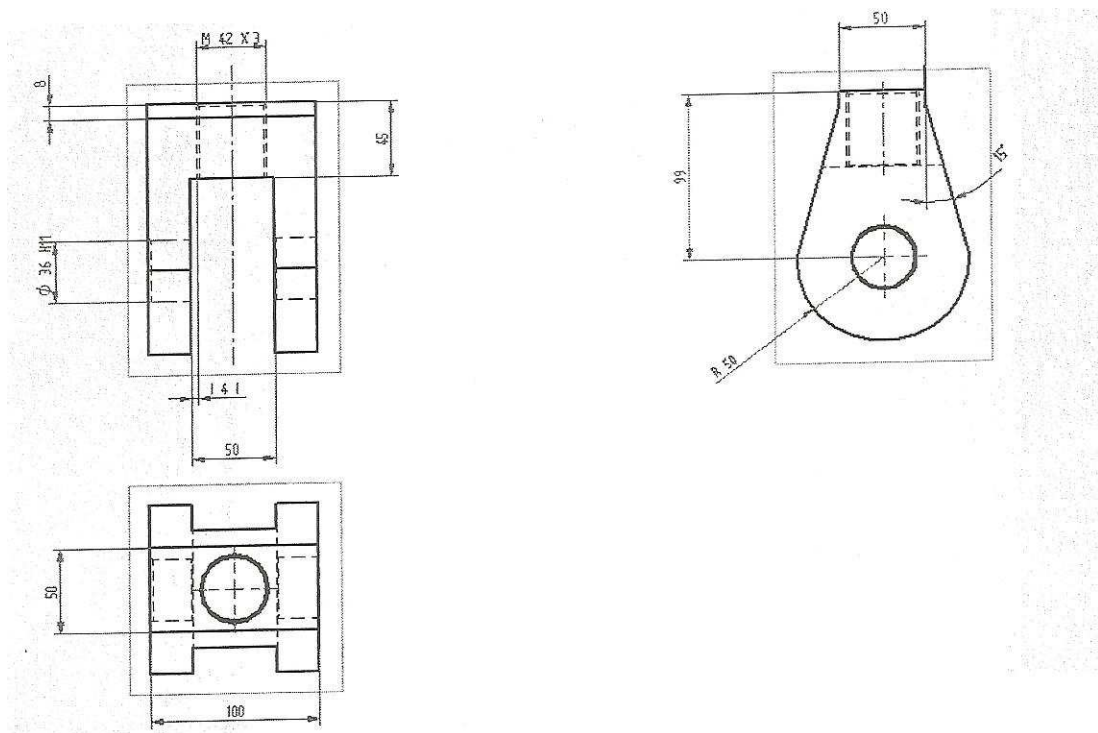


Figura 2.15: Dimensionamento cerniera femmina

- **Pestone**

Questo componente sostiene il punzone ed è dotato di moto rettilineo (dato dai cilindri). Ha il compito di trasferire la forza impressa dai pistoni alla lamiera ed è guidato lateralmente da delle guide lineari. È unito alla cerniera appena descritta tramite accoppiamento con gioco (per non dare problemi di “iperstaticità”) con dei perni filettati (36 mm di diametro). L'utensile è fissato al pestone attraverso delle staffe (figura 2.17) e a 2 carrelli tramite una piastrina opportunamente sagomata.

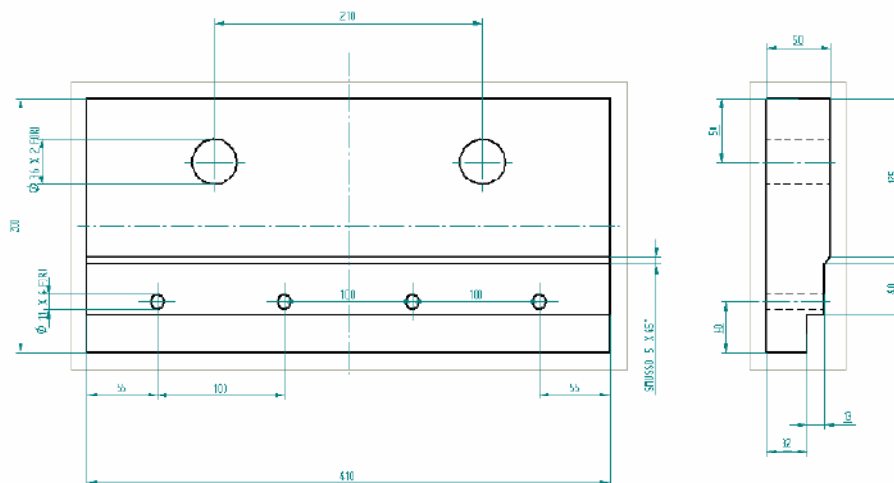


Figura 2.16: Pestone

Per consentire una distribuzione uniforme della forza è necessario che questo elemento sia molto rigido e stabile; di conseguenza, è stato deciso di non diminuire troppo la sua dimensione in altezza. Per quanto riguarda lo spessore, il valore della dimensione è vincolato all'apertura delle cerniere femmine utilizzate (50 mm).

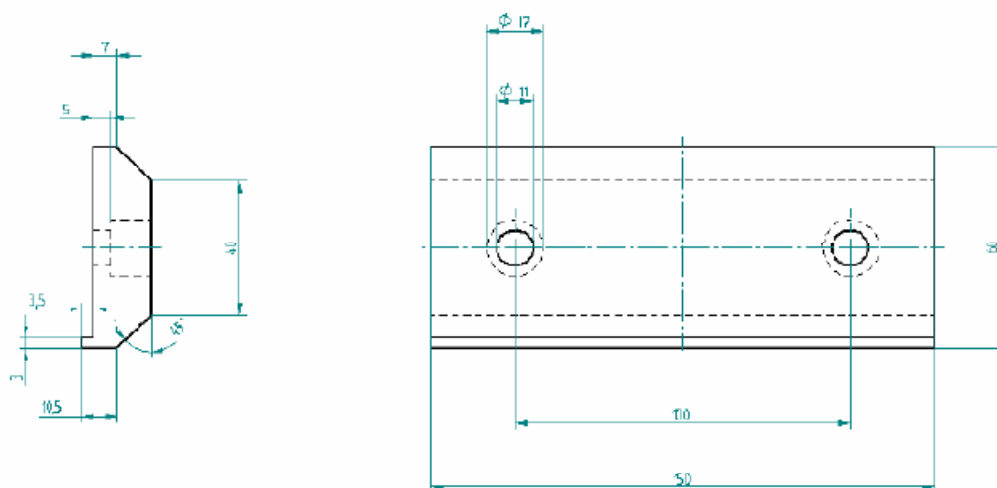


Figura 2.17: Cerniera femmina

- **Il sostegno per le guide** è quell'elemento sul quale viene fissata la guida che a sua volta è fissata ai montanti laterali. E' stato scelto di montare le guide ai sostegni per garantire un perfetto parallelismo tra di esse e una perpendicolarità con la superficie superiore dove sono posizionati i cilindri. Tuttavia si è deciso di ridurre lo spessore del supporto per guadagnare spazio (mm) al fine di avere una maggiore libertà nelle decisioni riguardanti carrello, guide, piastrine e pestone.

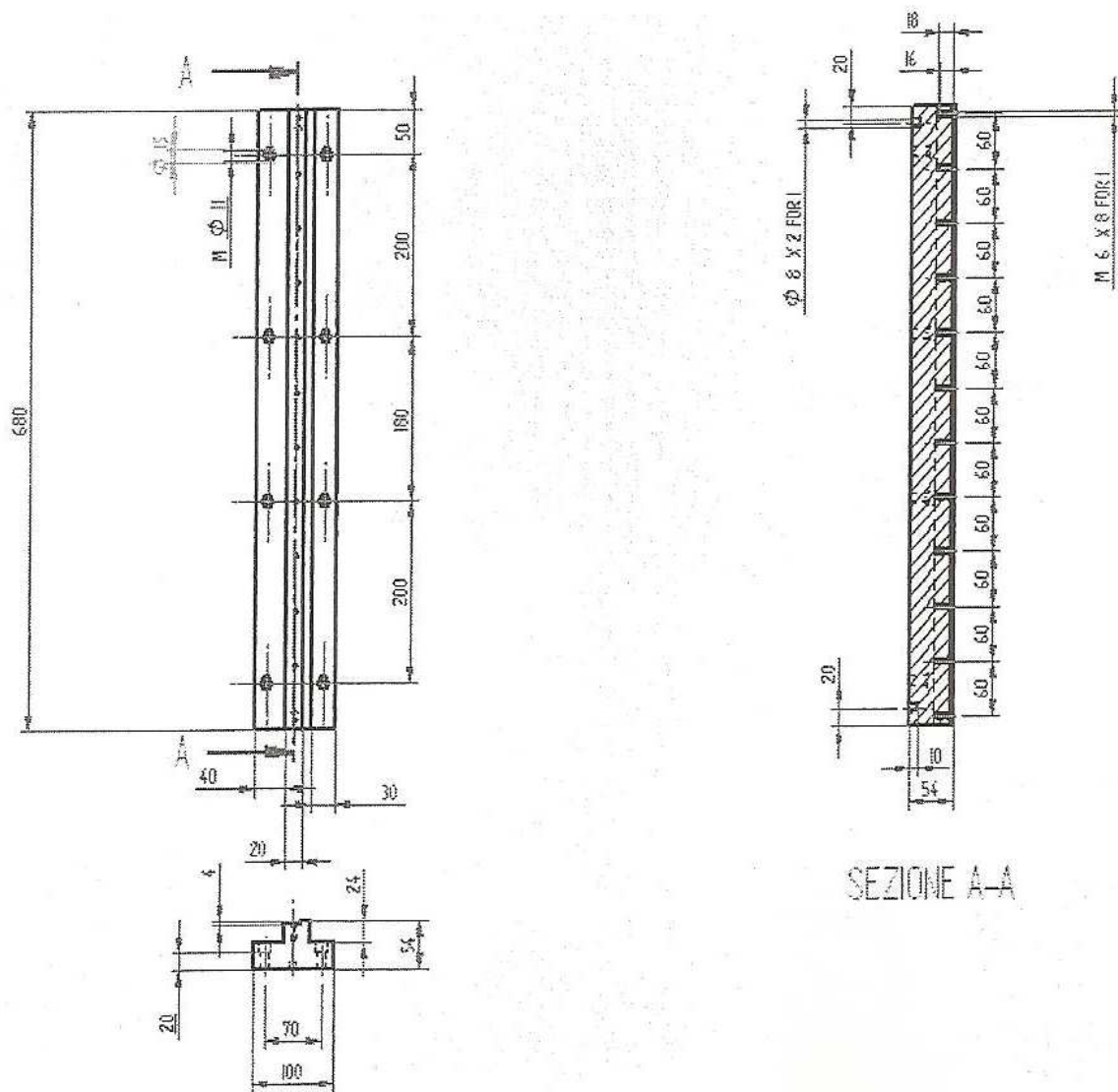
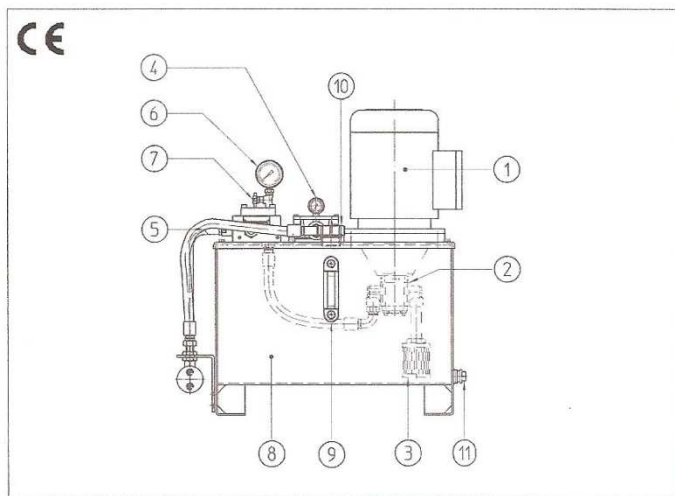


Figura 2.21 Sostegno per le guide lineari

- **La piastrina pestone-carrello** ha il compito di collegare il pestone al carrello e quindi permette il controllo della discesa dello stesso pestone e di conseguenza del punzone. La piastrina è stata collegata al pestone tramite un vincolo di incastro a T e al carrello tramite viti a testa cilindrica con esagono.

2.4 La Centralina Oleodinamica

Si tratta di una centralina standard di tipo ASH con motore elettrico con asse verticale, pompa immersa e serbatoio da 25 litri per la servo-alimentazione dell'olio ad una temperatura tra i -20°C e i 60°C . Il compito della centralina è quello di imprimere la forza necessaria ai cilindri per compiere il moto di discesa/salita per l'operazione di piegatura.



Le centrali ASH sono centrali oleodinamiche standard di disegno compatto con gruppo motopompa verticale.

Motori elettrici e pompe sono disponibili in diverse varianti; piastre modulari tipo BA-243/A, per realizzare circuiti idraulici personalizzati con valvole modulari e di controllo direzione (ISO 4401 dimensione 06), possono essere assemblate sul coperchio.

La versione base è costituita da:

- ① motore elettrico accoppiato con pompa immersa ②;
- ③ filtro di aspirazione di tipo immerso;
- ④ filtro sul ritorno con indicatore visivo di intasamento;
- ⑤ valvola di massima pressione;
- ⑥ manometro in glicerina $\varnothing$ 60 con rubinetto di esclusione ⑦;
- ⑧ serbatoio con livello visivo ⑨, tappo di riempimento con sfianto e filtro aria ⑩ e tappo di scarico ⑪.

(a)



Figura 2.22: Centralina oleodinamica.

Nella figura 2.23a è rappresentato il contatto di chiusura con comando manuale e ritorno automatico (normalmente aperto). È dunque l'operatore a decidere quando i cilindri devono salire o scendere. All'azionamento del primo comando i cilindri A e B salgono, mentre all'azionamento del secondo scendono. Nello schema 2.23b è rappresentato il circuito oleodinamico utilizzato che parte dal serbatoio fino ad arrivare ai cilindri

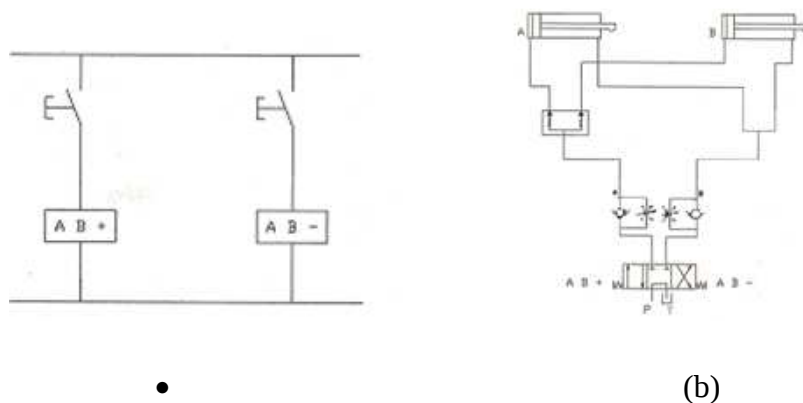


Figura 2.23: Schema rappresentativo del contatto di chiusura con comando manuale.

• Caratteristiche degli oli

Il fluido oltre ad assolvere il compito principale che è quello di trasferire energia, deve anche lubrificare le parti in movimento dei componenti, proteggerli contro la corrosione e trasportare fuori dal sistema il calore e le particelle contaminanti derivanti dall'usura.

Gli oli minerali puri inizialmente adottati in sostituzione dell'acqua, in seguito sono stati migliorati con l'aggiunta di particolari sostanze dette additivi, in grado di esaltare le proprietà esistenti e attribuirne di nuove per poter aumentare la vita operativa della macchina.

Questi oli devono avere particolari caratteristiche in termini di:

punto scorrimento	demulsività	comprimibilità
viscosità	filtrabilità	prop. antischiuma
prop. antiusura	prop. antiruggine	

• Serbatoio

I circuiti possono essere di tipo:

- aperto, quando il fluido torna dall'utenza al serbatoio (come nel caso in esame);
- chiuso, quando il fluido dall'utenza torna alla pompa

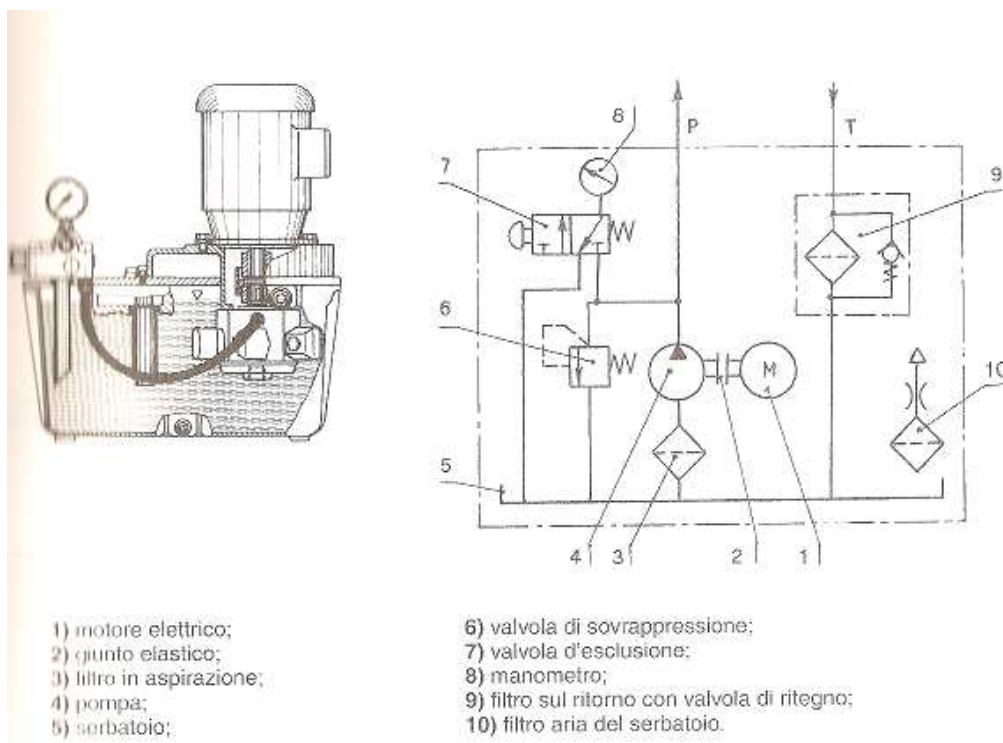


Figura 2.24: Centralina idraulica.

Il serbatoio è un componente che assolve a più funzioni:

- costituisce una riserva di olio per alimentare la pompa e compensare ad eventuali perdite;
- permette la variazione del volume dell'olio per effetto della temperatura;
- disperde *calore*;
- mantiene inalterate le caratteristiche del fluido;
- permette la decadenza delle impurità;
- fa da supporto al gruppo motore-pompa ed eventualmente al pannello dei vari organi di comando.

Il manometro permette il controllo della pressione. La valvola di esclusione per manometri è una valvola a tre vie azionata mediante pulsante. Essa serve per il controllo temporaneo (o costante) della pressione d'esercizio esistente nel circuito idraulico.

• **Pompe**

Il problema della trasformazione dell'energia meccanica in idraulica e viceversa viene risolto con le macchine a compressione volumetrica quali le unità ad ingranaggi, a palette ed a pistoncini. Al contrario delle macchine fluidodinamiche che lavorano con grandi quantità di fluido e a basse pressioni, le macchine volumetriche lavorano a elevate pressioni e con piccoli volumi di fluido e sono perciò di dimensioni relativamente ridotte.

Tra le diverse tipologie di queste macchine analizziamo la "pompa ad ingranaggio" in quanto è quella utilizzata dalla pressa che stiamo studiando (Pompa PLP 10-4). Queste sono adatte a numerose applicazioni di piccole e medie potenze. Costano di un corpo nel quale si trova una coppia di ruote dentate con giochi assiali e radiali ridotti per consentire la tenuta dell'olio. La ruota dentata conduttrice trascina in senso contrario, la seconda ruota con la quale è in presa. Il vano di aspirazione è in comunicazione con il serbatoio. A seguito della rotazione i vani della dentatura generano una pressione che provoca l'afflusso del liquido alla pompa.

L'olio riempie gli spazi formati dai vani dei denti e dal corpo della pompa e viene trascinato verso la mandata.

In questa zona i denti ingranano nuovamente chiudendo i vani che però non sono completamente svuotati per evitare le elevate pressioni che verrebbero a crearsi sull'ingranaggio con conseguente rotazione discontinua e difficoltosa della pompa, si prevedono degli incavi di scarico che riducono l'olio rimasto incapsulato verso la zona di mandata.

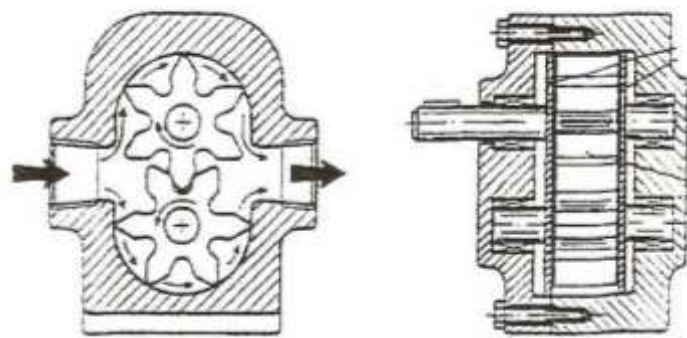


Figura 2.25 Pompe idrauliche

Le caratteristiche della centralina utilizzata sono riportate in tabella 2.2.

Tabella 2.2: Caratteristiche della centralina oleodinamica.

Descrizione	Valori
Centralina tipo	ASH025/PLP 10-4/ 3Kw
Serbatoio	ASH 25
Motore	3 kW
Tensione	230-400 V
Pompa	PLP 10-4

Portata	6 l/min
Pressione massima	210 bar
Filtro aspirazione	STR 050 25 GIM9
Filtro ritorno	MPF0301Ag1 M25
Tensione ausiliari	24V/DC

- **Valvola di sovrappressione e di sicurezza**

Nelle pompe volumetriche la pressione aumenta in funzione della resistenza opposta al flusso. Per evitare che la pressione raggiunga valori superiori a quelli richiesti all'utilizzatore e possa provocare danni all'impianto, è necessario impiegare delle valvole di sovrappressione. In genere vengono definite *valvole di sicurezza o di massima pressione* quelle poste subito dopo la pompa in derivazione al tubo di mandata (e *valvole di sovrappressione* quelle poste in altre parti del circuito).

Queste valvole permettono di regolare la pressione massima all'interno del circuito così che nel caso la pressione dovesse aumentare al di sopra del valore imposto, parte del fluido si riversa nel serbatoio così che la pressione torna ai valori impostati dalla molla.

In funzione del sistema di apertura le valvole possono essere ad azione diretta o indiretta o pilotare. Si tratterà solamente le valvole ad azione diretta dato che abbiamo utilizzato questa tipologia.

In un corpo (1) sono alloggiati:

- bussola avvitabile (2);
- una molla (3);
- un meccanismo di regolazione (4);
- un cono (5) che si impegna nella sede (6).

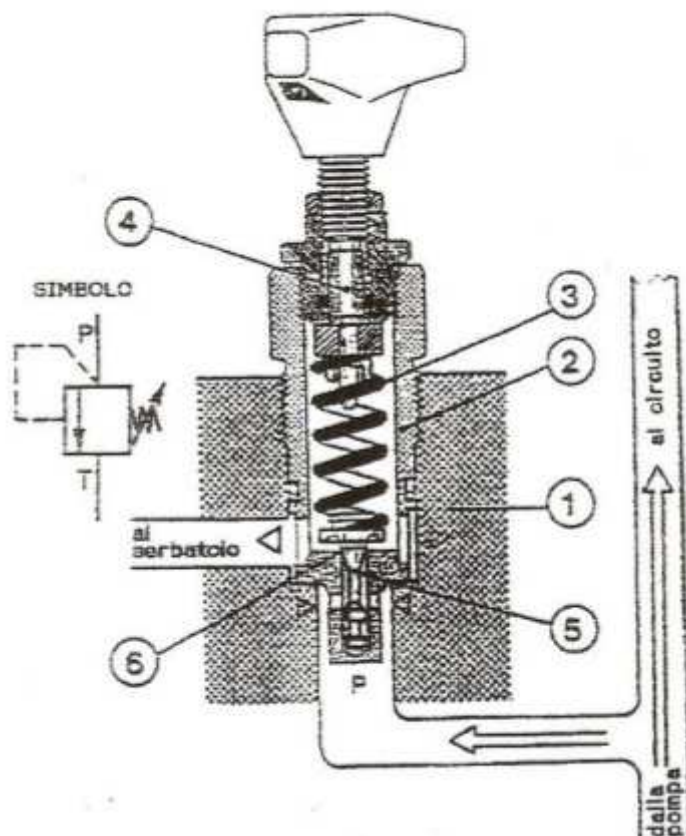


Figura 2.26 Valvola di sovrappressione

La molla preme il cono nella sua sede. La forza della molla può essere regolata e di conseguenza viene imposta la pressione massima. L'attacco P è collegato con il circuito. Quando la resistenza sull'utenza aumenta, la pressione che ne deriva agisce contemporaneamente in tutti i punti del circuito in direzione normale alle superfici e quindi anche sul cono della valvola.

Se il valore prefissato della spina della molla viene superato, la pressione solleva il cono dalla sede e l'olio non accolto dall'utenza ritorna al serbatoio (con conseguente trasformazione di energia di pressione in calore).

Questo tipo di valvola è adatta a circuiti oleodinamici con portate ridotte (come nel caso in esame). Ad elevate portate si ricorre alle altre tipologie in modo tale da evitare l'eccessivo surriscaldamento dell'olio.

- **Distributori**

Le valvole distributrici (fig. 2.27) hanno il compito di aprire/chiudere o deviare il flusso di olio mediante segnali che possono essere:

- manuali;
- pneumatici;
- idraulici;
- elettrici.

In generale questi componenti sono costituiti da un corpo cavo nel quale scorre un pistone (cursore) che in relazione alla posizione assunta mette in comunicazione i diversi rami del circuito rispettivamente con la mandata o con il ritorno del fluido.

Le lettere con cui vengono indicate le bocche dei distributori idraulici sono designate con (lettere maiuscole):

P	alimentazione	A	uscita	R o S	l'altra bocca di scarico (5/2 o 5/3)
T	scarico	B	altra uscita	L	drenaggio



Figura 2.27 Distributore

Nei distributori si designa con (lettere maiuscole) (fig. 2.28):

- A la posizione bocca sinistra;

- 0 posizione centrale;
- B posizione bocca destra.

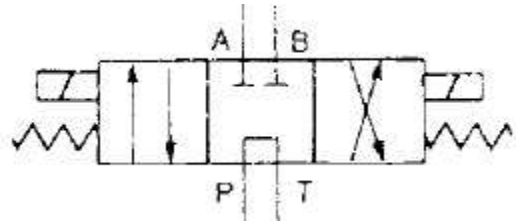


Figura 2.28 Schema del distributore

Il comando del distributore agisce sul cursore facendogli cambiare la posizione all'interno del corpo in modo da ottenere l'uscita desiderata. Il simbolo di comando è rappresentato adiacente al simbolo del componente che si immagina debba essere comandato.

Nei distributori a comando elettrico diretto, i relativi solenoidi vengono designati con la lettera Y affiancata ad un numero (pari posiziona le bocche in a, dispari in b).

Nel nostro caso abbiamo un distributore comandato elettricamente a comando diretto, cioè il segnale agisce direttamente sul cursore, mentre quando non vi è alcun segnale, le molle portano il cursore nella zona centrale.

Distributore 4/ 3 (quattro bocche e 3 posizioni):

- Posizione centrale (neutra) le bocche a e b sono chiuse per cui il fluido passa da P verso T;
- Posizione a, il fluido va da P ad "a" e da "b" a T;
- Posizione b , il fluido va da P ad "b" e da "a" a T;

• Divisore di flusso a ingranaggi

I divisori di flusso sono apparecchi che consentono di suddividere la portata di alimentazione in 2 o più parti uguali permettendo di ottenere movimenti sincroni di due o più attuatori (aventi le stesse caratteristiche) indipendentemente dalle resistenze che

ogni attuatore deve vincere. In questo modo si evita che i due pistoni posti in parallelo non si muovano in sincronia causando l'impuntamento della piastra della pressa. Le ruote dentate sono collegate tra loro mediante un albero. Dato che gli ingranaggi ruotano alla stessa velocità, la portata che esce da ogni sezione sarà uguale.

Siccome in fase di risalita dei pistoni, nel nostro caso, non è importante l'esatta sincronia delle loro velocità, per collegare le due uscite dei cilindri al distributore si utilizza un semplice raccordo a T.



Figura 2.29: Divisore di flusso

- **Valvola strozzatrice unidirezionale**

Questo tipo di valvole hanno il compito di controllare la portata di liquido di passaggio lungo una direzione assegnata. Questa portata viene controllata tramite una strozzatura regolata a sua volta da una vite regolatrice. Per avere un ritorno rapido del pistone ,senza che il liquido risenta della strozzatura provenendo dalla direzione opposta, è necessario collocare in parallelo alla valvola strozzatrice una valvola di ritegno. Per questo motivo viene chiamata “*valvola strozzatrice unidirezionale*”.

- **Trasporto del fluido**

In oleodinamica oltre ai tubi rigidi vengono largamente utilizzati i tubi flessibili che permettono il collegamento fra i componenti che si muovono indipendentemente gli uni dagli altri. Tale possibilità rappresenta un grande vantaggio rispetto agli impianti meccanici in cui ogni elemento ,fissato rigidamente, rimane sempre nella medesima posizione.

Nel nostro caso si è scelto in fase preliminare di usare questa tipologia di tubazioni in modo tale da verificare il funzionamento della macchina senza vincolarne subito la posizione dei vari elementi.

Solo in fase finale utilizzeremo tubazioni rigide dato che solamente le teste dei cilindri saranno poste in movimento mentre il resto sarà collegato rigidamente.

• **Tubi Flessibili**

I tubi flessibili permettono a delle unità di una macchina di avere reciproci movimenti relativi. Tale particolarità, impossibile da realizzare con sistemi esclusivamente meccanici, rende i sistemi oleodinamici particolarmente vantaggiosi in tutte quelle applicazioni in cui degli apparecchi devono modificare la loro posizione relativa. per la scelta del diametro del tubo conviene orientarsi su una pressione doppia della pressione massima d'esercizio per tener conto di eventuali punte di pressione difficili da valutare.

Queste tubazioni sono realizzate con una mescola gommosa sintetica e rinforzate con trecce di tessuto o metalliche. Sui vari cataloghi sono rappresentate le varie caratteristiche tra cui i raggi minimi di curvatura.

Il collegamento delle tubazioni alle apparecchiature oleodinamiche viene fatto con raccordi a vite ed a seconda del sistema di tenuta se ne possono avere diverse tipologie:

- raccordi ad anello mordente conico;
- raccordi ad anello conico zigrinato internamente;

Inoltre dato che le bocche dei cilindri hanno un diametro nominale maggiore di quello delle tubazioni, è stato necessario aggiungere delle riduzioni così da poter passare da 3/4 a 3/8 di pollice di diametro. La scelta dell'utilizzo di tubi flessibili è momentanea per cui si sono usati attacchi rapidi così da facilitarne la movimentazione. Verranno mantenute le tubazioni flessibili nel tratto tra il diffusore di flusso e la centralina così da porla posizionare in qualsiasi modo senza andare contro a problemi.

- **Tubi rigidi**

I tubi rigidi che vengono impiegati nei circuiti oleodinamici sono in acciaio senza saldatura affinché possano essere facilmente piegati senza l'introduzione di sabbia. La loro scelta avviene conoscendo il diametro nominale DN (interno) e pressione nominale PN, stabilita tenendo conto degli eventuali aumenti di pressione istantanei. Le varie tipologie di tubi vengono classificate per diametro nominale e per spessore. Dalle pressioni massime in esercizio, si è scelto di utilizzare tubi in acciaio ZINCATO SS 12 X 1,5.

- **Cilindri**

I cilindri, o motori lineari, possono essere pneumatici o oleodinamici in cui date le maggiori pressioni in gioco questi risultano più robusti. Dalla figura 2.30 si può notare un esempio di cilindro pneumatico a doppio effetto.

In un tubo cilindrico 11 (chiamato mantello), dimensionato per una determinata pressione massima interna, si muove un pistone 13 collegato con l'asta 1. La tenuta tra le 2 camere del cilindro, quella in corrispondenza dell'asta, viene e quella opposta, avviene a mezzo di elementi anulari, 14 e 26, alloggiati nel pistone (guarnizione elastica e segmento antifrizione).

Per impedire il passaggio del fluido da una camera del cilindro all'altra attraverso la sede di accoppiamento del pistone con l'asta, viene inserita una guarnizione OR 12 per garantire la tenuta statica. La testa posteriore (fondello) è spesso saldata e comprende un attacco per l'ingresso e uscita del liquido in pressione. La testata anteriore che è fissata con appositi grani 21 e 22, serve anche da guida per l'asta in cui sono ricavate le sedi 2 e 7 per l'alloggiamento del raschia sporco e della guarnizione. Il cilindro a doppio effetto con asta unilaterale permette lunghe corse anche non in orizzontale.

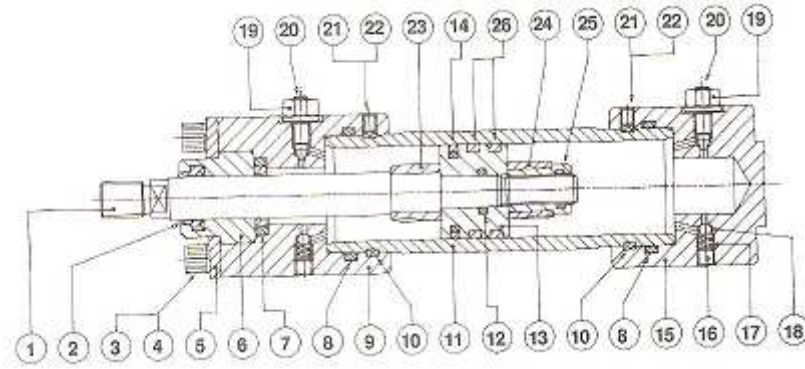


Figura 2.30 Schema del cilindro

I cilindri trasformano l'energia idraulica in lavoro meccanico mediante lo spostamento rettilineo del loro pistone che genera una forza teorica F_t pari al prodotto della pressione che si stabilisce nella camera del cilindro, in funzione della forza resistente, per l'area utile del pistone su cui il fluido esercita la sua azione.

$$F = p \cdot A \quad (\text{eq. 2.1})$$

È chiaro che a seconda che il pistone lavori a spinta o a trazione le rispettive aree utili cambiano, ottenendo una direzione a maggiore forza.

Per questo motivo i pistoni sono stati posizionati in modo da ottenere la forza massima in fase di discesa dell'asta, mentre in fase di risalita non occorrono ingenti forze.

La velocità v (mm/s) del pistone dipende dall'area utile A_u (mm²) su cui agisce il fluido e dalla quantità di fluido che viene introdotta nell'unità di tempo nella camera del cilindro Q_e (L/min):

$$v = Q_e / A_u \quad (\text{eq. 2.2})$$

I cilindri utilizzati nella macchina in esame sono caratterizzati da un diametro della camera di 80 mm, uno stelo dal diametro di 45 mm ed una corsa di 300 mm. Con i due cilindri in parallelo si arriva ad una forza totale massima di 211 kN.

2.5 Guide Lineari

Sono dei dispositivi che hanno il compito di controllare la discesa del pestone, cercando di evitare movimenti di traslazione rispetto all'asse di piega o rotazioni indesiderate. Questi problemi possono essere causati da una discesa non uniforme dei cilindri.

In seguito ad una nuova verifica delle dimensioni reali della parte superiore della pressa è stato necessario considerare un nuovo tipo di guide rispetto alle valutazioni precedenti optando per una tipologia di guide con trasduttore di posizione interno: un elemento che permette di controllare l'esatta posizione e/o lo spostamento dell'insieme pestone-carrello. Le guide sono avvitate ad un sostegno e su di esse scorre un carrello attraverso un sistema a ricircolo di sfere. La guida composta è da rotaia AMSD 3A S 35-N e da carrello AMSD 3A W 35-A-P1.

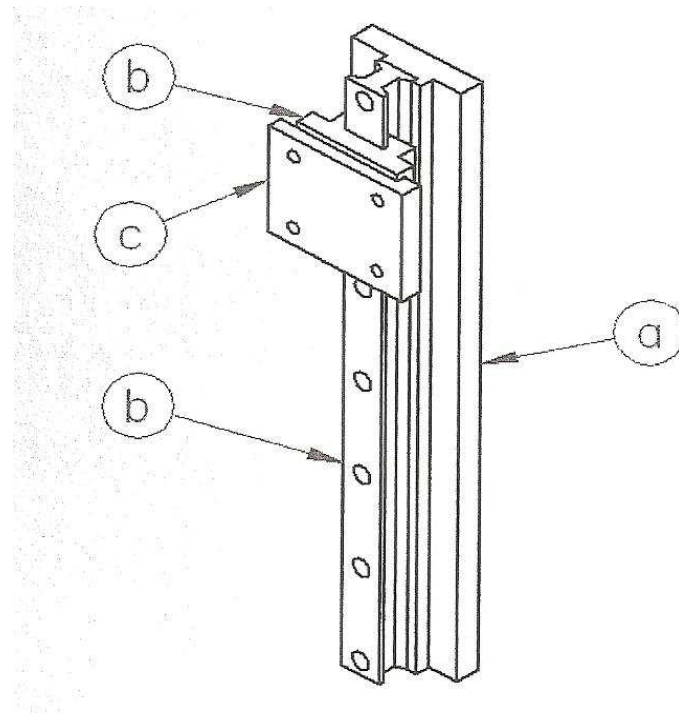


Figura 2.31 Insieme che comprende le guide lineari

- **Collegamento guide con scheda USB 6341**

Le guide utilizzate sono Monorail AMS dotate di un sistema di misura integrato basato sul principio di misura magneto resistivo. In caso, si verifichi un movimento relativo tra sensore e scala graduata, la modifica dell'intensità di campo comporta una variazione nella resistenza elettrica facilmente valutabile. Per mezzo del circuito a ponte, le eventuali interferenze dovute a temperatura, campi magnetici sovrapposti, dislocazione ed invecchiamento risultano minimizzate. La testina di scansione lavora continuamente a contatto, onde per cui la funzione del sensore non può essere compromessa nemmeno da una particella. Al termine del processo di produzione, le scale graduate integrate sono protette contro eventuali danni meccanici ed interferenze magnetiche attraverso un nastro coprente non magnetico di durezza molto elevata. Grazie ad una speciale procedura di fabbricazione, tale nastro viene saldato alla guida tramite laser. Ciò preserva efficacemente la scala graduata dagli effetti dei liquidi refrigeranti e dall'usura, conferendo grande affidabilità e robustezza.

Interfaccia testina di lettura

Le guide sono dotate di un connettore a 12 poli con pin di contatto e dado a cappello con filettatura interna (fig. 2.32a) ed inoltre un cavo di collegamento a 12 poli con estremità aperta (fig. 2.32b).



Figura 2.32 Cavo di collegamento a 12 poli

Tabella 2.3: Layout del connettore a 12 poli

Interfacce TSU / TRU / TMU			Interfacce TSD / TRD / TMD	
Contatto	Segnale	Tipo di segnale	Segnale	Tipo di segnale
1	-Ua2	- Cosinus	- Ua2	Segnale di quadratura
2	+5V Sensore	Ritorno tensione di alimentazione	+5V Sensore	Ritorno tensione di alimentazione
3	+Ua0	Segnale di riferimento	+Ua0	Segnale di riferimento sincronizzato
4	-Ua0	Segnale di riferimento	-Ua0	Segnale di riferimento sincronizzato
5	+Ua1	+ Sinus	+Ua1	Segnale di quadratura
6	-Ua1	- Sinus	-Ua1	Segnale di quadratura
7	-Uas	NC	-Uas	Segnale di panne attivo low, durata minima 20 ms
8	+Ua2	+ Cosinus	+ Ua2	Segnale di quadratura
9	-	NC	-	NC
10	0V (GND)	Tensione di alimentazione	0V (GND)	Tensione di alimentazione
11	0V Sensore	Ritorno tensione di alimentazione	0V Sensore	Ritorno tensione di alimentazione
12	+5 V	Tensione di alimentazione	+5V	Tensione di alimentazione

Le interfacce sono suddivise in funzione del fatto che il segnale sia digitale (TSD) o analogico (TSU). I segnali analogici vengono rappresentati in modo invertito, secondo il guadagno differenziale. I segnali incrementali sono spostati esattamente di 90° nella loro posizione di fase. Dopo l'amplificazione differenziale dei suddetti segnali incrementali e di quelli di riferimento, i livelli raggiungono 1 +/- 0,1 Vpp. I segnali incrementali forniscono valori validi tra 0,6 Vpp ed 1,2 Vpp. Negli standard produttivi, l'impulso di riferimento viene emesso simmetricamente sul punto di intersezione fra seno e coseno (a 45°), dove entrambi i segnali sono positivi. La larghezza e la posizione di fase di tale impulso sono limitate, come raffigurato nell'immagine. Sul lato del ricevitore, pertanto, la precisione della marca di riferimento può essere aumentata utilizzando anche l'informazione incrementale. Detta interfaccia funziona con tutti quei comuni sistemi di comando che supportano un'interfaccia di tensione da 1 Vpp. Per quanto riguarda l'interfaccia digitale i segnali incrementali A+, A-, B+, B- ed i segnali di riferimento R+, R- trasmettono le informazioni in modo complementare ad RS 422.

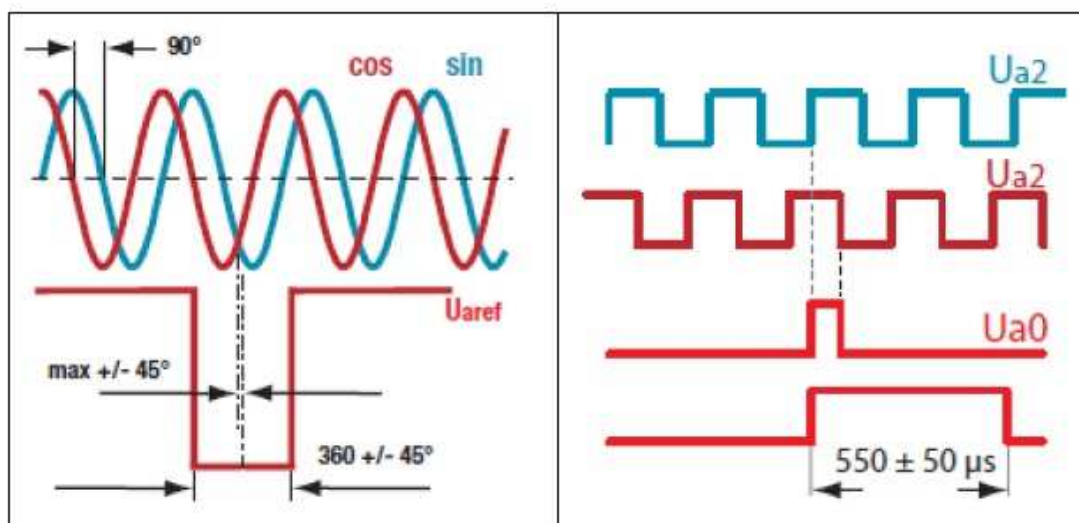


Figura 2.33 Rappresentazione dei segnali positivi

I livelli dei singoli segnali sono: Alto $> 2,5\text{ V}$; Basso $< 0,5\text{ V}$ i tempi di salita e caduta durano meno di 20 ns. Le distanze minime di segnale possono essere calcolate dalla frequenza massima di uscita. L'elettronica a valle deve essere in grado di elaborare in modo sicuro la suddetta frequenza. Opzione **ZN**: L'impulso di riferimento viene rigorosamente sincronizzato con i segnali incrementali. Opzione **ZF**: L'impulso di riferimento è prolungato a $550\text{ }\mu\text{s} \pm 50\text{ }\mu\text{s}$. È inoltre nota la tabella nella quale sono inseriti i dati tecnici generale della guida. Il nostro modello è un AMSD 3A.

Tabella2.4: Dati tecnici della guida AMSD 3A

AMSD 3A e AMSD 4A

Precisione

Classe di precisione	+/- 5 μm / 1000 mm +/- 2 μm / 40 mm
Deviazione periodica	+/- 1,0 μm
Risoluzione	0,2 μm / 1,0 μm / 5,0 μm
Isteresi	< 0,5 mm o regolazione digitale

Interfaccia

Digitale	Segnali di quadratura RS 422 con segnale di riferimento e d'errore, Ampiezza dell'impulso di riferimento 90° o 500 μs (per FANUC-CNC)
Tensione di alimentazione	5 V +/- 0,25 V
Potenza assorbita	110 mA per testina di lettura

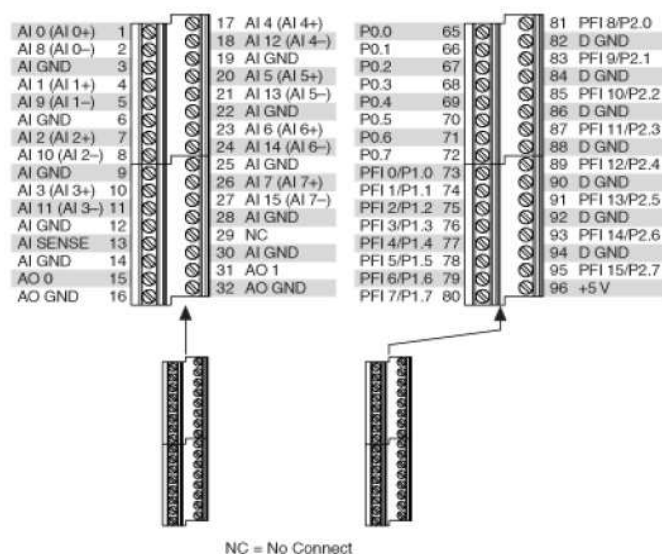
- **NI USB 6341**

Al fine di reperire le informazioni dai trasduttori di posizione si è utilizzata una scheda di acquisizione della NI (National Instrument) modello 6341.

Tale strumento è provvisto di 16 entrate analogiche, 2 uscite analogiche, 24 porte digitali configurabili sia come entrata che come uscita ed infine 4 contatori utili, nel nostro caso, per misurare lo spostamento lineare.

Nella figura sottostante è possibile osservare la disposizione delle entrate, inoltre in Figura 2.38 è mostrata la configurazione dei contatori.

NI USB-6341



Default NI-DAQmx Counter Terminals

Counter/Timer Signal	Default Pin Number (Name)
CTR 0 SRC	81 (PFI 8)
CTR 0 GATE	83 (PFI 9)
CTR 0 AUX	85 (PFI 10)
CTR 0 OUT	89 (PFI 12)
CTR 0 A	81 (PFI 8)
CTR 0 Z	83 (PFI 9)
CTR 0 B	85 (PFI 10)
CTR 1 SRC	76 (PFI 3)
CTR 1 GATE	77 (PFI 4)
CTR 1 AUX	87 (PFI 11)
CTR 1 OUT	91 (PFI 13)
CTR 1 A	76 (PFI 3)
CTR 1 Z	77 (PFI 4)
CTR 1 B	87 (PFI 11)
CTR 2 SRC	73 (PFI 0)
CTR 2 GATE	74 (PFI 1)
CTR 2 AUX	75 (PFI 2)
CTR 2 OUT	93 (PFI 14)
CTR 2 A	73 (PFI 0)
CTR 2 Z	74 (PFI 1)
CTR 2 B	75 (PFI 2)
CTR 3 SRC	78 (PFI 5)
CTR 3 GATE	79 (PFI 6)
CTR 3 AUX	80 (PFI 7)
CTR 3 OUT	95 (PFI 15)
CTR 3 A	78 (PFI 5)
CTR 3 Z	79 (PFI 6)
CTR 3 B	80 (PFI 7)
FREQ OUT	93 (PFI 14)

Figura 2.37: Entrate e uscite del NI USB-6341

Per misurare lo spostamento lineare è stato necessario utilizzare i contatori disponibili sulla scheda. Ogni guida è stata collegata ad un contatore. La guida di sinistra è stata

collegata al contatore 0 (ctr0) con la seguente configurazione riportata in fig. X e in tabella X.

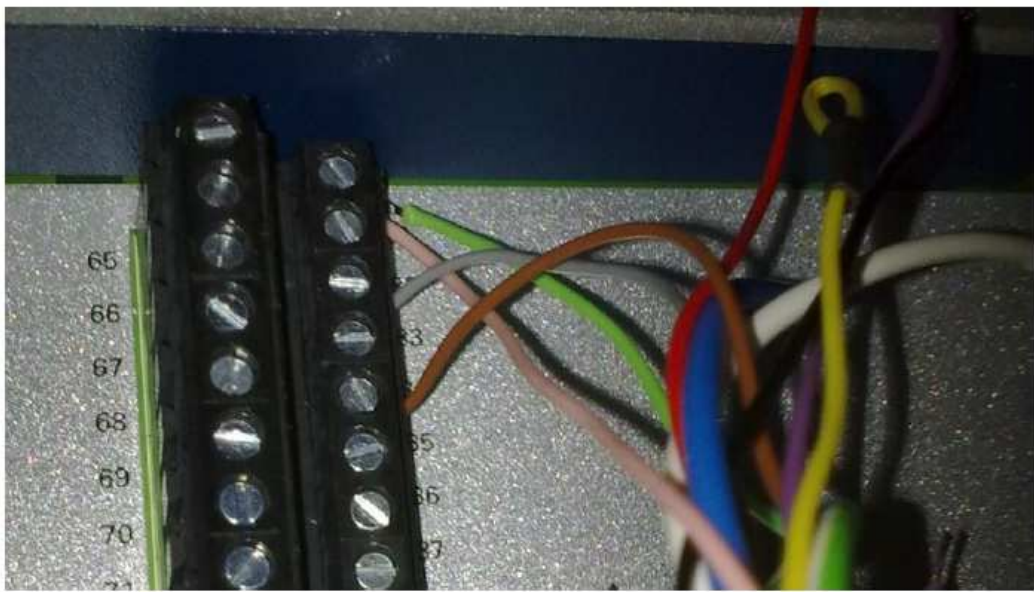


Figura 2.38 Collegamento dei cavi della guida di sinistra

Tabella 2.40: Assegnazione dei cavi per il numero dell'uscita

	PIN	COLORE	SEGNALE
CTR0	81	GRIGIO	UA2
	83	ROSA	-UA2
	85	MARRONE	UA1
	96	MARRONE/VERDE	5V
CTR3	78	GRIGIO	UA2
	79	ROSA	-UA2
	80	MARRONE	UA1
	96	MARRONE/VERDE	5V

Per quanto riguarda la guida destra è stata collegata al contatore 3 con la seguente configurazione:

- **Settaggio con LabView Signal Express**

Prima di iniziare a lavorare in SignalExpress è stato usato Measurement & Automation per effettuare la calibrazione dello strumento. Aprendo questo programma è possibile trovare il proprio dispositivo nel menù a tendina sotto la voce Devices & Interfaces. Una volta selezionato il dispositivo si deve cliccare Self Calibrate nel menù in alto a destra. NI raccomanda di effettuare un'auto calibrazione dello strumento dopo averlo installato ed ogni volta che varia la temperatura ambientale.

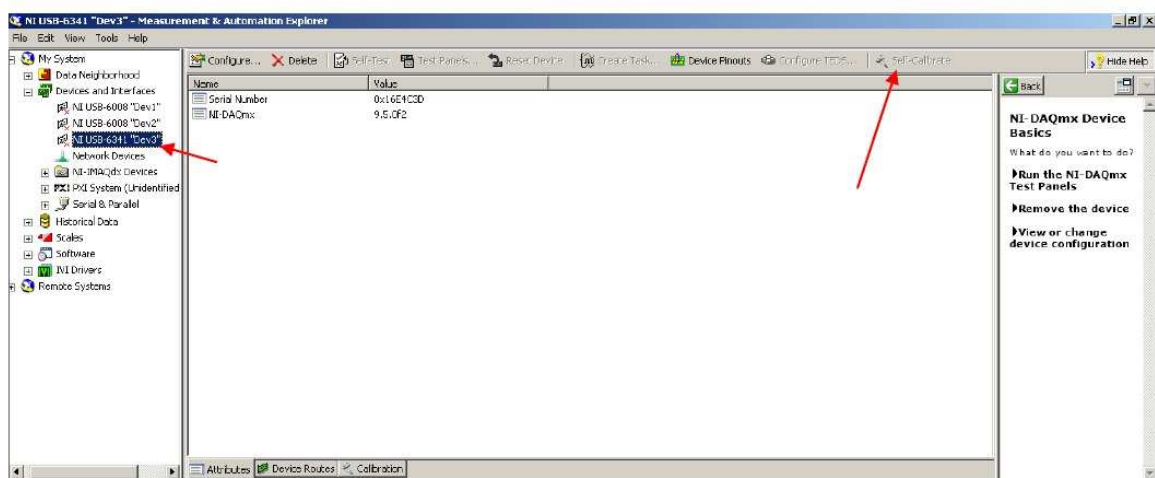


Figura 2.41: Schermata di calibrazione

Una volta effettuato questo procedimento è stato possibile utilizzare LabView SignalExpress. Una volta aperto il programma si clicchi sul pulsante Add Step in alto a destra, a questo punto si deve scegliere l'operazione che intendiamo effettuare, nel nostro caso clicchiamo su Acquire Signals → Counter Input → Position → Linear. Ci verrà chiesto da quale contatore arriva il segnale, noi selezioniamo ad esempio ctr0 (guida sx). Per leggere il segnale della guida destra dovrà essere fatto lo stesso procedimento aggiungendo un altro Step. A questo punto lo strumento è già pronto ad acquisire i segnali. È anche possibile configurare il tipo di grafico che voglio ottenere: nella finestra Data View cliccando con il tasto destro del mouse si selezioni Signal → Add signal → selezioniamo il segnale che desideriamo leggere sullo schermo (ctr0 o ctr3).

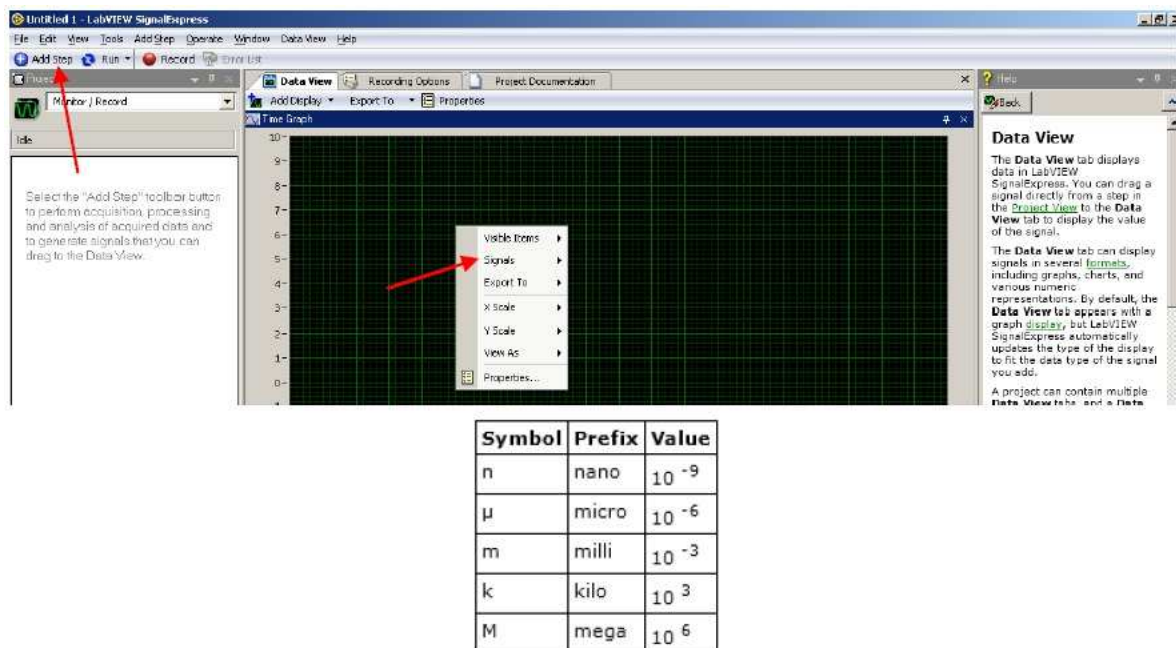


Figura 2.42: Schermata di lettura del segnale e convenzione degli ordini di grandezza.

È inoltre possibile determinare la scala nelle ordinate e nelle ascisse modificando i valori pre-impostati. A questo punto premendo il tasto Run è possibile fare partire l'applicazione e sullo schermo verrà visualizzata la posizione delle guide. In figura 2.42 è rappresentata la convenzione delle unità di misura utilizzata all'interno del programma.

2.8 Software di controllo

LabVIEW (Laboratory Virtual Instrumentation Engineering Workbench) è l'ambiente di sviluppo integrato per il linguaggio di programmazione visuale di National Instruments; è un ambiente di sviluppo per applicazioni principalmente orientate:

- all'acquisizione di dati e alla gestione di strumentazione elettronica
- all'analisi ed elaborazione dei segnali

LabVIEW fornisce un ambiente di programmazione di tipo grafico ad oggetti denominato “G language”, il quale consente di realizzare programmi in forma di diagrammi a blocchi.

LabVIEW conserva comunque molte similitudini con gli ambienti di programmazione tradizionali: presenta tutti i tipi di dati e gli operatori predefiniti di uso comune, permette di generare nuovi tipi di dati combinando tra loro i tipi di dati elementari e di controllare l'esecuzione dei programmi ricorrendo a strutture di controllo di flusso come ad esempio cicli e costrutti per l'esecuzione condizionale di codice.

Mette inoltre a disposizione del programmatore una serie di librerie di funzioni che possono essere richiamate ed utilizzate all'interno dei programmi: le librerie comprendono funzioni di uso comune (funzioni aritmetiche e statistiche, funzioni la manipolazione di stringhe, ...) ed inoltre funzioni specializzate per l'acquisizione e l'elaborazione dei segnali, il controllo di strumentazione numerica via interfaccia IEEE-488 o VXI., la trasmissione di dati mediante l'uso di porte seriali oppure mediante il protocollo di comunicazione TCP/IP. E' possibile inoltre definire nuove funzioni ed arricchire le librerie in dotazione a LabVIEW.

Infine il programma consente di effettuare il debug delle applicazioni create in linguaggio G attraverso opportune modalità di esecuzione dei programmi, come ad esempio il modo “highlight execution” o “single step” e per mezzo di oggetti che consentono in run-time la modifica di variabili di programma.

LabVIEW è stato pensato principalmente per il controllo di schede di espansione connesse direttamente al bus di un calcolatore o di strumentazione connessa al calcolatore stesso attraverso opportune interfacce come il bus IEEE 488, RS-232, strumenti VXI o ancora attraverso Internet mediante il protocollo TCP/IP.

L'ambiente di sviluppo consente di costruire programmi i quali prendono il nome di strumenti virtuali (Virtual Instrument, VI).

Un Virtual Instrument permette l'interazione tra calcolatore e strumentazione fornendo contemporaneamente all'utente un opportuno pannello frontale grafico per il dialogo con il VI stesso. In questo modo l'utente interagisce con un nuovo dispositivo

(Instrument), costituito da calcolatore, interfacce, strumenti e programma il quale presenta una realtà (Virtual) diversa dai singoli oggetti fisici che compongono il sistema stesso. Tale fatto spiega il nome di Virtual Instrument dato ad un programma LabVIEW.

I programmi che si possono realizzare utilizzando il linguaggio grafico LabVIEW sono chiamati Virtual Instrument (VI), dove il termine “strumenti” è dovuto al fatto che durante l’esecuzione i programmi sviluppati presentano agli utilizzatori una interfaccia analoga a quella di uno strumento di misura, mentre il termine “virtuali” è dovuto al fatto che l’interazione avviene con un programma in esecuzione e non con un dispositivo fisico dedicato.

L’utente può modificare il valore di alcune grandezze agendo su opportune manopole o interruttori visualizzati dal programma e può osservare il risultato delle elaborazioni condotte internamente al VI su display grafici molto simili a quelli che si trovano sulla strumentazione numerica.

Un VI è composto da tre parti fondamentali:

- Pannello frontale (Front Panel)
- Diagramma a blocchi funzionale (Block diagram)
- Icona/connettore (Icon/connector)

Il *Front Panel* (pannello frontale) è la finestra che rappresenta l’interfaccia tra il programma e l’utente. Nel pannello frontale trovano posto tutti i *controllori* e gli *indicatori* dello strumento virtuale: per *controllore* si intende una variabile di ingresso che può essere modificata agendo sul pannello frontale, per *indicatore* si intende una variabile di uscita il cui valore può essere modificato dal programma e non dall’utente.

Il *Block Diagram* (diagramma a blocchi funzionale) contiene il codice nella forma di diagramma a blocchi ed è costituito da :

- *Nodi*: sono degli elementi di elaborazione
- *Collegamenti*: uniscono i nodi e permettono lo scambio di informazioni.

Le informazioni passano da un nodo all'altro del pannello frontale per mezzo dei connettori che uniscono i nodi stessi.

La coppia *Icon / connector* (icona/connettore) è il terzo elemento fondamentale di un programma LabVIEW.

L'icona è un simbolo grafico di piccole dimensioni che rappresenta simbolicamente il VI stesso e che permette di trasformare il programma in un oggetto.

Il connettore stabilisce la corrispondenza tra aree dell'icona e controllori / indicatori del pannello frontale.

Per permettere il funzionamento della pressa tramite computer, è stata utilizzata una scheda della National Instruments che riesce a inviare e ricevere i dati di comando e di posizione delle guide. La corsa del punzone è registrata dai trasduttori di posizione che inviano i valori alla scheda stessa in modo da poter essere utilizzati dal programma creato per il salvataggio dei dati e il comando della pressa.

Sono stati sviluppati due programmi diversi per il funzionamento della pressa: uno che permette il movimento intermittente e continuo del punzone e l'altro che ne permette il movimento entro dei limiti che possono essere variabili.

Per quanto riguarda il primo programma si può comandare la pressa attraverso cinque pulsanti e tramite i due grafici osservare il comportamento delle guide.

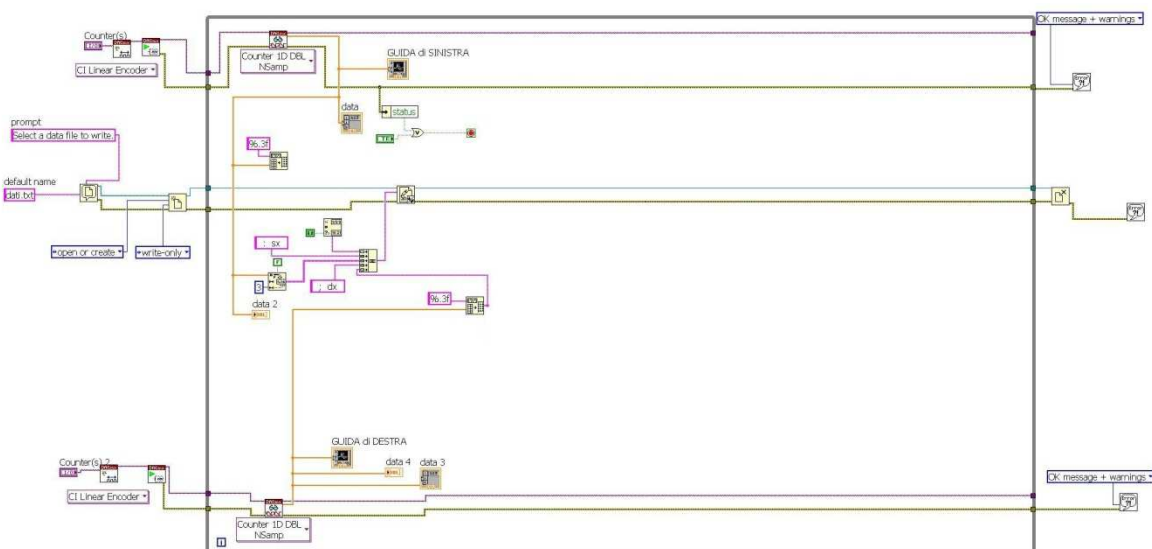
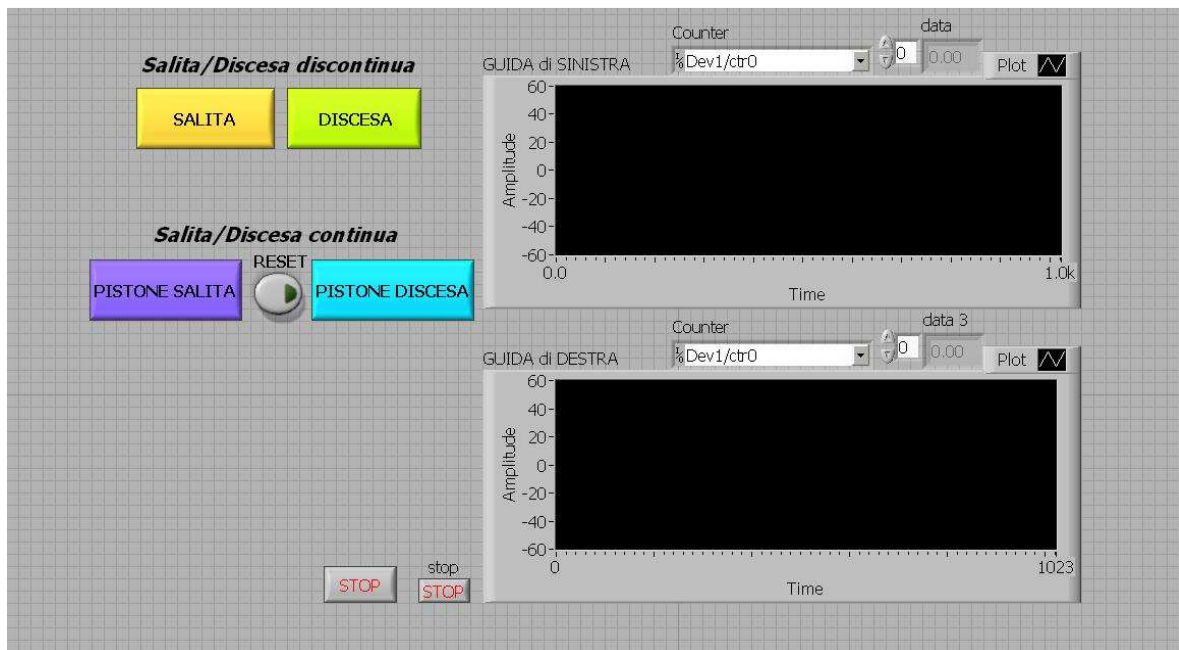


Figura 2.53 Schermata di comando della pressa (programma 1) e schema del programma

Con i pulsanti giallo e verde si può comandare la pressa e farla muovere finché i tasti rimangono premuti, mentre i tasti viola e azzurro consentono la salita e discesa continua del punzone che si arresta con il tasto RESET. Nella parte destra ci sono i grafici che mostrano i movimenti delle guide (Dev1/ctr0 per la guida di sinistra e Dev1/ctr3 per la guida di destra) e appena sopra il valore numerico che indica la corsa.

Durante il funzionamento del programma è previsto un salvataggio dei dati su file che registra la posizione delle guide. Il file è organizzato in tre colonne: la prima contenente l'ora, la seconda con il valore della guida di sinistra e la terza colonna con il valore della guida di destra.



Figura 2.54 File di salvataggio dei dati.

Il secondo programma ha solo due pulsanti che comandano la salita e la discesa del punzone e la presenza di due campi numerici per definire il range di movimento.

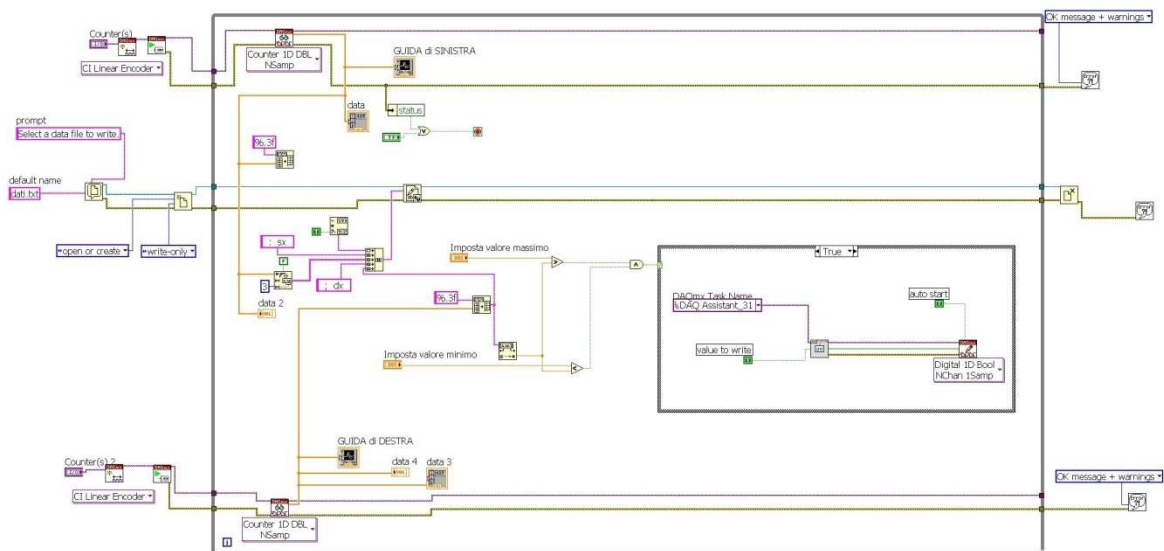
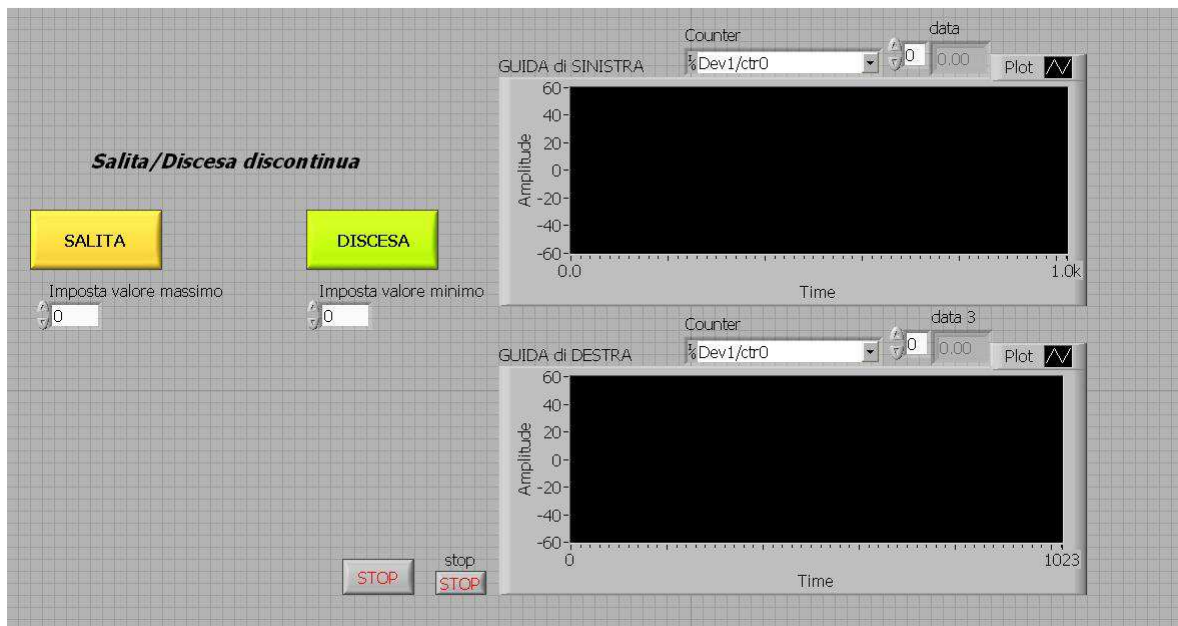


Figura 2.55 Schermata di comando della pressa (programma 2) e schema del programma

I valori da inserire possono essere sia negativi che positivi e una volta che tale valore viene raggiunto il punzone si ferma in automatico; anche per questo programma viene salvato il file dei dati organizzato allo stesso modo di quello precedente.

Capitolo 3

Creazione del Db mediante simulazioni

3.1 Programma di simulazione: Deform 2D

Il programma impiegato in questo lavoro è Deform 2D (Fig. 3.1). Si tratta di un programma agli elementi finiti di tipo bidimensionale impiegato per la creazione del Data Base per lo studio del ritorno elastico. Si tratta di un software utilizzato generalmente per la simulazione di processi di deformazione dei metalli.

È un programma utilizzato per studiare differenti problemi, da quelli in campo plastico a vari processi di trattamento termico. È in grado di fornire modelli particolarmente accurati e realistici dei processi di lavorazione dei metalli integrando in un'unica simulazione analisi delle deformazioni, trasferimento del calore e comportamento degli stampi. Si possono, inoltre, realizzare complesse interazioni di deformazione tra diversi oggetti costituiti da materiali con differenti proprietà meccaniche. Deform è in grado di ottimizzare in modo automatico i processi di remeshing ed i relativi criteri durante la simulazione, definendo inoltre la densità della mesh nelle varie zone del pezzo secondo la necessità di calcolo. Se necessario ha la possibilità di introdurre subroutine definite dall'utente sia a livello di simulazione sia a livello di analisi dei risultati.

Il software è composto da tre moduli:

- 1) pre-processor: è il modulo necessario per definire i diversi elementi del processo da analizzare con le loro interazioni. Permette di utilizzare modelli di simulazione a temperatura costante oppure a temperatura variabile.

Le fasi fondamentali per creare il modello sono:

- *Definizione della geometria*: viene definita la geometria degli elementi presenti nella simulazione. Essi possono essere rappresentati in un sistema di riferimento piano o assialsimmetrico a seconda del tipo di problema che si deve analizzare.

- *Definizione del materiale*: si devono introdurre le caratteristiche fisiche del materiale caratterizzandole con le leggi più adatte al tipo di problema o creandole ad hoc oppure prendendo l'informazione dalla libreria del programma. Occorre decidere il tipo di comportamento tra quelli a disposizione (elastico, plastico, elasto-plastico, rigido, ecc).

- *Generazione della mesh*: questa fase consiste nel definire il numero degli elementi di mesh necessari per la simulazione in questione, le loro caratteristiche e la loro distribuzione all'interno del pezzo.
- *Definizione del movimento*: deve essere indicato il tipo di movimento di ogni oggetto della simulazione dotato di moto proprio. Le tipologie utilizzabili sono le più svariate: si passa da movimenti a velocità imposta e costante, a leggi più complesse e realistiche che vengono utilizzate nei processi industriali.
- *Definizione delle caratteristiche e delle condizioni al contorno*: devono essere definite le caratteristiche di ciascun oggetto (temperatura iniziale, vincoli, forze applicate, ecc), nonché le eventuali leggi con le quali tali proprietà devono variare durante la simulazione. Inoltre, si devono definire la posizione reciproca tra vari oggetti e gli eventuali contatti, con relativi fattori d'attrito e di interazione termica.
- *Definizione dei parametri della simulazione e generazione del database*: si devono inserire i parametri propri della simulazione quali il numero totale di step, l'incremento per step, l'intervallo di salvataggio ed ulteriori dati necessari alle operazioni di calcolo e di controllo del processo.

A questo punto, se il problema è stato costruito in maniera corretta, sarà possibile generare il database con il quale effettuare la simulazione.

- 2) *Simulation engine*; si tratta del modulo che effettua la simulazione. Letti i dati dal database esegue i processi di calcolo necessari per l'analisi e restituisce i risultati ottenuti.
- 3) *Il post-processor* è infine il modulo che permette di visualizzare ed analizzare i risultati contenuti nel database una volta terminata la simulazione. L'analisi non viene effettuata solo sul risultato finale, ma comprendendo tutte le fasi attraversate dal problema. Per ogni singolo step salvato durante il processo è possibile visualizzare molteplici variabili (sforzi, temperature, deformazione, danno, carico, ecc.). Questa operazione fornisce informazioni relative ad ogni oggetto del problema e per ogni singolo elemento di *mesh* appartenente a tale oggetto.

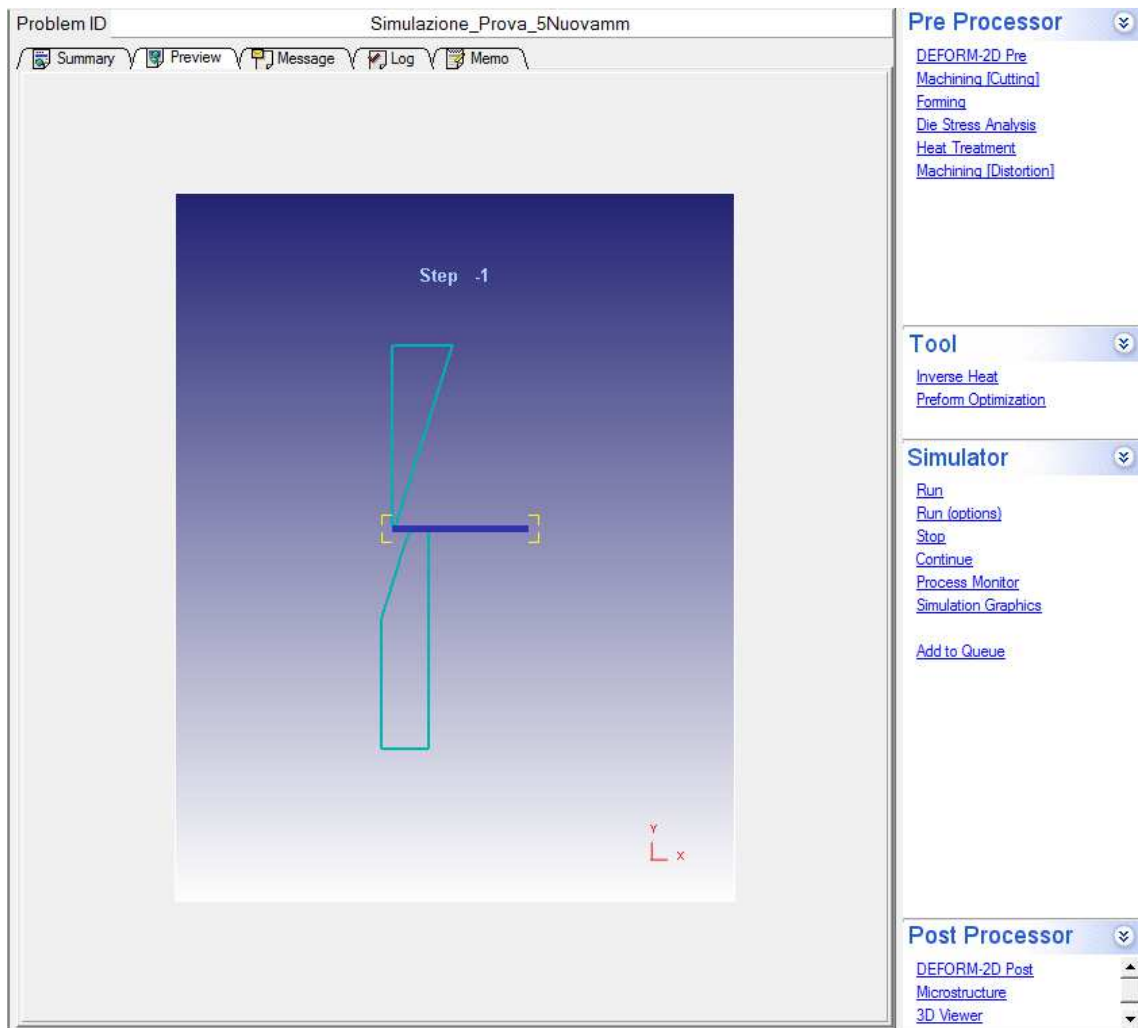


Figura 3.1: Dettagli del software.

3.2 Piegatura della lamiera: costruzione della simulazione

3.2.1 Definizione della geometria

Il modello realizzato è di tipo bidimensionale e plane strain ossia stato piano di deformazione e gli elementi costruiti sono la lamiera, la matrice e il punzone che costituiscono i componenti indispensabili per la piegatura della lamiera. Inizialmente è stata utilizzata una lamiera di lunghezza 50 mm e spessore 2 mm, in seguito lo studio è stato ampliato considerando lamiere di spessore differente ossia 1 mm e 3 mm.

Per quanto riguarda la modellizzazione dello stampo si è fatto riferimento a quello realmente utilizzato considerando una matrice per piega libera (fig. 3.2).

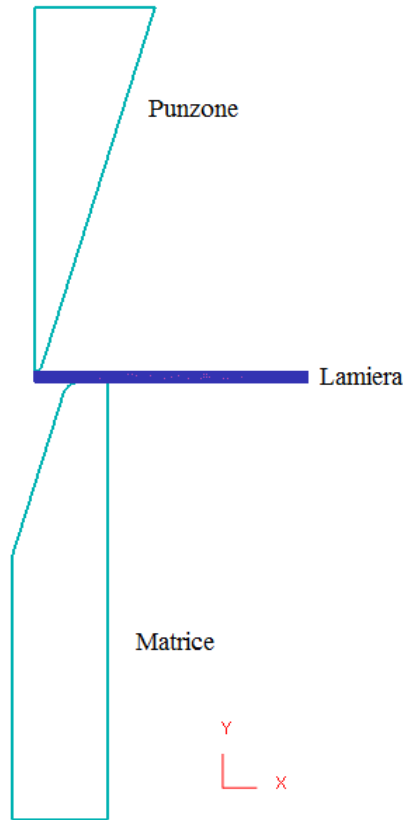


Figura 3.2: Modello plane strain per la simulazione della piegatura della lamiera.

Sono stati dunque rispettati i parametri geometrici, ossia la distanza tra le due spalle della matrice pari a 12 mm mentre il raggio di raccordo nel punto di appoggio della lamiera durante la piega è di 1.6 mm. Il raggio di curvatura della testa del punzone è pari a 1.5 mm e l'angolo di apertura della stessa è pari a 35°. Tali informazioni sono state inserite nel pre-processor creando il modello di partenza per lo studio.

3.2.2 Definizione materiale

L'acciaio utilizzato in questa campagna è stato classificato secondo la norma *UNI EN 10027-1*[3] con la designazione di *DD11*. Nella norma gli acciai vengono classificati in due gruppi, a seconda dell'impiego o della composizione chimica. Il *DD11* rientra tra quegli acciai classificati in base all'impiego e alle caratteristiche meccaniche o fisiche. Nel caso specifico, il primo simbolo (relativo all'impiego) indica che è un acciaio per

prodotti piani per formatura a freddo, il secondo simbolo (indicante le caratteristiche meccaniche o fisiche) si riferisce a quei prodotti destinati alla formatura a freddo direttamente dopo aver subito una laminatura a caldo.

La norma *UNI EN 10111* [4] specifica invece la qualità delle lamiere laminate a caldo in continuo a basso tenore di carbonio per formatura a freddo.

Uno dei compiti di tale norma è quello di specificare, per ogni acciaio, la composizione chimica e le caratteristiche meccaniche. Attraverso questa norma è stato quindi possibile caratterizzare l'acciaio usato nelle prove sperimentali. Nella tabella 3.1 sono elencate le caratteristiche a trazione di una lamiera in acciaio *DD11* al variare dello spessore (*s*).

Tabella 3.1: Caratteristiche meccaniche dell'acciaio DD11

<i>s</i> (mm)	σ_0 (N/mm ²)	<i>E</i> (N/mm ²)	Allungamento % <i>L</i> ₀ =80 mm	Allungamento % <i>L</i> ₀ =5.65· <i>S</i> ₀ ^{1/2}
$1.5 \leq e < 2$	170-360	440	23	
$2 \leq e < 3$	170-340	440	24	
$3 \leq e \leq 8$	170-340	440		28

Nella tabella 3.2 sono indicate invece le composizioni chimiche indicative degli elementi presenti nell'acciaio.

Le caratteristiche dell'acciaio preso in esame non è presente nella libreria del software, per questo è stato necessario introdurre una legge che regola il comportamento del *DD11* in campo plastico. A partire dai valori del carico di rottura, del carico di snervamento e della strizione percentuale si è costruita la legge di *Ludwik*, che rappresenta una delle leggi che il *pre-processor* di *Deform* utilizza per definire il comportamento in campo plastico del materiale.

Tabella 3.2: Composizione chimica indicativa dell'acciaio DD11

Composizione chimica (max) all'analisi di colata	%
C	0.12
Mn	0.60
P	0.045
S	0.045

Si è creato dunque un nuovo materiale all'interno della libreria riportando le caratteristiche di quello reale.

La legge di *Ludwik* è del tipo:

$$\sigma = \sigma_0 + k \cdot \varepsilon^n \cdot \dot{\varepsilon}^m \quad (\text{eq. 1})$$

dove:

- σ_0 = limite di snervamento
- k = costante
- n = indice di incrudimento
- m = strain rate exponent.

I valori di questi parametri ricavati per l'acciaio DD11 sono riportati in tabella 3.3.

Tabella 3.3: Parametri acciaio DD11

Parametri	Valori
σ_0	150 MPa
k	560 MPa
n	0.3
m	0.001

L'andamento della sollecitazione in tutte le lavorazioni a freddo e quindi anche nel processo di piegatura della lamiera, risulta essere poco influenzato dalla velocità di deformazione; a questo proposito si è posto il valore di m uguale a un valore molto piccolo in modo da rendere trascurabile il peso della velocità di deformazione nella legge di *Ludwik*.

Nella figura 3.3, viene mostrato l'andamento nel piano σ - ϵ del comportamento dell'acciaio DD11 in campo plastico, caratterizzato secondo la legge di eq. 1.

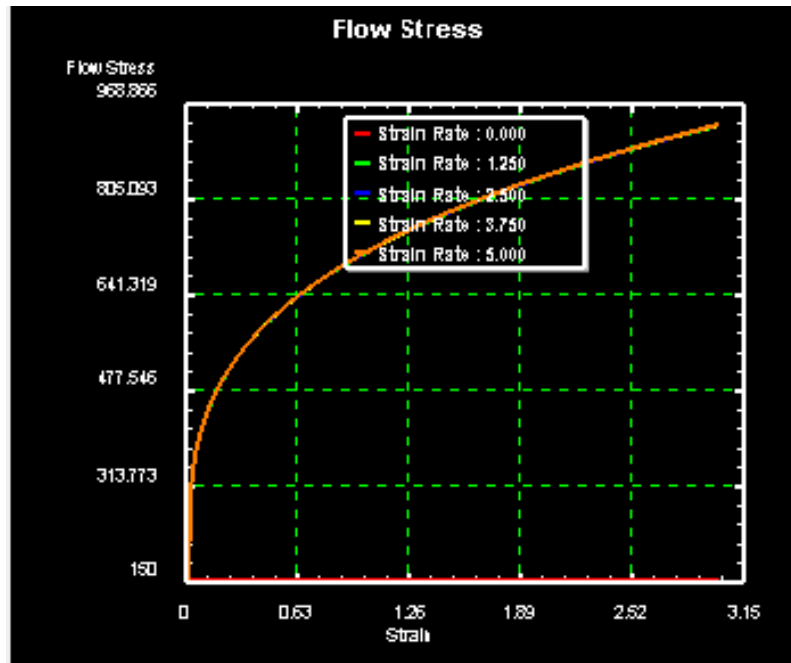


Figura 3.3: Andamento della legge di Ludwik per l'acciaio DD1.

Nella caratterizzazione del materiale si è inoltre definito il comportamento in campo elastico. È stato dunque imposto al modulo di elasticità tangenziale di Young (E) il valore pari a 205 GPa e al coefficiente di Poisson il valore di 0.3. Per il materiale della matrice e del punzone si è scelto di utilizzare un modello rigido.

3.3 Generazione del database

Una volta caratterizzato il materiale si è passati alla generazione della *mesh* della lamiera. In base al tipo di geometria e alle dimensioni imposte alla lamiera si è scelto di creare una mesh costituita da 1500 elementi. Successivamente si è assegnato il movimento agli elementi dotati di moto proprio, in questo caso il punzone, e la definizione delle condizioni di contatto tra lamiera, matrice e punzone. Tra matrice-lamiera e tra punzone-lamiera è stato imposto il valore del coefficiente d'attrito coulombiano assunto essere pari a 0.1.

Anche in questo caso, al fine di indagare l'incidenza di questo parametro sulle variabili di interesse è stata effettuata una simulazione con un diverso valore del coefficiente d'attrito ($f = 0.4$). Si è osservato che tale coefficiente non modifica sensibilmente l'andamento delle variabili prese in esame; di conseguenza è stato ritenuto accettabile il primo valore ad esso imposto.

Al fine di ridurre il peso della simulazione in termini computazionali si è deciso di sfruttare la simmetria della lamiera lungo l'asse del punzone. Tale scelta ha permesso di considerare solo metà del modello precedentemente definito e di ridurre il numero di elementi che costituiscono la mesh della lamiera. Per questo è stato necessario imporre delle condizioni di vincolo allo spostamento della lamiera lungo l'asse x (asse ortogonale a quello di moto del punzone) (fig. 3.4). A questo punto è stato possibile generare il database e procedere con la simulazione.

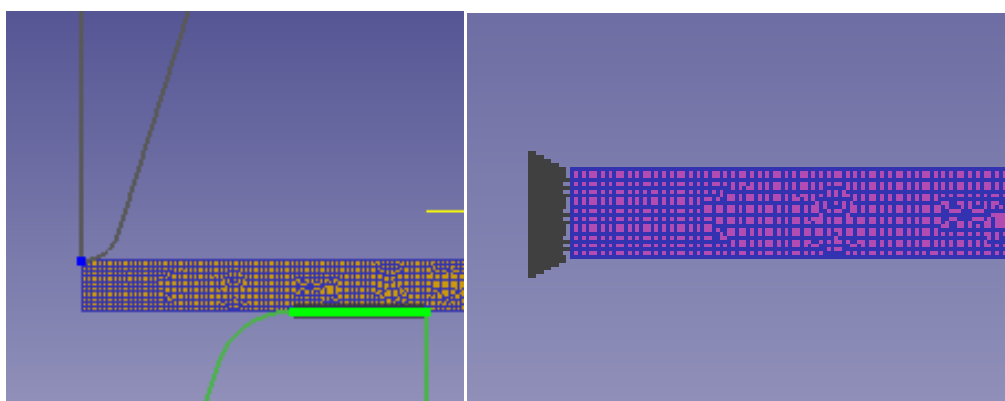


Figura 3.4: Vincoli presenti sugli elementi del modello.

3.4 Politica delle simulazioni

L'obiettivo è stato quello di verificare l'incidenza del singolo parametro sull'andamento delle prove effettuate. La prima fase si basa sulla scelta dei valori di input da attribuire alle varie grandezze necessarie per creare la simulazione.

Una volta definiti questi valori ed eseguita una prima simulazione si è passati alla modifica degli stessi entro valori plausibili. Successivamente sono state eseguite una serie di simulazioni al termine delle quali i risultati ottenuti sono stati confrontati con quelli ricavati dalla prova di riferimento.

Questo approccio di continua verifica dei risultati si è dimostrato molto utile in tutto lo svolgimento del lavoro perché ha permesso di non imboccare strade che all'apparenza potevano sembrare corrette ma che alla resa dei conti si sono rivelate inconsistenti o addirittura totalmente errate.

3.5 Definizione prova di riferimento

Tale prova consiste nel ricreare le caratteristiche meccaniche e fisiche del materiale che successivamente si andrà a sottoporre al processo di piega in modo tale da poter confrontare i risultati della simulazione con quelli ottenuti in via sperimentale. Dopo aver creato il modello, l'attenzione è stata posta sugli obiettivi dell'analisi, mettendo in primo piano le grandezze di maggior interesse. Si è giunti a restringere il campo d'ispezione al processo di piega per ottenere un angolo di 90° . Siccome una delle ipotesi di partenza è stata che il controllo della simulazione avvenisse tramite l'imposizione di un valore massimo alla corsa, è stato necessario assegnare a quest'ultima un valore compatibile con le esigenze dello studio. Riguardo a ciò ci si è scontrati con l'impossibilità di stabilire a priori un legame tra i valori di corsa del punzone e quelli dell'angolo di piegatura; al punto che questo è diventato uno degli obiettivi principali di questo studio. Il metodo usato è stato quindi molto empirico, comportando un certo numero di simulazioni di prova nelle quali ci si è avvicinati man mano al valore desiderato. In conclusione, alla discesa del punzone è stata imposta una corsa massima di 5 mm in corrispondenza della quale si è registrato un angolo massimo di piegatura di circa 93° . In tabella 3.4 sono indicati i parametri che sono stati mantenuti costanti per tutte le simulazioni eseguite.

Tabella 3.4: Parametri mantenuti costanti per tutte le simulazioni

Descrizione	Valori
Corsa massima (in discesa) del punzone	5 mm
Velocità (di discesa) del punzone	0.1 mm/s
Discesa del punzone per singolo step	0.1 mm

Definito il campo di esecuzione delle prove è stato eseguire la simulazione di riferimento ed acquisire i dati desiderati. Visto le considerazioni fatte riguardo alla geometria del modello si è scelto di considerare il semiangolo totale di piegatura (fig. 3.5).

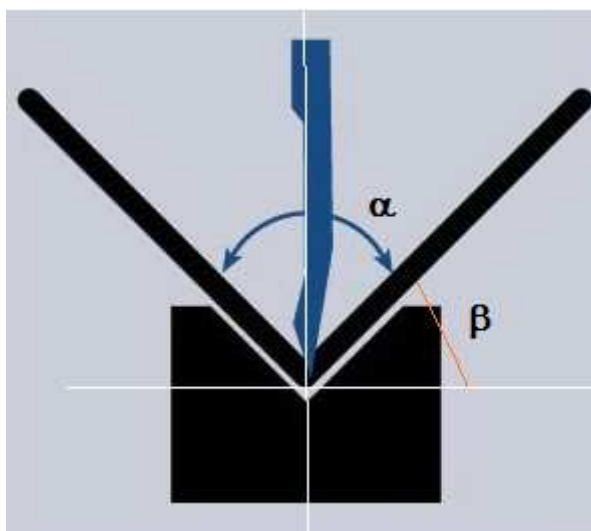


Figura 3.5: Rappresentazione degli angoli considerati.

I risultati ottenuti dalla prova di riferimento sono riportati in tabella 3.5.

Tabella 3.5: Ritorno elastico valutato per la simulazione di riferimento con corsa 5 mm.

Descrizione	Valori	Descrizione	Valori
Semiangolo massimo di piegatura (β_c)	43.28°	Semiangolo massimo di piegatura (α_c)	46.72°
Semiangolo dopo il ritorno elastico (β_f)	42.33°	Semiangolo dopo il ritorno elastico (α_f)	47.67°
Ritorno elastico ($\Delta\beta = \beta_c - \beta_f$)	0.95°	Ritorno elastico ($\Delta\alpha = \alpha_c - \alpha_f$)	-0.95°

Per ogni simulazione sono stati generati i grafici dell'angolo (β) e della forza in funzione della corsa del punzone. In figura 3.6 e 3.7 sono riportati i grafici della prova di riferimento.

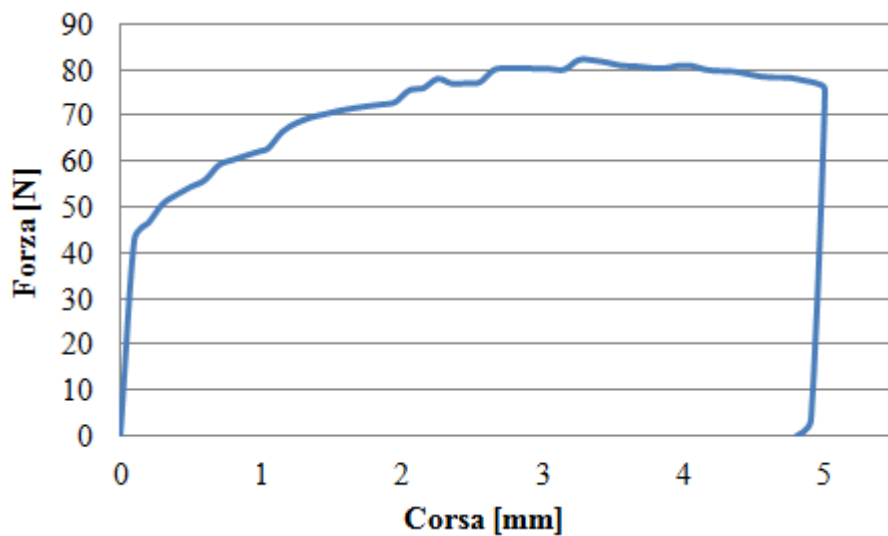


Figura 3.6: Andamento della forza in funzione della corsa a 5 mm

In figura 3.6 sono riconoscibili il tratto elastico iniziale, la zona di plasticizzazione intermedia ed il ritorno elastico finale. La presenza di alcuni gradini nella zona di deformazione plastica sono dovute alla bassa densità della mesh, dunque al fine di renderla più uniforme possibile si è infittita (da 1500 elementi è stata portata a 3000). Si può inoltre osservare che il grafico della forza in funzione della corsa ha un andamento analogo a quello individuato da *Wolter*.

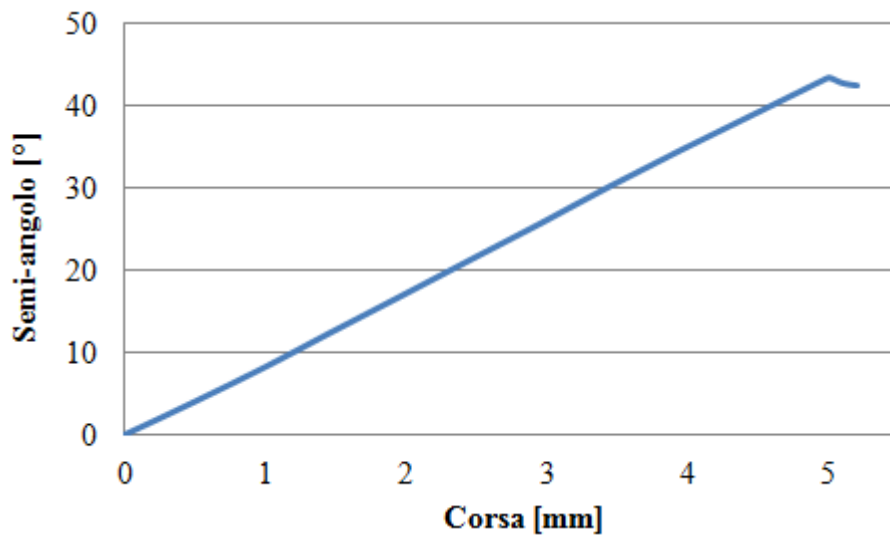


Figura 3.7: Andamento del semiangolo in funzione della corsa a 5 mm.

Nella figura 3.7 è possibile distinguere il ritorno elastico in corrispondenza del tratto finale della curva. Nel corso delle successive analisi si è ritenuto opportuno verificare se le grandezze di interesse dipendano anche dalla corsa del punzone; per questo motivo è stata definita una seconda prova di riferimento in cui il valore della corsa imposta è pari a 2.5 mm. Da tale prova è stato possibile estrapolare i risultati riportati in tabella 3.6.

Tabella 3.6: Ritorno elastico con corsa 2.5 mm.

Descrizione	Valori	Descrizione	Valori
Semiangolo massimo di piegatura (β_c)	21.61°	Semiangolo massimo di piegatura (α_c)	68.39°
Semiangolo dopo il ritorno elastico (β_f)	20.78°	Semiangolo dopo il ritorno elastico (α_f)	69.22°
Ritorno elastico ($\Delta\beta = \beta_c - \beta_f$)	0.83°	Ritorno elastico ($\Delta\alpha = \alpha_c - \alpha_f$)	-0.83°

In modo del tutto analogo a quanto fatto per la prova di riferimento con corsa 5 mm si riportano in figura 3.8 e 3.9, l'andamento della forza e del semiangolo in funzione della corsa del punzone.

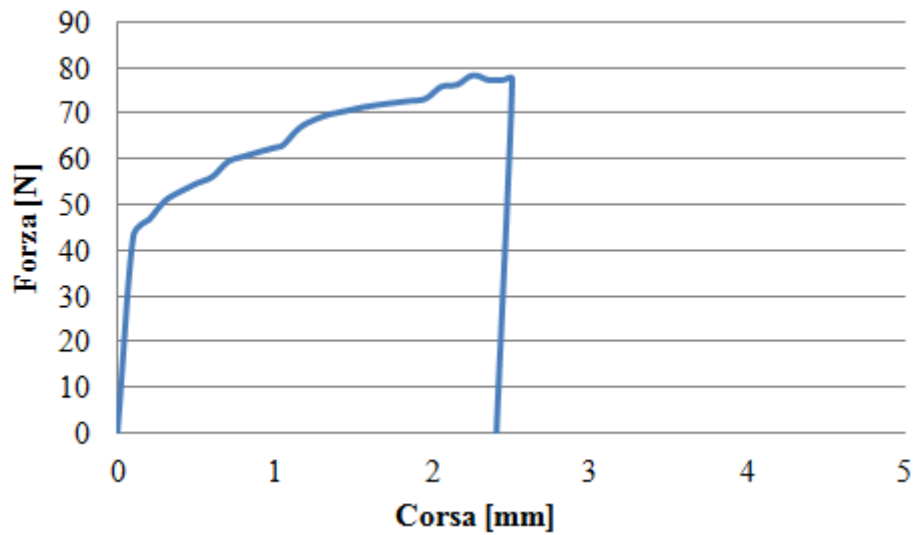


Figura 3.8: Andamento della forza in funzione della corsa del punzone nella prova di riferimento a corsa dimezzata.

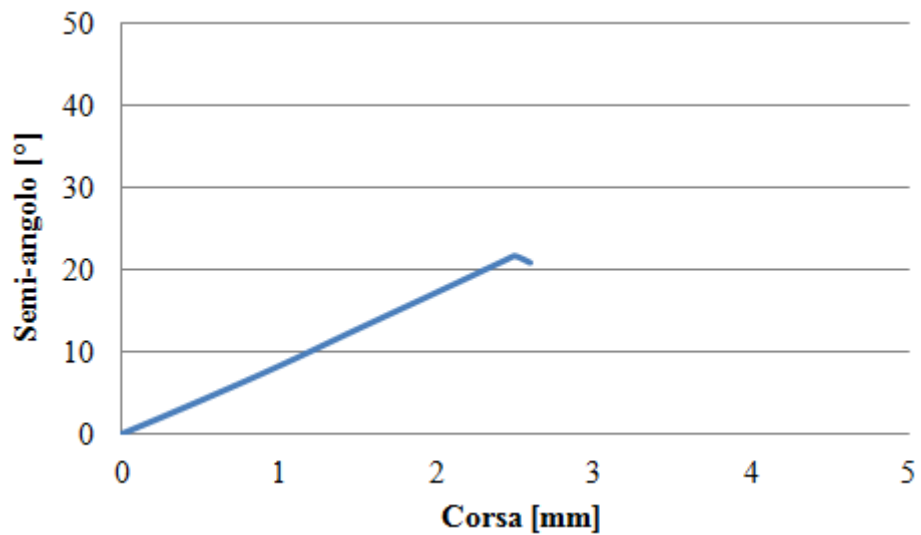


Figura 3.9: Andamento del semi-angolo in funzione della corsa del punzone nella prova di riferimento a corsa dimezzata.

È possibile osservare che i tratti caratteristici evidenziati per la simulazione di riferimento con corsa 5 mm sono chiaramente riscontrabili nella simulazione con corsa dimezzata. Sono state acquisite le immagini, visualizzate dal post-processor di *Deform*, in cui si può osservare la configurazione assunta dalla lamiera per i diversi valori della corsa del punzone (fig. 3.10).

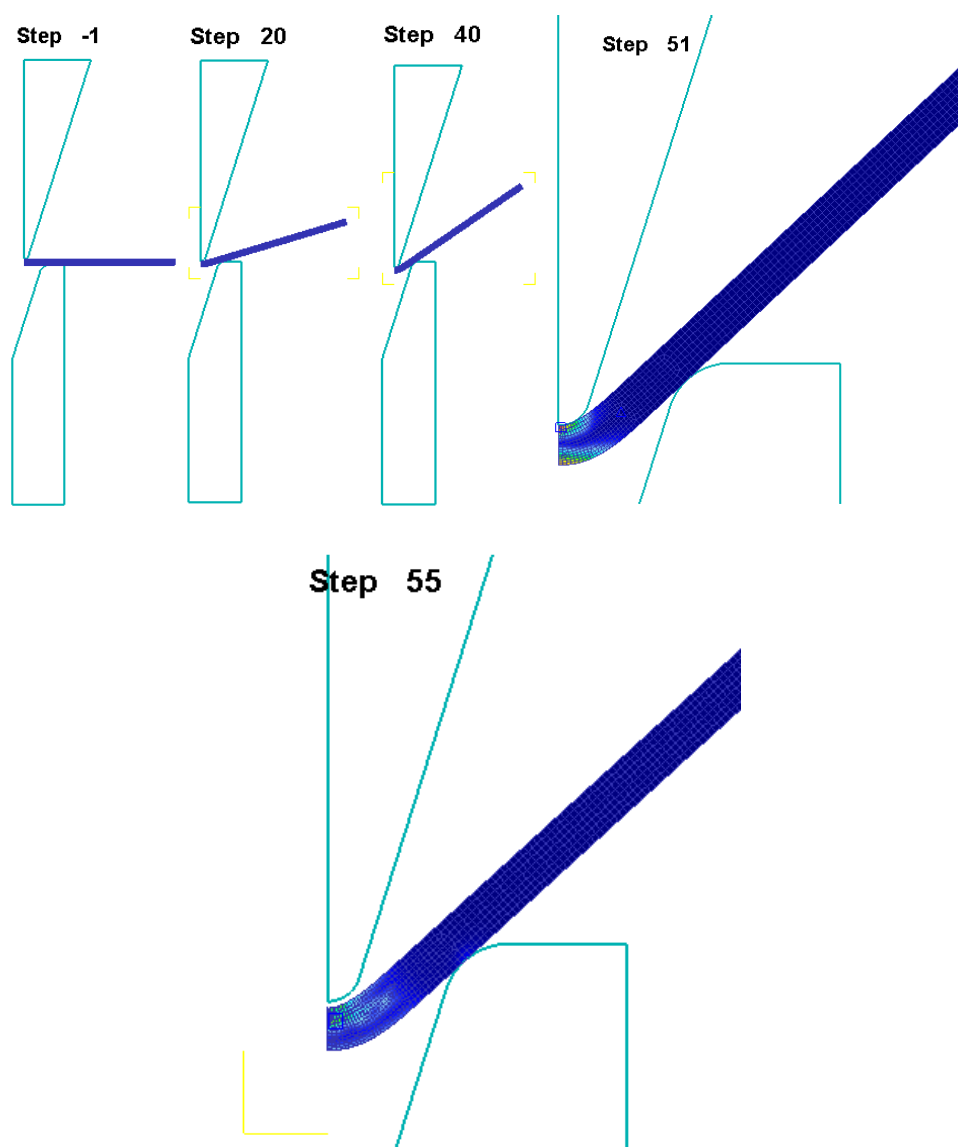


Figura 3.10. Configurazioni della lamiera per diversi valori della corsa del punzone.

3.6 Variazione di un parametro

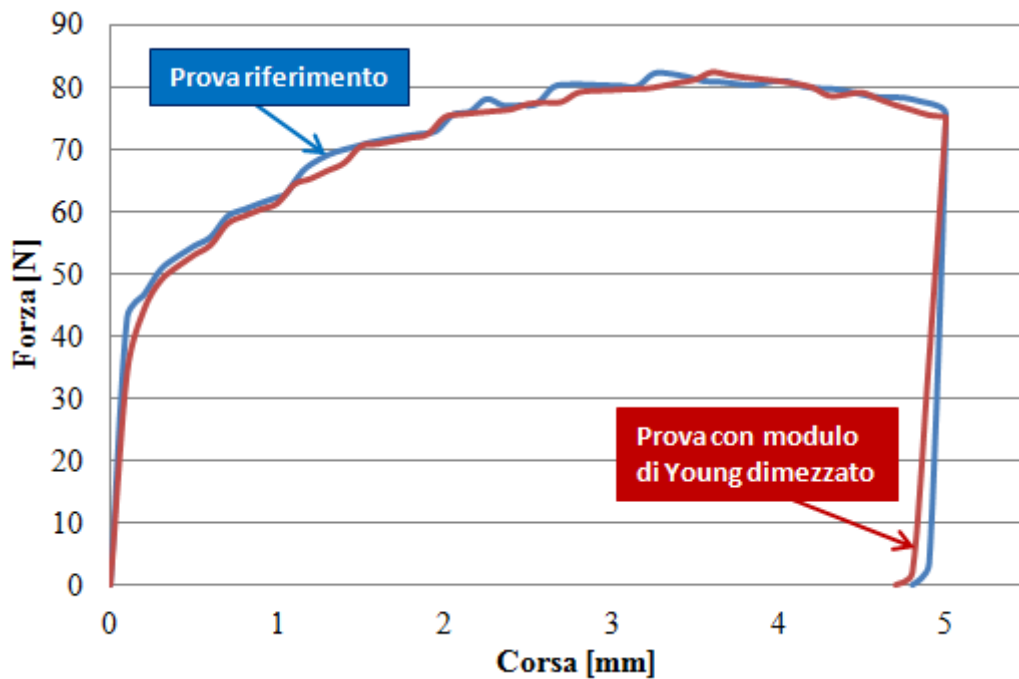
3.6.1 Modulo di Young

Le simulazioni con modulo di Young modificato rispetto a quello fissato nella prova di riferimento sono state effettuate sia con una corsa imposta di 5 mm che con corsa pari a 2.5 mm. Inizialmente il modulo di elasticità tangenziale è pari a 205000 MPa, in questo caso si è deciso di imporre un valore pari a 102500 MPa. Per quanto riguarda la simulazione con corsa a 5 mm e a 2.5 mm, si sono ottenuti i risultati riportati in tabella 3.7.

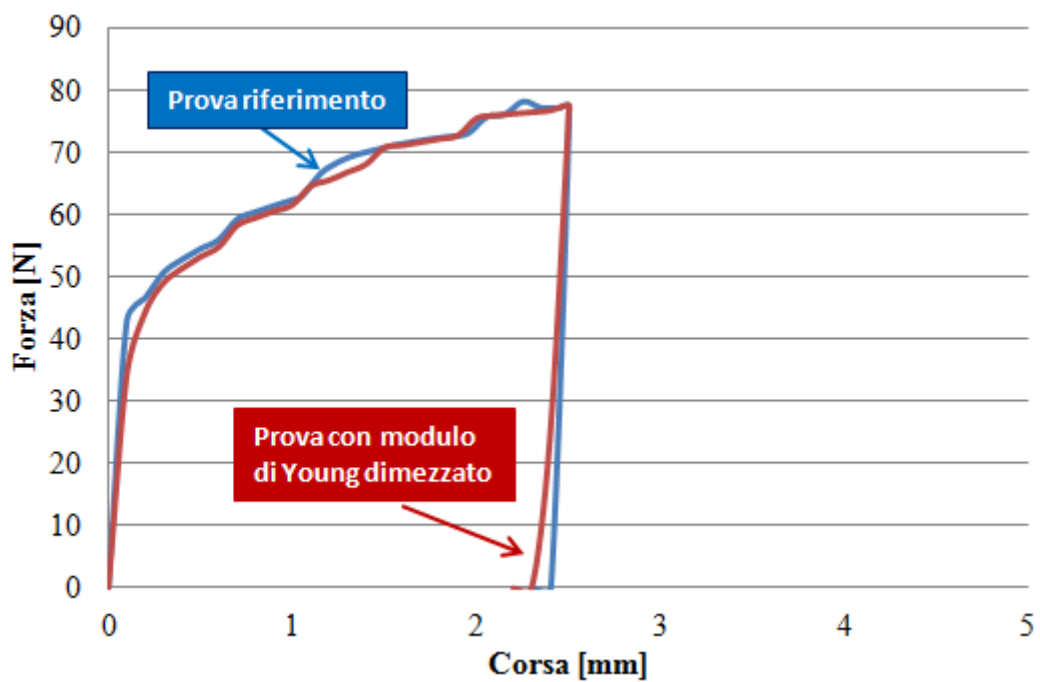
Tabella 3.7: Parametri mantenuti costanti per tutte le simulazioni

Descrizione	Valori corsa 5 mm	Valori corsa 2.5 mm
β_c	43.83°	21.67°
β_f	41.45°	21.08°
$\Delta\beta=\beta_c-\beta_f$	1.5°	0.59°

In prima analisi si può evidenziare come dimezzando il valore del modulo di Young si ottenga, un ritorno elastico all'incirca doppio rispetto alla simulazione di riferimento con corsa da 5 mm. La suddetta valutazione è osservabile nelle figure 3.11 e 3.12.



(a)



(b)

Figura 3.11: Confronto dell'andamento della forza in funzione della corsa del punzone tra le prove di riferimento e quelle con modulo di Young dimezzato rispettivamente con corsa (a) 5 mm e (b) 2.5 mm.

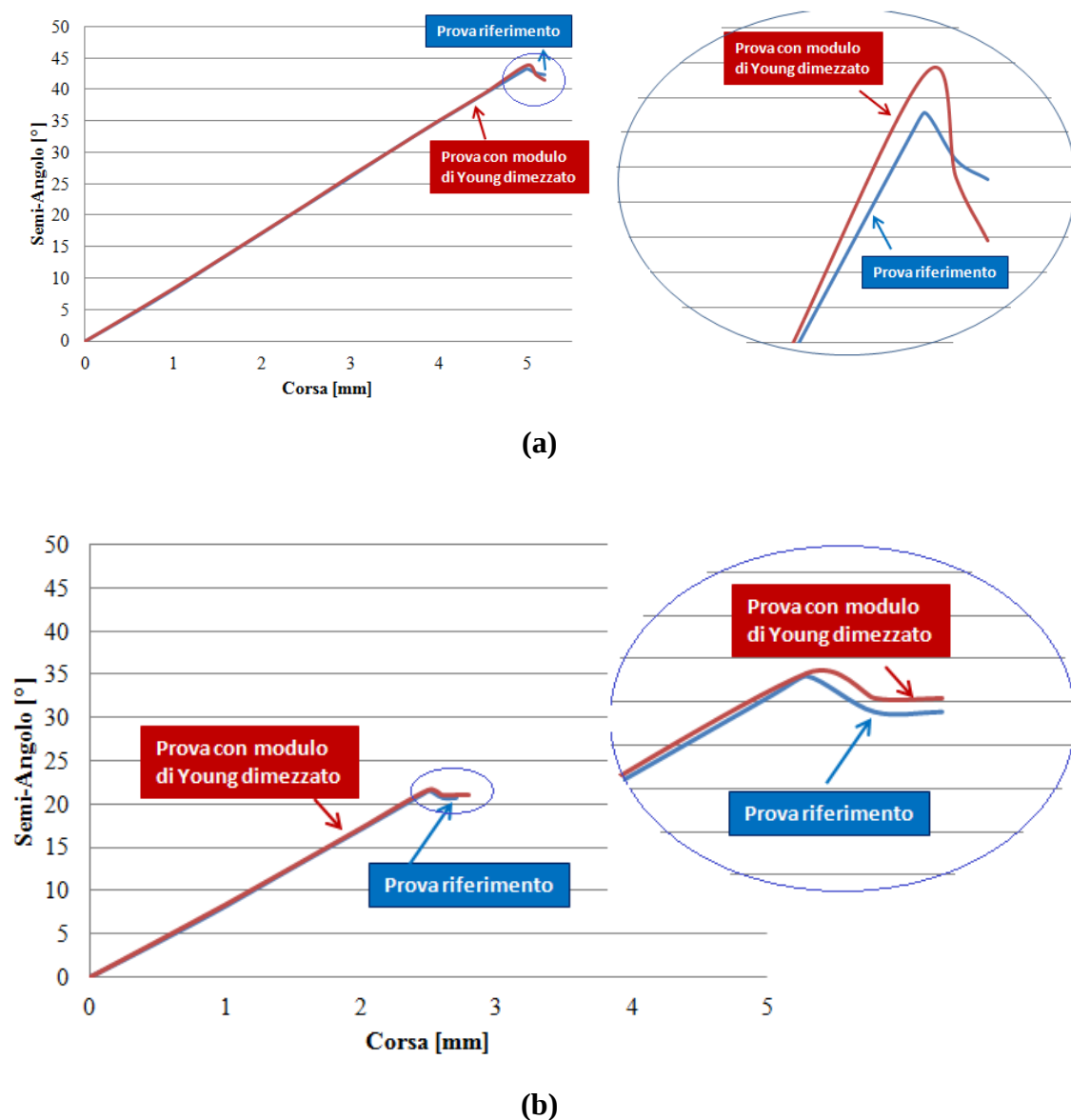


Figura 3.12: Confronto dell'andamento del semiangolo in funzione della corsa del punzone tra le prove di riferimento e quelle con modulo di Young dimezzato rispettivamente con corsa (a) 5 mm e (b) 2.5 mm.

Attraverso un'analisi delle curve rappresentate nelle figure 3.12, si può notare che dimezzando il modulo di elasticità tangenziale (E), la pendenza del tratto elastico iniziale e del ritorno elastico finale, risulta essere ridotta rispetto a quella di riferimento. Inoltre una variazione dei tratti elastici non corrisponde un'analoga variazione della zona centrale del diagramma.

3.6.2 Carico di snervamento

La scelta di variare il carico di snervamento ha comportato una sostanziale modifica sulle caratteristiche meccaniche del materiale. Per ottenere quanto voluto è stato necessario modificare opportunamente i parametri della legge che caratterizza il comportamento del materiale in campo plastico (legge di Ludwik).

Il carico di snervamento per la prova di riferimento aveva come valori imposti k pari a 560 MPa e σ_0 pari a 150 MPa.

In tabella 3.8 si riportano i valori utilizzati per le nuove simulazioni.

Tabella 3.8: Differenti valori di carico di snervamento

Descrizione	Snervamento dimezzato	Snervamento raddoppiato
k	280	1120
σ_0	75	300

In modo del tutto analogo a quanto fatto per la variazione del modulo di Young le simulazioni sono state eseguite imponendo alla corsa del punzone per 5 mm e 2.5 mm. Nella tabella 3.9 sono riportati i risultati ottenuti nelle simulazioni a corsa imposta pari a 5 mm.

Tabella 3.9: Variazione del carico di snervamento con corsa imposta di 5 mm.

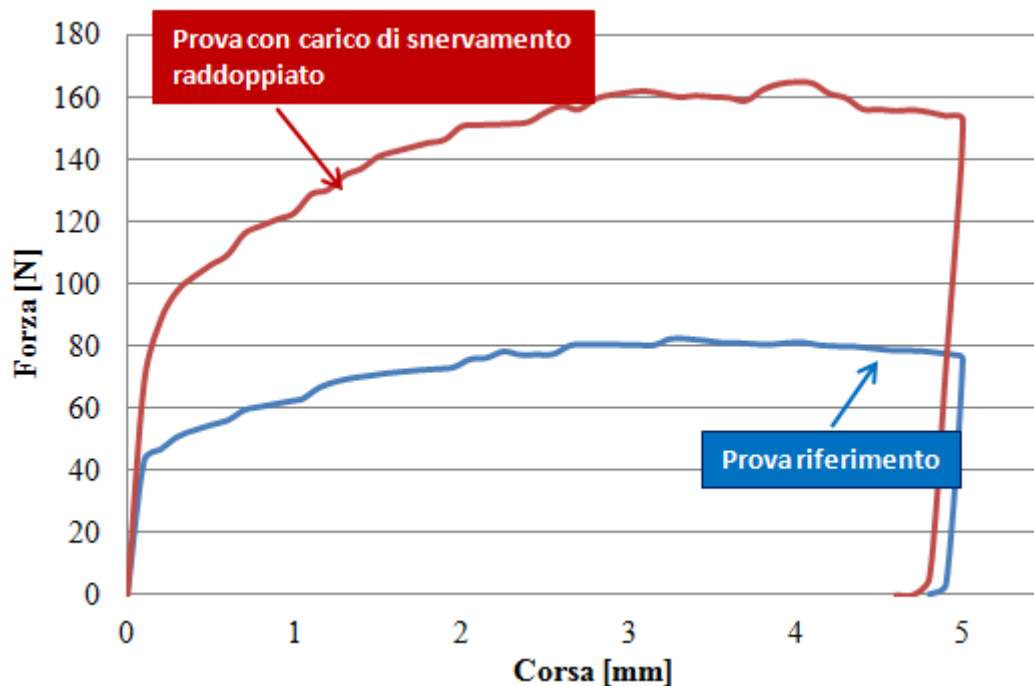
Descrizione	Snervamento dimezzato	Snervamento raddoppiato
β_c	43.201°	43.36°
β_f	42.76°	41.58°
$\Delta\beta = \beta_c - \beta_f$	0.44°	1.78°

La tabella 3.10 riporta invece i risultati ottenuti variando in ugual modo gli stessi parametri, ma imponendo una corsa del punzone di 2.5 mm.

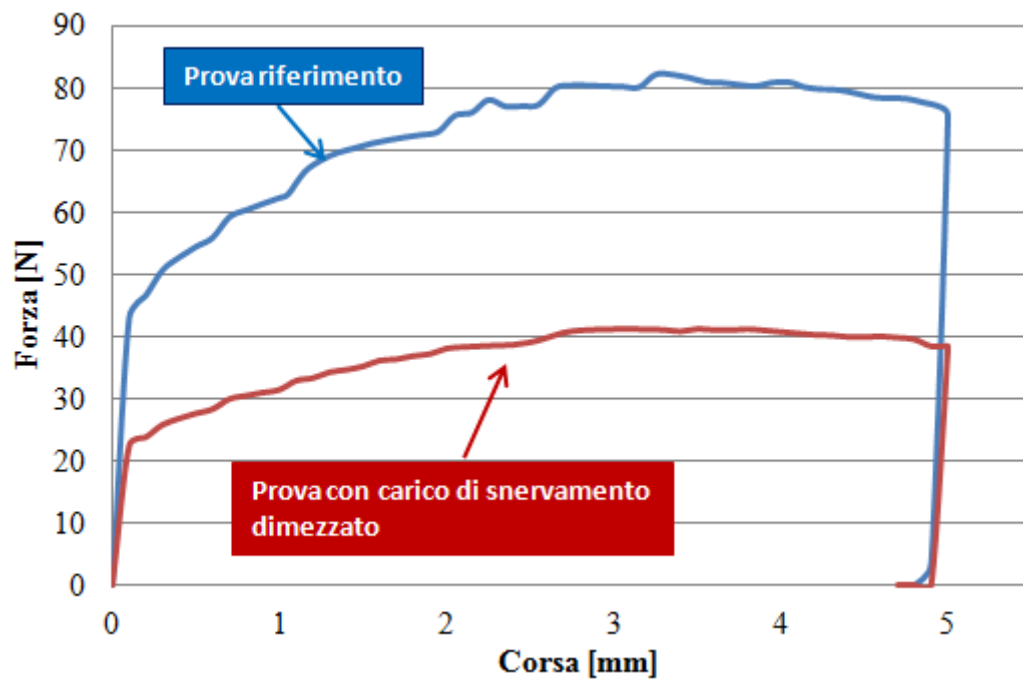
Tabella 3.10: Variazione del carico di snervamento con corsa imposta di 2.5 mm.

Descrizione	Snervamento dimezzato	Snervamento raddoppiato
β_c	21.51°	21.67°
β_f	21.10°	20.04°
$\Delta\beta = \beta_c - \beta_f$	0.41°	1.63°

Dall'analisi dei dati si è giunti alla conclusione che il ritorno elastico varia in modo direttamente proporzionale alla variazione del carico di snervamento rispetto alla prova di riferimento. Quanto detto è stato osservato indipendentemente dal valore della corsa imposta. Osservando la figura 3.13 forza-corsa per le prove prese in esame è possibile notare che, a differenza del caso con variazione del modulo di Young, i tratti elastici non presentano variazioni della pendenza; è altresì possibile osservare un innalzamento e un abbassamento della parte centrale della curva, a seconda che il carico di snervamento venga dimezzato o raddoppiato rispetto a quello di riferimento. Tali considerazioni vengono dimostrate in figura 3.14.

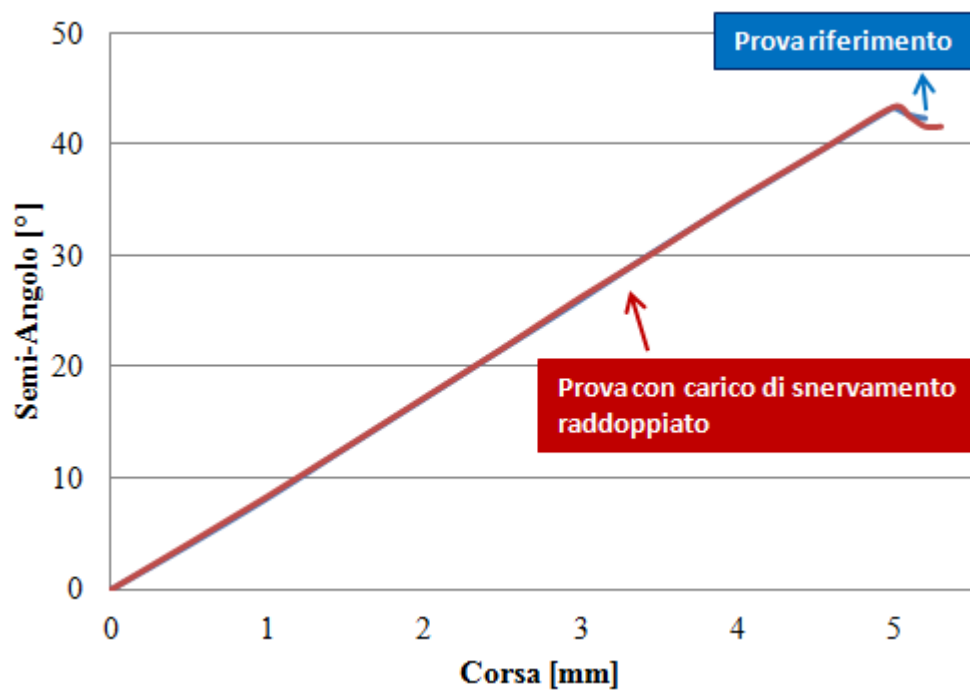


(a)

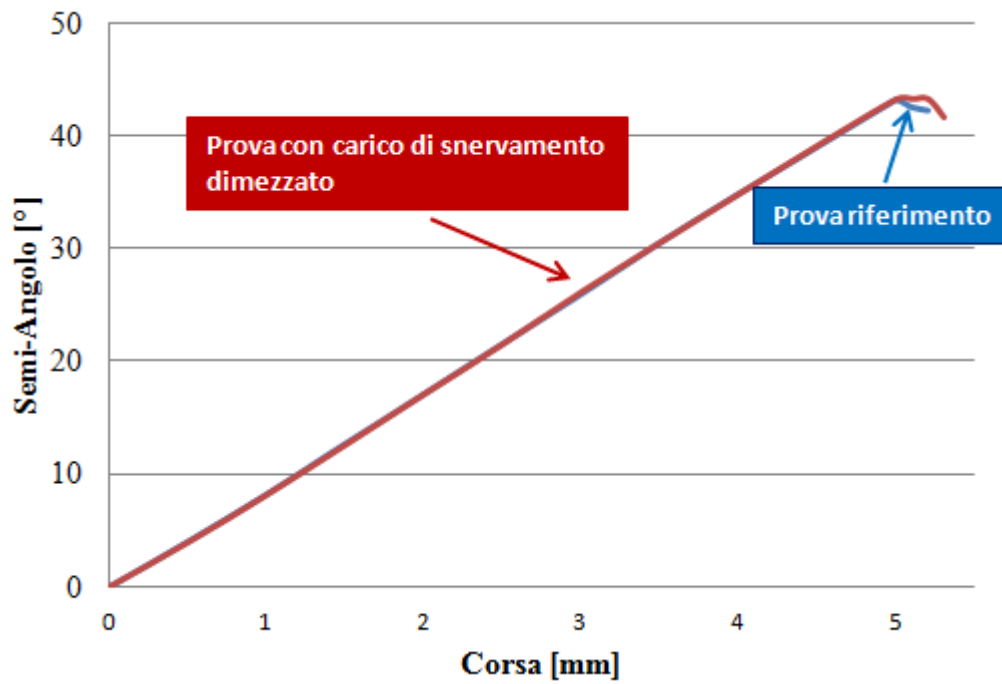


(b)

Figura 3.13: Confronto dell'andamento della forza in funzione della corsa di 5 mm tra le simulazioni di riferimento e quelle con carico di snervamento raddoppiato (a) e dimezzato (b)

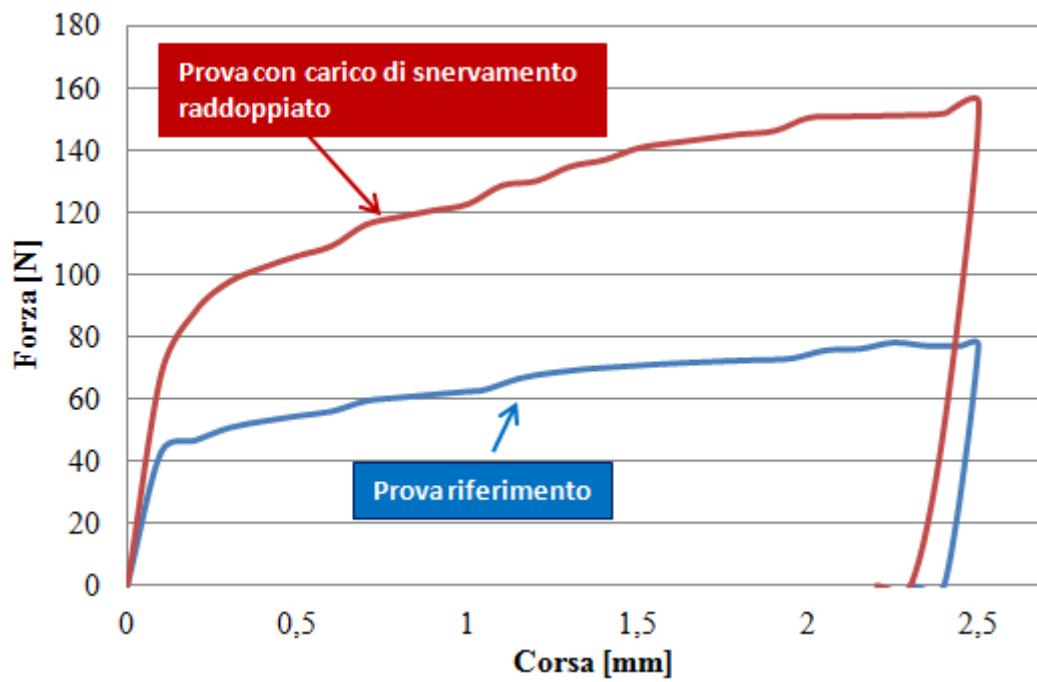


(a)

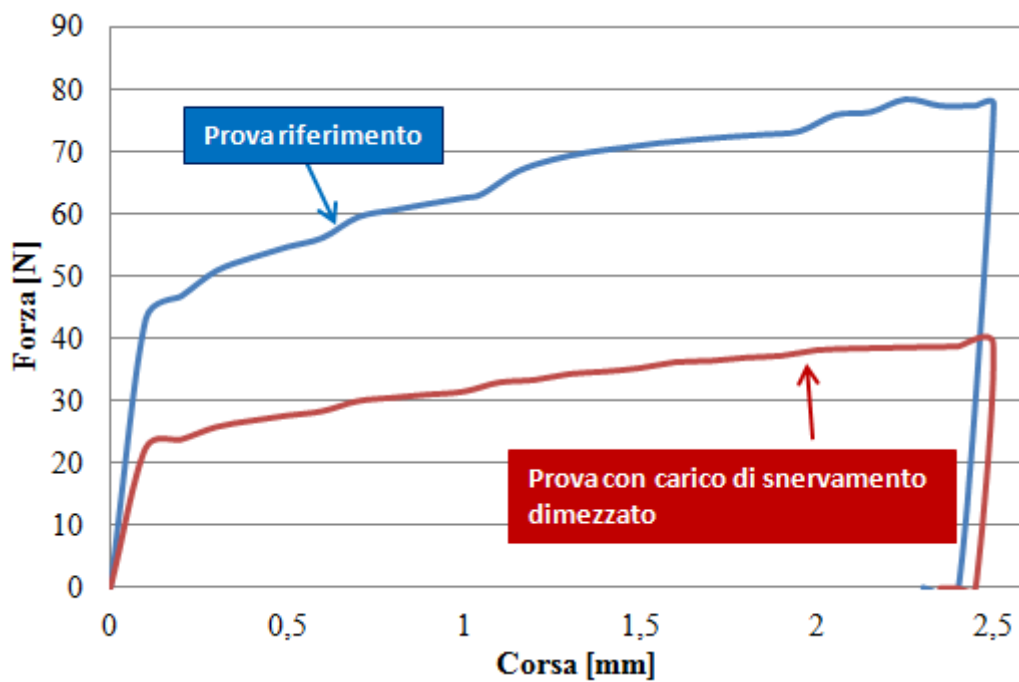


(b)

Figura 3.14: Confronto dell'andamento del semiangolo in funzione della corsa 5 mm tra le simulazioni di riferimento e quelle con carico di snervamento raddoppiato (a) e dimezzato (b)

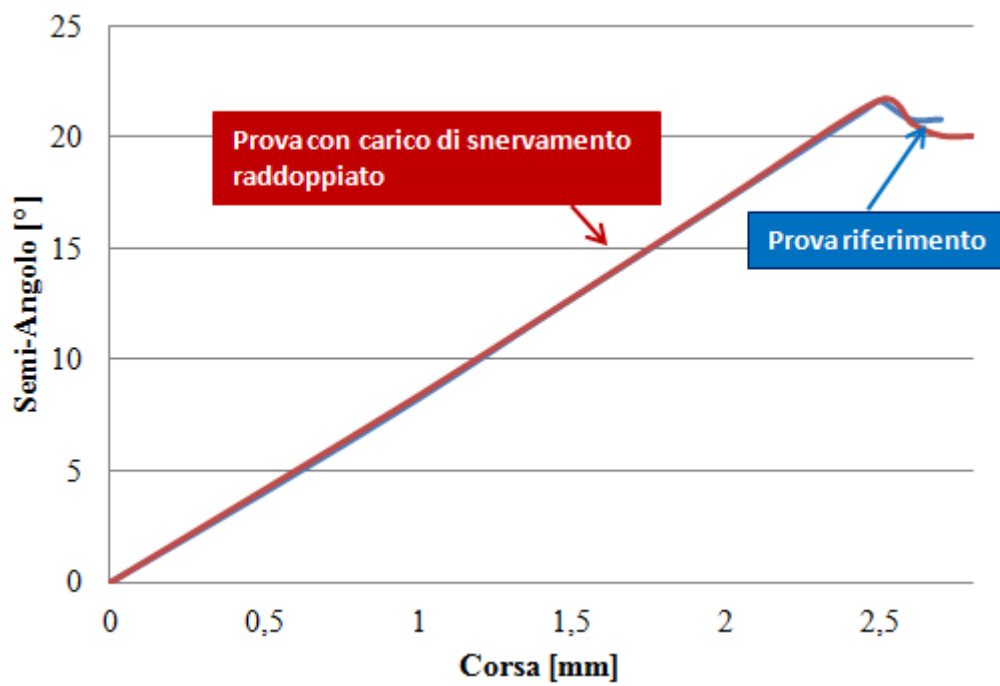


(a)

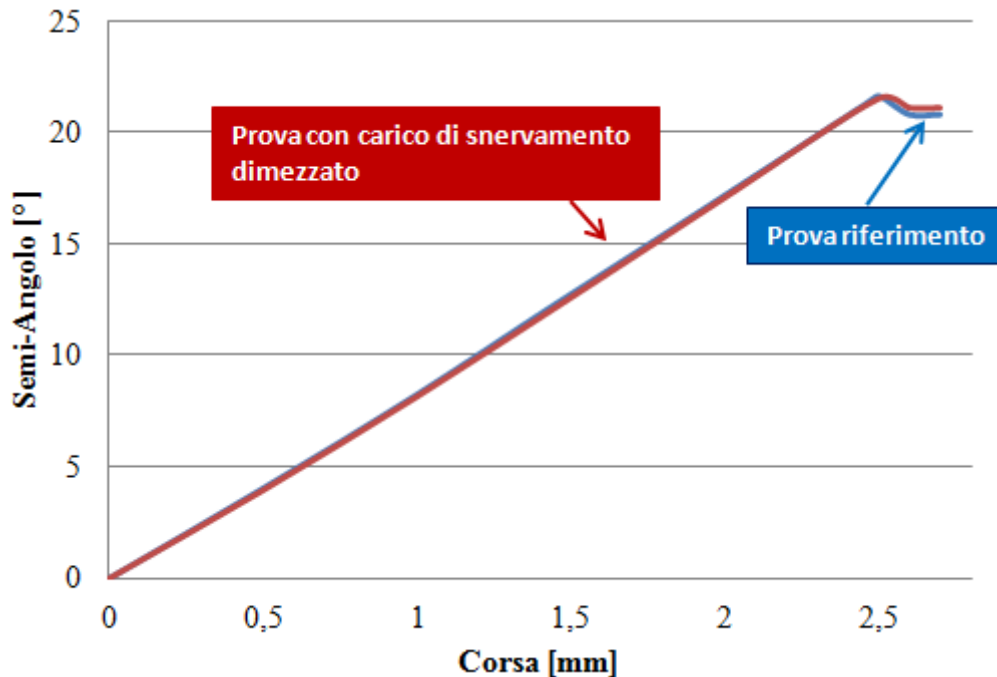


(b)

Figura 3.15: Confronto dell'andamento della forza in funzione della corsa di 2,5 mm tra le simulazioni di riferimento e quelle con carico di snervamento raddoppiato (a) e dimezzato (b)



(a)



(b)

Figura 3.16: Confronto dell'andamento del semiangolo in funzione della corsa 2.5 mm tra le simulazioni di riferimento e quelle con carico di snervamento raddoppiato (a) e dimezzato (b)

3.6.2 Variazione di due parametri

Il passo successivo dell'analisi numerica del processo di piegatura della lamiera, è stato la variazione contemporanea del modulo di Young e del carico di snervamento. L'interesse è stato concentrato sulla verifica dell'ipotesi secondo la quale, mantenendo costante il rapporto tra il carico di snervamento e il modulo di Young, i valori delle grandezze di interesse rimangono invariate rispetto alla prova di riferimento.

Le modifiche apportate, rispetto ai valori di riferimento, sono state:

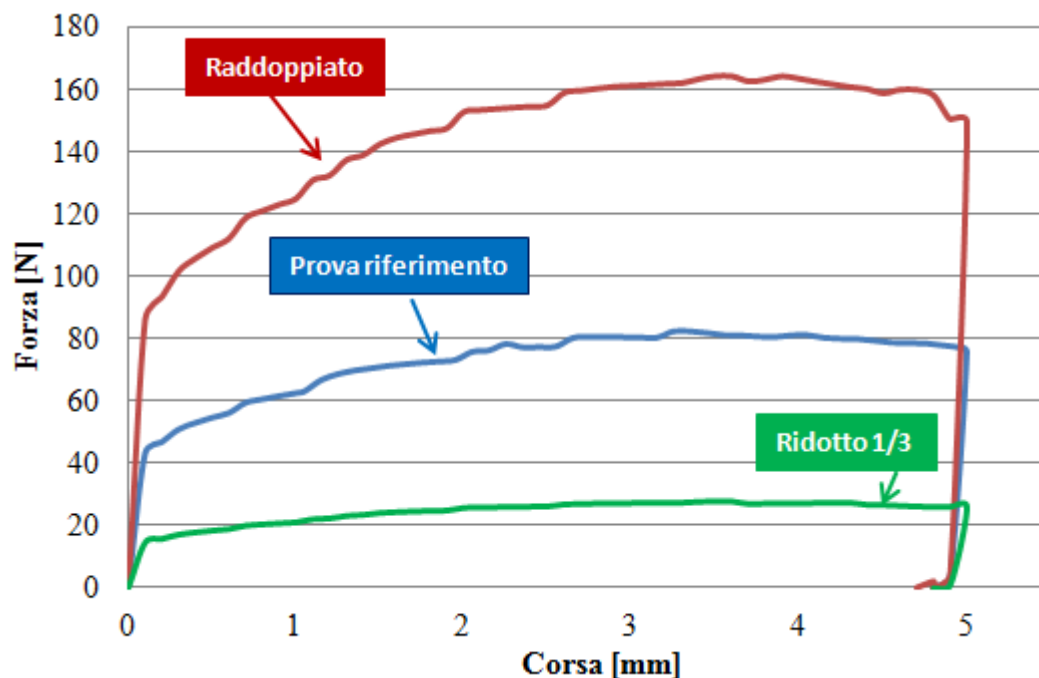
- raddoppio del modulo di Young e del carico di snervamento;
- riduzione ad un terzo del modulo di Young e del carico di snervamento.

I risultati ottenuti, per entrambe le simulazioni, sono stati riportati nella tabella 3.11.

Tabella 3.11: Andamento delle grandezze d'interesse, per le simulazioni con modulo di Young e carico di snervamento, raddoppiati e ridotti ad un terzo.

Descrizione	Modulo di Young Snervamento dimezzato	Modulo di Young Snervamento aumentato
β_c	43.28°	43.36°
β_f	42.33°	42.43°
$\Delta\beta = \beta_c - \beta_f$	0.95°	0.93°

Dalle figure 3.17 e 3.18, si dimostra che l'ipotesi valutata in precedenza risulta essere verificata, infatti le curve semiangolo-corsa delle simulazioni in questione si sovrappongono perfettamente con quelle della prova di riferimento, mentre per quanto riguarda le curve forza-corsa si ottengono risultati che rispettano le osservazioni fatte per i casi di singola variazione dei parametri.



(a)

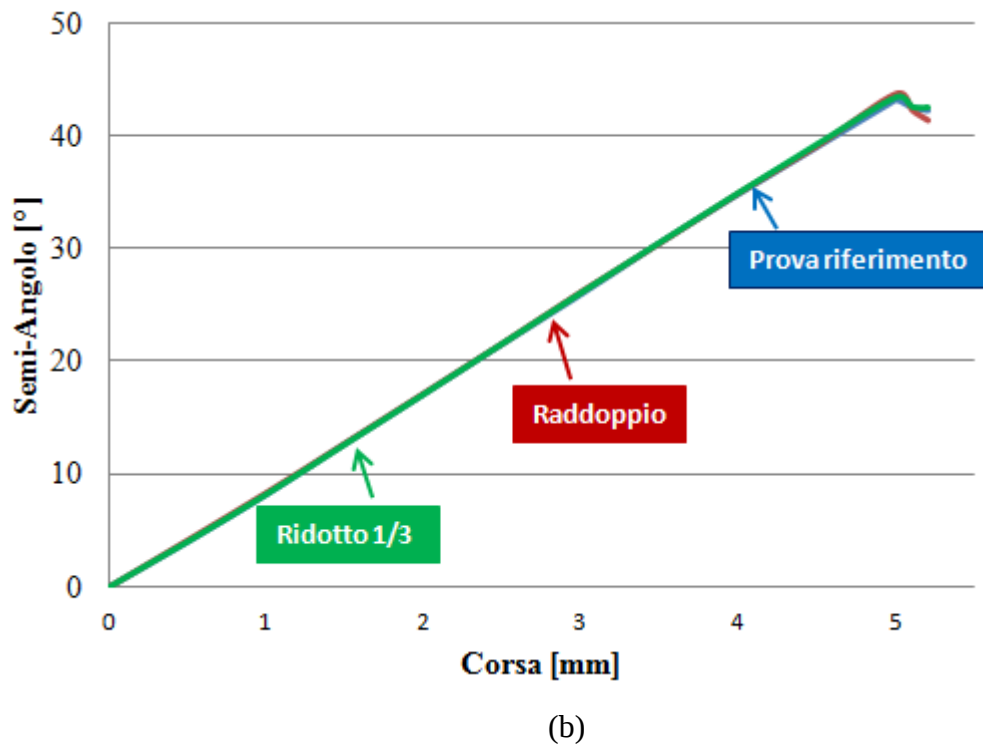
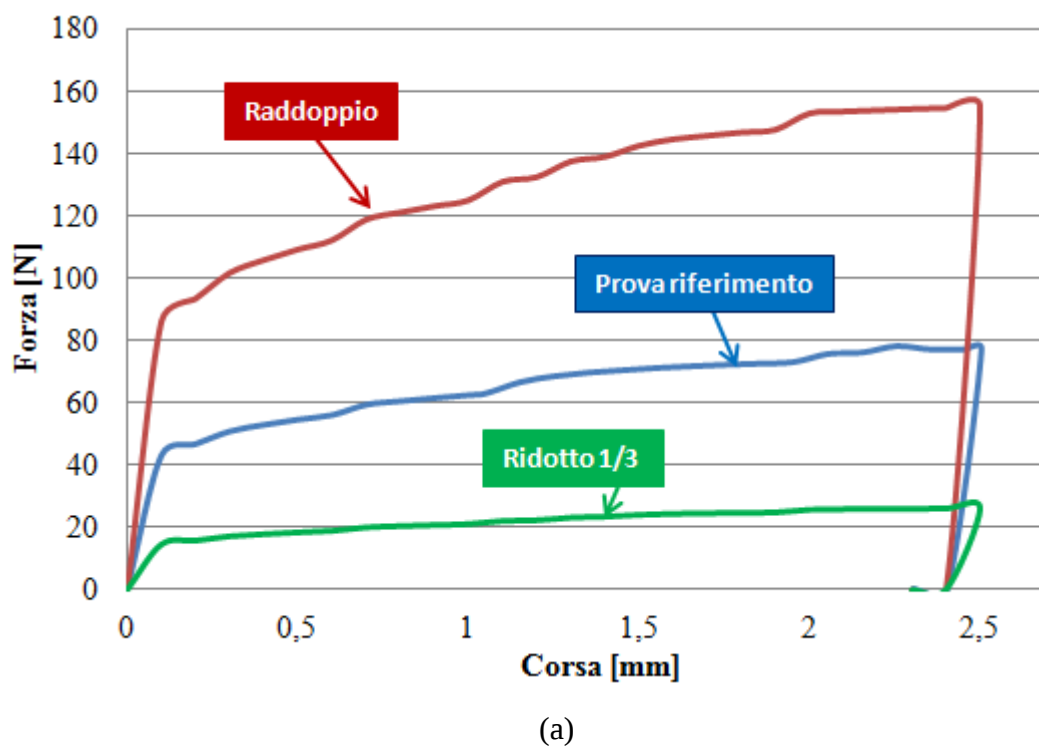
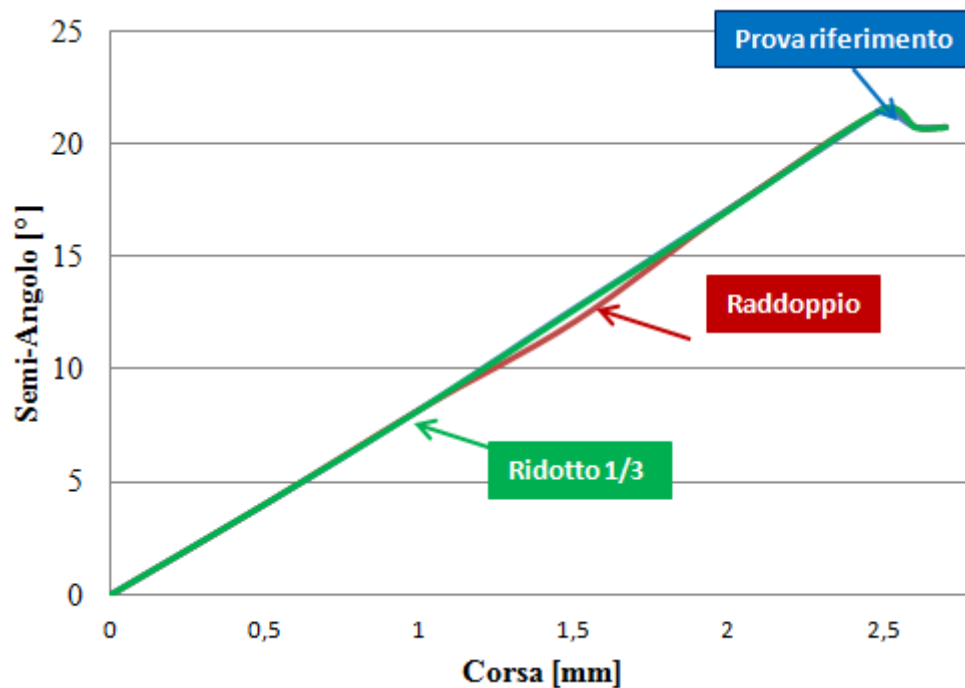


Figura 3.17: (a) Confronto dell'andamento della forza in funzione della corsa 5 mm con carico di snervamento e modulo di Young ridotti ad un terzo e raddoppiati (b) Semi-angolo in funzione della corsa





(b)

Figura 3.18: (a) Confronto dell'andamento della forza in funzione della corsa 2.5 mm con carico di snervamento e modulo di Young ridotti ad un terzo e raddoppiati (b) Semi-angolo in funzione della corsa

Quello che emerge dalle simulazioni svolte è che la corsa del punzone non incide in modo apprezzabile sul ritorno elastico. Si può inoltre osservare che i valori della forza esercitata durante il processo di piegatura non subiscono variazioni modificando il valore finale della corsa del punzone. Da un confronto tra le simulazioni eseguite variando un solo parametro e quelle di riferimento, alla corsa di 5 mm e di 2.5 mm, è possibile sottolineare il medesimo comportamento del ritorno elastico ($\beta-\beta'$). Tali osservazioni sono riscontrabili nelle tabelle 3.12 e 3.13.

Tabella 3.12: Risultati delle prove con variazione di un solo parametro e corsa finale di 5 mm.

Descrizione	β	β'	$\beta - \beta'$
Riferimento	43.28°	42.33°	0.95°
Modulo Young Dimezzato	43.83°	41.45°	1.5°
Carico di Snervamento doppio	43.36°	41.58°	1.78°
Carico di Snervamento dimezzato	43.201°	42.76°	0.44°

Tabella 3.13: Risultati delle prove con variazione di un solo parametro e corsa finale di 2.5 mm.

Descrizione	β	β'	$\beta - \beta'$
Riferimento	21.61	20.78	0.83
Modulo Young Dimezzato	21.67	21.08	0.59
Carico di Snervamento doppio	21.67	20.04	1.63
Carico di Snervamento dimezzato	21.51	21.10	0.41

Si riscontra un cambiamento della pendenza del tratto elastico, iniziale e finale della curva forza-corsa, direttamente proporzionale alla variazione imposta al modulo di Young. La variazione di E non influenza i valori della forza al di fuori del campo elastico. Per arrivare a tale conclusione si sono confrontati i valori della forza ottenuti imponendo una corsa di 0.2, 1 e 2 mm, nella prova di riferimento e in quella con modulo di Young dimezzato. Nella tabella 3.14 si riportano i valori.

Tabella 3.14: Valori delle forze (N) in corrispondenza dei tre valori di corsa.

	0.2 mm	1 mm	2 mm
Riferimento (γ)	46.61	62.4	75.65
Modulo di Young dimezzato (δ)	44.17	61.38	75.22

Su questi valori sono state eseguite delle semplici relazioni che sono riportate in tabella 3.15.

Tabella 3.15: Risultati delle operazioni svolte sui valori della forza la corsa di 0.2, 1 e 2 mm.

	0.2 mm	1 mm	2 mm
$\gamma - \delta$	2.44	1.02	0.43
δ / γ	0.95	0.98	0.99
$((\gamma - \delta) / \gamma) * 100$	5.23	1.63	0.56

Come è possibile osservare dalla tabella 3.15 il rapporto tra le forze nelle due simulazioni è circa unitario, ciò conferma che per quanto riguarda la forza nella zona centrale del diagramma, la variazione del modulo di Young non causa variazioni significative. Tale assunzione è confermata dagli scostamenti percentuali ottenuti tramite la differenza tra le stesse forze; questi vanno dal 5.23 % alla corsa di 0.2 mm fino al 0.56 % ottenuto alla corsa di 2 mm.

Il carico di snervamento influenza allo stesso modo il ritorno elastico e l'entità delle forze di piegatura. Si è potuto constatare che una modifica del valore di tale parametro comporta una variazione analoga sulle grandezze d'interesse. Nella tabella 3.16 si può osservare che raddoppiando il carico di snervamento, rispetto al valore imposto nella prova di riferimento, raddoppia anche il ritorno elastico.

Tabella 3.16: Valori delle forze (N) in corrispondenza dei tre valori di corsa.

	0.2 mm	1 mm	2 mm
Riferimento (γ)	46.61	62.4	75.65
Carico di snervamento raddoppio (ϕ)	106.10	122.76	150.57
Carico di snervamento dimezzato (ρ)	23.79	31.44	38.07

Tabella 3.17: Risultati delle operazioni svolte sui valori della forza la corsa di 0.2, 1 e 2 mm.

	0.2 mm	1 mm	2 mm
$\gamma - \phi$	- 59.49	- 60.36	- 74.92
δ / ϕ	2.28	1.97	1.99
$((\gamma - \phi) / \gamma) * 100$	127.63	96.73	99

Utilizzando i valori contenuti nella tabella 3.18 sono stati ripetuti i confronti per mezzo del rapporto e della differenza delle forze alla stessa corsa. Per quanto riguarda il primo confronto, tra prova di riferimento e prova con carico di snervamento raddoppiato, sono state definite le seguenti operazioni:

Tabella 3.18: Risultati del confronto tra la prova di riferimento e quella con carico di snervamento dimezzato.

	0.2 mm	1 mm	2 mm
$\gamma - \rho$	22.82	30.96	37.58
δ / ρ	0.51	0.50	0.50
$((\gamma - \rho) / \gamma) * 100$	48.96	49.61	49.67

Dalle tabelle 4.17 e 4.18 è possibile trovare conferma a quanto precedentemente affermato a proposito del legame tra la variazione del carico di snervamento e quella della forza di piegatura. Dall'analisi degli scostamenti percentuali delle forze si giunge ad un'ulteriore conferma di quanto sostenuto, in quanto nel caso di raddoppio del carico di snervamento si ha uno scostamento positivo del 100 % circa (rispetto alla prova di riferimento), mentre nell'altro caso ho uno scostamento negativo del 50 % circa.

Dopo aver analizzato l'effetto dei singoli parametri sulle grandezze d'interesse si è studiata la variazione contemporanea di questi parametri. La valutazione dei risultati forniti dalle simulazioni in questione, quella con carico di snervamento e modulo di Young doppi e quella con gli stessi parametri ridotti a un terzo, ha portato alla conclusione che, mantenendo costante il rapporto tra il carico di snervamento e il modulo di Young, il valore del ritorno elastico non varia in modo apprezzabile rispetto alla prova di riferimento. Nella tabella 3.19 è possibile avere un riscontro numerico di questa tesi.

Tabella 3.19: Risultati delle prove con variazione di due parametri.

	α	α'	$(\alpha' - \alpha) \equiv \Delta$ Angolo
Riferimento	43.28	42.33	0.95
Modulo di Young e carico di Snervamento	43.28	42.33	0.95

doppi			
Modulo di Young e carico di Snervamento ridotti ad un terzo	43.36	42.47	0.89

L'andamento della forza di piegatura rispetta le osservazioni fatte in precedenza e riguardo all'influenza dei singoli parametri sulla forza stessa. L'analisi di questo caso ha permesso di evidenziare ulteriormente la scarsa incidenza del modulo di elasticità tangenziale nella determinazione della forza nella zona centrale. Confrontando i risultati riportati nella tabella 3.19 (prova con il carico di snervamento raddoppiato) con quelli nella tabella 3.20 (prova con modulo di Young e carico di snervamento raddoppiati) si può osservare che, nonostante il raddoppio del modulo di Young nel secondo caso, non si registrano sostanziali variazioni tra una prova e l'altra.

Tabella 3.20: Risultati del confronto tra la prova di riferimento e quella con carico di snervamento e modulo di Young raddoppiati.

	0.2 mm	1 mm	2 mm
$\gamma - \rho$	- 46.62	- 62.34	-76.88
δ / ρ	2	2	2.02
$((\gamma - \rho) / \gamma) * 100$	100	100	101.63

Prendendo ora in considerazione il ritorno elastico del materiale sottoposto al processo di piegatura si è in grado, noto il valore del rapporto tra il carico di snervamento e il modulo di Young, di prevedere l'entità dello *spring back*. Questo trova validità, per lo studio fatto sulla lamiera con spessore pari a 2 mm, nell'ipotesi che il valore del coefficiente d'incrudimento venga mantenuto costante ($n = 0.3$) nelle prove eseguite. Allo scopo di considerare tutta la 'gamma' di materiali che generalmente possono essere

impiegati nel processo di piegatura, si è scelto di eseguire le prove attribuendo al rapporto tra il carico di snervamento e il modulo di Young, valori compresi nell'intervallo $0.3 \div 2$. Nella tabella 3.21 sono rappresentati i valori ottenuti nelle prove eseguite.

Tabella 3.21: Risultati ottenuti nelle simulazioni con variazione del rapporto tra carico di snervamento e modulo di Young.

	α	α	$\alpha - \alpha'$	$S = \frac{\sigma_{\text{SNERVAMENTO}}}{E}$
Prova con carico di snervamento ridotto ad un terzo	43.42	43.23	0.19	0.3
Prova con carico di snervamento dimezzato	43.20	42.74	0.46	0.5
Prova di riferimento	43.28	42.33	0.95	1
Prova con carico di snervamento triplicato e modulo di Young raddoppiato	43.32	41.93	1.39	1.5
Prova con modulo di Young dimezzato	43.24	41.46	1.78	2

Dalla precedente tabella è possibile ricavare l'andamento della variazione dell'angolo di piegatura in funzione del rapporto tra il carico di snervamento e il modulo di elasticità tangenziale. Interpolando la curva con una polinomiale del secondo ordine si ottiene l'equazione che permette di prevedere l'entità dello *spring back*. Questo passaggio è possibile con l'ausilio del solo diagramma forza-corsa, che permette di ricondursi alle

proprietà caratteristiche del materiale mediante il confronto con una prova di riferimento.

L'equazione 3.1 che si ottiene è :

$$\Delta Angolo = -0.1421 \cdot \frac{\sigma_s^2}{E} + 1.2488 \cdot \frac{\sigma_s}{E} - 0.154 \quad (\text{eq. 3.1})$$

In figura 3.19 è rappresentato l'andamento della curva ottenuta.

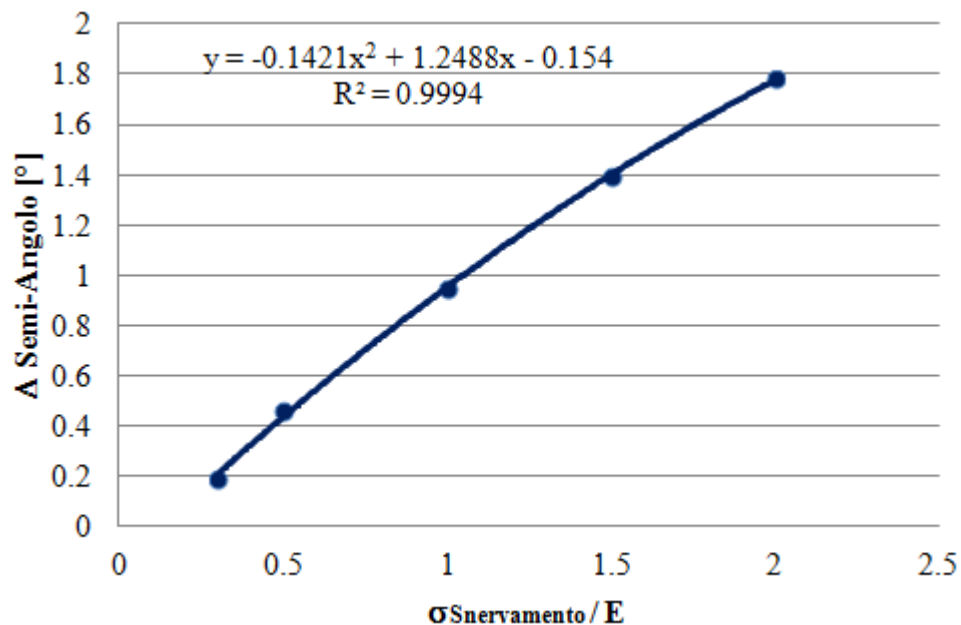
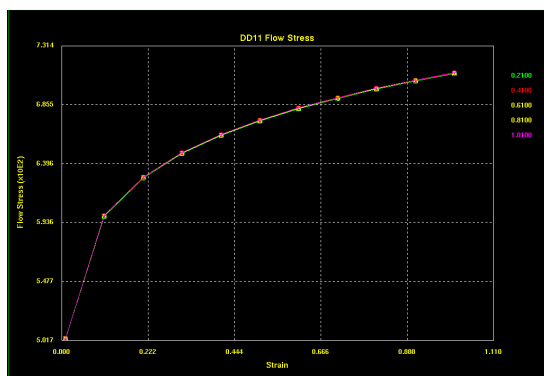


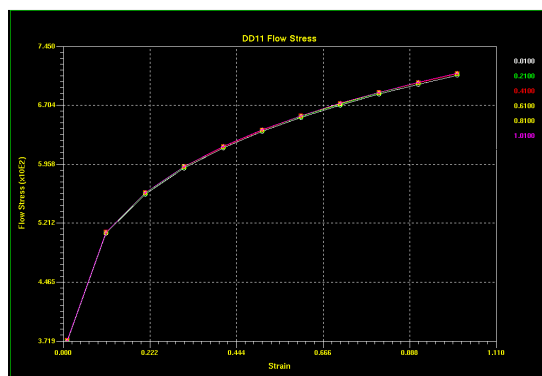
Figura 3.19: Andamento della variazione dell'angolo in funzione della variazione del rapporto $\frac{\sigma_s}{E}$

3.6.3 Coefficiente di incrudimento

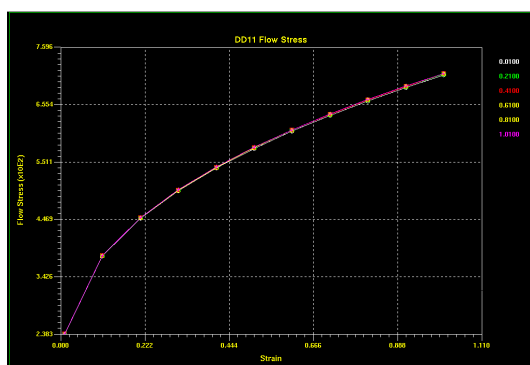
Le simulazioni con coefficiente di incrudimento modificato rispetto a quello fissato nella prova di riferimento sono state effettuate con un valore della corsa imposta pari a 5 mm. Nella definizione del materiale, era stato imposto un valore pari a $n = 0.3$. Si è scelto di variare tale valore tra $0.1 \div 0.5$ e di analizzare le eventuali variazioni delle grandezze di interesse. La legge di Ludwik con cui è stato caratterizzato il materiale DD11 è stata quindi modificata nel modo mostrato dalla figura 3.20.



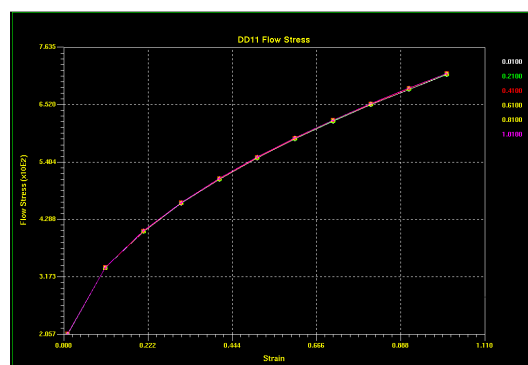
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 3.20: Curva rappresentativa della legge di Ludwik per coefficiente di incrudimento pari a 0.1 (a), 0.2 (b), 0.4 (c) e 0.5 (d).

In maniera analoga a quanto fatto in precedenza, sono stati ricavati i valori del ritorno elastico misurato sull'angolo di piegatura e sulla corsa del punzone. I risultati ottenuti sono rappresentati nella tabella 3.22.

Tabella 3.22: Andamento delle grandezze d'interesse al variare del coefficiente d'incrudimento.

	n = 0.1	n = 0.2	n = 0.4	n = 0.5
β_c	41.50	42.69	43.90	44.24
β_f	40.34	41.63	43.09	43.49
$\Delta\beta = \beta_c - \beta_f$	1.16	1.06	0.81	0.75

Dai valori indicati in tabella 3.22, si può affermare che al diminuire del coefficiente di incrudimento si assiste ad un aumento del ritorno elastico misurato sull'angolo di piegatura. E' altrettanto evidente che l'angolo massimo di piegatura diminuisce al diminuire del coefficiente d'incrudimento. Da questi dati si deduce che una variazione nel senso della riduzione del coefficiente d'incrudimento comporta una minor plasticizzazione del materiale, che si deforma di meno e presenta un ritorno elastico maggiore. Per una variazione opposta si ottiene analogamente un aumento della plasticizzazione del materiale e un minor ritorno elastico. I risultati ottenuti trovano conferma nell'effetto dell'incrudimento sui materiali; infatti, un maggior incrudimento porta alla generazione di un'ampia porzione di materiale dal comportamento rigido sotto il punzone; la presenza di tale zona comporta una parziale perdita delle proprietà elastiche e una distribuzione degli sforzi sulle parti contigue che rende più ampio l'angolo di piegatura.

Analizzando l'andamento della forza di piegatura esercitata dal punzone sulla lamiera, si è osservato che ad una diminuzione del coefficiente di incrudimento corrisponde un aumento della forza necessaria alla piegatura. Questa osservazione è in accordo con la maggior duttilità del materiale caratterizzato da un coefficiente di incrudimento minore. Le figure 3.22 e 3.23 mostrano i grafici rappresentativi della forza di piegatura e dell'angolo di piega in funzione della corsa del punzone.

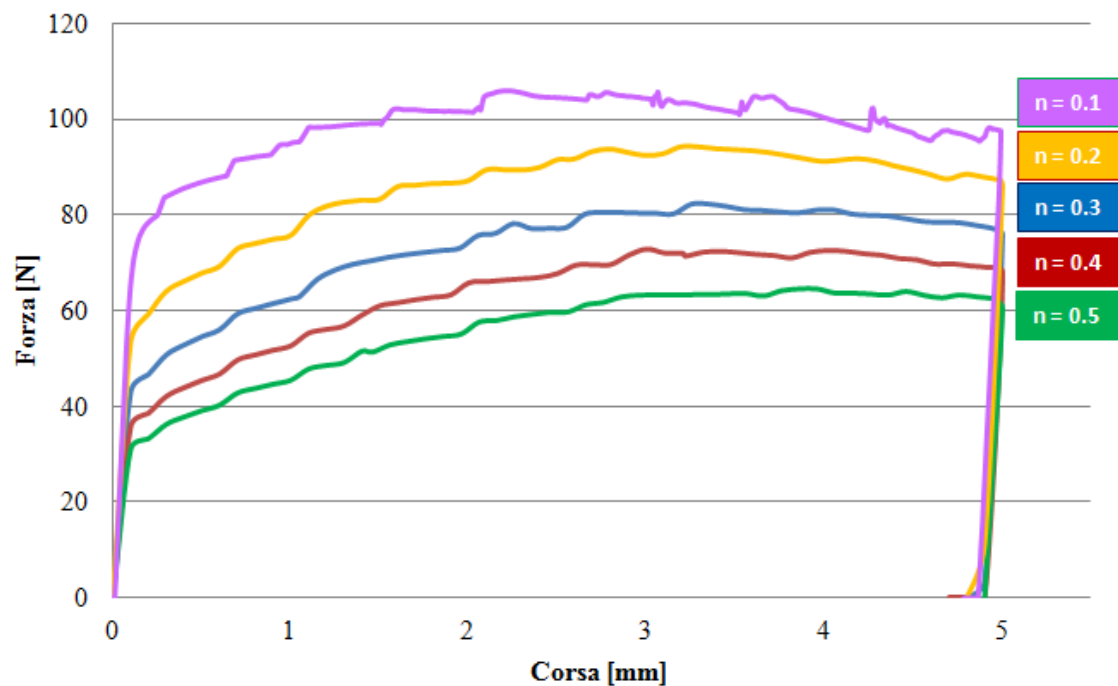


Figura 3.22: Andamento della forza di piegatura in funzione della corsa del punzone.

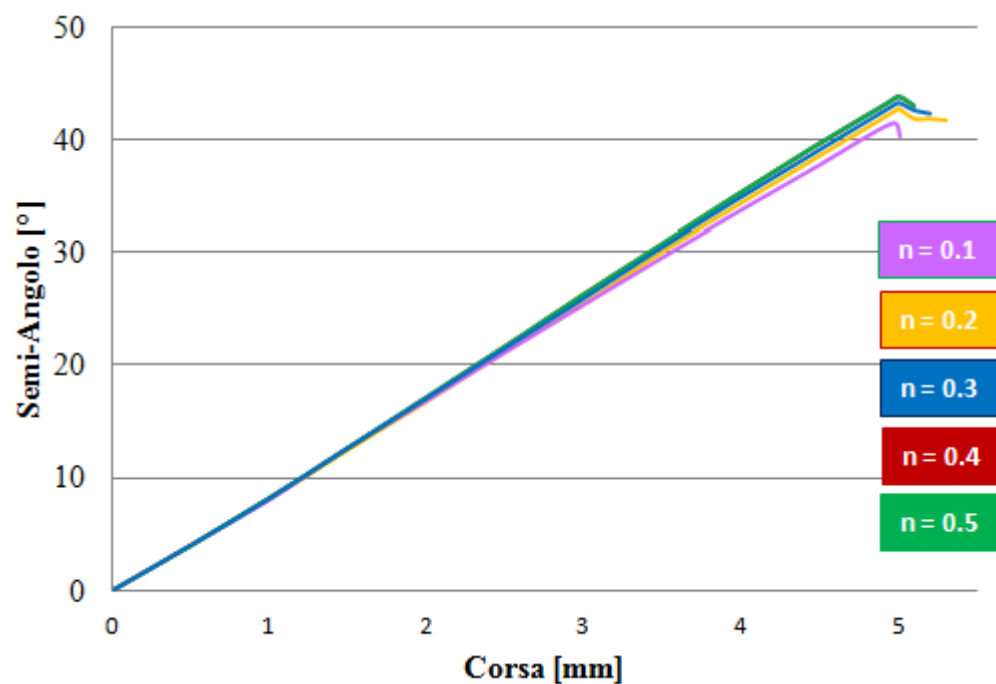


Figura 3.23: Andamento del semiangolo di piegatura in funzione della corsa del punzone.

A differenza dei casi trattati in precedenza, per la variazione del coefficiente di incrudimento è impossibile ottenere da una semplice osservazione dei risultati il legame

esistente tra la modifica del parametro e la variazione delle grandezze di interesse. Per questo motivo si sono analizzati i valori della forza in tre punti fissati di corsa del punzone, 0.2, 1 e 2 mm. Nelle tabelle 3.23, 3.24, 3.25 e 3.26 sono rappresentati i risultati effettuate sui valori della forza di piegatura:

Tabella 3.23: Risultati del confronto tra i valori delle forze nella prova di riferimento e in quella con coefficiente d'incrudimento pari a 0.1.

	0.2 mm	1 mm	2 mm
δ/ρ	1.68	1.52	1.34
$\gamma-\rho$	- 31.89	-32.65	-25.96

Tabella 3.24: Risultati del confronto tra i valori delle forze nella prova di riferimento e in quella con coefficiente d'incrudimento pari a 0.2.

	0.2 mm	1 mm	2 mm
δ/ρ	1.27	1.21	1.15
$\gamma-\rho$	- 12.6	- 13.28	- 11.44

Tabella 3.25: Risultati del confronto tra i valori delle forze nella prova di riferimento e in quella con coefficiente d'incrudimento pari a 0.4.

	0.2 mm	1 mm	2 mm
δ/ρ	0.83	0.84	0.87
$\gamma-\rho$	8.13	9.79	9.89

Tabella 3.26: Risultati del confronto tra i valori delle forze nella prova di riferimento e in quella con coefficiente d'incrudimento pari a 0.5.

	0.2 mm	1 mm	2 mm
δ/ρ	0.71	0.73	0.76
$\gamma-\rho$	13.36	16.88	17.98

L'analisi dei risultati ottenuti non evidenzia in modo chiaro il legame cercato, consente al più di osservare una sostanziale invarianza della differenza dei valori di forza nei diversi punti di corsa. Al fine di ottenere maggior chiarezza si è provveduto ad eseguire ulteriori indagini. A questo scopo è stato ristretto l'intervallo delle forze prese in esame, anziché considerare un campione di tre punti a diversa corsa del punzone si è preferito trascurare il valore della corsa corrispondente a 0.2 mm. Tale scelta è stata attuata a causa dell'eccessiva vicinanza di questo punto al tratto elastico della curva forza-corsa; di conseguenza i valori ottenuti in questa particolare situazione risultano influenzati dalla predominanza delle proprietà elastiche del materiale rispetto a quelle plastiche. Si sono quindi considerate le forze di piegatura alla corsa di 1 e 2 mm di tutte le simulazioni svolte ed è stato calcolato il rapporto tra il valore ottenuto alla corsa di 2 mm e quello a 1 mm. I risultati di tali operazioni sono contenuti nella tabella 3.27.

Tabella 3.27: Risultati del rapporto F_2/F_1 eseguito su tutte le simulazioni svolte.

	F_1 (corsa = 1 mm) (N)	F_2 (corsa = 2 mm) (N)	F_2/F_1
<i>Prova di riferimento</i>	62.64	75.65	1.21
<i>Prova con modulo di Young dimezzato</i>	61.38	75.22	1.23
<i>Prova con carico di snervamento raddoppiato</i>	122.76	150.76	1.23
<i>Prova con carico di snervamento dimezzato</i>	31.44	38.07	1.21
<i>Prova con carico di snervamento e modulo di Young raddoppiati</i>	124.74	152.53	1.22
<i>Prova con carico di snervamento e modulo di Young ridotti a un terzo</i>	20.78	25.34	1.22

n = 0.1	95.02	101.58	1.07
n = 0.2	75.65	87.09	1.15
n = 0.4	52.58	65.76	1.25
n = 0.5	45.49	57.67	1.26

Come si può osservare, i rapporti ottenuti dalle prove in cui sono stati variati il modulo di Young ed il carico di snervamento si mantengono costanti (al massimo presentano scostamenti trascurabili rispetto al valore del rapporto trovato per la prova di riferimento). Nelle simulazioni in cui è stato variato il coefficiente d'incrudimento si nota, invece, che i valori non presentano un andamento costante bensì un incremento del rapporto tra le forze al crescere del coefficiente d'incrudimento. Partendo da tale osservazione è stato possibile ricostruire la legge che lega i rapporti tra le forze, in corrispondenza dei valori di corsa del punzone prescelti, e il valore del coefficiente d'incrudimento (considerando costante il rapporto tra il carico di snervamento e il modulo di Young). Tale risultato è stato raggiunto interpolando la curva ottenuta mettendo in relazione il valore del coefficiente d'incrudimento e quello del rapporto F_2/F_1 . Il grafico e la relativa equazione caratteristica sono rappresentati nella figura 3.24.

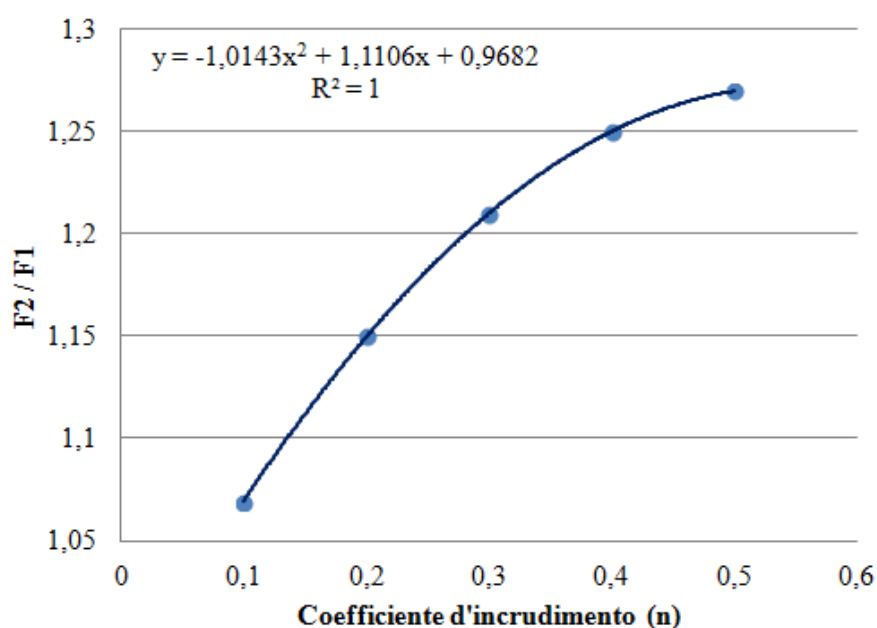


Figura 3.24: Andamento del rapporto F_2/F_1 in funzione del coefficiente d'incrudimento.

L'equazione che lega il coefficiente d'incrudimento con il rapporto delle forze è la seguente:

$$F_2 / F_1 = -1.0143 \cdot n^2 + 1.1106 \cdot n + 0.9682 \quad (\text{eq. 3.2})$$

3.7 Variazione dei parametri

In seguito ai risultati evidenziati nel paragrafo precedente, l'attenzione si è spostata sul comportamento delle grandezze d'interesse in risposta ad una variazione di due parametri (rispetto alla prova di riferimento). Pertanto si è provveduto a raddoppiare il carico di snervamento e contemporaneamente a variare il coefficiente d'incrudimento. L'intervallo di variazione del suddetto coefficiente è rimasto lo stesso fissato nel paragrafo precedente (0.1 ÷ 0.5). Dalle simulazioni svolte sono stati ottenuti i valori della forza di piegatura in corrispondenza della corsa di 1 e 2 mm; una volta in possesso di questi dati è stato possibile ricavare il valore del rapporto F_2/F_1 per ogni singola prova. I valori ottenuti sono contenuti nella tabella 3.28.

Tabella 3.28: Valori del rapporto F_2/F_1 in funzione del coefficiente d'incrudimento nel caso di carico di snervamento raddoppiato.

	F_1 (N)	F_2 (N)	F_2/F_1
$n = 0.1$	184.72	209.79	1.14
$n = 0.2$	148.98	175.74	1.18
$n = 0.3$	122.76	150.57	1.23
$n = 0.4$	103.62	130.16	1.26
$n = 0.5$	89.79	113.93	1.27

La conoscenza di questi valori ha consentito di effettuare un confronto con quelli ottenuti dalle simulazioni con la sola variazione del coefficiente d'incrudimento (rispetto alla prova di riferimento). Nella figura 3.24 è possibile osservare i valori puntuali del rapporto F_2/F_1 nelle due diverse situazioni.

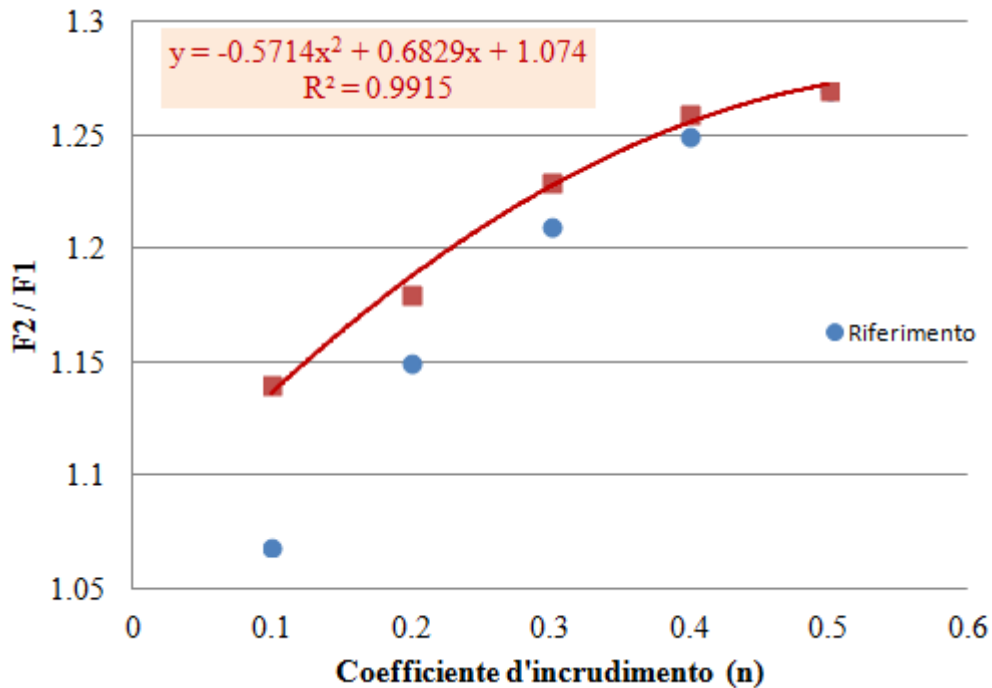


Figura 3.24: Confronto tra i valori del rapporto F_2/F_1 in funzione del coefficiente d'incrudimento.

Analizzando sia graficamente che numericamente i valori ottenuti nelle due prove si può evidenziare come i risultati ottenuti siano molto simili. In prima analisi, si può quindi affermare che la variazione del carico di snervamento (e di conseguenza anche del rapporto di questo con il modulo di Young), non comporta sostanziali modifiche alle osservazioni espresse nel caso di variazione del solo coefficiente d'incrudimento.

Per completezza, si riporta la curva rappresentativa del legame tra il rapporto F_2/F_1 e il coefficiente d'incrudimento; anche in questo caso si è provveduto ad interpolarla con una polinomiale del secondo ordine in modo da ottenerne l'equazione caratteristica.

L'equazione ottenuta è:

$$\frac{F_2}{F_1} = -0.5714 \cdot n^2 + 0.6829 \cdot n + 1.074 \quad (\text{eq. 3.3})$$

3.8 Variazione dello spessore

In una fase successiva si è preso in considerazione lamiera con spessore differente rispetto a quello fissato per la prova di riferimento (2 mm).

Tale analisi si concentra sulla ricerca di un comportamento univoco, o per lo meno confrontabile, delle grandezze d'interesse al variare sia dei parametri sia dello spessore della lamiera. Il percorso intrapreso ha riguardato lo studio della variazione del rapporto F_2/F_1 in funzione della modifica del coefficiente d'incrudimento su lamiera con spessore di 1 e 3 mm.

Prima di analizzare l'influenza del coefficiente d'incrudimento si è verificata la possibilità di definire un legame tra la sola variazione dello spessore e le forze di piegatura. A questo scopo sono state confrontate le prove eseguite per le lamiere di spessore 1 e 3 mm con quella di riferimento. I risultati ottenuti sono rappresentati nelle tabelle 3.29 e 3.30.

Tabella 3.29: Risultati del confronto tra i valori delle forze nella prova di riferimento e in quella con spessore pari a 3 mm per una corsa di 0.2, 1 e 2 mm.

	0.2 mm	1 mm	2 mm
δ/ρ	2.38	2.57	2.65
$\gamma-\rho$	-64.3	-98.7	-124.6

Tabella 3.30: Risultati del confronto tra i valori delle forze nella prova di riferimento e in quella con spessore pari a 1 mm per una corsa di 0.2, 1 e 2 mm.

	0.2 mm	1 mm	2 mm
δ/ρ	0.2	0.22	0.20
$\gamma-\rho$	35.82	48.64	59.93

Dai valori ottenuti non è possibile trarre conclusioni circa il legame tra la variazione dello spessore e quella delle forze di piegatura rispetto alla prova di riferimento.

Analizzando ora gli effetti della variazione del coefficiente d'incrudimento nelle simulazioni eseguite sulle lamiere con 1 e 3 mm di spessore, si è valutato il rapporto tra le forze alla corsa di 2 mm e quelle a 1 mm. I risultati ottenuti sono rappresentati nelle tabelle 3.31 e 3.32.

Tabella 3.31: Valori dei rapporti F_2/F_1 in funzione del coefficiente d'incrudimento nel caso di lamiera di spessore 3 mm.

	F_1 (N)	F_2 (N)	F_2/F_1
$n = 0.1$	228.66	260.94	1.14
$n = 0.2$	188.46	228.17	1.21
$n = 0.3$	160.84	200.25	1.25
$n = 0.4$	139.24	173.20	1.24
$n = 0.5$	120.76	153.03	1.28

Tabella 3.32: Valori dei rapporti F_2/F_1 in funzione del coefficiente d'incrudimento nel caso di lamiera di spessore 1.5 mm.

	F_1 (N)	F_2 (N)	F_2/F_1
$n = 0.1$	21.81	23.20	1.06
$n = 0.2$	17.05	19.04	1.12
$n = 0.3$	13.73	15.72	1.14
$n = 0.4$	11.43	13.33	1.17
$n = 0.5$	9.81	11.67	1.19

Utilizzando i valori contenuti nelle tabelle 3.31 e 3.32 è stato possibile creare i grafici dell'andamento del rapporto F_2/F_1 in funzione del coefficiente d'incrudimento per i due diversi spessori. Tali grafici sono riportati nelle figure 5.8.

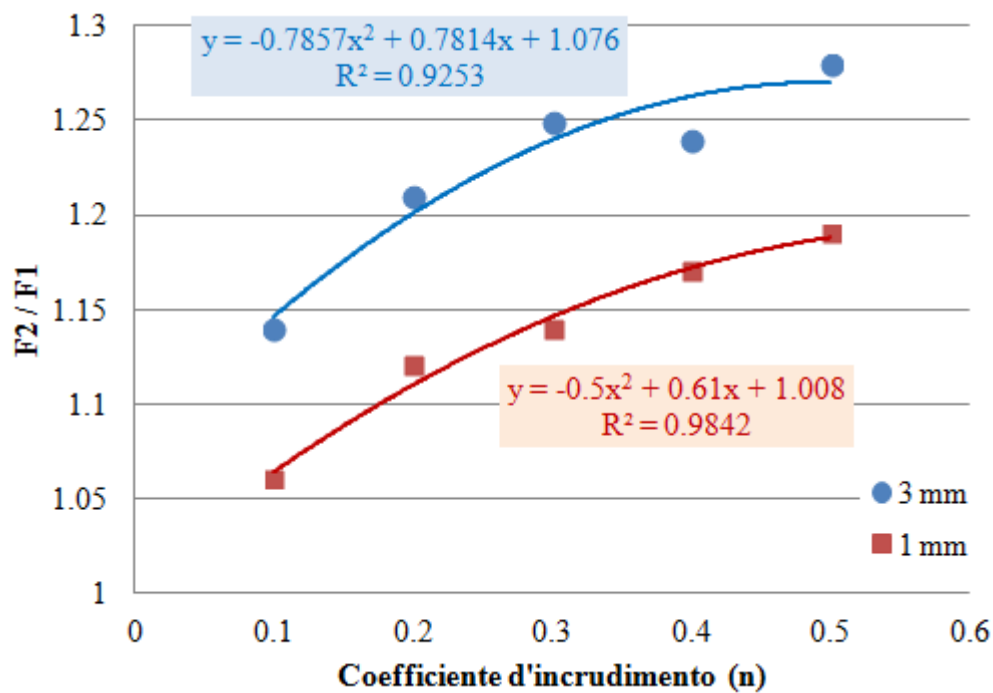


Figura 3.25: Andamento del rapporto F_2/F_1 in funzione del coefficiente d'incrudimento nel caso di lamiera di spessore 1 mm e 3 mm

Analogamente a quanto visto nei paragrafi precedenti, anche queste curve sono state interpolate con una polinomiale del secondo ordine ed è stata ricavata l'equazione caratteristica per ognuna di esse.

$$\text{Spessore 1 mm } \frac{F_2}{F_1} = -0.5 \cdot n^2 + 0.61 \cdot n + 1.008 \quad (\text{eq. 3.4})$$

$$\text{Spessore 3 mm } \frac{F_2}{F_1} = -0.7857 \cdot n^2 + 0.7814 \cdot n + 1.076 \quad (\text{eq. 3.5})$$

Dall'analisi dei risultati ottenuti è evidente l'impossibilità di stabilire una legge univoca che definisse l'effetto della variazione del coefficiente d'incrudimento sulle grandezze d'interesse a prescindere dallo spessore della lamiera. Si è giunti alla conclusione che per ogni spessore esiste una curva che lega il valore del rapporto F_2/F_1 al coefficiente d'incrudimento.

In una serie di prove successive si è voluto verificare, per le lamiere di spessore 1 e 3 mm, l'effetto della variazione del coefficiente d'incrudimento nel caso in cui venga

raddoppiato anche il carico di snervamento. Per completezza si riportano gli ultimi risultati ottenuti nelle tabelle 3.33 e 3.34 e i confronti con le simulazioni aventi carico di snervamento pari a quello di riferimento nelle figure 5.10 e 5.11.

Tabella 3.33: Valori del rapporto F_2/F_1 in funzione del coefficiente d'incrudimento nel caso di lamiera di spessore 1 mm e carico di snervamento doppio.

	F_1 (N)	F_2 (N)	F_2/F_1
$n = 0.1$	42.59	46.34	1.09
$n = 0.2$	33.56	37.80	1.12
$n = 0.3$	27.17	31.71	1.17
$n = 0.4$	22.42	26.42	1.18
$n = 0.5$	19.37	22.82	1.18

Tabella 3.34: Valori del rapporto F_2/F_1 in funzione del coefficiente d'incrudimento nel caso di lamiera di spessore 3 mm e carico di snervamento doppio.

	F_1 (N)	F_2 (N)	F_2/F_1
$n = 0.1$	463.51	515.59	1.11
$n = 0.2$	373.87	451.10	1.21
$n = 0.3$	319.82	391.27	1.22
$n = 0.4$	273.15	341.16	1.25
$n = 0.5$	237.99	299.25	1.26

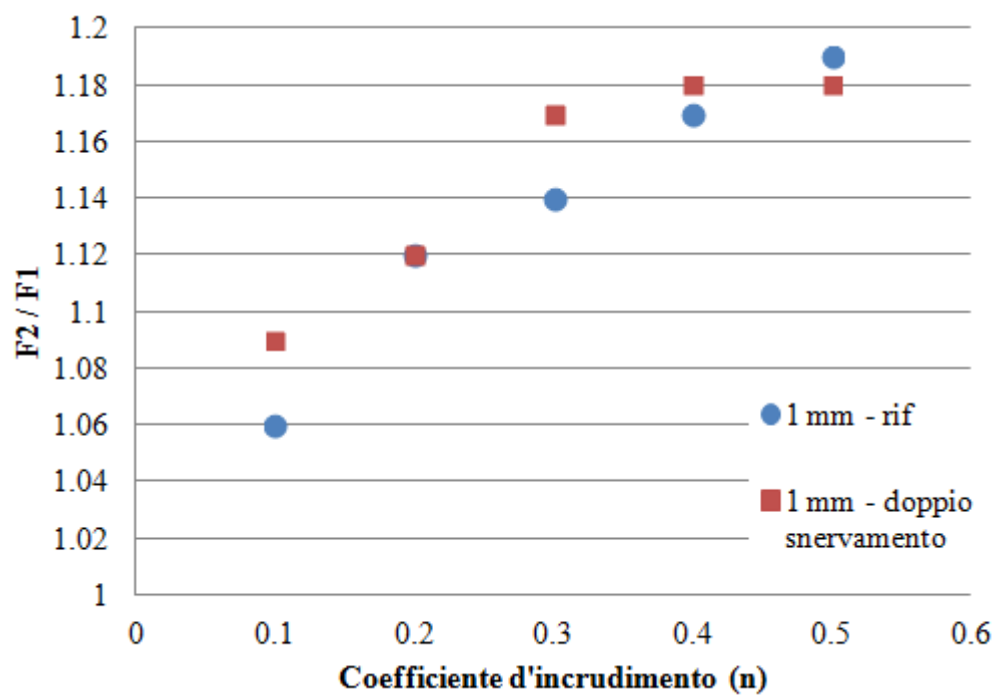


Figura 3.26: Confronto tra i valori del rapporto F_2/F_1 in funzione del coefficiente d'incrudimento per lamiera di spessore pari a 1 mm.

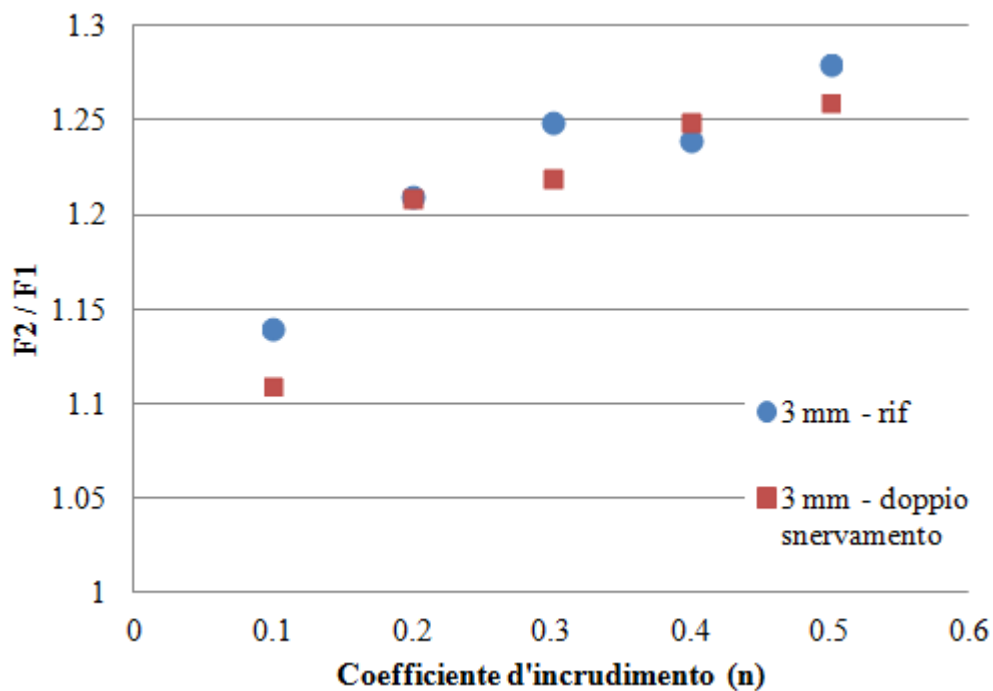


Figura 3.27: Confronto tra i valori del rapporto F_2/F_1 in funzione del coefficiente d'incrudimento per lamiera di spessore pari a 3 mm.

3.9 Stima del ritorno elastico

Uno dei principali obiettivi di questo lavoro è la previsione dello *spring back* in funzione delle possibili variazioni del coefficiente d'incrudimento. Sono state eseguite delle simulazioni che hanno permesso di ricavare una legge che consente di valutare l'entità della variazione dell'angolo noto il valore del coefficiente d'incrudimento. Nella tabella 5.16 sono riportati i valori ottenuti nelle prove eseguite, sulla lamiera di spessore 2 mm, variando il coefficiente d'incrudimento nell'intervallo 0.1÷0.5.

Tabella 3.35: Risultati ottenuti nelle simulazioni con variazione del coefficiente d'incrudimento ($n = 0.3$).

	Angolo massimo	Angolo dopo rilascio	Variazione dell'angolo
$n = 0.1$	41.50	40.34	1.16
$n = 0.2$	42.69	41.63	1.06
$n = 0.3$	43.28	42.33	0.95
$n = 0.4$	43.90	43.09	0.81
$n = 0.5$	44.24	43.49	0.75

La legge ottenuta è:

$$\Delta Angolo = 0.3571 \cdot n^2 - 1.2843 \cdot n + 1.292 \quad (\text{eq. 5.6})$$

Questa legge è stata ricavata una volta fissato il valore del rapporto σ_{SNERV}/E pari a quello della prova di riferimento.

Nella figura 3.28 è rappresentato l'andamento grafico, della eq. 5.6, ottenuto interpolando la curva con una polinomiale del secondo ordine.

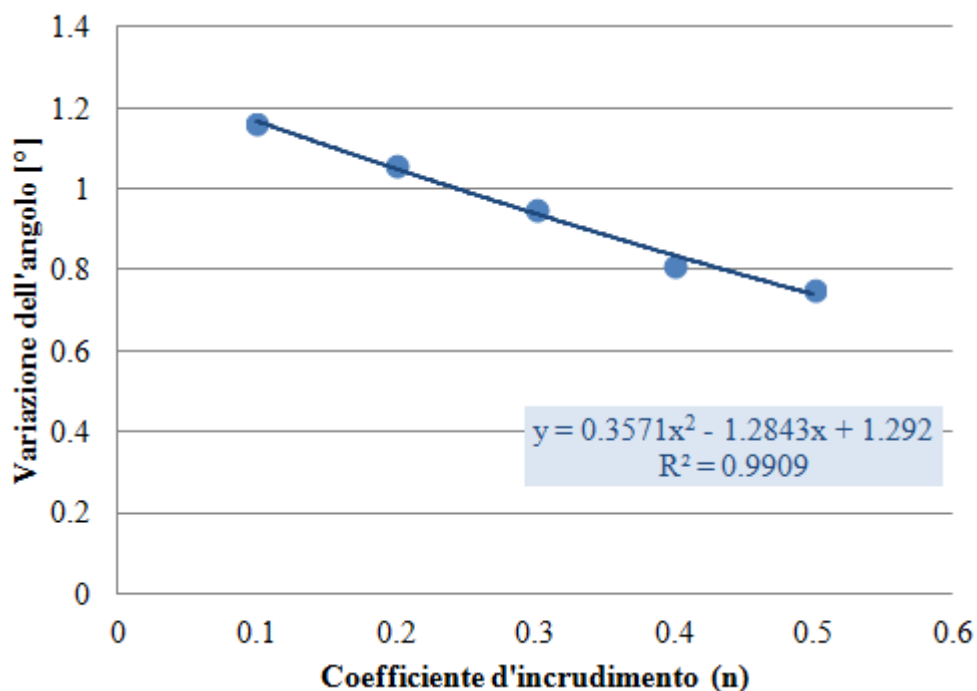


Figura 3.28: Andamento della variazione dell'angolo in funzione della variazione del coefficiente d'incrudimento.

L'analisi eseguita fino a questo punto consente di valutare l'entità della variazione dell'angolo solo per i seguenti casi:

- legame tra lo *spring back* ed il rapporto σ_{SNERV}/E , nel caso in cui il coefficiente d'incrudimento (n) sia fissato ad un valore pari a 0.3 (vedi equazione 3.1);
- legame tra lo *spring back* ed il coefficiente d'incrudimento (n), nel caso in cui il rapporto σ_S/E sia fissato ad un valore pari a quello della prova di riferimento, assunto unitario per convenzione (vedi equazione 3.6).

Lo scopo finale di questa fase è quello di poter risalire al valore dello *spring back* per qualsiasi valore del rapporto σ_S/E , contenuto nell'intervallo $0.3 \div 2$, e per qualsiasi valore di n , contenuto nell'intervallo $0.1 \div 0.5$. A tale scopo, sono state ricavate le leggi che legano la variazione dell'angolo con il rapporto σ_S/E , al variare di n entro il range considerato. Nella *tabella 5.17* sono contenuti i risultati, ottenuti dalle simulazioni eseguite, che hanno consentito di ricavare le leggi volute.

Tabella 3.36: Valori della variazione dell'angolo in funzione del rapporto carico di snervamento / modulo di Young al variare del coefficiente d'incrudimento n.

$\frac{\sigma_s}{E}$	Variazione dell'angolo (°)				
	n =0.1	n =0.2	n =0.3	n =0.4	n =0.5
0.3	0.41	0.36	0.19	0.26	0.24
0.5	0.58	0.51	0.46	0.39	0.37
1	1.16	1.06	0.95	0.81	0.75
1.5	1.78	1.55	1.39	1.21	1.08
2	2.36	2.05	1.78	1.51	1.47

Tali risultati possono essere rappresentati graficamente in un diagramma avente in ascissa il rapporto tra il carico di snervamento ed il modulo di Young, mentre in ordinata il valore dello *spring back*. Dall'interpolazione mediante una polinomiale del secondo ordine si ottengono le seguenti leggi:

$$\Delta Angolo = 0.0508 \cdot \frac{\sigma_s^2}{E} + 1.0487 \cdot \frac{\sigma_s}{E} + 0.0693 \quad n=0.1 \quad (\text{eq. 3.7})$$

$$\Delta Angolo = -0.0024 \cdot \frac{\sigma_s^2}{E} + 1.0126 \cdot \frac{\sigma_s}{E} + 0.0363 \quad n=0.2 \quad (\text{eq. 3.8})$$

$$\Delta Angolo = -0.1421 \cdot \frac{\sigma_s^2}{E} + 1.2488 \cdot \frac{\sigma_s}{E} - 0.154 \quad n=0.3 \quad (\text{eq. 3.9})$$

$$\Delta Angolo = -0.0743 \cdot \frac{\sigma_s^2}{E} + 0.9229 \cdot \frac{\sigma_s}{E} - 0.0296 \quad n=0.4 \quad (\text{eq. 3.10})$$

$$\Delta Angolo = 0.0144 \cdot \frac{\sigma_s^2}{E} + 0.6885 \cdot \frac{\sigma_s}{E} + 0.0303 \quad n=0.5 \quad (\text{eq. 3.11})$$

Nella figura 3.29 sono rappresentati gli andamenti grafici delle leggi riportate nella pagina precedente.

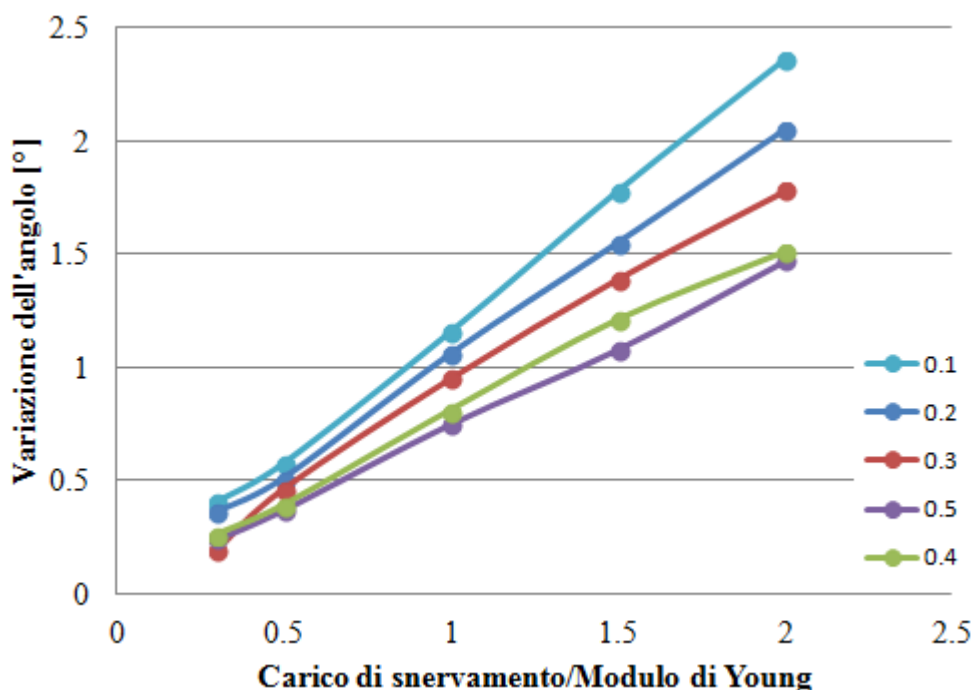


Figura 3.29: Andamento della variazione dell'angolo di piegatura in funzione del rapporto tra carico di snervamento e modulo di Young, al variare del coefficiente d'incrudimento.

Attraverso queste curve è possibile prevedere l'entità del ritorno elastico una volta noti il rapporto tra il carico di snervamento e il modulo di Young ed il coefficiente d'incrudimento. Nel caso in cui si debba ricercare la variazione dell'angolo per valori dei due parametri che non coincidono con quelli di cui è stata trovata l'equazione caratteristica, ma che sono compresi negli intervalli considerati, si potrà ottenere il risultato voluto mediante interpolazione.

L'analisi effettuata ha, inoltre, consentito di ottenere un'altra serie di curve che permettono di risolvere il problema riguardante l'entità del ritorno elastico. Tali curve sono da considerarsi un'alternativa a quelle riportate precedentemente, in quanto portano ai medesimi risultati attraverso una "strada" diversa. Anche per questi diagrammi sono state ricavate le equazioni caratteristiche mediante interpolazione con una polinomiale del secondo ordine. I dati contenuti nella tabella 3.36 in modo tale da

ricavare la variazione dell'angolo di piegatura in funzione del coefficiente d'incrudimento, al variare del rapporto tra carico di snervamento e modulo di Young.

Le equazioni caratteristiche sono:

$$\Delta Angolo = 2.1429 \cdot n^2 - 1.7257 \cdot n + 0.574 \quad S = \frac{\sigma_s}{E} = 0.3 \quad (\text{eq. 3.12})$$

$$\Delta Angolo = 0.5714 \cdot n^2 - 0.8829 \cdot n + 0.664 \quad S = \frac{\sigma_s}{E} = 0.5 \quad (\text{eq. 3.13})$$

$$\Delta Angolo = 0.3571 \cdot n^2 - 1.2843 \cdot n + 1.292 \quad S = \frac{\sigma_s}{E} = 1 \quad (\text{eq. 3.14})$$

$$\Delta Angolo = 1.2857 \cdot n^2 - 2.5114 \cdot n + 2.014 \quad S = \frac{\sigma_s}{E} = 1.5 \quad (\text{eq. 3.15})$$

$$\Delta Angolo = 3.8571 \cdot n^2 - 4.6343 \cdot n + 2.8 \quad S = \frac{\sigma_s}{E} = 2 \quad (\text{eq. 3.15})$$

Interpolando i valori ottenuti nelle equazioni precedenti è possibile ricavare la variazione dell'angolo (*springback*) per qualsiasi valore del coefficiente d'incrudimento compreso nell'intervallo considerato. Nella figura 3.30 sono rappresentati gli andamenti grafici delle leggi riportate nella pagina precedente.

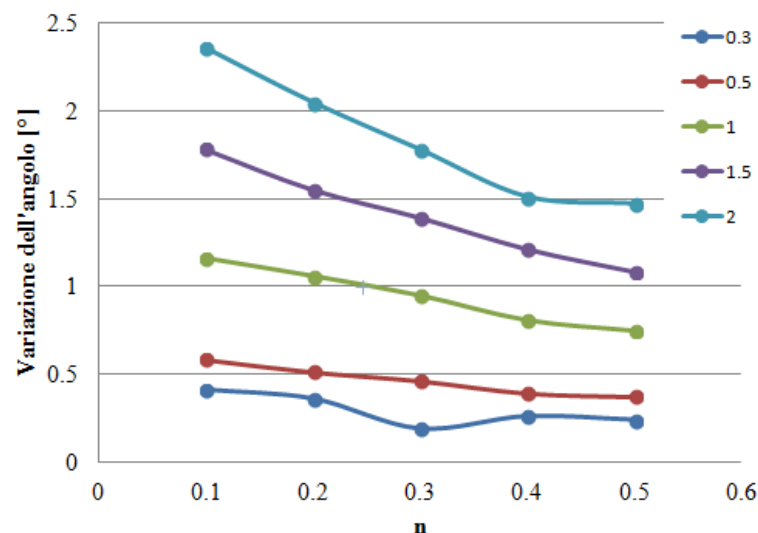


Figura 3.30: Andamento della variazione dell'angolo di piegatura in funzione del coefficiente d'incrudimento, al variare del rapporto tra carico di snervamento e modulo di Young.

Capitolo 4

Il modello semi-empirico

4.1 Introduzione

Per capire le motivazioni della progettazione e della realizzazione di una pressa piegatrice è necessario richiamare le problematiche che si hanno durante il processo di piegatura. In particolare il fenomeno del ritorno elastico è visto in modo negativo e quindi si deve cercare di controllarlo e ridurlo il più possibile. Questo spiega l'uso del termine di "pressa intelligente" in quanto si vuole creare un sistema in grado di acquisire sin dalle prime fasi del processo, tutte quelle informazioni sul materiale sottoposto a lavorazione. I relativi dati verranno poi utilizzati come input di un algoritmo di previsione sullo spostamento da imporre al punzone.

I metodi più diffusi per il controllo dell'angolo di piega si suddividono in metodi empirici e metodi agli elementi finiti. Nel primo caso si tratta di metodi generalmente più veloci ma poco efficaci, al contrario dei secondi che risultano avere buone capacità predittive, ma richiedono più tempo.

4.2 Metodi empirici

Uno dei metodi empirici più diffusi è basato sull'approccio di tipo "trial and error". Si tratta di un metodo che prima di poter procedere al processo di piegatura deve innanzi tutto stabilire l'angolo che si vuole ottenere e successivamente impostare la corsa del punzone sulla base di regole empiriche basate su un numero limitato di parametri in ingresso ad esempio il modulo di Young, il limite di snervamento, lo spessore della lamiera, lo span e il raggio del punzone. Il primo passo è quindi quello di eseguire una prima piega. Terminato il processo si procede a misurare l'angolo assunto dalla lamiera. Dato che su di essa si sarà verificato il fenomeno del ritorno elastico, si procede a un'ulteriore piega con lo scopo di ottenere l'angolo desiderato.

Un secondo metodo, molto diffuso, si basa sulla misura dell'angolo di piega mediante laser. Attraverso un ciclo retro-azionato, il controllo viene effettuato durante la discesa del punzone che viene fermato solo quando è stato raggiunto l'angolo di piega desiderato. Anche questo metodo, come il precedente, necessita di una fase di aggiustamento al fine di ottenere l'angolo desiderato.

Il problema di questi metodi è la mancanza di accuratezza nei dati d'ingresso dovuta al fatto che le caratteristiche meccaniche del materiale possono variare anche all'interno di una stessa classe. Questo comporta la necessità di verificare mediante delle prove meccaniche, principalmente quelle a trazione, le proprietà del materiale come ad esempio carico di rottura, carico di snervamento e incrudimento.

4.3 Metodo a elementi finiti (FEM)

I metodi basati sull'utilizzo di modelli FEM permettono, rispetto ai metodi descritti in precedenza di ottenere una stima più accurata del ritorno elastico. Purtroppo però, hanno come svantaggio quello di richiedere tempi troppo lunghi di simulazione, che ovviamente vanno contro le esigenze dei processi industriali.

Inoltre la previsione del ritorno elastico è tanto più accurata e precisa tanto più i dati forniti in input rappresentano le reali caratteristiche meccaniche del materiale; se ciò non accade è necessario eseguire delle prove meccaniche e introdurre tali informazioni all'interno della simulazione.

4.4 Algoritmo di previsione

L'algoritmo di previsione è un metodo di tipo semi-empirico per la previsione del ritorno elastico. Il metodo proposto combina i vantaggi sia del metodo empirico sia di quello FEM.

Nel metodo semi-empirico si raccolgono durante il processo di piega le informazioni relative alle proprietà del materiale in lavorazione. Attraverso le informazioni del materiale e le simulazioni FEM pre-caricate nel software della pressa, l'algoritmo

fornisce il valore della corsa del punzone necessario per ottenere l'angolo di piega desiderato (considerando anche il recupero elastico).

Nell'algoritmo sono utilizzate delle interpolazioni lineari e di secondo grado. Nel modello sono state incluse soltanto le proprietà del materiale (tabella 3.1), mentre non è stato considerato l'effetto dei parametri geometrici, come lo spessore della lamiera e la geometria dell'utensile (raggio del punzone e della matrice).

Tabella 4.1. Parametri del materiale di riferimento.

Descrizione	Valori
Modulo di Young E_{ref} [MPa]	205.000
Coefficiente di Poisson ν	0.3
Limite di snervamento $\sigma_{0,ref}$ [MPa]	170
Costante di Ludwik k	2.765
Indice di incrudimento n	0.34

Lo spessore della lamiera ha un ruolo rilevante nel processo di piegatura e il suo valore può essere valutato analizzando o la curva di carico-corsa oppure eseguendo misurazioni ottiche durante la fase di lavorazione. Ovviamente la geometria dell'utensile è sempre conosciuta poiché, tale scelta è effettuata prima del processo di piegatura.

I parametri in ingresso all'algoritmo sono stati valutati dalla curva carico-corsa e sono un insieme di indici, rispettivamente F_η , F_1 e F_2 , che descrivono la legge sforzo-deformazione del materiale in esame. I tre indici F_η , F_1 e F_2 sono usati come valori di ingresso nell'algoritmo insieme a parametri ricavati dalle simulazioni FEM. Per questo motivo sono stati scelti dei valori di carico corrispondenti a corse stabilite; inoltre sono state scelte dei piccoli valori di spostamento in modo da avere nel più breve tempo possibile tutte le informazioni relative alle proprietà del materiale. Le corse sono rispettivamente:

- Un piccolo valore di spostamento η , che varia da 0,01 mm a 0,25 mm, relativo allo sforzo puramente elastico (F_η);

- Uno spostamento di 1 mm, dove si manifesta una deformazione plastica significativa (F_1);
- Un altro valore di spostamento (2 mm) per poter considerare l'indice di incrudimento (F_2).

I parametri di uscita sono l'angolo del ritorno elastico e le proprietà del materiale, che possono essere interpretate attraverso i coefficienti del modulo di Young (E), limite di snervamento (σ_0) e indice di incrudimento (n).

Di conseguenza, la procedura euristica è un gruppo di espressioni lineari o quadratiche che collegano F_1 , F_2 e F_3 con E , σ_0 , n e infine con il ritorno elastico.

L'obiettivo è quello dunque di adattare la corsa del punzone considerando le proprietà del materiale attraverso la misura diretta del carico e dello spostamento.

La descrizione del materiale è stata possibile attraverso l'utilizzo di alcuni parametri, tra cui il modulo di Young (E), il limite di snervamento (σ_0) e l'indice di incrudimento (n).

In accordo con la teoria di base, il ritorno elastico è stato valutato come funzione (cubica) di un singolo parametro ($\sigma_0 R / E's$) dove:

- σ_0 : il limite di snervamento
- R : il raggio del punzone
- E' : il modulo elastico corretto per lo stato piano di sforzo
- s : lo spessore della lamiera

L'entità del ritorno elastico dipende sia dal rapporto σ_0/E' , relativo alle proprietà del materiale, che dal rapporto R/s , relativo invece alla geometria. Si ritiene che la curva carico-corsa della piegatura contenga le stesse informazioni fornite dalla prova di trazione anche se a causa della distribuzione non omogenea degli sforzi e delle deformazioni nelle parti piegate, l'interpretazione dei dati risulta meno diretta. È stata inoltre introdotta una costante a variazione percentuale (S) definita nell'eq. 3.1:

$$S = \left(\frac{\sigma_0}{E} \right) / \left(\frac{\sigma_{0,ref}}{E_{ref}} \right) \quad (\text{eq. 3.1})$$

Il procedimento dell'algoritmo può essere interpretato mediante un diagramma di flusso basato su quattro punti ed è in grado di valutare, in sequenza, i parametri sconosciuti attraverso l'utilizzo di varie interpolazioni come illustrato in figura X.

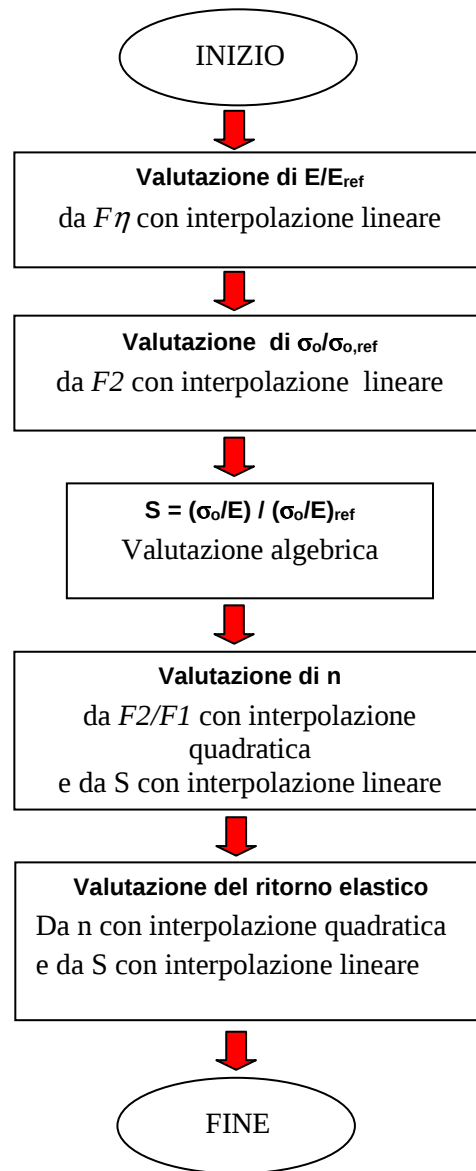


Figura 4.1: Schema dell'algoritmo predittivo.

I parametri delle espressioni utilizzate sono derivati dalle simulazioni del FEM. Per quanto riguarda gli ultimi due punti dello schema, dove sono stati valutati i valori di n e di α , il risultato finale è stato ottenuto utilizzando un'interpolazione quadratica, poi

interpolando i risultati ottenuti dall'effetto combinato del rapporto σ_o/E . La capacità predittiva della procedura è stata esaminata selezionando una combinazione casuale di parametri del materiale, ricorrendo ad una simulazione FEM per ottenere la curva carico-corsa, dove sono stati registrati gli indici $F\eta$, $F1$ e $F2$ e utilizzati nella procedura euristica per predire il modulo di Young, il limite di snervamento, l'indice di incrudimento e il ritorno elastico.

Capitolo 5

Validazione del metodo d'analisi

5.1 Introduzione

Raggiunto l'obiettivo di poter risalire, a partire dalla prova di riferimento, all'entità dello *spring back* si è voluto verificare la bontà del metodo di analisi fin qui adottato, attraverso lo studio completo di una simulazione campione. Lo scopo di tale indagine è quello di risalire, in modo teorico, alle caratteristiche del generico materiale sottoposto al processo di piegatura qualora si disponga dei soli valori della forza. Le condizioni fondamentali affinché l'analisi abbia buon fine sono: la conoscenza delle caratteristiche meccaniche e fisiche di un materiale considerato di riferimento (acciaio *DD11* nel caso in discussione) e l'acquisizione dettagliata dell'andamento delle grandezze d'interesse nel processo di piegatura dello stesso. A questo scopo sono stati assegnati ai parametri caratteristici, dell'ipotetico materiale preso in considerazione, i valori riportati in tabella 5.1

Tabella 5.1: Caratteristiche del materiale

Descrizione	Valori
Modulo di Young	410000 MPa
Coefficienti della legge di Ludwik	0.3
σ_0	225
k	840
n	0.25
M	0.01

Le modifiche effettuate sono state casuali, rimanendo però all'interno degli intervalli precedentemente considerati per il rapporto tra il carico di snervamento e il modulo di Young e per il coefficiente d'incrudimento.

La simulazione ha portato ai seguenti risultati:

- $\alpha = 43.08^\circ$;
- $\alpha = 42.38^\circ$;

- $(\alpha - \alpha') = 0.7^\circ$.

Attraverso il metodo elaborato è possibile risalire alla natura del materiale ed all'entità del ritorno elastico avendo solo a disposizione il grafico forza-corsa del processo.

Il primo passo consiste nella determinazione del modulo di Young. Questo è reso possibile mediante il calcolo della pendenza del tratto elastico della curva forza-corsa ed il confronto con quella ottenuta nella prova di riferimento.

La tabella 5.2 riporta i valori di forza utilizzati nel calcolo della pendenza nei due casi.

Tabella 5.2: Valori delle forze (N) in funzione della corsa nel tratto elastico.

	F (0 mm)	F (0.01 mm)
Prova di riferimento	0	7.23
Prova di verifica	0	14.43

Eseguendo il rapporto tra la pendenza della prova di verifica e quella di riferimento si ottiene il coefficiente numerico (2) che opportunamente moltiplicato per il valore del modulo di Young della prova di riferimento (205000 Mpa), consente di ricavare il valore del modulo di Young della prova di verifica (410000 Mpa).

Dopo aver determinato il valore del modulo di elasticità tangenziale, il metodo di analisi prevede la determinazione del carico di snervamento prendendo in considerazione i valori della forza alla corsa di 0.2, 1 e 2 mm della prova di riferimento e di quella di verifica. Il confronto tra le due simulazioni permette di determinare, attraverso il rapporto tra le forze alla medesima corsa, il valore del coefficiente numerico, che opportunamente moltiplicato per il valore dei parametri σ_0 e k della legge di Ludwik della prova di riferimento, consente di ricavare il valore degli stessi per la prova di verifica. In tabella 5.3 sono riportati i valori delle forze in corrispondenza della corsa prescelta.

Tabella 5.3: Valori della forza (N) in funzione della corsa per le due simulazioni.

	F (0.2 mm)	F (1 mm)	F (2 mm)
Prova di riferimento	46.61	62.37	75.65
Prova di verifica	77.30	100.17	118.19
Rapporto	1.66	1.60	1.56

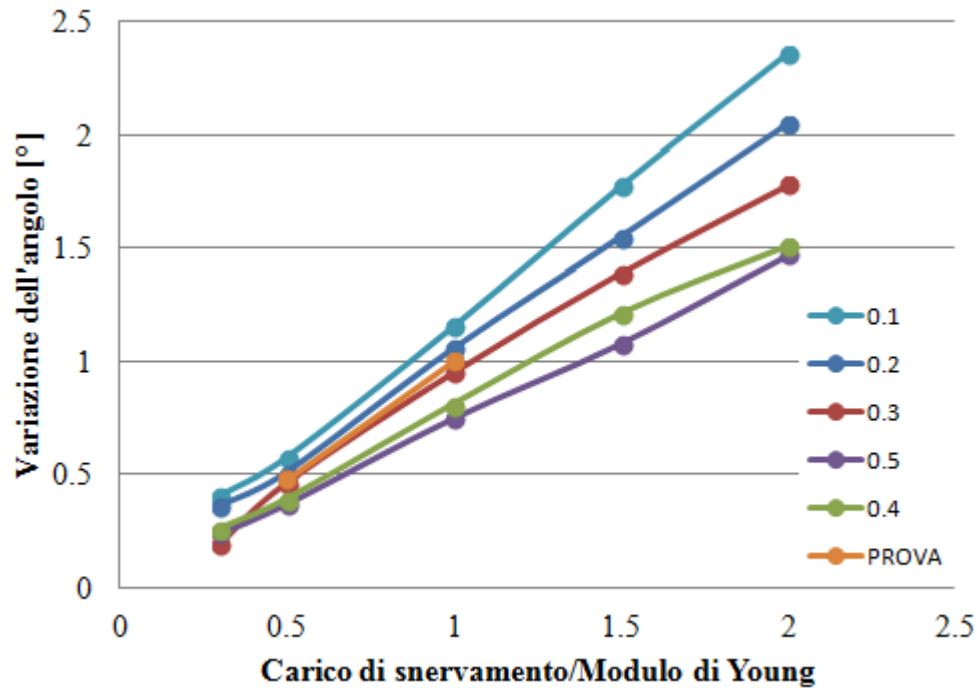
La scelta del coefficiente numerico cade sul valore del rapporto alla corsa di 2 mm in quanto risulta essere quello meno influenzato dalla vicinanza al tratto elastico della curva. Moltiplicando i parametri che rappresentano il carico di snervamento nella legge di Ludwik della prova di riferimento ($\sigma_0 = 150$ e $k = 560$) per il coefficiente numerico scelto (1.56), si ottengono i valori dei parametri che rappresentano il carico di snervamento nella legge di Ludwik per la prova di verifica ($\sigma_0 = 187.2$ e $k = 873.6$). I valori ottenuti risultano leggermente diversi rispetto a quelli della prova di verifica ma sostanzialmente l'approssimazione è in un intervallo accettabile.

Successivamente si procede alla determinazione del coefficiente d'incrudimento (n).

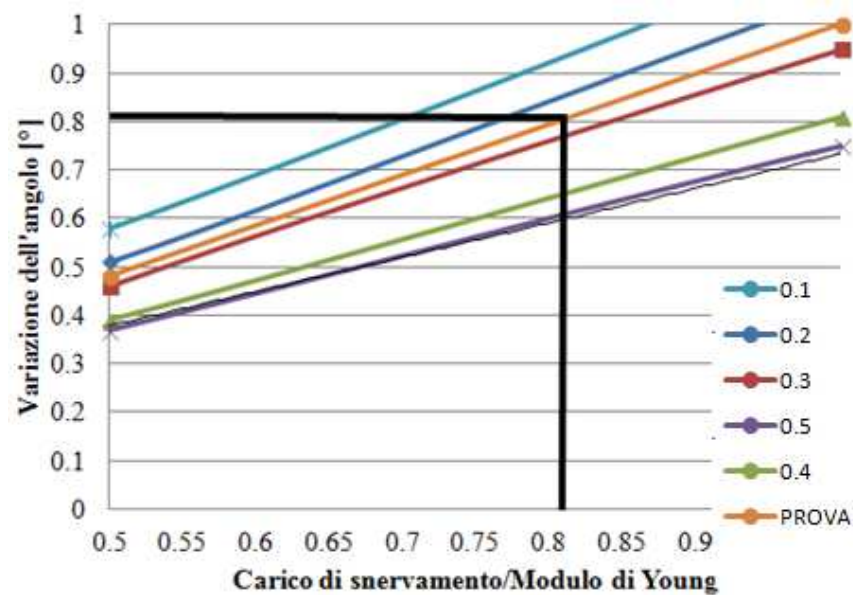
Questa fase dell'analisi prevede la valutazione del rapporto tra i valori della forza alla corsa di 2 mm e quella ad 1 mm, per la prova di verifica. Una volta ottenuto il valore suddetto (1.18), questo viene opportunamente inserito nell'*equazione 5.2* che, essendo un'equazione di secondo grado, restituisce due valori del coefficiente d'incrudimento. Uno di questi ($n = 0.247$) risulta essere accettabile, in quanto compreso nell'intervallo considerato ($0.1 \div 0.5$), mentre l'altro ($n = 0.84$) non rientra nell'intervallo suddetto quindi viene scartato.

Una volta ricavate le caratteristiche del materiale, si procede alla determinazione del ritorno elastico. Il valore della variazione dell'angolo può essere valutata in due modi alternativi. Il primo fa riferimento alle eq. 3.7 a 3.11 che restituiscono il valore del ritorno elastico in funzione del rapporto σ_{SNERV}/E al variare del coefficiente d'incrudimento n nell'intervallo considerato ($0.1 \div 0.5$). Avendo trovato un valore di n pari a 0.247 è necessario interpolare i valori ottenuti con le equazioni eq. 3.8 ($n = 0.2$) e

eq. 3.9 ($n = 0.3$) imponendo come valore di S pari a 0.81. Il valore del ritorno elastico che si ottiene interpolando risulta pari a 0.8° (fig. 5.1).



(a)



(b)

Figura 5.1: Andamento della variazione dell'angolo di piegatura in funzione del rapporto tra carico di snervamento e modulo di Young, al variare del coefficiente d'incrudimento (a) Rappresentazione della prova e (b) dettaglio sulla prova di verifica

Per quanto riguarda il secondo metodo si considerano le eq. 3.12-3.16 che restituiscono il valore dello *spring back* in funzione del coefficiente d'incrudimento n al variare del rapporto S nell'intervallo considerato ($0.3 \div 2$). Si sono interpolate le eq. 3.13 e 3.14 imponendo al coefficiente n il valore 0.249. Il valore dello *spring back* che si ottiene interpolando risulta pari a 0.79° (fig. 5.2).

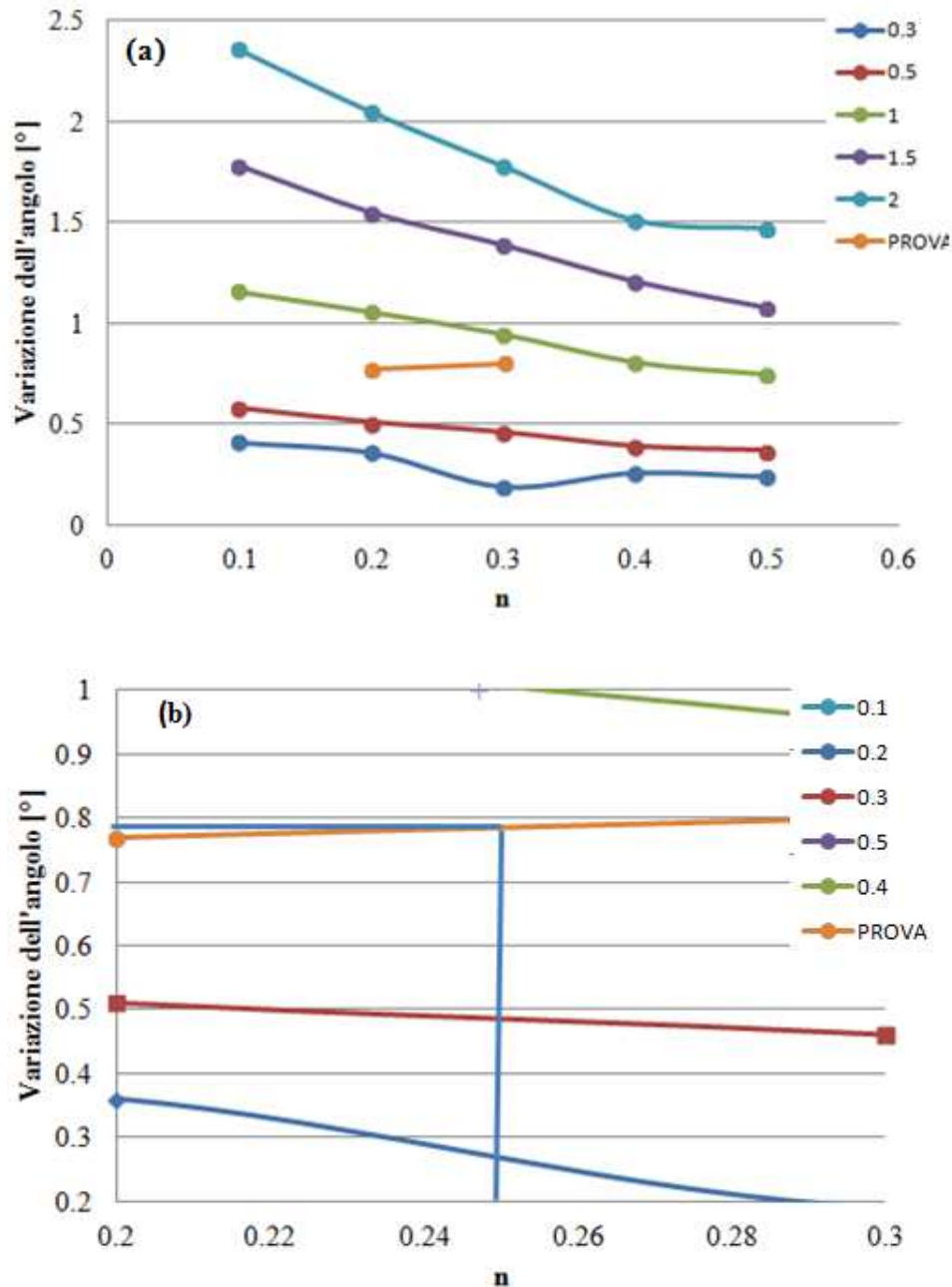


Figura 5.2: Andamento della variazione dell'angolo di piegatura del coefficiente d'incrudimento, al variare del rapporto tra carico di snervamento e modulo di Young (a) Rappresentazione della prova e (b) dettaglio sulla prova di verifica

5.2 Verifiche sperimentali

Tuttavia, per attribuire una maggiore validità a questo modello è necessario considerare l'estrema variabilità di comportamento dei materiali presenti sul mercato, anche in relazione alla sensibilità del metodo adottato. Per queste ragioni è stata compiuta una campagna sperimentale mirata a testare le performance del sistema di controllo dell'angolo che utilizza i dati di forza-spostamento ricavabili in tempo reale. I parametri di riferimento sono riportati in tabella 5.4.

Tabella 5.4: Parametri di riferimento sulla base del DB creato

Descrizione	Valori
modulo di Young E (E_{ref})	205 [GPa]
σ_0	150 [MPa]
incrudimento esponente n	0.3

Dalla vasta campagna di simulazioni si sono potute ricavare, a parità di spessore, le seguenti osservazioni:

1. il valore di σ_0/σ_{ref} dipende solo da F_2 ;
2. il valore di E/E_{ref} dipende solo da F_η ;
3. l'indice di incrudimento n dipende dal rapporto F_1/F_2 e da un indice S definito come:

$$S = \left(\frac{\sigma_0}{E} \right) / \left(\frac{\sigma_{0,ref}}{E_{ref}} \right)$$

4. il ritorno elastico dipende da n e S

5.3 Campagna sperimentale (s = 2.5 mm)

Il materiale testato è un acciaio DD11 (UNI EN 10027-1). Un primo test è stato eseguito su lamiere con spessore pari a 2.5 mm con l'obiettivo di ottenere un angolo di 90°.

Durante il processo di piegatura sono state 'raccolte' una serie d'informazioni richieste dall'algoritmo predittivo ottenendo i seguenti risultati:

- $\alpha = 0.82^\circ$
- $F_\eta = 38.5 \text{ N}$

- $F1 = 113 \text{ N}$
- $F2 = 127 \text{ N}$

E' importante sottolineare che questi valori si riferiscono a una lamiera con larghezza nominale pari a 1 mm.

Utilizzando questi valori misurati e insieme ai dati presenti nel Data Base si è riusciti ad ottenere le “reali” caratteristiche del materiale in lavorazione e di conseguenza l'entità del ritorno elastico.

Attraverso opportune interpolazioni (fig. 5.4), una volta noto il valore di F_2 e lo spessore utilizzato di 2.5 mm, è stato ottenuto il valore di $\sigma_0 = 144.5 \text{ MPa}$.

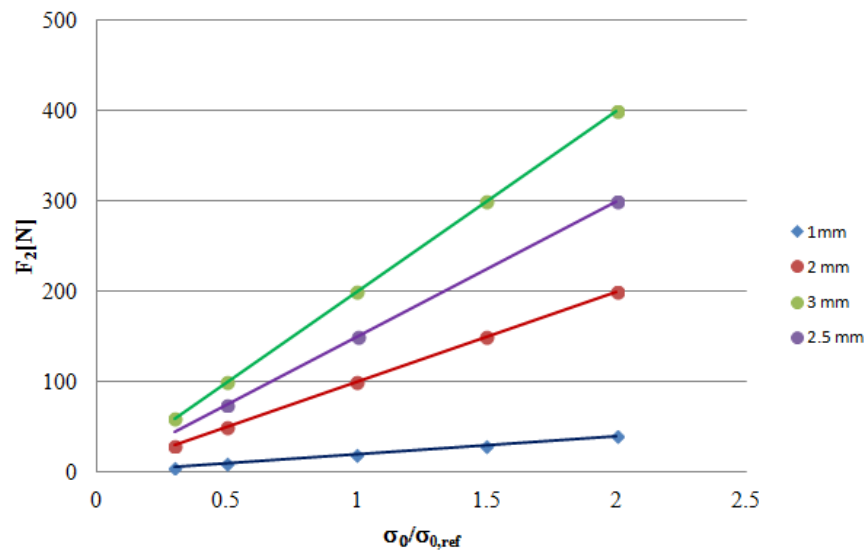


Figura 5.4: Valutazione di $\sigma_0/\sigma_{0,ref}$

Mediante il valore di $F\eta$, è stato possibile invece calcolare il valore di E/E_{ref} , e di conseguenza il valore di S che è circa uguale a 1 (fig. 5.5).

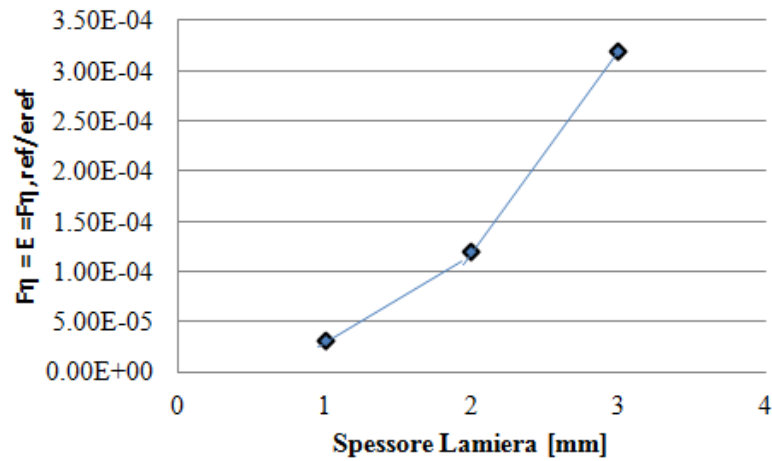


Figura 5.5: Valutazione di E

A questo punto è stato determinato il valore dell'indice d'incrudimento, le funzioni quadratiche che mettono in relazione n al rapporto F_1/F_2 sono disponibili dalle simulazioni FEM svolte in precedenza; quindi, la valutazione è basata su un insieme di curve secondo i parametri S e t . Nel caso in esame, come detto è stato valutato un valore di S molto vicino a 1, il valore di n risulta essere pari a 0.22 (fig. 5.6).

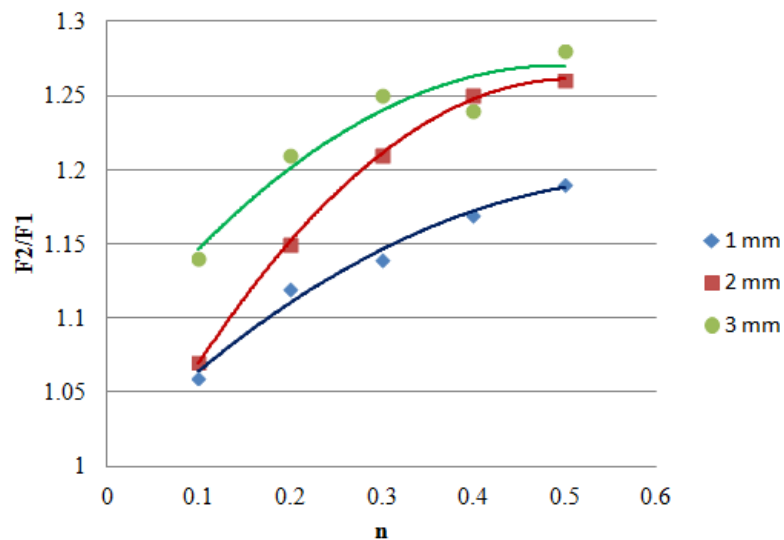


Figura 5.6: Valutazione di n con $S=1$.

Infine è stato possibile valutare l'angolo finale dello springback di 0.83° (fig. 5.7), in buon accordo con le prove reali.

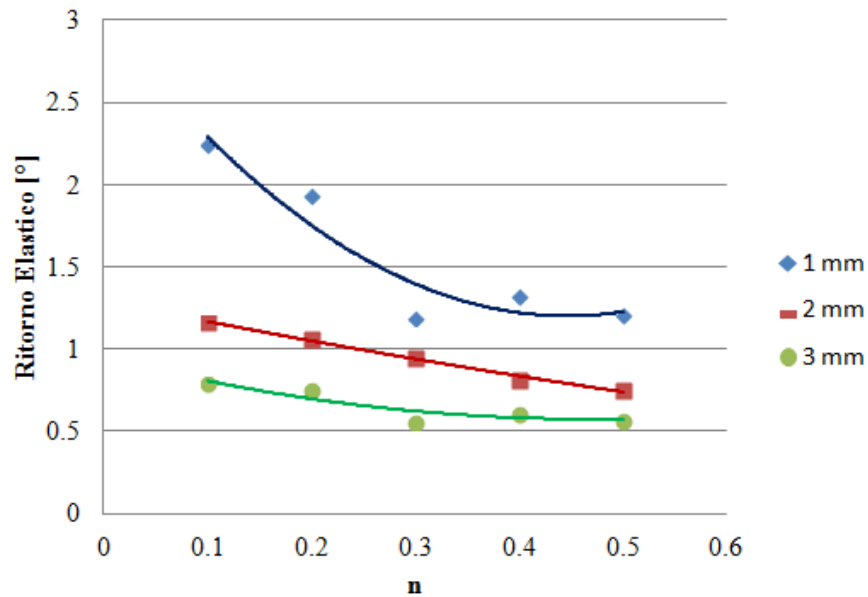


Figura 5.7: Ritorno elastico con $S=1$.

Si è inoltre osservata una dipendenza non lineare del ritorno elastico con l'indice di incrudimento n , questa osservazione non sorprende se consideriamo che il rapporto tra il raggio del punzone e lo spessore della lamiera è abbastanza basso, e varia tra 0,5 e 1,5.

5.4 Campagna sperimentale ($s = 1 \text{ mm}$)

Il materiale testato è un acciaio DD11 (UNI EN 10027-1). Un test è stato eseguito su lamiere con spessore pari a 1 mm con l'obiettivo di ottenere un angolo di 90° .

Durante il processo di piegatura sono state 'raccolte' una serie d'informazioni richieste dall'algoritmo predittivo ottenendo i seguenti risultati:

- $\alpha = 1.55^\circ$
- $F\eta = 6.57 \text{ N}$
- $F1 = 17.98 \text{ N}$
- $F2 = 20.09 \text{ N}$

Anche in questo caso i valori si riferiscono a una lamiera con larghezza nominale pari a 1 mm. Utilizzando questi valori misurati e insieme ai dati presenti nel Data Base si è riusciti ad ottenere le "reali" caratteristiche del materiale in lavorazione e di conseguenza l'entità del ritorno elastico.

Attraverso opportune interpolazioni (fig. 5.8), una volta noto il valore di F_2 e lo spessore utilizzato di 1 mm, è stato ottenuto il valore di $\sigma_0 = 150$ MPa.

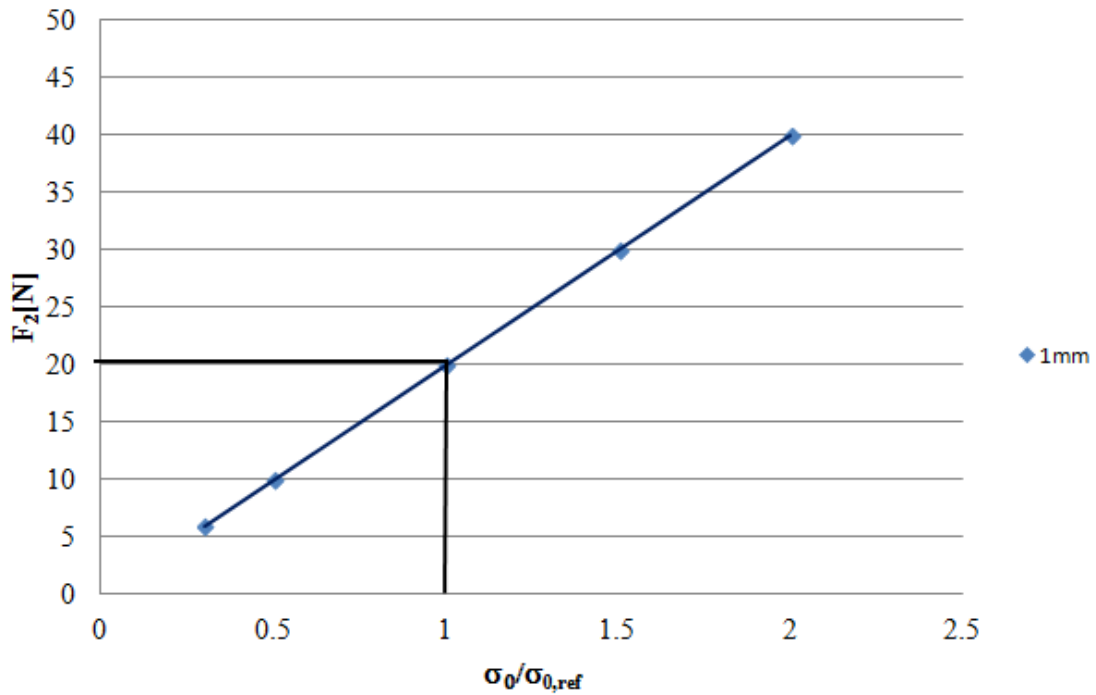


Figura 5.8: Valutazione di $\sigma_0/\sigma_{0,ref}$

Mediante il valore di $F\eta$, è stato possibile invece calcolare il valore di E/E_{ref} , e di conseguenza il valore di S che è circa uguale a 1 (fig. 5.9).

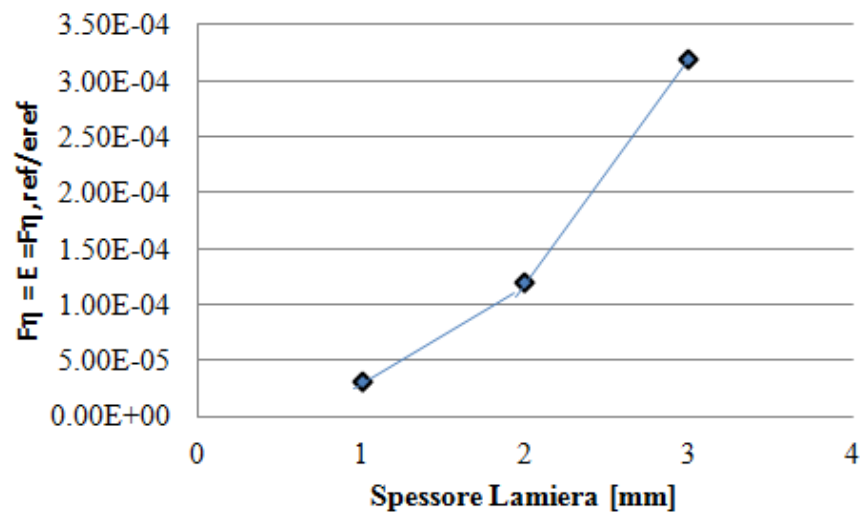


Figura 5.9: Valutazione di E

A questo punto è stato determinato il valore dell'indice d'incrudimento, le funzioni quadratiche che mettono in relazione n al rapporto F_1/F_2 che è pari a 1.12. Nel caso in esame, come detto è stato valutato un valore di S molto vicino a 1, il valore di n risulta essere pari a 0.22 (fig. 5.10).

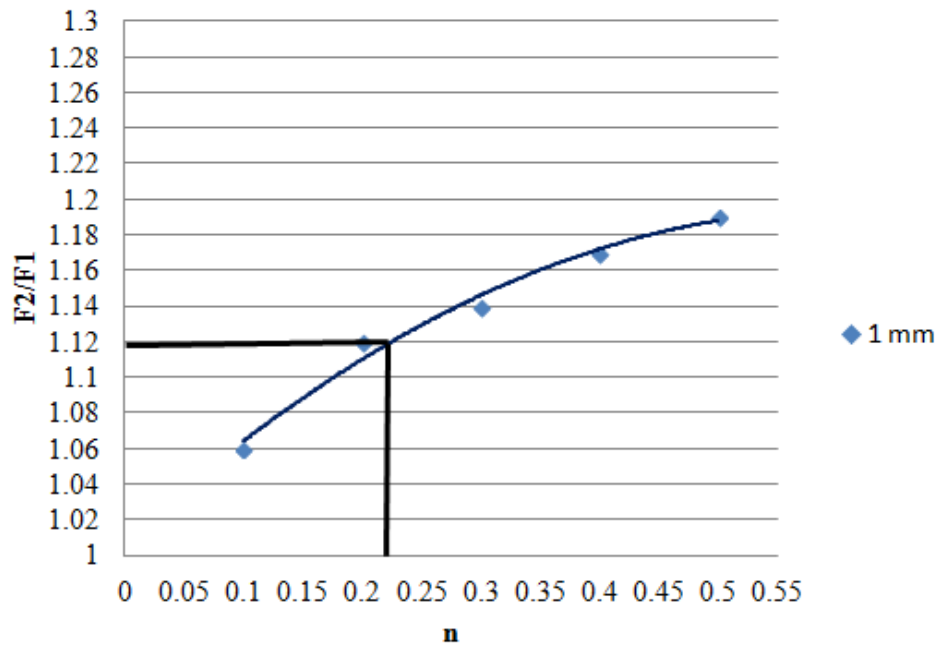


Figura 5.10: Valutazione di n con $S=1$.

Infine è stato possibile valutare l'angolo finale dello springback di 1.60° (fig. 5.11), in buon accordo con le prove reali.

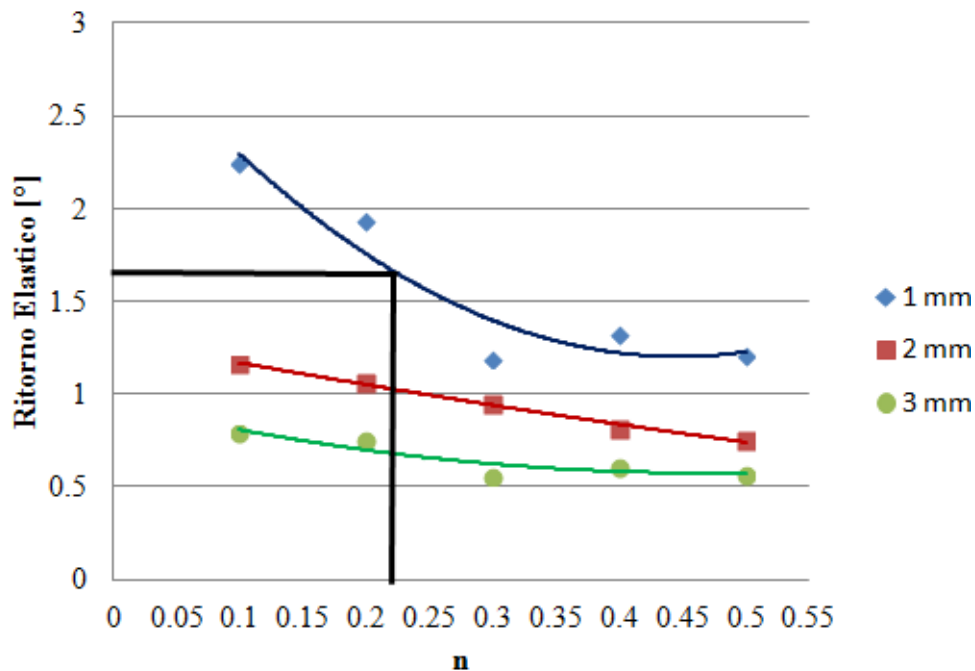


Figura 5.11: Valutazione del ritorno elastico.

5.4 Campagna sperimentale ($s = 1 \text{ mm}$)

Il materiale testato è un acciaio (DC01). Un test è stato eseguito su lamiera con spessore pari a 1 mm con l'obiettivo di ottenere un angolo di 90° .

Durante il processo di piegatura sono state 'raccolte' una serie d'informazioni richieste dall'algoritmo predittivo ottenendo i seguenti risultati:

- $\alpha = 1.35^\circ$
- $F\eta = 6.958 \text{ N}$
- $F1 = 18.33 \text{ N}$
- $F2 = 21.52 \text{ N}$

Anche in questo caso i valori si riferiscono a una lamiera con larghezza nominale pari a 1 mm. Utilizzando questi valori misurati e insieme ai dati presenti nel Data Base si è riusciti ad ottenere le "reali" caratteristiche del materiale in lavorazione e di conseguenza l'entità del ritorno elastico.

Attraverso opportune interpolazioni (fig. 5.4), una volta noto il valore di F_2 e lo spessore utilizzato di 1 mm, è stato ottenuto il valore di $\sigma_0 = 151.5 \text{ MPa}$.

Mediante il valore di F_n , è stato possibile invece calcolare il valore di E/E_{ref} , e di conseguenza il valore di S che è circa uguale a 1 (fig. 5.5).

A questo punto è stato determinato il valore dell'indice d'incrudimento, le funzioni quadratiche che mettono in relazione n al rapporto F_1/F_2 che è pari a 1.17. Nel caso in esame, come detto è stato valutato un valore di S molto vicino a 1, il valore di n risulta essere pari a 0.4 (fig. 5.12).

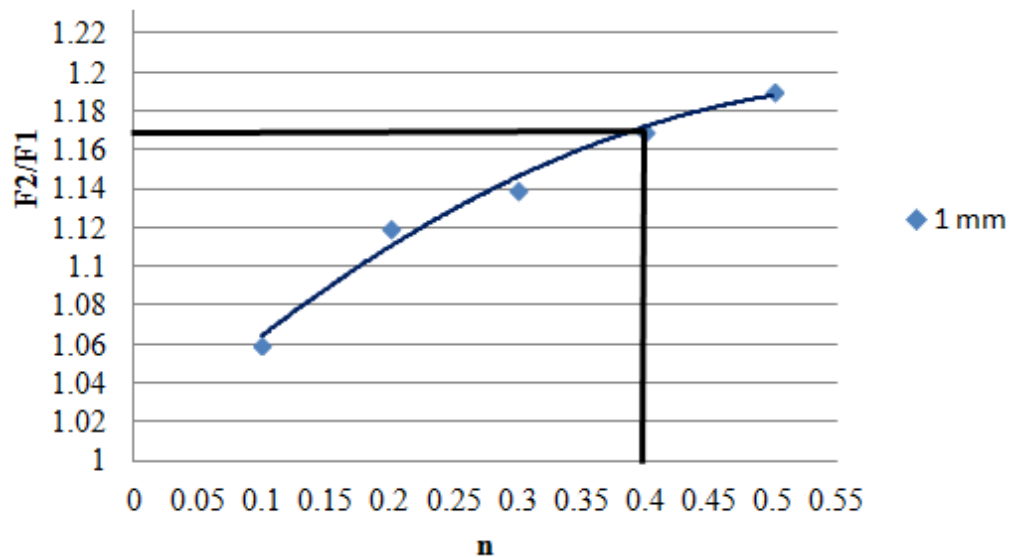


Figura 5.12: Valutazione di n con $S=1$.

Infine è stato possibile valutare l'angolo finale dello springback di 1.32° (fig. 5.13), in buon accordo con le prove reali.

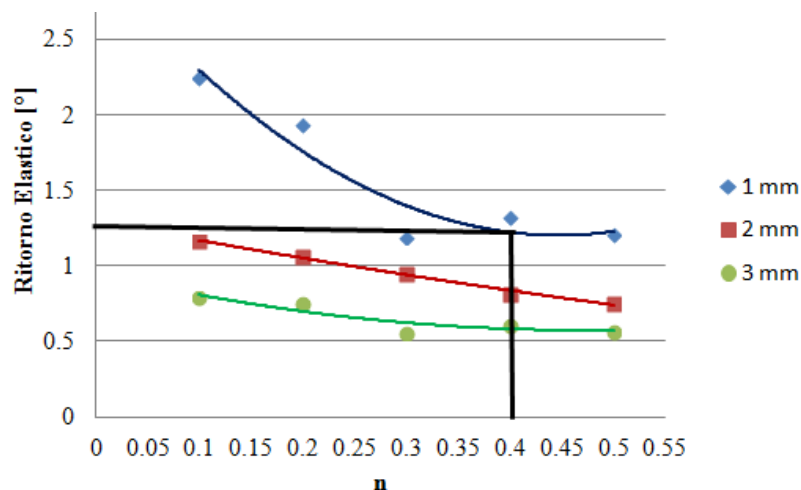


Figura 5.13: Valutazione del ritorno elastico.

5.5 Campagna sperimentale ($s = 3 \text{ mm}$)

Il materiale testato è un acciaio DD11 (UNI EN 10027-1). Un test è stato eseguito su lamiera con spessore pari a 3 mm con l'obiettivo di ottenere un angolo di 90° .

Durante il processo di piegatura sono state 'raccolte' una serie d'informazioni richieste dall'algoritmo predittivo ottenendo i seguenti risultati:

- $\alpha = 0.6^\circ$
- $F\eta = 8.95 \text{ N}$
- $F1 = 144.33 \text{ N}$
- $F2 = 180 \text{ N}$

Anche in questo caso i valori si riferiscono a una lamiera con larghezza nominale pari a 1 mm. Utilizzando questi valori misurati e insieme ai dati presenti nel Data Base si è riusciti ad ottenere le "reali" caratteristiche del materiale in lavorazione e di conseguenza l'entità del ritorno elastico.

Attraverso opportune interpolazioni (fig. 5.4), una volta noto il valore di F_2 e lo spessore utilizzato di 1 mm, è stato ottenuto il valore di $\sigma_0 = 151.5 \text{ MPa}$.

Mediante il valore di $F\eta$, è stato possibile invece calcolare il valore di E/E_{ref} , e di conseguenza il valore di S che è circa uguale a 1 (fig. 5.5).

A questo punto è stato determinato il valore dell'indice d'incrudimento, le funzioni quadratiche che mettono in relazione n al rapporto F_1/F_2 che è pari a 1.25. Nel caso in esame, come detto è stato valutato un valore di S molto vicino a 1, il valore di n risulta essere pari a 0.32 (fig. 5.14).

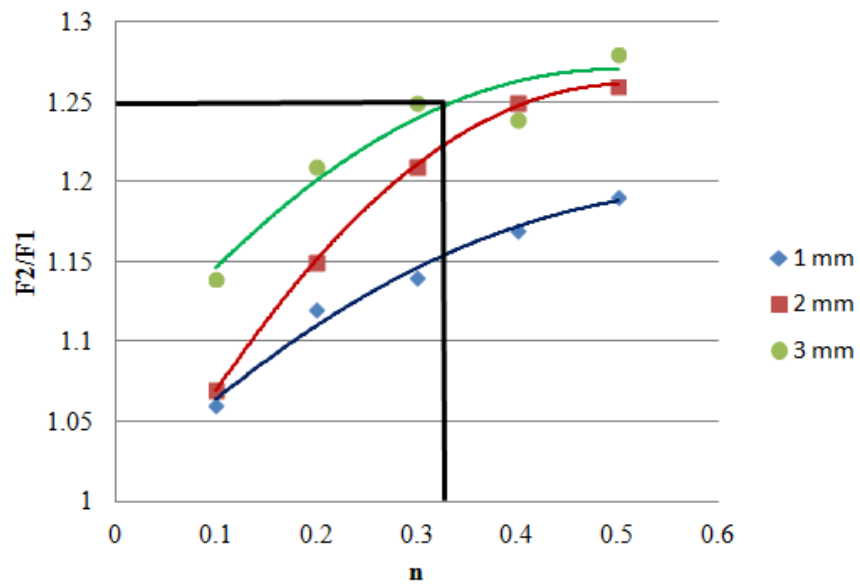


Figura 5.14: Valutazione di n con $S=1$.

Infine è stato possibile valutare l'angolo finale dello springback di 0.62° (fig. 5.15), in buon accordo con le prove reali.

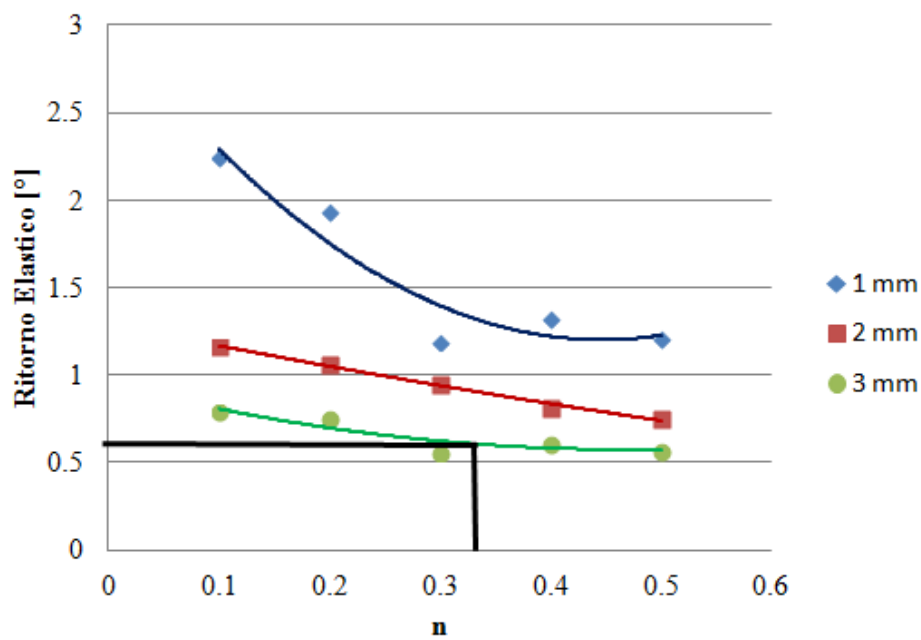


Figura 5.15: Valutazione del ritorno elastico.

Capitolo 6

Coclusioni

Nella presente indagine, sono stati studiati i dati di forza-corsa raccolti da una pressa costruita ad-hoc per lo studio predittivo del ritorno elastico. Da una prima campagna si è osservato come le simulazioni effettuate abbiano permesso di creare un database che permette di predire il ritorno elastico in maniera molto precisa. Il risultato è stato sicuramente soddisfacente.

Per realizzare tale modello, è stato necessario effettuare delle considerazioni circa l'effetto della variazione dei parametri sulle grandezze d'interesse. Il primo parametro di studio è stato il modulo di Young (E); il quale è stato raddoppiato, dimezzato e ridotto di un terzo rispetto la prova di riferimento ($E = 205 \text{ GPa}$). Dal confronto dei dati è emerso che la variazione di E incide in modo direttamente proporzionale sulla pendenza del tratto elastico della curva forza-corsa e inversamente proporzionale sul valore del ritorno elastico.

Il secondo parametro è σ_s , analizzato in modo analogo al precedente. Quello che è emerso è l'esistenza di un legame di proporzionalità diretta tra la variazione del carico di snervamento e quella del ritorno elastico; legame che è stato individuato anche per la variazione della forza nel tratto centrale della curva forza-corsa.

Grazie alle osservazioni fatte a riguardo di questi parametri si è stabilito che il rapporto σ_s/E permette di valutare l'entità del ritorno elastico rispetto alla prova di riferimento. Questa affermazione ha trovato conferma nel momento in cui sono state eseguite simulazioni con la stessa variazione del modulo di Young e del carico di snervamento. Infatti, tali prove hanno portato agli stessi risultati della prova di riferimento. Assunto $\sigma_s/E = 1$ della prova di riferimento, si è potuto stabilire un legame di proporzionalità diretta tra la variazione di tale rapporto e quella del ritorno elastico.

Questa analisi ha inoltre permesso di ricavare una legge che lega il rapporto σ_s/E al ritorno elastico, mantenendo il coefficiente d'incrudimento (n) pari al valore imposto nella prova di riferimento. L'intervallo di variazione del rapporto (σ_s/E) è in un range che va da 0.3 a 2. È stato definito in modo tale da considerare un'ampia gamma di materiali metallici che possono essere sottoposti al processo di piegatura.

Un'ulteriore analisi è stata svolta sull'effetto della variazione del coefficiente d'incrudimento nei confronti del ritorno elastico. Il coefficiente d'incrudimento (n) è stato fatto variare in un intervallo tra 0.1 e 0.5.

In prima analisi si è osservato un decremento del valore della forza e di quello dello springback passando da un estremo all'altro dell'intervallo considerato (a parità di σ_s/E).

In modo del tutto analogo è stato possibile ricavare una legge che consente di prevedere il valore dello springback in funzione del coefficiente d'incrudimento, al variare del rapporto σ_s/E .

Il metodo elaborato ha consentito di prevedere l'entità dello springback ed intrinsecamente di risalire alle caratteristiche meccaniche del materiale in lavorazione, qualora sconosciute. Ciò è stato reso possibile dal confronto tra i valori del grafico forza- corsa della prova di riferimento con quelli della prova in esame.

Bibliografia

- [1] A. Bugini, R. Pacagnella, C. Giardini, G. restelli, Tecnologia meccanica: lavorazioni per fusione e deformazione plastica, vol. 2, Milano: CittàStudi, 1994.
- [2] AAVV, Manuale di lavorazione della lamiera, direzione e coordinamento: Renato Suzzani Milano: Tecniche Nuove, 2004.
- [3] E. Ceretti, G. Maccarini , Plasticità e lavorazioni per deformazione plastica, Brescia: Snoopy, 2000.
- [4] ASM International Handbook Committee, ASM Handbook – forming, Metals Park (Ohio), ASM international, 2000.
- [5] F. Gabrielli, Tecnologia meccanica: appunti dalle lezioni del corso tenuto presso la facoltà di ingegneria dell'università politecnica delle Marche, Bologna: Pitagora, 2005.
- [6] W. Johnson, P.B. Mellor, Engineering plasticity, Chichester: Ellis Horwood, 1983.
- [7] Metal Forming Handbook /Schuler (c) Springer-Verlag Berlin Heidelberg 1998.
- [8] S. Kalpakjian, R.S Steven Tecnologia Meccanica, Prentice Hall - Pearson Paravia Bruno Mondadori, 2008.
- [9] G. D'Urso, G. Pellegrini, G. Maccarini, The effect of sheet and material properties on springback in air bending, Key Eng. Mat. 344 (2007) 277-284.
- [10] K. Yilamua, R. Hinob, H. Hamasakib, F. Yoshidab, Air bending and springback of stainless steel clad aluminum sheet, 2009
- [11] Zemin Fu & Jianhua Mo &Wenxian Zhang, Study on multiple-step incremental air-bending forming of sheet metal with springback model and FEM simulation, 2008
- [12] K. Hyunok, K. Menachem, A. Taylan, Control of Springback in Bending and Flanging Advanced High Strength Steels (AHSS), 2009 International Automotive Body Congress (IABC), Troy, Michigan, USA, 2009, pp. 1-18.
- [12] Rahul K. Verma , A. Haldar, Effect of normal anisotropy on springback, 2006
- [13] Bradley N. Maker , Xinhai Zhu, Input Parameters for Springback Simulation using LS-DYNA, Livermore Software Technology Corporation, 2001

- [14] ZHAN Mei, YANG He, LI Zhen-bin, FEM numerical analysis of springback law of NC tube bending
- [15] Bouvier, S., Alves, J.L., Oliveira, M.C., Menezes, L.F., “Modeling of anisotropic work-hardening behavior of metallic materials subjected to strain-path changes.” *Comput. Mater. Sci.* 32 (3-4), pp.301–315, 2005
- [16] Iriondo, E., Gonzalez, B., Gutierrez, M.A., Daehn, G.S., “New approach for springback correction – Electromagnetic pulses”, *New developments in sheet metal forming*, IFU, Stuttgart, 415-428, 2006
- [17] Cobo, R., Pla, M., Hernandez, R., Benito, J.A., “Analysis of the decrease of the apparent Young’s modulus of advanced high strength steels and its effect in bending simulations”, *International Deep Drawing Research Group (IDDRG) 2009*, 1-3 June 2009,
- [18] Mori, Y., Akita, K., Abe, Y., “Springback behavior in bending of ultra-high-strength steel sheets using CNC servo press” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol.47, 321-325, 2007
- [19] H. Lim, M.G. Lee, J.H. Sung, J.H. Kim, R.H. Wagoner, Time-dependent springback of advanced high strength steels, *International Journal of Plasticity* 29 (2012) 42–59
- [20] M.A. Osman, M. Shazly, A. El-Mokaddem, A.S. Wafi, Springback prediction in V-die bending: modeling and experimentation, *J. of Ach. In Mat. And Man. Eng.* 38 (2010) 179-186.
- [21] T. deSouza, B.F. Rolfe, Characterising material and process variation effects on springback robustness for a semi-cylindrical sheet metal forming process, *International Journal of Mechanical Sciences* 52 (2010) 1756–1766
- [22] J.G. Liu, M.W. Fu, J. Lu, W.L. Chan, Influence of size effect on the springback of sheet metal foils in micro-bending, *Computational Materials Science* 50 (2011) 2604–2614
- [23] J.T. Gau, C. Principe, M. Yu, *J. Mater. Proc. Technol.* 191 (2007) 7–10.
- [24] A. Diehl, U. Engel, M. Geiger, *Proc. Inst. Mech. Eng. B, J. Eng. Manuf.* 222 (2008), 83–91.
- [25] S. Geibdorfer, U. Engel, M. Geiger. Mesoscopic model – advanced simulation of

microforming processes, in: AIP Conference Proceedings, 2007, Zaragoza, pp.647–52.

- [26] T. deSouza, B.F.Rolfe, Characterising material and process variation effects on springback robustness for a semi-cylindrical sheet metal forming process, *International Journal of Mechanical Sciences* 52 (2010) 1756–1766
- [27] S. Thipprakmas, Finite element analysis on the coined-bead mechanism during the V-bending process, *Mat. & Design* 32 (2011) 4909–4917.
- [29] A. Nilsson, L. Melin, C. Magnusson, Finite-element simulation of V-die bending: a comparison with experimental results, *Journal of Materials Processing Technology* 65 (1997), pp. 52-58
- [28] G. D’Urso, G. Pellegrini, G. Maccarini, A. Bugini, Springback control in air bending: FEM and experimental results, *Proc. Of the 6th AITeM conf., Gaeta (I)* 2003.