



**Politecnico
di Torino**

Politecnico di Torino

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

A.a. 2021/2022

Sessione di Laurea Ottobre 2022

**Simulazione numerica del processo di
imbutitura profonda “Necking-Out” per
applicazioni nel campo degli
acceleratori di particelle**

**Simulazione del processo e progettazione degli strumenti con
l'ausilio del software FEM LS-Dyna**

Relatore:

Lorenzo Peroni

Candidato:

Ivan James Deruva

Correlatore:

Alberto Morena

Sommario

ABSTRACT.....	III
ABSTRACT.....	V
LISTA DELLE FIGURE.....	VII
LISTA DELLE TABELLE.....	X
1. IL CERN.....	1
1.1 L'acceleratore di particelle.....	4
2. PROCESSI DI FORMATURA DELLE LAMIERE.....	5
2.1 Introduzione ai principali processi di formatura delle lamiere e primi studi tramite analisi numerica.....	5
2.2 Caratteristiche e formabilità dei fogli di lamiera.....	8
2.3 Imbutitura profonda.....	13
2.3.1 Meccanismo di deformazione.....	13
2.3.2 Difetti riscontrati nel processo di imbutitura.....	18
2.3.3 Ritorno elastico o Springback.....	19
2.3.4 Studio e influenza dei parametri nei processi di imbutitura profonda.....	20
3. SCELTA DEI PARAMETRI DI INPUT PER LA FORMATURA DELLE LAMIERE UTILIZZANDO LS-DYNA.....	22
3.1 Formulazione degli elementi shell.....	23
3.1.1 Punti di integrazione fuori dal piano dell'elemento.....	24
3.2 Formulazione degli elementi <i>solid</i>	28
3.3 Caratteristiche dei materiali e dei modelli di materiale utilizzati in LS-Dyna.....	30
3.3.1 Introduzione sugli acciai inossidabili.....	30
3.3.2 Acciai inossidabili utilizzati nello studio: AISI 304L e AISI 316LN.....	31
3.3.3 Implementazione dei materiali e scelta del modello all'interno di LS-Dyna.....	35
3.4 Metodi di soluzione numerica.....	37
3.4.1 Metodo di soluzione implicita.....	38
3.4.2 Metodo di soluzione esplicita.....	39
3.4.3 Confronto tra i metodi di soluzione implicita ed esplicita.....	41
4. STUDIO DEL PROCESSO NECKING-OUT.....	45
4.1 Dati e premesse iniziali.....	45
4.2 Implementazione dei dati, dei materiali, dello strumento estrusore e degli stampi.....	49
4.3 Studio del modello <i>flat sheet</i>	54
4.3.1 Implementazione del foglio di lamiera con mesh di tipo <i>shell</i>	54
4.3.2 Implementazione del foglio di lamiera con mesh di tipo <i>solid</i>	56

4.3.3 Risultati del modello <i>flat sheet shell</i> e confronto tra le formulazioni utilizzate	57
4.3.4 Risultati del modello <i>flat sheet solid</i> e confronto tra le formulazioni utilizzate.....	73
4.3.5 Osservazioni sui modelli <i>flat sheet shell</i> e <i>solid</i>	79
4.4 Studio del modello reale <i>tube</i>	81
4.4.1 Implementazione del foglio di lamiera tubolare.....	81
4.4.2 Risultati del modello <i>tube</i>	82
4.5 Studio del modello <i>eighth</i>	86
4.5.1 Creazione e implementazione dell'ottavo di tubo	86
4.5.2 Risultati del modello <i>eighth</i>	88
4.6 Studio dello springback sul modello <i>eighth</i>	102
4.6.1 Implementazione dei dati utili per l'analisi del ritorno elastico in LS-Dyna.....	102
4.6.2 Risultati ottenuti con le simulazioni per lo studio del ritorno elastico sul modello <i>eighth shell triplemesh</i> per i materiali AISI 316LN e AISI 304L.....	105
5. CONCLUSIONI.....	113
APPENDICE.....	116
A.1 Associazione tra gli elementi disponibili in LS-DYNA e le sigle presenti nelle parentesi quadre dopo il nome descrittivo del modello del materiale.	116
A.2 Consistent Units.....	117
A.3 Coefficienti di attrito statico e dinamico di contatto tra materiali.....	118
A.4 Routine MatLab per l'elaborazione dei dati presenti nel file <i>nodout</i>	119
A.5 Routine MatLab per l'elaborazione dei dati presenti nel file <i>rcforc</i>	122
BIBLIOGRAFIA	123
SITOGRAFIA	128

ABSTRACT

Il seguente lavoro di tesi tratta lo studio di un particolare processo di imbutitura profonda chiamato “Necking-out”. Questo processo viene applicato ai tubi che fanno parte dell’insieme degli acceleratori di particelle del CERN e ha lo scopo di creare un collo (in inglese *neck* per l’appunto) a cui poi viene eseguito un taglio e viene saldato un altro tubo. Tale apparato viene utilizzato a scopi di diagnostica, sensoristica e creazione del vuoto all’interno.

In primo luogo si è studiato lo stato dell’arte dei processi meccanici, con particolare riferimento al processo di imbutitura meccanica e al modo in cui questi processi sono stati studiati con l’analisi agli elementi finiti. In secondo luogo si è svolto uno studio del software utilizzato durante il lavoro, ossia LS-Dyna, che ha permesso di approfondire tutti i parametri utili ai fini della simulazione; si sono esaminati anche i materiali che compongono i tubi degli acceleratori, l’AISI 316 LN e l’AISI 304 L.

Dopo la prima parte sullo stato dell’arte, si è partiti con l’implementazione in ambiente LS-Dyna di tutti gli strumenti necessari al fine di simulare il processo ed eseguire l’analisi agli elementi finiti (FEA) del processo meccanico. Nel corso dello studio si è costruito un modello preliminare che facesse capire il processo meccanico in modo più approfondito e, soprattutto, permettesse di comprendere a pieno tutti le formulazioni degli elementi e i tempi di calcolo utili al fine di simulare il processo. Il modello preliminare è stato importante soprattutto perché ha fornito risultati utili in un tempo ragionevolmente breve essendo un modello molto snello. Dopodiché si è passati all’implementazione del modello reale, dove si è preso coscienza del fatto che il problema è assialsimmetrico e, infine, si è costruito un modello semplificato per analizzare e studiare il processo e tutte le criticità connesse ad esso con particolare riguardo alle problematiche legate all’assottigliamento della parte estrusa e al ritorno elastico.

In conclusione, lo studio ha portato a verificare quale formulazione degli elementi, *shell* o *solid*, fosse più idonea a rappresentare la realtà con un tempo di simulazione che fosse il più ridotto possibile. Inoltre, lo studio ha portato a comprendere con maggiore accuratezza il processo in sé e le problematiche legate all’assottigliamento della parte estrusa e al ritorno elastico al fine di garantire le giuste tolleranze dimensionali.

Dei possibili sviluppi potrebbero mirare a ottimizzare il processo utilizzando LS-Opt, modificando la geometria degli strumenti, come ad esempio forma e dimensioni del foro ellittico o dello strumento estrusore, al fine di minimizzare l’assottigliamento della parte estrusa e, in particolare, il ritorno elastico. Inoltre, potrebbero essere studiati e implementati all’interno dell’ambiente software più

parametri dei materiali utilizzati, come ad esempio la dipendenza dalla velocità di deformazione. Si potrebbero anche analizzare altri materiali di cui sono composti i tubi, come leghe in rame e niobio. Infine, è sicuramente utile la creazione di un'interfaccia *user-friendly* che garantisca, con l'inserimento di opportuni parametri, di ottenere una soluzione semi-automatica senza l'obbligo di saper utilizzare un software FE come LS-Dyna.

ABSTRACT

The following thesis work deals with the study of a particular deep drawing process called "Necking-out". This process is applied to the tubes that are part of the set of CERN particle accelerators and aims to create a *neck* to which a cut is then made and another tube is welded. This apparatus is used for diagnostic, sensor and vacuum creation purposes inside.

First of all, the state of the art of mechanical processes was studied, with particular reference to the mechanical drawing process and the way in which these processes were studied with finite element analysis. Secondly, a study was carried out of the software used during the work, LS-Dyna, which allowed to deepen all the parameters useful for the purposes of simulation; the materials that make up the tubes, the AISI 316 LN and the AISI 304 L were also examined.

After the first part on the state of the art, I started with the implementation in the LS-Dyna of all the necessary tools in order to simulate the process and perform the finite element analysis (FEA) of the mechanical process. During the study, a preliminary model was built that would make the mechanical process understand in more depth and, above all, allow to fully understand all the formulations of the elements and the calculation times useful in order to simulate the process. The preliminary model was important mainly because it provided useful results in a reasonably short time being a very lean model. Then, I continue with the implementation of the real model, where I became aware of the fact that the problem is axialsymmetric and, finally, I built a simplified model to analyze and study the process and all the critical issues related to it with particular regard to the thinning of the extruded part and springback.

In conclusion, the study led to verify which formulation of the elements, *shell* or *solid*, was most suitable to represent reality with a simulation time that was as short as possible. In addition, the study led to a greater understanding of the process itself and the problems related to the thinning of the extruded part and springback in order to guarantee the right dimensional tolerances.

Possible developments could aim to optimize the process using LS-Opt, modifying the geometry of the tools, such as the shape and size of the elliptical hole or extruding tool, in order to minimize the thinning of the extruded part and, in particular, the springback. In addition, more parameters of the materials used, such as the dependence on the deformation rate, could be studied and implemented within the software environment. Other materials of which the tubes are composed could also be analysed, such as copper and niobium alloys. Finally, it is certainly useful to create a user-friendly

interface that guarantees, inserting appropriate parameters, to obtain a semi-automatic solution without to know how to use an FE software such as LS-Dyna.

LISTA DELLE FIGURE

Figura 1 - Strutture del dipartimento di Ingegneria del CERN (Garlasche, 2021).....	2
Figura 2 - Deformazioni lungo lo spessore in un processo di imbutitura profonda calcolate con un metodo alle differenze finite (Tekkaya, 1980).....	6
Figura 3 - Curve $\sigma - \varepsilon$ a temperatura ambiente per vari materiali. Ogni curva inizia dalla tensione di snervamento del materiale.....	9
Figura 4 - Costruzione della curva sul Forming-Limit Diagram (FLD).....	11
Figura 5 - Curve limite di formatura per diversi materiali metallici	12
Figura 6 - Componenti di base del processo di imbutitura profonda (Said e Mehrabi, 2021).....	13
Figura 7 - Suddivisione delle zone del foglio di lamiera durante il processo di imbutitura profonda con punzone a profilo piatto e a profilo semisferoidale.....	14
Figura 8 - Deformazioni su un provino sottoposto a prova di trazione estratti da una parte di lamiera.....	16
Figura 9 - Relazione tra l'anisotropia normale media R_{avg} e il rapporto limite di imbutibilità per diversi metalli	17
Figura 10 - Principio di ritorno elastico.....	19
Figura 11 - Formulazione dell'elemento di tipo 2 (shell di Belytschko-Tsay).....	23
Figura 12 - Formulazione dell'elemento di tipo 16 (shell di Belytschko-Tsay completamente integrato)	24
Figura 13 - Elemento shell di tipo 16 con 5 punti di integrazione fuori dal piano dell'elemento.....	25
Figura 14 - Andamenti tipici delle tensioni lungo lo spessore di un elemento shell di tipo 16 nella formatura dei fogli di lamiera metallici	25
Figura 15 - Elemento solid con elform uguale a 1.....	29
Figura 16 - Elemento solid con elform uguale a 2.....	29
Figura 17 - Elemento solid con elform uguale a -1 e -2	29
Figura 18 - Immagini al microscopio ottico della sezione trasversale dei materiali (attraverso lo spessore della piastra, lungo la direzione di laminazione): (a) AISI 304L e (b) AISI 316LN	32
Figura 19 - Progetto del campione a sezione singola (dimensioni in millimetri).....	34
Figura 20 - Curva σ - ε per l'acciaio AISI 304 L a temperatura uguale a 300K	34
Figura 21 - Curva σ - ε per l'acciaio AISI 316 LN a temperatura uguale a 300K	35
Figura 22 - Discretizzazione della curva spazio-tempo all'interno di LS-Dyna	39
Figura 23 - Vista frontale, sezione e vista isometrica del foglio di lamiera tubolare	46
Figura 24 - Vista frontale, sezione e vista isometrica dello strumento estrusore	47
Figura 25 - Vista frontale, sezioni e vista isometrica degli stampi.....	48
Figura 26 - Mesh dello strumento estrusore conico.....	51
Figura 27 - Mesh degli stampi utilizzati per il processo con il foglio di lamiera tubolare	51
Figura 28 - Curva s-t associata allo strumento estrusore.....	52
Figura 29 - Mesh della part flat sheet shell: (a) singlemesh, (b) doublemesh e (c) triplemesh	55
Figura 30 - Mesh della part flat sheet solid triplemesh	57
Figura 31 - Particolare della part flat sheet solid triplemesh	57
Figura 32 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.2	59
Figura 33 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.16	59
Figura 34 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.-16....	60
Figura 35 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.25	60
Figura 36 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.26	61
Figura 37 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.2	62
Figura 38 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.16	63
Figura 39 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.-16.....	63

Figura 40 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.25	64
Figura 41 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.26	64
Figura 42 - Confronto dei grafici F-t del modello flat sheet shell singlemesh per le diverse formulazioni	65
Figura 43 - Confronto dei grafici F-t del modello flat sheet shell singlemesh per le formulazioni EQ.16 e EQ.-16	66
Figura 44 - Confronto dei grafici F-t dei modelli flat sheet shell doublemesh e triplemesh per le formulazioni EQ.2 e EQ.-16	67
Figura 45 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell doublemesh con formulazione EQ.2.....	68
Figura 46 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell doublemesh con formulazione EQ.-16 ..	69
Figura 47 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell triplemesh con formulazione EQ.2	69
Figura 48 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell triplemesh con formulazione EQ.-16	70
Figura 49 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell doublemesh con formulazione EQ.2	71
Figura 50 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell doublemesh con formulazione EQ.-16.....	71
Figura 51 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell triplemesh con formulazione EQ.2	72
Figura 52 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell triplemesh con formulazione EQ.-16.....	72
Figura 53 - Confronto tra le formulazioni solid EQ.1 senza e con il controllo sul valore di hourglass: (a) EQ.1 senza controllo sul hourglass e (b) EQ.1 con ihq pari a 10	74
Figura 54 - Confronto dei grafici F-t del modello flat sheet solid doublemesh per le formulazioni EQ.1 e EQ.1 con ihq pari a 10	74
Figura 55 - Confronto dei grafici F-t del modello flat sheet solid singlemesh per le formulazioni EQ.1, EQ.2 ed EQ.3.....	75
Figura 56 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet solid doublemesh con formulazione EQ.1	76
Figura 57 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet solid doublemesh con formulazione EQ.2	76
Figura 58 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet solid triplemesh con formulazione EQ.1	77
Figura 59 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet solid triplemesh con formulazione EQ.2	77
Figura 60 - Confronto dei grafici F-t dei modelli flat sheet solid doublemesh e triplemesh per le formulazioni EQ.1 e EQ.2	78
Figura 61 - Confronto dei grafici F-t dei modelli flat sheet shell e solid doublemesh e triplemesh per le formulazioni shell EQ.-16 e solid EQ.2	80
Figura 62 - Mesh shell del foglio di lamiera tubolare con singola transizione.....	82
Figura 63 - Mesh shell del foglio di lamiera tubolare con doppia transizione	82
Figura 64 - Spostamento risultante del modello tube shell doublemesh con formulazione EQ.16.....	83
Figura 65 - Spostamento risultante della parte estrusa del modello tube shell doublemesh con formulazione EQ.16	84
Figura 66 - Spostamento risultante della parte estrusa del modello tube shell doublemesh con formulazione EQ.-16	84
Figura 67 - Confronto dei grafici F-t del modello tube doublemesh e tube triplemesh con formulazione degli elementi EQ.2, EQ.16 e EQ.-16	85
Figura 68 - Mesh del modello eighth doublemesh	86
Figura 69 - Mesh del modello eighth triplemesh.....	87
Figura 70 - Mesh del modello eighth doublemesh con i vincoli sui nodi.....	87

Figura 71 - Confronto dei grafici F-t dei modelli tube e eighth shell doublemesh e triplemesh per la formulazione shell EQ.-16	89
Figura 72 - Confronto dei grafici F-t dei modelli eighth shell doublemesh, triplemesh e biquadraticmesh per la formulazione shell EQ.16.....	90
Figura 73 - Spostamento risultante del modello tube shell triplemesh con formulazione EQ.-16	91
Figura 74 - Spostamento risultante del modello eighth shell triplemesh con formulazione EQ.-16	91
Figura 75 - Confronto dei grafici F-t dei modelli eighth shell e solid, doublemesh e triplemesh, per le formulazioni shell EQ.-16 e solid EQ.2	93
Figura 76 - Spostamento risultante del modello eighth solid triplemesh con formulazione EQ.2	94
Figura 77 - Spostamento risultante del modello eighth shell triplemesh con formulazione EQ.-16	94
Figura 78 - Tensione equivalente di Von Mises a 10 ms per il materiale AISI 316LN: (a) normale all'asse z, (b) normale all'asse x e (c) normale all'asse y.....	96
Figura 79 - Tensione equivalente di Von Mises a 11 ms per il materiale AISI 316LN: (a) normale all'asse z, (b) normale all'asse x e (c) normale all'asse y.....	97
Figura 80 - Tensione equivalente di Von Mises a 10 ms per il materiale AISI 304L: (a) normale all'asse z, (b) normale all'asse x e (c) normale all'asse y.....	99
Figura 81 - Tensione equivalente di Von Mises a 11 ms per il materiale AISI 304L: (a) normale all'asse z, (b) normale all'asse x e (c) normale all'asse y.....	100
Figura 82 - Node set dei nodi sulla cresta del foro ellittico.....	104
Figura 83 - Node set dei nodi interni al foro ellittico	104
Figura 84 - Confronto dei grafici R-t sul modello eighth triplemesh per i node sets creati per il materiale AISI 316LN	106
Figura 85 - Confronto dei grafici R-t sul modello eighth triplemesh per i node sets creati per il materiale AISI 304L	107
Figura 86 - Confronto dei grafici R-t sul modello eighth triplemesh per il node set sulla cresta del foro ellittico per i materiali AISI 316LN e AISI 304L	107
Figura 87 - Confronto dei grafici R-t sul modello eighth triplemesh per il node set dei nodi interni al foro ellittico per i materiali AISI 316LN e AISI 304L	108
Figura 88 - Andamento dello spessore del modello eighth shell triplemesh per l'AISI 316LN	110
Figura 89 - Andamento dello spessore del modello eighth shell triplemesh per l'AISI 304L	110
Figura 90 - Andamento dello spessore del modello eighth shell triplemesh per l'AISI 316LN con evidenziata la zona in cui è possibile eseguire il taglio.....	111
Figura 91 - Andamento dello spessore del modello eighth shell triplemesh per l'AISI 304L con evidenziata la zona in cui è possibile eseguire il taglio.....	112
Figura 92 - Foglio di lamiera tubolare con applicati tre fori ellittici	115

LISTA DELLE TABELLE

Tabella 1 - Confronto tra le caratteristiche di formatura delle lamiere e formatura massiva (S: superficie, V: volume, t: spessore, a: dimensione caratteristica).....	7
Tabella 2 - Intervalli tipi dei valori di anisotropia normale media per varie leghe metalliche.....	17
Tabella 3 - Vantaggi e svantaggi di una mesh con elementi di tipo solid	28
Tabella 4 - Composizione chimica degli acciai AISI 304L e AISI 316LN.....	32
Tabella 5 - Valori di lunghezze caratteristiche e la velocità del suono nel materiale per gli elementi shell triangolare e quadrangolare e per l'elemento solid.....	42
Tabella 6 - Caratteristiche fisiche dell'acciaio AISI 304L.....	49
Tabella 7 – Caratteristiche fisiche dell'acciaio AISI 316LN.....	49
Tabella 8 - Caratteristiche fisiche del materiale 34CrNiMo6 con i vincoli imposti allo strumento estrusore.	50
Tabella 9 - Caratteristiche fisiche del materiale Alu EN AW-6082 T6 con i vincoli imposti agli stampi	50
Tabella 10 - Numero elementi, formulazione e tempo computazionale per le diverse formulazioni flat sheet shell singlemesh	58
Tabella 11 - Valori minimi dello spessore ottenuti dopo il processo per le diverse formulazioni nel modello flat sheet shell singlemesh.....	61
Tabella 12 - Numero elementi, formulazione e tempo computazionale per le diverse formulazioni flat sheet shell doublemesh e triplemesh	67
Tabella 13 - Valori minimi dello spessore ottenuti dopo il processo nel modello flat sheet shell doublemesh e triplemesh per le formulazioni EQ.2 e EQ.-16.....	70
Tabella 14 – Tipo di formulazione degli elementi, hourglass e tempo computazionale per le diverse formulazioni per il modello flat sheet solid	73
Tabella 15 - Numero elementi, formulazione e tempo computazionale per i diversi modelli flat sheet shell e solid doublemesh e triplemesh.....	79
Tabella 16 - Numero elementi, formulazione e tempo computazionale per i diversi modelli tube.....	83
Tabella 17 - Numero elementi, formulazione e tempo computazionale per i modelli tube e eighth con mesh di tipo shell EQ.16 e EQ.-16	88
Tabella 18 - Numero elementi, formulazione e tempo computazionale per i diversi modelli eighth.....	92
Tabella 19 - Valori delle deviazioni standard per i nodi sulla cresta del foro ellittico	108
Tabella 20 - Valori delle deviazioni standard per i nodi interni selezionati al foro ellittico	109
Tabella 21 - Valori percentuali di ritorno elastico per i materiali utilizzati per entrambi i node sets creati..	109
Tabella 22 - Valori minimi di raggio medio a fine processo per entrambi i node sets creati per ogni materiale	109

1. IL CERN

Il CERN, sigla di *Conseil Européen pour la Recherche Nucléaire*, è un “ente internazionale istituito con una convenzione firmata a Parigi il 1° luglio 1953 fra 12 Stati europei”, tra cui l’Italia, “allo scopo di promuovere ricerche di fisica nucleare e subnucleare”.

“Attualmente è denominato European Organization for Nuclear Research, ha sede a Ginevra e i suoi paesi membri sono 20” (Treccani – CERN).

C'è un po' di confusione a proposito del vero significato della prima lettera dell'acronimo, tanto che informalmente la sigla viene interpretata: Centre Européen pour la Recherche Nucléaire (Centro Europeo per la Ricerca Nucleare) (I.N.F.N. – CERN).

Il CERN nacque dopo la Seconda guerra mondiale perché “si sentì il bisogno di fondare un centro europeo all'avanguardia per la ricerca, in modo da ridare all'Europa il primato nella fisica”. A questo scopo venne riunito un consiglio di scienziati, che decise di costruire il laboratorio “visto che in quegli anni i principali centri di ricerca si trovavano tutti negli Stati Uniti” (Paese Sera - CERN).

“Il CERN è il più grande laboratorio al mondo che svolge la ricerca scientifica sulla fisica delle particelle elementari” e “si occupa della costruzione, del funzionamento e aggiornamento delle macchine acceleratrici Large Hadron Collider – LHC”.

“Lo scopo principale del CERN è quello di fornire ai ricercatori gli strumenti necessari per la ricerca in fisica delle alte energie. Questi strumenti sono per l’appunto gli acceleratori di particelle, che portano nuclei atomici e particelle subnucleari ad energie molto elevate, e i rivelatori, che permettono di osservare i prodotti delle collisioni tra i fasci di queste particelle” (Ministero dell’Università e della Ricerca - CERN).

“La missione del CERN si incentra sui seguenti aspetti:

- *ricerca*: fare ricerca e trovare le risposte alle domande sull’universo;
- *tecnologia*: avanzare le frontiere della tecnologia;
- *collaborazione*: far collaborare le nazioni insieme attraverso la scienza;
- *educazione*: occuparsi della formazione dei ricercatori del domani” (Ministero dell’Università e della Ricerca - CERN).

“Oltre alla progettazione, realizzazione e gestione delle macchine acceleratrici, di grande rilievo è il supporto tecnico offerto dal CERN alla realizzazione degli esperimenti”. “Una divisione dei

laboratori si occupa dello studio e dello sviluppo delle tecniche di rivelazione delle particelle ed un'altra copre le esigenze di analisi dei dati attraverso il centro di calcolo, uno dei più importanti del mondo per potenza di calcolo installata e per produzione di software scientifico". Inoltre, "molto intensi sono l'attività seminariale, i corsi tecnici e scientifici a vari livelli, la produzione di articoli scientifici" (Treccani - CERN).

Il presente lavoro di tesi rientra tra gli studi del dipartimento di ingegneria presente all'interno dell'organizzazione strutturale del CERN; questo dipartimento in particolare si occupa:

- della gestione, dell'upgrade e del supporto industriale delle infrastrutture;
- della coordinazione tra le varie attività e gli esperimenti;
- di tutti i servizi ingegneristici all'interno degli impianti (elettrici, meccanici, di trasporto, misurazione e altri).

Come si evince dal grafico che segue, il dipartimento di ingegneria è suddiviso in numerose strutture:



Figura 1 - Strutture del dipartimento di Ingegneria del CERN (Garlasche, 2021)

Il presente lavoro di tesi fa parte della struttura relativa all'Ingegneria Meccanica e dei Materiali (EN-MME). Questa struttura si occupa specificatamente:

- della progettazione e dell'ingegnerizzazione di macchine e processi meccanici come formatura, assemblaggio e saldatura;
- della fabbricazione dei singoli elementi utili al fine della ricerca;
- dello studio di nuovi materiali;
- dell'esecuzione di analisi metallurgiche, microscopiche e meccaniche dei vari materiali pre e post lavorazione.

Per fare tutto ciò, all'interno del EN-MME è importante che ci sia una forte sinergia tra le varie aree di competenza e tra tutto l'organico che fa parte della struttura stessa, e quindi anche tra ingegneri e tecnici.

La missione principale della struttura EN-MME è di essere al servizio del CERN per:

- interventi urgenti di riparazione, fabbricazione o manutenzione all'interno del tunnel;
- la creazione di prototipi;
- provare le teorie e i principi fisici dell'universo tramite gli esperimenti che il CERN porta avanti;
- l'ideazione di progetti di fabbricazione multi-tecnologica (Garlasche, 2021).

1.1 L'acceleratore di particelle

Il *Large Hadron Collider* (LHC) è un acceleratore e collisore ad adroni installato nel tunnel di 26,7 km il quale è stato costruito tra il 1984 e il 1989 per il CERN. Il tunnel LEP ha otto sezioni diritte e otto archi e si trova tra i 45 m e 170 m sotto la superficie su un piano inclinato con una pendenza del 1,4% verso il lago di Ginevra. Circa il 90% della sua lunghezza è in roccia melassa, che ha caratteristiche eccellenti per questa applicazione, e il 10% è in calcare. Ci sono due tunnel di trasferimento, ciascuno di circa 2,5 km di lunghezza, che collegano l'LHC al complesso di acceleratori del CERN, i quali fungono da iniettori. È stato fatto pieno uso delle strutture di ingegneria civile esistenti, ma queste sono state anche implementate e modificate.

L'approvazione del progetto LHC è stata data dal Consiglio del CERN nel dicembre 1994. A quel punto il piano era di costruire una macchina in due fasi a partire da un centro di energia di massa di 10 TeV, da aggiornare successivamente a 14 TeV. Tuttavia, nel corso del 1996, intensi negoziati hanno assicurato un sostanziale contributo al progetto da parte di Stati non membri e nel dicembre 1996 il Consiglio del CERN ha avviato la costruzione della macchina da 14 TeV in un unico stadio. Gli accordi tra Stati terzi spaziavano da donazioni finanziarie, a conferimenti in natura interamente finanziati dal contribuente, fino a contributi in natura finanziati congiuntamente dal CERN e dal contribuente. La fiducia per questi finanziamenti si è basata sull'esperienza maturata negli anni precedenti attraverso le collaborazioni internazionali che spesso si sono sviluppate intorno agli esperimenti di fisica. Nel complesso, il coinvolgimento di Stati terzi ha dimostrato di avere molto successo. La decisione di costruire l'LHC al CERN è stata fortemente influenzata dalla possibilità di risparmiare sui costi riutilizzando il tunnel LEP e la sua catena di iniezione (Evans e Bryant, 2008).

Il design dell'LHC dipende da alcuni principi base legati alla tecnologia più recente. Per una consultazione più approfondita si vedano i principali riferimenti utilizzati per la progettazione tecnica: i primi studi di progettazione (Baconnier et al., 1993; Pettersson e Lefèvre, 1995) e l'*LHC Design Report* (Brüning et al., 2004; Benedikt et al., 2004) diviso in tre volumi. (Evans e Bryant, 2008).

2. PROCESSI DI FORMATURA DELLE LAMIERE

2.1 Introduzione ai principali processi di formatura delle lamiere e primi studi tramite analisi numerica

Ci sono numerosi processi impiegati per la produzione di parti in lamiera. In particolare, le operazioni di formatura dei fogli di lamiera vengono identificate nell'industria con il termine pressatura o pressoformatura perché di solito vengono eseguite su presse utilizzando un insieme di stampi.

Questi processi meccanici sono impiegati per produrre vari oggetti; in funzione del loro scopo e/o dell'ambiente in cui lavorano si utilizzano diversi materiali che devono avere buone caratteristiche meccaniche, specialmente in termini di formabilità. La formabilità è la capacità della lamiera di subire una deformazione plastica permanente senza che si verificano cedimenti, lacerazioni o difetti superficiali all'interno delle tolleranze dimensionali.

L'acciaio a basso tenore di carbonio è il materiale di cui è composta la lamiera più comunemente utilizzata per via del suo basso costo e delle sue caratteristiche generalmente buone in termini di resistenza e formabilità. Le leghe di più recente sviluppo, come gli acciai TRIP e TWIP, sono diventate popolari per le applicazioni automobilistiche a causa della loro elevata resistenza; sono adatte per fornire una buona protezione dagli urti in un design leggero. L'alluminio è il materiale più comune per applicazioni in lamiera come lattine per bevande, imballaggi, utensili da cucina e applicazioni in cui la resistenza alla corrosione è un problema. I comuni materiali metallici per applicazioni aeronautiche e aerospaziali sono alluminio e titanio, anche se vengono sostituiti sempre più con materiali compositi.

La maggior parte dei processi di produzione che coinvolgono la lamiera vengono eseguiti a temperatura ambiente. Lo stampaggio a caldo viene occasionalmente realizzato al fine di aumentare la formabilità e ridurre i carichi di formatura sui macchinari. I materiali tipici nelle operazioni di stampaggio a caldo sono leghe di titanio e vari acciai alto-resistenziali.

La formatura della lamiera come importante processo di produzione è fortemente basata sull'esperienza e comporta cicli di tentativi ed errori. Tanto più è minore l'esperienza sulla geometria della parte e sul materiale, quanto più questi loop vengono ripetuti. Tuttavia, nell'innovativa procedura di progettazione del processo, i cicli di prova ed errore vengono ridotti mediante la moderna analisi numerica di approssimazione. I primi tentativi di soluzione numerica approssimativa sui processi di formatura delle lamiere risalgono al 1960. Le primissime soluzioni numeriche dei processi di formatura dei fogli sono state ottenute con metodi delle differenze finite (Woo, 1968). Un tipico

esempio che utilizza il metodo delle differenze finite per la soluzione del processo di formatura elastica è dato in figura seguente (Tekkaya, 1980).

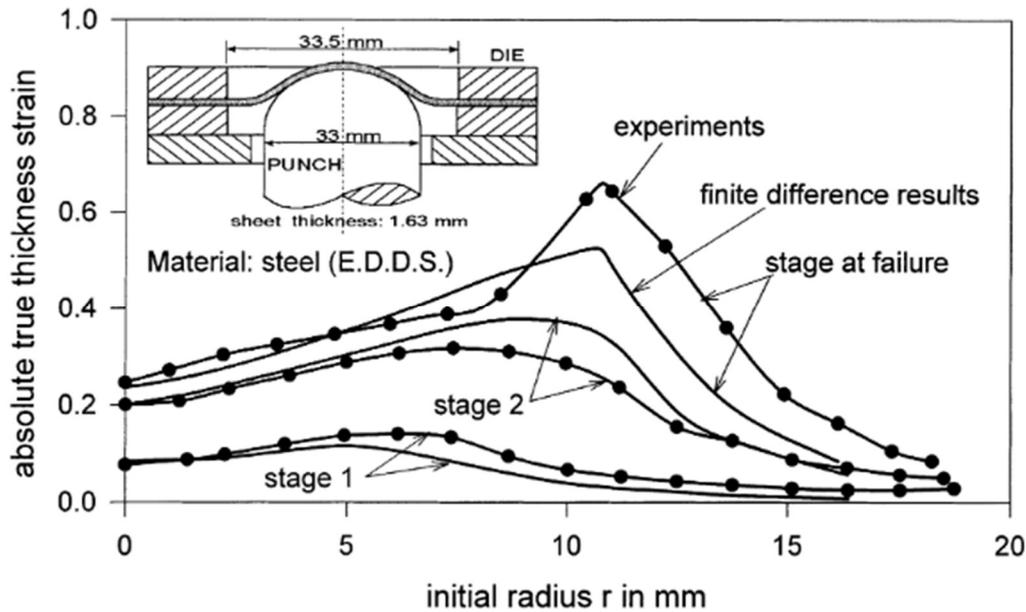


Figura 2 - Deformazioni lungo lo spessore in un processo di imbutitura profonda calcolate con un metodo alle differenze finite (Tekkaya, 1980)

In questa figura è presente un confronto tra l'analisi numerica e i risultati sperimentali e si può notare che, fino alla frattura del foglio, l'analisi numerica mediante differenze finite e i risultati sperimentali sono piuttosto simili. I metodi delle differenze finite sono limitati a problemi asimmetrici. Ci sono stati altri tentativi, nel 1990, di applicare questo metodo a problemi generali di imbutitura 3D (Roll, 1990); questi studi, però, non sono stati approfonditi a causa del grave inconveniente di non applicare le condizioni al contorno in modo generale. Per questo motivo la vera svolta nell'approssimazione numerica dei processi di lamiera è stata possibile attraverso l'applicazione del metodo degli elementi finiti. Le prime applicazioni 3D sono state studiate da Tang, Chu e Samanta (1982) e Toh e Kobayashi (1983). Gli ultimi due studi citati utilizzano rispettivamente un'analisi implicita ed un'analisi esplicita, entrambe di tipo statico. I metodi espliciti dinamici hanno le loro radici nello studio di Belytschko e Mullen (Belytschko e Mullen, 1977). La simulazione della formatura della lamiera con il metodo degli elementi finiti ha iniziato a svilupparsi circa 5-6 anni dopo la simulazione della formatura massiva. Quest'ultimo è un processo di deformazione plastica con un grande cambiamento di forma. I processi di formatura di massa includono forgiatura, estrusione, laminazione e trafilatura. Queste azioni producono leghe metalliche ad alta densità, omogeneità e integrità. Le differenze di base tra questi due tipi di formatura sono illustrate nella tabella seguente.

	Formatura delle lamiere	Formatura massiva
Geometria del pezzo	$\frac{S}{V} \propto \frac{1}{t}, t > 1$	$\frac{S}{V} \propto \frac{1}{a}, a \gg 1$
Comportamento del materiale	Anisotropia normale (planare)	Effetto Bauschinger
Cinematica di deformazione	<ul style="list-style-type: none"> - Grandi spostamenti ma deformazioni moderate - Instabilità (necking, wrinkling, etc.) 	<ul style="list-style-type: none"> - Grandi spostamenti e grande deformazioni - Quasi nessuna modalità di instabilità
Caratteristiche di processo	<ul style="list-style-type: none"> - A Freddo - Errore del pezzo in lavorazione - Ritorno elastico critico - Tensioni residue critiche 	<ul style="list-style-type: none"> - A Freddo/caldo/caldo - Guasto dello stampo (e del pezzo) - Ritorno acritico - Tensioni residue critiche
Simulazione agli elementi finiti	<ul style="list-style-type: none"> - Sempre elasto-plastica - Elementi a guscio o a membrana - Isotermici - Fondamentalmente esplicito - <i>Remeshing</i> a causa della deformazione disomogenea e dell'accuratezza della descrizione geometrica 	<ul style="list-style-type: none"> - Rigido/visco-rigido/elasto-plastica - Elementi continuum - Accoppiato termo-meccanicamente - Implicito - <i>Remeshing</i> a causa di grandi distorsioni degli elementi

Tabella 1 - Confronto tra le caratteristiche di formatura delle lamiere e formatura massiva (S: superficie, V: volume, t: spessore, a: dimensione caratteristica)

Geometricamente, nella formatura dei fogli di lamiera, il pezzo ha un rapporto superficie/volume maggiore rispetto ai processi di formatura massiva. Ciò consente l'uso efficace di metodi espliciti. Il comportamento del materiale nella formatura della lamiera è caratterizzato da un'anisotropia iniziale dovuta al processo di produzione, di solito la laminazione, degli spazi vuoti. La cinematica di deformazione nella formatura della lamiera presenta anche instabilità macroscopiche che portano a colli e rughe che complicano sostanzialmente la soluzione numerica; ciò richiede specifiche precauzioni nell'implementazione in ambiente software e accortezza nell'interpretazione degli output. Dal punto di vista del processo, il ritorno elastico e le tensioni residue sono questioni piuttosto critiche poiché è necessario un calcolo estremamente accurato nella parte elasto-plastica della deformazione. Tutti questi fattori portano al successivo utilizzo delle simulazioni dei processi di formatura delle lamiere in ambito industriale.

2.2 Caratteristiche e formabilità dei fogli di lamiera

Prima di eseguire le operazioni di formatura della lamiera, si osservano le caratteristiche del materiale in esame, le più importanti sono le seguenti:

- Allungamento fino a strizione e a rottura;
- Allungamento fino al punto di snervamento;
- Anisotropia;
- Granulometria (dimensione del grano cristallino);
- Tensioni residue;
- Ritorno elastico o *springback*;
- Increspatura o *wrinkling*;
- Qualità dei bordi tranciati;
- Stato superficiale del foglio di lamiera.

Si vedono ora nel dettaglio alcune delle caratteristiche sopraelencate.

I processi di formatura della lamiera raramente comportano un semplice allungamento uniassiale come quello che si verifica in un test di trazione. Tuttavia, le osservazioni delle prove di trazione, quali l'allungamento fino a strizione e a rottura, sono utili e necessarie per comprendere il comportamento dei metalli in operazioni di formatura. Un campione sottoposto ad una tensione di trazione subisce prima un allungamento uniforme e, quando il carico supera la resistenza alla trazione finale del materiale, sul campione inizia a formarsi una strizione localizzata e quindi l'allungamento non è più da considerarsi uniforme. Poiché di solito il materiale viene posto in trazione nei processi di formatura, è auspicabile che, per avere una buona formabilità, l'allungamento sia per lo più uniforme. Ricordando che la curva di tensione e deformazione reali $\sigma - \varepsilon$ in campo plastico può essere rappresentata dall'equazione

$$\sigma = K \varepsilon^n \tag{2.1}$$

dove σ è la tensione reale, ε è la deformazione reale, K è il coefficiente di resistenza e n è l'esponente di indurimento, si nota che più il valore di n è elevato, più l'allungamento risulta uniforme e quindi il materiale ha un'elevata formabilità. Questo è dovuto al fatto che, nel momento in cui inizia la strizione, la deformazione reale è numericamente uguale all'esponente di indurimento n .

Nella seguente immagine si mostrano le curve $\sigma - \varepsilon$ per alcuni materiali.

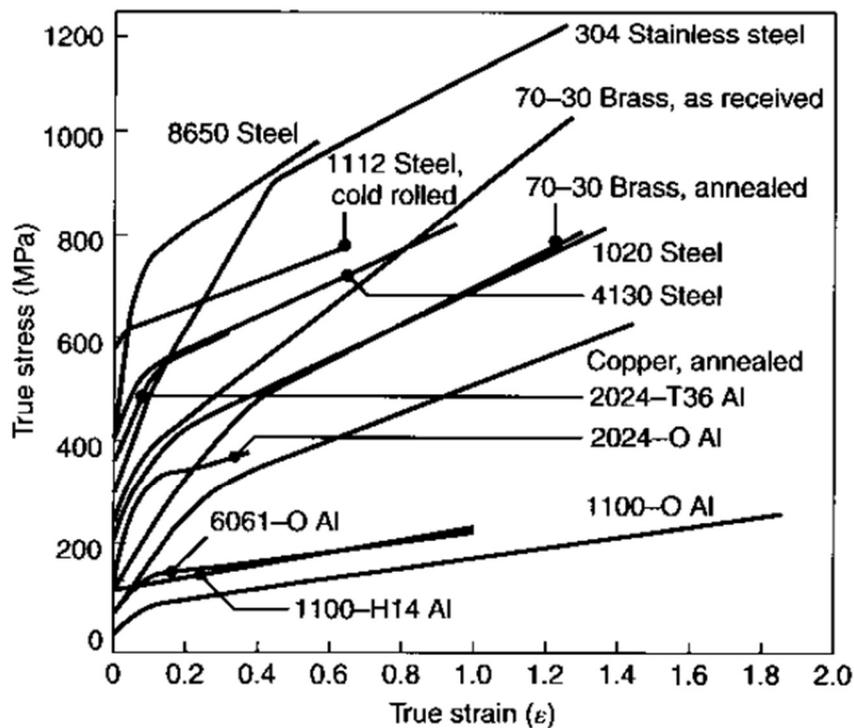


Figura 3 - Curve $\sigma - \epsilon$ a temperatura ambiente per vari materiali. Ogni curva inizia dalla tensione di snervamento del materiale

Un altro aspetto da tenere in considerazione per avere un allungamento più uniforme è la velocità di deformazione. Quest'ultima aumenta la resistenza del materiale poiché si ha un indurimento dovuto alla velocità di deformazione crescente. La pendenza di queste curve è chiamata esponente della sensibilità alla velocità di deformazione m . Il valore di m è ottenuto dai grafici doppio logaritmici. La relazione è data dall'equazione

$$\sigma = C \dot{\epsilon}^m \quad (2.2)$$

dove C è il coefficiente di resistenza e $\dot{\epsilon}$ è la velocità di deformazione reale, definita come la deformazione reale che il materiale subisce su unità di tempo.

La strizione può essere localizzata o può essere diffusa, a seconda della sensibilità alla velocità di deformazione m del materiale data dalla relazione precedente. Più alto è il valore di m , più diffusa diventa la strizione. Una strizione più diffusa implica un allungamento più uniforme e quindi una maggiore formabilità, auspicabile nelle operazioni di formatura. Oltre all'allungamento fino a strizione e alla strizione uniformi, l'allungamento fino a rottura è un fattore significativo che viene preso in considerazione quando si analizza la formabilità delle lamiere.

Invece, per quel che riguarda l'allungamento nel punto di snervamento, gli acciai a basso tenore di carbonio e alcune leghe di alluminio-magnesio mostrano un comportamento chiamato allungamento del punto di snervamento: consiste nella manifestazione di punti di snervamento sia superiori sia inferiori. Questo comportamento si traduce in bande di Lüder, cioè delle zone di depressione allungate sulla superficie del foglio di lamiera. Queste fasce possono essere considerate dei difetti superficiali sul prodotto finale perché la grossolanità sulla superficie degrada l'aspetto e può causare difficoltà nelle successive operazioni meccaniche o di verniciatura.

Il metodo più comune per evitare le fasce di Lüder è quello di eliminare o ridurre l'allungamento del punto di snervamento riducendo lo spessore del foglio mediante la laminazione a freddo. Visto che potrebbero riapparire dopo il processo di laminazione a freddo, per prevenire questo evento indesiderato il materiale dovrebbe essere formato entro un certo limite di tempo, che dipende dal tipo di acciaio in esame.

L'anisotropia del foglio di lamiera è un fattore importante che influenza la formatura della lamiera. L'anisotropia viene acquisita durante la lavorazione termomeccanica della lamiera e ne esistono due tipi: l'*anisotropia cristallografica*, ossia l'orientamento preferito dei grani e la *fibra meccanica*, cioè l'allineamento di impurità, inclusioni e vuoti in tutto lo spessore della lamiera.

La granulometria influisce sulle proprietà meccaniche e influenza l'aspetto superficiale della parte formata. Più piccola è la granulometria, più il metallo presenta caratteristiche di durezza e duttilità elevate, con conseguente ottima formabilità, mentre più i grani sono di dimensione grossolana più è ruvido l'aspetto superficiale, con conseguente perdita di caratteristiche meccaniche.

Le forze dinamiche tendono a causare ammaccature localizzate, mentre le forze statiche tendono a diffondere l'area ammaccata. È stato riscontrato che la resistenza alle ammaccature delle parti in lamiera aumenta con l'aumentare dello spessore della lamiera e della sua sollecitazione di snervamento e diminuisce all'aumentare del suo modulo elastico e della rigidità complessiva del foglio (Kalpakjian e Schmid, 2009).

Per valutare la formabilità di una lamiera può essere utilizzato il *cupping test*, nel quale una lamiera vincolata al contorno viene deformata da un punzone sferico sino all'apparire di una cricca: maggiore è il valore di profondità di imbutitura, maggiore è la formabilità della lamiera.

Un metodo più quantitativo e rappresentativo della realtà consiste nel diagramma limite di formatura, in inglese Forming-Limit Diagram (FLD), che tiene conto contemporaneamente di materiale, processo e forma. Per ottenere questo grafico, sulla lamiera viene ricavata per fotoincisione una griglia di circonferenze con diametro che può variare tra i 2,5 mm e i 5,0 mm, dalla quale si ricavano

provini rettangolari di diversa larghezza, portati poi a rottura in stati di sollecitazione variabili dalla trazione pura alla trazione biassiale. Una volta conclusa la sollecitazione, le circonferenze si trasformano in ellissi: se si misurano, in corrispondenza della rottura, l'asse maggiore, cioè la deformazione maggiore (sempre positiva), e l'asse minore, cioè la deformazione minore (che può essere sia positiva sia negativa), si ricavano coppie di valori che corrispondono a punti sul grafico FLD (Figura 4). Il luogo di tali punti costituisce la curva limite di formatura, in inglese Forming-Limit Curve (FLC) che discrimina le condizioni di formatura "sicure" (al di sotto della curva) da quelle che portano a rottura (al di sopra di tale curva).

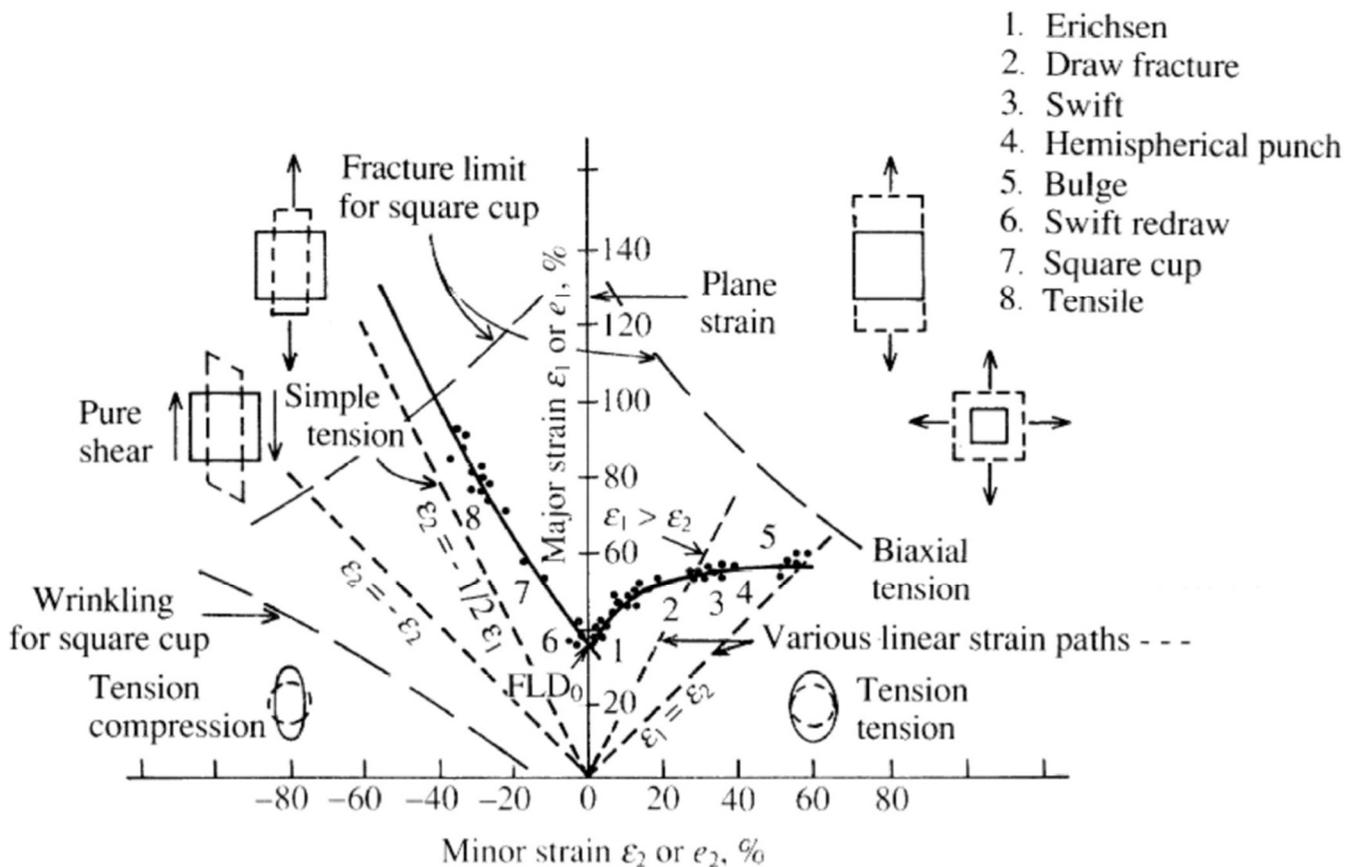


Figura 4 - Costruzione della curva sul Forming-Limit Diagram (FLD)

Tale curva dipende dalle condizioni di trattamento termico, dallo spessore e, ovviamente, dal materiale della lamiera (Figura 5). Inoltre, confrontando l'area dei cerchi originali con quella delle ellissi, e tenendo conto che le deformazioni plastiche avvengono a volume costante, è possibile anche valutare la riduzione di spessore della lamiera. Anche il valore assoluto dello spessore è importante nella formabilità: tanto maggiore esso è, tanto più le curve di Figura 5 si innalzano e la formabilità migliora. Contemporaneamente diminuisce, però, la capacità di conformarsi senza cricche secondo

piccoli raggi di curvatura. Infine, tanto migliore è la lubrificazione e minore l'attrito, quanto più uniformi sono le deformazioni e la riduzione di spessore (Sala et al).

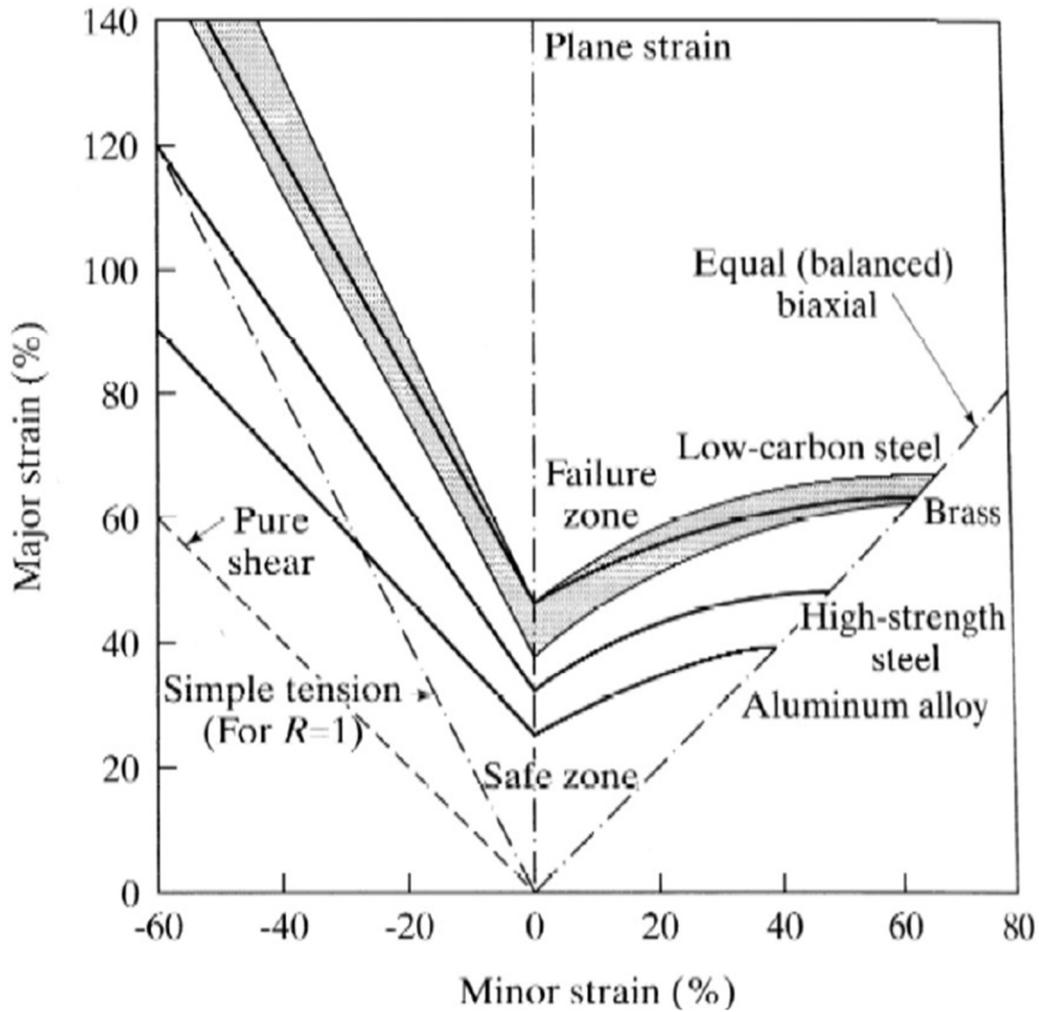


Figura 5 - Curve limite di formatura per diversi materiali metallici

2.3 Imbutitura profonda

L'imbutitura profonda è un processo di formatura industriale in cui viene prodotto, nella maggior parte dei casi, un oggetto di forma cilindrica. Consente, inoltre, la produzione di parti a parete sottile con forme complicate come pannelli automobilistici o parti strutturali. Il processo consiste nella deformazione plastica di un grezzo iniziale sottoposto all'azione di un punzone rigido e di una cavità mentre è vincolato alla periferia da una forza di tenuta da parte dello stampo superiore, come illustrato nella Figura 6. L'indagine bibliografica suggerisce che ci sono una buona quantità di articoli e ricerche fatti per quanto riguarda diversi aspetti delle operazioni di disegno. Nonostante il numero di pubblicazioni sull'argomento, c'è ancora una grande richiesta di ulteriori ricerche.

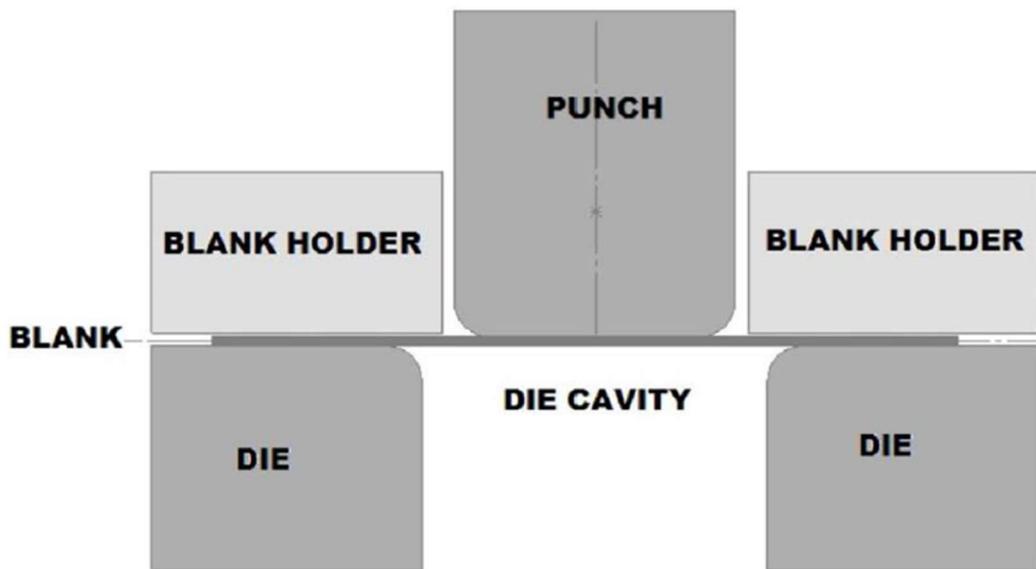


Figura 6 - Componenti di base del processo di imbutitura profonda (Said e Mehrabi, 2021)

2.3.1 Meccanismo di deformazione

Il meccanismo di imbutitura è un processo complicato dovuto, in particolare, ai diversi tipi di sollecitazioni che si vengono a creare su ogni regione del foglio di lamiera. Come si evince dalla figura precedentemente illustrata, la regione esterna della lamiera è inserita tra lo stampo, nella sua parte superiore, e il contro-stampo, nella sua parte inferiore. Subito dopo c'è una regione interna della lamiera che non è in contatto né con il punzone né con lo stampo e, infine, la regione centrale della lamiera è a contatto solamente con il punzone.

Quando la forza di compressione viene applicata al punzone, il materiale nella regione esterna compressa dagli stampi inizia progressivamente a fluire verso l'interno del profilo dello stampo sotto

l'effetto della tensione di trazione applicata, con conseguente formazione di curvature in questa regione. Le curvature causano una sollecitazione di compressione circolare indotta che provoca un aumento dello spessore del materiale nella parte esterna della lamiera. A meno che non venga applicata una pressione di mantenimento sulla regione esterna del foglio, lo stress indotto causerà la piegatura del foglio di lamiera generando difetti sulla cresta, come ad esempio rughe. Quando il materiale nella regione esterna fluisce sul profilo dello stampo, la lamiera viene assottigliata dalla flessione sotto l'effetto della tensione di trazione.

Per quanto riguarda il materiale nella regione immediatamente interna a quella appena trattata, si può facilmente osservare come sia soggetto a flessione e scorrimento sul profilo dello stampo. Questo fenomeno è dovuto in parte alla tensione tra lo stampo e il punzone nella zona di gioco e in parte alla flessione e allo scorrimento sul profilo del punzone.

Infine, la zona più interna del foglio di lamiera è soggetta solo allo stiramento e allo scorrimento sopra la testa del punzone.

Il meccanismo di cui sopra può essere riassunto in base alla divisione delle regioni del foglio di lamiera e al tipo di sollecitazioni a cui ogni regione è sottoposta:

- i. scorrimento radiale puro tra stampo e contro-stampo;
- ii. flessione e scorrimento sul profilo dello stampo;
- iii. allungamento tra lo stampo e il punzone nella zona di gioco (X);
- iv. flessione e scorrimento sulla parte radiale del profilo del punzone (Y);
- v. allungamento e scorrimento sopra la testa del punzone (Z) (Zaid, 2016).

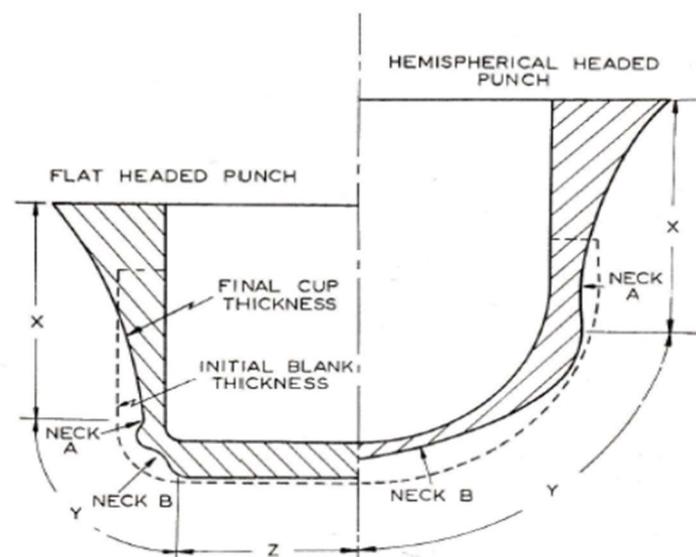


Figura 7 - Suddivisione delle zone del foglio di lamiera durante il processo di imbutitura profonda con punzone a profilo piatto e a profilo semisferoidale

Varie parti della regione esterna del foglio di lamiera possono subire alcuni o tutti i processi i, ii e iii; mentre parti della regione immediatamente successiva possono passare attraverso alcuni o tutti i processi ii, iii e iv; infine, parti della regione imbutita possono subire alcuni o tutti i processi iii, iv e v. Va notato che la prima parte del processo (i) provoca l'ispessimento del foglio mentre le altre fasi del processo (ii, iii, iv e v) causano il suo assottigliamento (Zaid, 2016).

Gli studi mettono in luce che nei punzoni emisferici non è indispensabile fare spazio alla flessione sul profilo del punzone, mentre per quanto riguarda il caso più generale dei punzoni a testa piatta, non si è ancora giunti ad una conclusione. Il carico di punzonatura in qualsiasi fase dell'imbutitura è determinato dalla regione di formatura. Se il grezzo viene tenuto rigidamente allo stampo per impedire alla regione esterna di fluire verso l'interno, il processo diventa di puro allungamento. Indagini sperimentali e teoriche approfondite e dettagliate su *cupping test* sono state condotte da diversi ricercatori, con l'obiettivo di ridurre i diversi difetti del processo e migliorare la qualità delle parti prodotte (Coër, 2018).

In un'operazione di imbutitura profonda, il guasto deriva generalmente dall'assottigliamento della parete sotto elevate sollecitazioni longitudinali di trazione. Se seguiamo il movimento del materiale mentre scorre nella cavità dello stampo, si può notare che la lamiera deve essere in grado di subire una riduzione di larghezza dovuta ad una riduzione del diametro e deve anche resistere all'assottigliamento sotto le tensioni di trazione longitudinali nella parete. La capacità di un foglio di lamiera di essere imbutito è generalmente espressa dal rapporto limite di imbutibilità, in inglese *Limiting Drawing Ratio (LDR)* dalla seguente formula

$$LDR = \frac{\text{Diametro massimo del foglio di lamiera}}{\text{Diametro del punzone}} = \frac{D_o}{D_p} \quad (2.3)$$

È stato dimostrato che se una lamiera può essere imbutita con successo in una parte rotonda a forma di coppa, il valore di LDR è una funzione dell'anisotropia normale o plastica R del foglio. L'anisotropia normale è definita in termini di deformazioni reali che il campione subisce dalla seguente equazione:

$$R = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} \quad (2.4)$$

dove ε_w è la deformazione reale che la lamiera subisce lungo la dimensione della larghezza del foglio di lamiera e ε_t è la deformazione reale che la lamiera subisce lungo la dimensione dello spessore del foglio di lamiera.

Nella seguente immagine si mostrano le grandezze appena descritte.

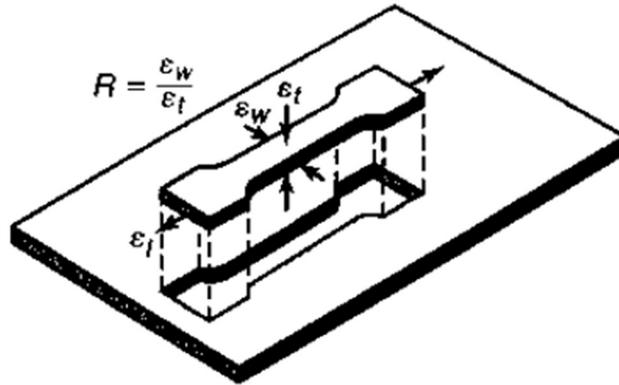


Figura 8 - Deformazioni su un provino sottoposto a prova di trazione estratti da una parte di lamiera

Le deformazioni reali, anche dette deformazioni naturali o logaritmiche, vengono calcolate durante la prova di trazione con la seguente espressione

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) \quad (2.5)$$

dove l indica la lunghezza del campione ad un certo istante della prova di trazione e l_0 indica la lunghezza iniziale del campione prima che la prova inizi.

Poiché i fogli laminati a freddo hanno generalmente un'anisotropia nella loro direzione planare, il valore R di un campione tagliato da un foglio laminato dipenderà dal suo orientamento rispetto alla direzione di laminazione del foglio. Per questa condizione viene calcolato un valore medio di anisotropia, chiamato R_{avg} . Per determinare l'entità di R_{avg} , si preparano tre provini di uguale dimensione orientati rispettivamente a 0° , 45° e 90° rispetto alla direzione di laminazione e si sottopongono ad un allungamento del 15-20%. Il valore di R_{avg} sarà dato dall'equazione seguente

$$R_{avg} = \frac{R_0 + 2 R_{45} + R_{90}}{4} \quad (2.6)$$

dove i pedici indicano gli angoli rispetto alla direzione di laminazione del foglio. Alcuni valori tipici di R_{avg} sono riportati nella tabella che segue.

Intervalli tipi dei valori di anisotropia normale media per varie leghe metalliche	
Leghe di zinco	0,4-0,6
Leghe laminate a caldo	0,8-1,0
Acciai bordati laminati a freddo	1,0-1,4
Leghe di alluminio non calmato laminate a freddo	1,4-1,8
Leghe di Alluminio	0,6-0,8
Leghe di Rame e Ottone	0,6-0,9
Leghe di Titanio (α)	3,0-5,0
Acciai inossidabili	0,9-1,2
Acciai basso-legati alto-resistenziali	0,9-1,2

Tabella 2 - Intervalli tipi dei valori di anisotropia normale media per varie leghe metalliche

La relazione determinata sperimentalmente tra R_{avg} , e il rapporto limite di imbutibilità LDR è mostrata nella figura seguente.

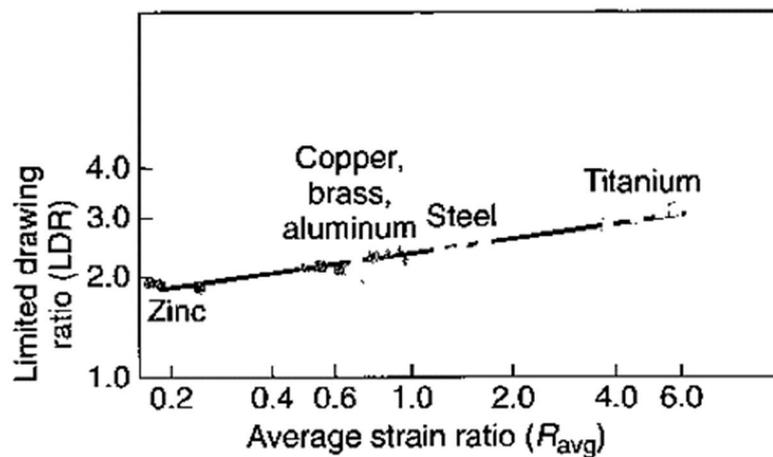


Figura 9 - Relazione tra l'anisotropia normale media R_{avg} e il rapporto limite di imbutibilità per diversi metalli

Pertanto, utilizzando un semplice risultato della prova di trazione e ricavando l'anisotropia normale media della lamiera, è possibile determinare il rapporto limite LDR di un materiale (Kalpakjian e Schmid, 2009).

2.3.2 Difetti riscontrati nel processo di imbutitura

Di seguito si illustrano alcuni dei più noti difetti riscontrati dopo il processo di imbutitura profonda e come questi possono essere evitati in maniera preventiva oppure eliminati post processo.

- **Stiratura**
La stiratura consiste principalmente nella riduzione di spessore della parte del foglio di lamiera che si trova tra il punzone e lo stampo. Per prevenire la stiratura si può agire sulla forza di punzonatura perché questa determina la tensione di trazione nelle pareti e, di conseguenza, l'assottigliamento del foglio.
- **Danni superficiali sullo stampo**
Sono dovuti al trasferimento di alcune particelle dalla parete alla parte dello stampo a contatto con essa. Dipendono dalla durezza della lamiera e dall'efficacia e tipo di lubrificante. Possono essere evitati mantenendo un'ottima qualità superficiale dello stampo e utilizzando lubrificanti efficienti per ridurre l'attrito tra la tazza e la superficie dello stampo a contatto con essa.
- **Orecchie**
Sono un difetto visivo causato dall'anisotropia planare del foglio di lamiera. Quest'ultima è dovuta alla variazione del comportamento meccanico del foglio dal suo piano a qualsiasi altra direzione inclinata o perpendicolare ad esso. Possono normalmente formarsi anche 2, 4 o 6 "orecchie". Il numero peggiore è 8 in caso di ottone bianco. Appaiono sulla parte superiore del foglio imbutito e si possono eliminare con un processo di taglio.
- **Frattura del grezzo**
La frattura si verifica quando la lamiera è sottoposta a sollecitazioni che superano i limiti di deformazione di sicurezza del materiale. Di solito per i fogli duttili questa frattura si verifica vicino all'angolo del punzone: la regione del foglio di lamiera a contatto con l'angolo del punzone è sottoposta al carico massimo di formatura, in questa zona, quindi, si ha la concentrazione delle tensioni che può portare a fratture.
- **Incrispatura**
Questo difetto inizia nella regione del bordo del prodotto grezzo e viaggia verso la regione centrale, nella zona di gioco tra i profili del punzone e della matrice, mediante il proseguimento del processo di imbutitura. Le dimensioni critiche delle "rughe" dipendono dalle proprietà dello spessore del foglio e dalle sue proprietà meccaniche, dalla forma e dalle dimensioni degli stampi e dalla pressione di mantenimento (Kalpakjian e Schmid, 2009).

2.3.3 Ritorno elastico o Springback

Il ritorno elastico è il fenomeno più importante che influisce sulla precisione delle parti in lamiera. Si verifica nella formatura del metallo a causa del recupero elastico del materiale, dopo la rimozione del carico. È difficile sviluppare una formula analitica per determinare l'entità del ritorno elastico, per cui si agisce sui parametri del processo e sulla geometria dell'utensile. Ciò consente di determinare la quantità di ritorno elastico e dei principali difetti nella formatura della lamiera lavorata per ogni singolo case study. Il ritorno elastico è influenzato da molti fattori tra cui le proprietà dei materiali e le condizioni di lavorazione. Analizzando questi parametri, i difetti come rughe, orecchie, strappi e ritorni elastici vengono ridotti e si possono ottenere prodotti di ottima qualità.

I software di analisi agli elementi finiti (FEA) disponibili in commercio vengono utilizzati per analizzare i processi meccanici e, di conseguenza, il ritorno elastico per diversi materiali e spessori del foglio di lamiera. In tutti i processi di formatura, sia delle lamiere, sia massiva, il materiale viene sollecitato oltre il limite elastico in modo che avvenga la deformazione plastica. Dopo il rilascio del carico, la quantità di deformazione elastica causerà una variazione, più o meno leggera, del pezzo finito. Questo tipo di movimento del metallo è noto come ritorno elastico. L'entità del movimento varierà in base al tipo di materiale, allo spessore e alla durezza. La figura seguente mostra il principio del ritorno elastico (Lal et al., 2017).

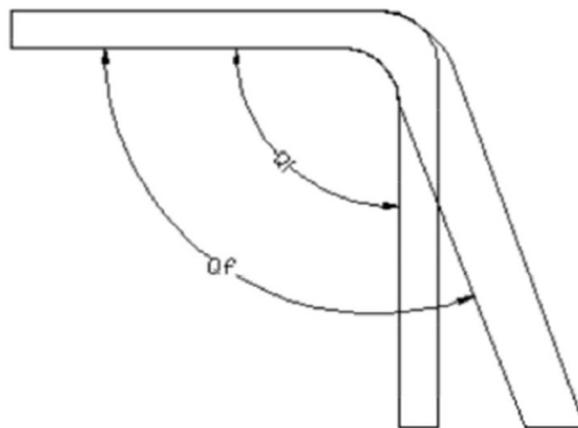


Figura 10 - Principio di ritorno elastico

Nella figura θ_i è l'angolo iniziale dopo il rilascio del carico e θ_f è l'angolo che si ottiene una volta che il fenomeno dello *springback* è concluso. In tutti i tipi di processo meccanico, la quantità di ritorno elastico può essere misurata da un angolo di ritorno elastico $\Delta\theta$, calcolato utilizzando la seguente equazione

$$\Delta\theta = \theta_i - \theta_f \quad (2.7)$$

Joshi et al. (2013) hanno studiato l'effetto del rapporto tra raggio dello stampo R e spessore del foglio t . Si è visto che dopo un certo livello l'effetto del ritorno elastico aumenta all'aumentare del rapporto R/t .

Si può concludere che il ritorno elastico dipende da vari parametri come il raggio dello stampo, lo spessore del foglio, la forza di tenuta, ecc. La percentuale di ritorno elastico nel processo di imbutitura è stata studiata numericamente mediante software commerciali di analisi agli elementi finiti (FEA). I risultati numerici ottenuti mostrano che aumentando il valore dello spessore iniziale della lamiera si riduce il ritorno elastico del foglio deformato (Lal et al., 2017). Inoltre, con l'aumento della forza da parte dello stampo superiore, il ritorno elastico diminuisce anche se un eccessivo aumento può causare lo strappo del foglio.

2.3.4 Studio e influenza dei parametri nei processi di imbutitura profonda

Come già visto durante l'intero capitolo, ci sono diversi parametri che influenzano i processi meccanici di formatura delle lamiere. Questi processi sono stati studiati variando i parametri sia singolarmente, sia in combinazione, per avere un'idea sempre migliore di come evolve il processo. Inoltre, l'influenza di questi parametri sul fenomeno del ritorno elastico è di grande rilevanza: lo *springback* incide notevolmente sulla qualità finale del grezzo e sul rispetto delle tolleranze dimensionali volute. Nello specifico, nei processi di imbutitura profonda, il raggio dell'angolo di punzonatura è fondamentale per la distribuzione uniforme dello spessore della parte imbutita (Padmanabhan et al., 2007) in quanto ha un impatto sostanziale sulla distribuzione delle sollecitazioni e delle deformazioni attraverso la parete, sulle tensioni residue sviluppate dopo l'operazione di trafilatura e sulla quantità di carico richiesto. Tuttavia, il raggio dell'angolo di punzonatura non ha un effetto significativo sullo sforzo di taglio e sulla tensione. Valori molto grandi di raggi di punzonatura provocano rughe (Xia et al., 2005).

Altro fattore che influenza il processo di imbutitura profonda è il raggio dello stampo, variabile da tenere in considerazione quando si eseguono simulazioni numeriche: una diminuzione del raggio dello stampo, mantenendo costanti tutti gli altri parametri di processo, si traduce in un aumento dell'entità della forza di punzonatura necessaria per disegnare il materiale. Questo aumento della forza di punzonatura accompagna l'incapacità del materiale di deformarsi uniformemente attorno al raggio dello stampo, portando a dei difetti superficiali e alla distribuzione non uniforme dello spessore sulla

parete del foglio. Per quanto riguarda le sollecitazioni e le deformazioni sviluppate nel prodotto trafilato, l'entità effettiva dello stress aumenta con la diminuzione del raggio dello stampo (Gowtham et al., 2012).

La velocità di punzonatura per imbutitura profonda è un parametro altrettanto importante con un'influenza significativa sul successo del processo di deformazione dell'imbutitura profonda poiché influisce sul comportamento della velocità di deformazione del materiale (Xia et al., 2005).

Un'altra variabile che influenza questo processo è la quantità di forza utilizzata per forare il pezzo in lavorazione in modo che la cosiddetta forza di tenuta del foglio di lamiera possa fluire gradualmente attraverso lo stampo. Per evitare rughe e controllare il flusso del pezzo, la forza di tenuta della lamiera deve essere adeguatamente controllata durante questo processo. L'indagine bibliografica suggerisce che finora sono state sviluppate pochissime strategie per controllare la forza in tempo reale. Se questa forza è piccola, possono verificarsi rughe mentre un valore di forza eccessivo può causare fratture o spessori non uniformi della parte (Darmawan et al., 2018).

Nel corso di questo studio si è cercato di analizzare singolarmente tutti i parametri che influenzano il processo e si sono implementati i valori necessari per eseguire l'analisi numerica, come la velocità del punzone e il tempo del processo. Dato che la geometria del pezzo e del punzone sono state fornite dal CERN, le forze degli stampi e la forza che il punzone applica sul foglio di lamiera si sono visualizzate come output del processo.

3. SCELTA DEI PARAMETRI DI INPUT PER LA FORMATURA DELLE LAMIERE UTILIZZANDO LS-DYNA

LS-DYNA è il software più versatile disponibile in commercio grazie alla sua strategia di sviluppo di un codice scalabile che integra funzionalità multi-fisiche, multi-stadio e multi-scala. L'applicazione di LS-DYNA nell'ingegneria di produzione dello stampaggio è completamente dipendente dal processo, limitata solo dall'immaginazione dei suoi utenti e ha dimostrato di poter essere impiegata nelle seguenti aree:

- carico gravitazionale;
- formatura di gusci e solidi, sia sottili che spessi;
- flangiatura di gusci e solidi;
- ritorno elastico e compensazione del ritorno elastico;
- simulazione di assemblaggio con analisi delle forze di serraggio, set permanente, ecc.;
- ottimizzazione dello stampaggio;
- vari carichi statici e dinamici delle strutture;
- ammaccatura e simulazione snap-through;
- simulazione di crash in ambito automotive;
- idroformatura;
- stampaggio caldo/caldo e formatura superplastica;
- formatura magnetica dei metalli;
- e molte altre.

La maggior parte delle applicazioni può presentare sia elementi 2D che 3D.

3.1 Formulazione degli elementi shell

Gli elementi più utilizzati per la formatura dei fogli di lamiera sono principalmente quelli *shell*, anche detti elementi di superficie. Le formulazioni più utilizzate all'interno del software LS-Dyna sono quella di tipo 2, cioè la *shell* di Belytschko-Tsay, e quella di tipo 16, che a differenza della precedente è un elemento *shell* completamente integrato di Belytschko-Tsay. Di seguito si illustrano i due tipi di formulazione e le loro caratteristiche principali.

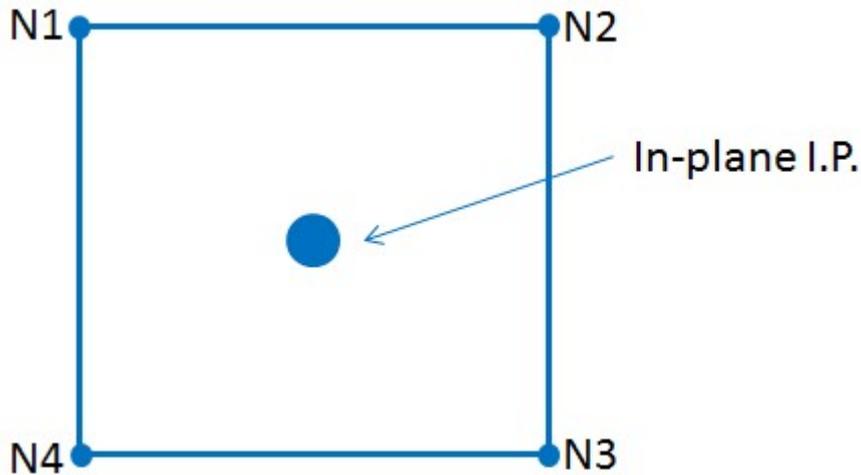


Figura 11 - Formulazione dell'elemento di tipo 2 (shell di Belytschko-Tsay)

Il tipo di elemento 2, *shell* di Belytschko-Tsay, come mostrato in Figura 11, si definisce nell'ambiente software di LS-Dyna con la variabile *elform* uguale a 2 all'interno della card *SECTION_SHELL. Tramite la variabile *elform*, infatti, è possibile selezionare la formulazione che si ritiene più opportuna. Questo elemento presenta le seguenti caratteristiche:

- un punto di copertura nel piano che implica un elemento non completamente integrato;
- adeguatezza nel rappresentare stati di tensione sul piano;
- adeguatezza nella previsione e nello studio dello spessore della lamiera;
- è ideale per l'applicazione di formatura in cui non è necessario lo studio del ritorno elastico;
- è l'elemento di default in LS-PrePost per applicazioni di stampaggio e formatura delle lamiere;
- da utilizzare solamente per studi di fattibilità preliminari e per la formabilità (LSTC - Metal forming).

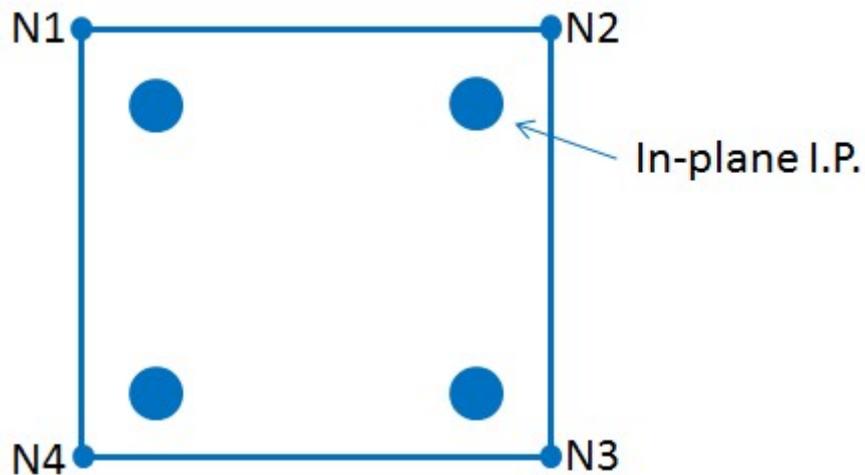


Figura 12 - Formulazione dell'elemento di tipo 16 (shell di Belytschko-Tsay completamente integrato)

Il tipo di elemento 16, *shell* di Belytschko-Tsay completamente integrata, come mostrato in Figura 12, si definisce nell'ambiente software di LS-Dyna con la variabile *elform* uguale a 16 all'interno della card `*SECTION_SHELL`; l'elemento presenta le seguenti caratteristiche:

- quattro punti di integrazione nel piano che implicano un elemento completamente integrato;
- adeguatezza per distribuzioni delle sollecitazioni non uniformi nel piano;
- adeguatezza nel simulare processi di piegatura;
- costa leggermente più tempo di CPU rispetto alla formulazione di tipo 2;
- è ideale per le simulazioni in cui si desidera analizzare il ritorno elastico e per calcoli di tipo implicito (LSTC - Metal forming).

Si possono utilizzare anche altre formulazioni, come il tipo 25 e il tipo 26, che a differenza di quelle esposte includono l'allungamento dello spessore (LSTC - Metal forming).

3.1.1 Punti di integrazione fuori dal piano dell'elemento

Di seguito si mostra un elemento *shell* con formulazione di tipo 16 e 5 punti di integrazione fuori dal piano. Il numero di punti di integrazione fuori dal piano è definito dalla variabile NIP¹ (Number of Integration Point) nella card o keyword `*SECTION_SHELL`.

¹ NIP: Numero di punti di integrazione lungo lo spessore dell'elemento *shell*. Il numero di default è impostato uguale a 2.

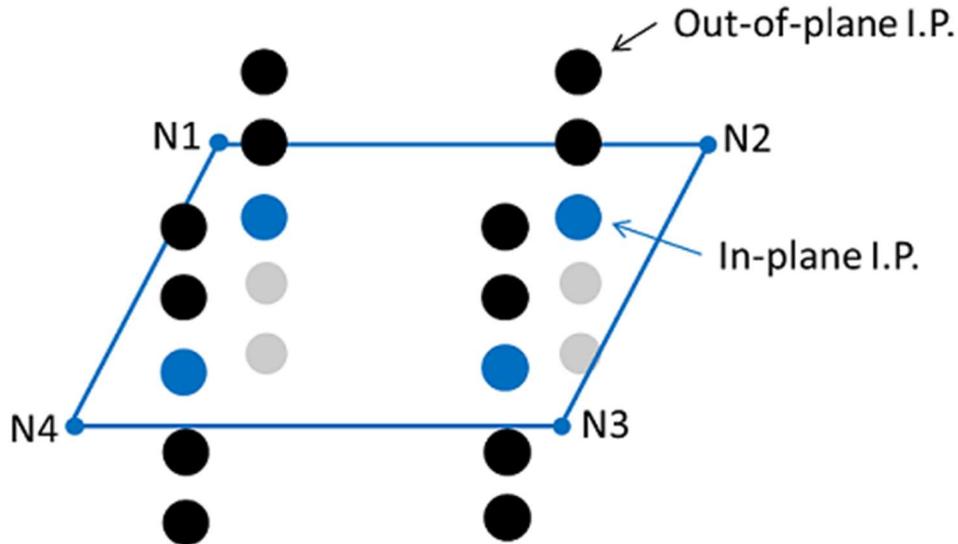


Figura 13 - Elemento shell di tipo 16 con 5 punti di integrazione fuori dal piano dell'elemento

Il numero di punti di integrazione fuori dal piano controlla con quanta precisione è possibile acquisire le informazioni sullo spessore dell'elemento *shell*. Di seguito sono riportati i modelli di sollecitazione tipici lungo lo spessore nella formatura dei fogli di lamiera metallica.

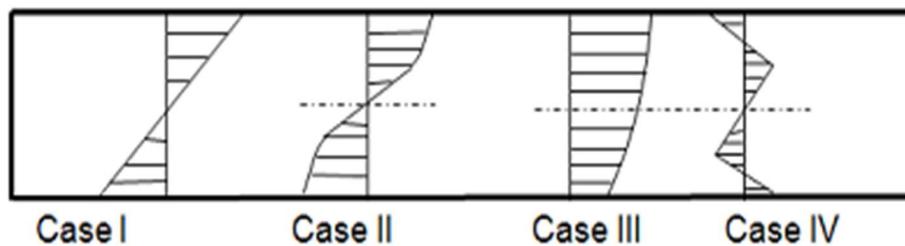


Figura 14 - Andamenti tipici delle tensioni lungo lo spessore di un elemento shell di tipo 16 nella formatura dei fogli di lamiera metallica

I casi in Figura 14 vengono descritti brevemente di seguito

- caso I: distribuzione elastica pura delle sollecitazioni;
- caso II: distribuzione elastica e plastica delle sollecitazioni;
- caso III: distribuzione delle sollecitazioni con allungamento nel piano del foglio;
- caso IV: distribuzione dopo la manifestazione del ritorno elastico (LSTC - Metal forming).

Di seguito vengono illustrati gli effetti nel catturare la distribuzione delle tensioni al variare del valore del NIP nei diversi casi elencati

1. NIP = 2: non causa errori per il caso I; causa errori per i casi II, III, IV;
2. NIP = 3: non causa errori per il caso I; causa errori per i casi II, III; causa un grande errore per il caso IV;
3. NIP = 5 o 7: non causa errori per il caso I; causa piccoli errori per i casi II, III e IV (LSTC - Metal forming).

Si riassume ora brevemente quanto riportato in precedenza. La formulazione dell'elemento di tipo *shell* viene selezionata utilizzando il parametro *elform* sulla keyword *SECTION_SHELL. Solo per l'analisi di formabilità viene consigliato la *shell* di tipo 2, elemento di default all'interno dell'ambiente software LS-Dyna. Se invece si vuole eseguire un'analisi di ritorno elastico dopo il processo di formatura, è raccomandato l'elemento *shell* di tipo 16. Il costo aggiuntivo di CPU per la simulazione di formatura produrrà una migliore precisione e meno problemi di convergenza, soprattutto per lo studio del ritorno elastico.

Anche il numero di punti di integrazione sullo spessore, NIP, viene selezionato utilizzando la keyword *SECTION_SHELL. I 3 punti possono essere adeguati all'analisi di formabilità, ma per eseguire un'analisi di ritorno elastico ed ottenere dei risultati accurati, vanno utilizzati almeno 5 o 7 punti di integrazione. È inevitabile che il costo della CPU nell'analisi di formatura aumenti linearmente con il numero di punti di integrazione sullo spessore e perciò bisogna cercare un compromesso tra tempo di simulazione e precisione dei risultati.

L'uso di elementi triangolari dovrebbe essere ridotto al minimo perché essi non garantiscono la continuità di deformazione tra elementi adiacenti. L'elemento triangolare, infatti, è anche noto come elemento CST, acronimo di Constant Strain Triangle, cioè triangolo a deformazione costante. Se sono necessari alcuni triangoli, il software applicherà automaticamente la formulazione più accurata dell'elemento *shell* triangolare *C0* quando viene selezionata la feature *itrist*. In questo tipo di studio gli elementi triangolari sono stati utilizzati in zone dove il processo non avviene o dove è necessaria una transizione tra due mesh quadrangolari con differente misura del lato.

Infine, è consigliato un controllo accurato sul *hourglass* per i processi di formatura. I modi definiti come *hourglass* sono modi di deformazione non fisica a energia zero, cioè producono zero deformazione e nessuna sollecitazione. Questi modi si verificano solo in elementi *solid* o *shell* sotto-integrati, cioè con un punto di integrazione singolo. Per tenere sotto controllo questo problema si può selezionare *ihq* come tipo 4 o 5 all'interno della keyword *CONTROL_HOURLASS. Per ciò che

riguarda la tipologia di elementi 16 e -16, utilizzati in questo studio, il valore di default di ihq^2 è di tipo 8³ (LS-Dyna Keyword User's Manual, Volume I).

² IHQ: Controllo sul tipo di hourglass.

³ IHQ EQ.8: Attiva la rigidità alla deformazione su larga scala (full projection warping stiffness) per le formulazioni di tipo *shell* 9, 16 e -16. La velocità di risoluzione diminuisce del 25% a causa di questa opzione.

3.2 Formulazione degli elementi *solid*

Altri elementi frequentemente utilizzati nella formatura dei fogli di lamiera metallici sono quelli solidi o 3D. Questi elementi sono definiti con la variabile *elform* in *SECTION_SOLID, sono elementi tridimensionali in grado di modellare corpi e strutture solide senza alcuna semplificazione geometrica a priori. Di seguito si espongono vantaggi e svantaggi di una mesh eseguita con elementi di tipo *solid*.

Vantaggi	Svantaggi
Non sono richieste ipotesi geometriche, costitutive e di carico	Maggiori compiti di preparazione nell'ambiente software: preparazione mesh, tempo della CPU, post-elaborazione, ...
Le condizioni al contorno sono trattate in modo più realistico (rispetto a elementi <i>shell</i> o travi)	Costoso affinamento della mesh
La mesh idealizza più fedelmente il sistema fisico	Scarse prestazioni per strutture a parete sottile a causa dei problemi di bloccaggio (Ambroziak, 2014)

Tabella 3 - Vantaggi e svantaggi di una mesh con elementi di tipo *solid*

Di seguito si espongono le differenze tra le diverse formulazioni

- *elform* = 1: elemento solido a sollecitazione costante, è l'elemento di default;
- *elform* = -1: solido S/R⁴ completamente integrato, destinato a elementi con scarse proporzioni (formulazione efficiente);
- *elform* = 2: solido S/R completamente integrato;
- *elform* = -2: solido S/R completamente integrato, destinato a elementi con scarse proporzioni (formulazione accurata) (Erhart, 2011).

Nello specifico, la formulazione *solid* di tipo 1 è visibile nella seguente immagine, dove le croci rosse indicano i punti di integrazione dell'elemento. L'elemento è sotto-integrato perciò presenta uno stato di tensione costante, funziona anche per deformazioni gravi però ha bisogno di essere stabilizzato assegnando un valore al *hourglass*.

⁴ S/R: Selective Reduced.

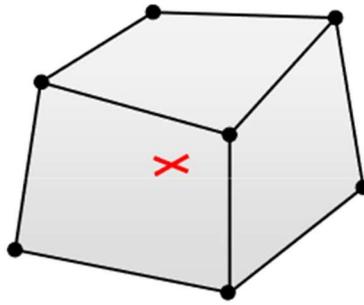


Figura 15 - Elemento solid con *el*form uguale a 1

La formulazione *solid* di tipo 2, a differenza della precedente, non necessita di alcuna stabilizzazione con valori al *hourglass* ed è più lenta a livello computazionale, risulta troppo rigida in molte situazioni ed è più instabile in applicazioni dove le deformazioni sono di grandi dimensioni. Di seguito si mostra l'elemento appena descritto (Erhart, 2011).

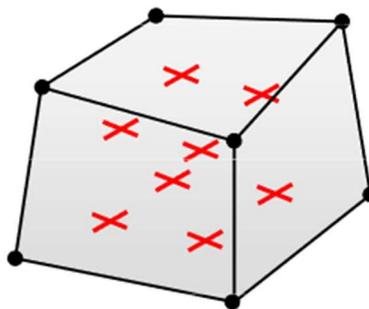


Figura 16 - Elemento solid con *el*form uguale a 2

Le ultime due formulazioni, che si distinguono dalle precedenti per il segno negativo, sono identiche alla formulazione di tipo 2, ma hanno in più la possibilità di rappresentare elementi distorti e di approssimare meglio lo scorrimento a taglio. La formulazione di tipo -1 è efficiente, a volte però necessita di un'attenzione per il valore di *hourglass*; la formulazione di tipo -2, invece, è più accurata della precedente e per questo necessita di un più alto tempo computazionale. Di seguito si mostra l'elemento *solid* con la formulazione di tipo -1 e -2 (Erhart, 2011).

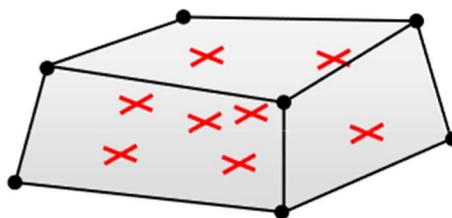


Figura 17 - Elemento solid con *el*form uguale a -1 e -2

3.3 Caratteristiche dei materiali e dei modelli di materiale utilizzati in LS-Dyna

3.3.1 Introduzione sugli acciai inossidabili

Gli acciai inossidabili sono caratterizzati dalla loro resistenza alla corrosione, dall'elevata resistenza e duttilità e dall'alto contenuto di cromo. Sono chiamati inossidabili perché, in presenza di ossigeno o aria, sviluppano un film sottile, duro e aderente di ossido di cromo che protegge il metallo dalla corrosione: questo processo è noto come passivazione. Quando la pellicola protettiva viene graffiata ed espone nuovamente all'aria il metallo sottostante, inizia a formarsi un nuovo film di ossido di cromo. Questa pellicola protettiva si accumula di nuovo nel caso in cui la superficie venga graffiata. Affinché si verifichi la passivazione, il contenuto minimo di cromo in lega deve essere compreso tra il 10% e il 12% in peso. Oltre al cromo, altri elementi di lega negli acciai inossidabili sono tipicamente il nichel, il molibdeno, il rame, il titanio, il silicio, il manganese, l'azoto, lo zolfo, ecc.

Maggiore è il contenuto di carbonio, minore è la resistenza alla corrosione degli acciai inossidabili. Questo perché il carbonio si combina con il cromo nell'acciaio e forma il carburo di cromo che riduce la disponibilità di cromo per la passivazione, rendendo l'acciaio ossidabile. Inoltre, il carburo di cromo introduce una seconda fase promuovendo la corrosione galvanica.

Sviluppati nei primi anni del 1900, gli acciai inossidabili sono prodotti in forni elettrici o nel processo di ossigeno di base e con tecniche simili a quelle utilizzate in altri tipi di produzione di acciaio. Il livello di purezza è controllato da varie tecniche di raffinazione. Gli acciai inossidabili sono disponibili in un'ampia varietà di forme; le applicazioni tipiche includono attrezzature sanitarie, chirurgiche e da cucina e applicazioni nell'industria chimica, alimentare e petrolifera. Uno sviluppo più recente è l'uso di acciai inossidabili sottili e ad alta resistenza per carrozzerie e telai degli autobus (Kalpakjian e Schmid, 2009).

Gli acciai inossidabili sono generalmente suddivisi nei cinque tipi illustrati di seguito.

- Austenitico (serie 200 e 300): questi acciai sono generalmente composti da cromo, nichel e manganese in ferro. Sono non magnetici e hanno un'eccellente resistenza alla corrosione, ma sono suscettibili a fessurazioni da stress-corrosione. Gli acciai inossidabili austenitici sono temprati mediante lavorazione a freddo. Sono i più duttili di tutti gli acciai inossidabili e possono essere formati facilmente. Questi acciai sono utilizzati in un'ampia varietà di applicazioni come utensili da cucina, raccordi, costruzioni saldate, attrezzature di trasporto leggere, parti di forni e scambiatori di calore e componenti per ambienti chimici severi.

- Ferritico (serie 400): questi acciai hanno un alto contenuto di cromo, fino al 27%. Sono magnetici e hanno una buona resistenza alla corrosione, ma hanno una duttilità inferiore rispetto agli acciai inossidabili austenitici. Gli acciai inossidabili ferritici sono temprati mediante lavorazione a freddo e non sono trattabili termicamente. Generalmente vengono utilizzati per applicazioni non strutturali, come attrezzature da cucina e finiture automobilistiche.
- Martensitico (serie 400 e 500): la maggior parte degli acciai inossidabili martensitici non contiene nichel e può essere indurita mediante trattamento termico. Il loro contenuto di cromo può arrivare fino al 18%. Questi acciai sono magnetici e hanno resistenza, durezza e resistenza alla fatica elevate, buona duttilità e moderata resistenza alla corrosione. Gli acciai inossidabili martensitici sono tipicamente utilizzati per posate, strumenti chirurgici, valvole e molle.
- PH (Precipitation Hardening): questi acciai contengono cromo e nichel, insieme a rame, alluminio, titanio o molibdeno. Hanno una resistenza alla corrosione e una duttilità buone e hanno un'elevata resistenza alle alte temperature. La loro applicazione principale è nei componenti strutturali aeronautici e aerospaziali.
- Duplex: questi acciai hanno una miscela di austenite e ferrite. Hanno una buona resistenza e hanno una maggiore resistenza sia alla corrosione (nella maggior parte degli ambienti) che alla fessurazione da stress-corrosione rispetto alla serie 300 di acciai austenitici. Applicazioni tipiche sono negli impianti di trattamento delle acque e nei componenti degli scambiatori di calore (trad. Kalpakjian e Schmid, 2009).

3.3.2 Acciai inossidabili utilizzati nello studio: AISI 304L e AISI 316LN

I materiali studiati sono gli acciai inossidabili austenitici AISI 304L e AISI 316LN⁵. L'AISI 304L è un grado generico, mentre l'AISI 316LN è selezionato per applicazioni che richiedono un'elevata resistenza (Vogt et al., 1991). Come già detto nel paragrafo precedente, l'AISI 304L è la versione a basso contenuto di carbonio del comune ferro-cromo-nichel AISI 304. D'altra parte, l'AISI 316LN è una modifica del grado AISI 316 contenente molibdeno, con basso contenuto di carbonio e aggiunta di azoto (Reed, 1989). Il molibdeno ha l'effetto di aumentare la resistenza alla corrosione e, inoltre, stabilizza l'austenite contro la trasformazione martensitica. L'azoto aumenta anche la stabilità dell'austenite contro la trasformazione martensitica e favorisce la formazione di austenite rispetto alla

⁵ La lettera L dopo la sigla dell'acciaio si riferisce al fatto che l'acciaio è a basso (Low) contenuto di carbonio rispetto a quello standard, mentre la lettera N si riferisce al simbolo dell'azoto nella tavola periodica degli elementi di *Mendeleev*.

ferrite. Inoltre, l'azoto aumenta sostanzialmente la resistenza e mantiene la duttilità fino alle temperature criogeniche (Sgobba, 2006). Le composizioni chimiche specifiche dei gradi AISI 304L e AISI 316LN studiate in questo lavoro sono riportate nella tabella seguente.

	C	S	N	Cr	Ni	Mn	Si	Mo	P	Co
304L	0,013	0,0003	-	18,19	10,28	1,27	0,45	-	0,024	0,024
316LN	0,009	<0,002	0,19	17,37	13,09	1,34	0,28	2,61	0,024	0,100

Tabella 4 - Composizione chimica degli acciai AISI 304L e AISI 316LN

Le materie prime sono state fornite sotto forma di lamiere laminate a caldo e ricotte di spessore 12 mm con qualità superficiale secondo la norma EN-10088-2 (2008) come indicato nelle specifiche tecniche del CERN n. 1004 - ED. 6 e n. 1002 - ED. 5 rispettivamente per AISI 304L e AISI 316LN. La figura seguente mostra la microstruttura non deformata di entrambi i materiali.

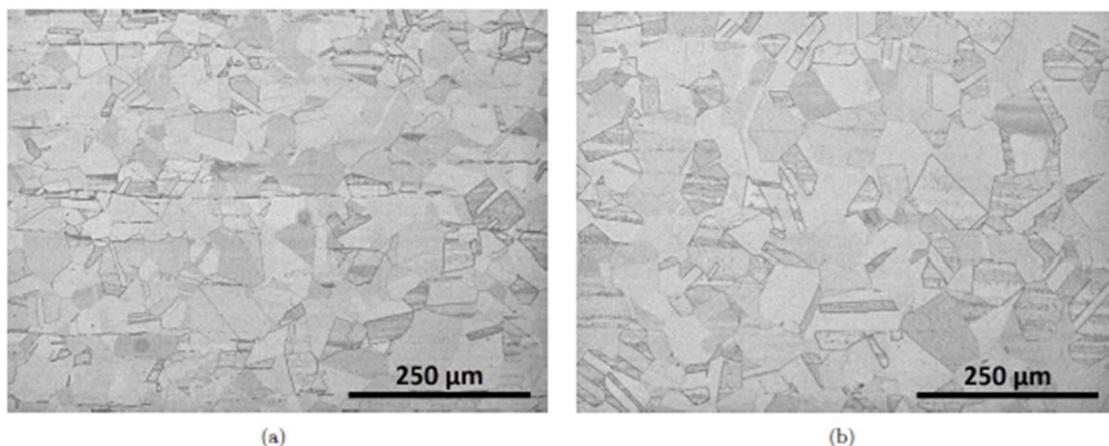


Figura 18 - Immagini al microscopio ottico della sezione trasversale dei materiali (attraverso lo spessore della piastra, lungo la direzione di laminazione): (a) AISI 304L e (b) AISI 316LN

Si può notare dalle micrografie che la direzione di laminazione è orizzontale. L'AISI 304L presenta alcune precipitazioni lineari di ferrite incorporate nella matrice austenitica lungo la direzione di laminazione. La fase ferritica è stata identificata con il reagente di Murakami⁶ come indicato nella norma ASTM-E407-07 (2015). Infatti l'AISI 304L normalmente trattiene un po' di ferrite quando viene raffreddato dopo la ricottura (Sgobba, 2006). Le misurazioni con il ferritoscopio⁷ confermano che il volume della ferrite è inferiore allo 0,5%. L'AISI 316LN, invece, è costituito al 100% da

⁶ Reagente chimico specifico per analisi metallografiche su prodotti in metallo duro, molibdeno, cromo e leghe di tungsteno.

⁷ Il ferritoscopio misura il contenuto di ferrite negli acciai austenitici e negli acciai duplex secondo il metodo di induzione magnetica.

austenite perché gli elementi in lega che forniscono forte stabilità all'austenite, evitano la produzione di ferrite.

La granulometria media allo stato non deformato è di 89,9 μm per l'AISI 304L e di 53,4 μm per l'AISI 316LN. Questi valori sono stati forniti dalle certificazioni dei materiali corrispondenti che hanno determinato la granulometria media secondo lo standard ASTM-E112-13 (2013).

La temperatura iniziale alla quale inizia a formarsi martensite, al di sotto della quale la stessa martensite continua a formarsi spontaneamente, viene indicata con M_s ed è stata stimata per entrambi i materiali utilizzando l'equazione di Self-Olson in funzione del peso percentuale degli elementi in lega (Self et al., 1987).

$$M_s(^{\circ}\text{C}) = 521 - 14,3Cr - 17,5Ni - 28,9Mn - 37,6Si - 350C + \\ - 29,5Mo + 23,1(Cr + Mo)C - 1,19CrNi \quad (3.1)$$

L'equazione produce $M_s \approx 80$ K per AISI 304L e $M_s < 0$ K per AISI 316LN; questo risultato suggerisce una maggiore stabilità dell'austenite contro la trasformazione martensitica per l'acciaio AISI 316LN. La stabilità termica dell'AISI 316LN è stata confermata dall'immersione in elio liquido per più di due ore, dove non è stata rilevata alcuna risposta ferromagnetica con il ferritoscopio, escludendo così una trasformazione martensitica spontanea.

I campioni utilizzati per estrapolare i dati delle curve delle prove di trazione $\sigma - \varepsilon$ sono stati estratti dalla regione di spessore medio di ciascuna piastra con l'asse di trazione parallelo alla direzione di laminazione ("test longitudinale a tensione" secondo lo standard ASTM-A370-15 (2015)). I campioni hanno uno spessore di 4 mm e sono a sezione singola. Nella seguente figura si mostra il campione appena descritto. Il progetto del campione a sezione singola si basa sulla norma ISO-6892-4 (2015), tenendo conto della lunghezza del calibro dell'estensimetro selezionato. Per ogni materiale sono stati eseguiti due esperimenti di trazione alle tre diverse temperature di prova, ossia 4 K, 77 K e 300 K.

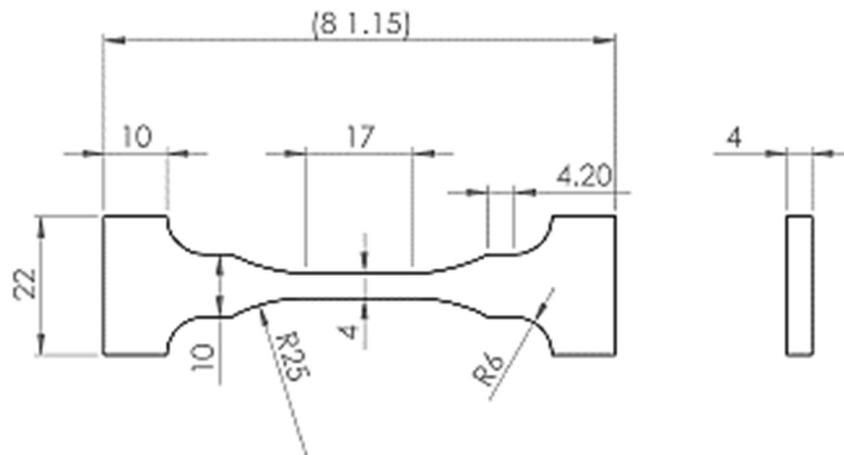


Figura 19 - Progetto del campione a sezione singola (dimensioni in millimetri)

Di seguito si mostrano le curve della prova di trazione $\sigma - \epsilon$ ricavate con l'ausilio del software Matlab. All'interno dell'ambiente Matlab sono stati importati i file con estensione *csv* nei quali erano presenti le curve per punti.

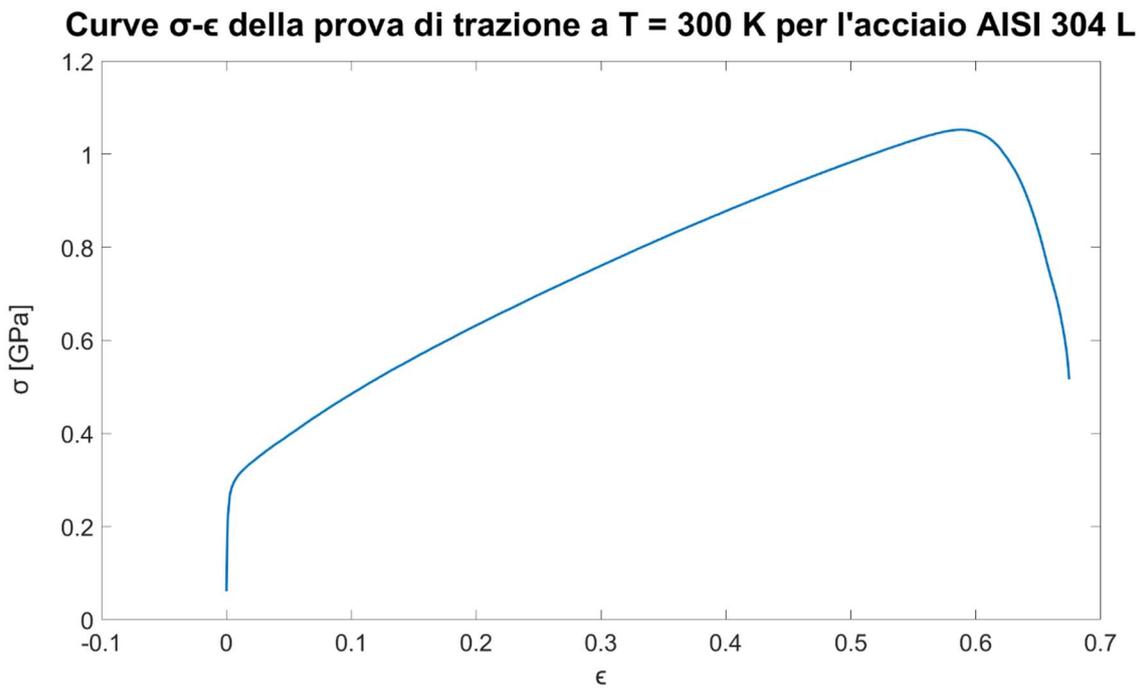


Figura 20 - Curva $\sigma - \epsilon$ per l'acciaio AISI 304 L a temperatura uguale a 300K

Curve σ - ϵ della prova di trazione a $T = 300\text{ K}$ per l'acciaio AISI 316 LN

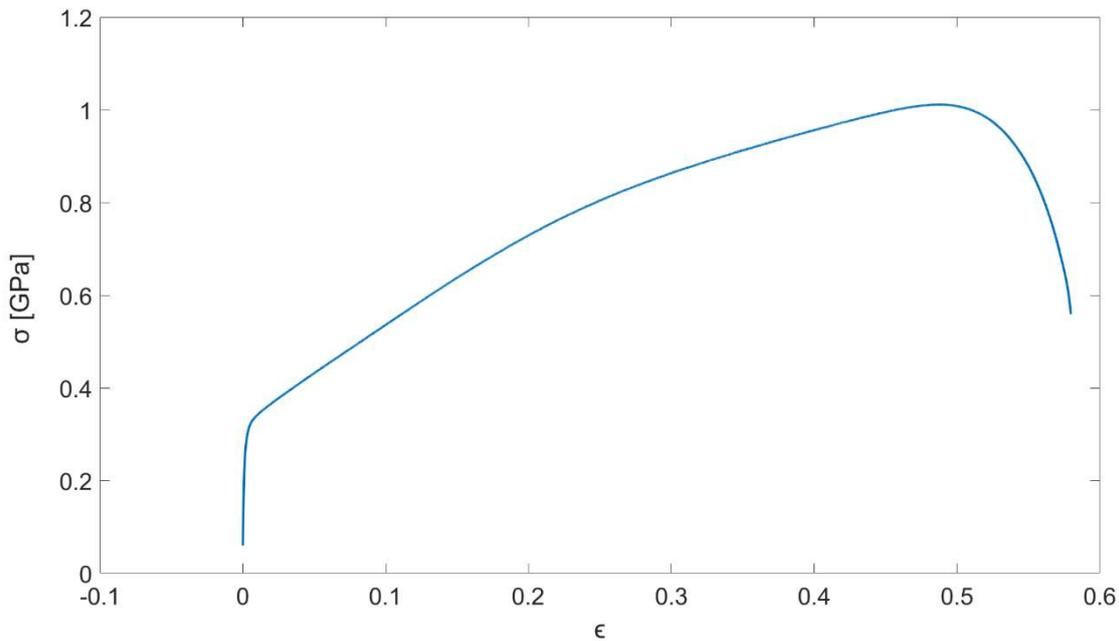


Figura 21 - Curva σ - ϵ per l'acciaio AISI 316 LN a temperatura uguale a 300K

3.3.3 Implementazione dei materiali e scelta del modello all'interno di LS-Dyna

I due materiali descritti nel paragrafo precedente costituiscono i fogli di lamiera dai quali si assembla il tubo oggetto di questo studio. Per l'implementazione dei dati sui materiali si utilizza la keyword `*MAT`. Di seguito si spiega cos'è questa keyword prendendo come riferimento il secondo volume del manuale di LS-Dyna.

LS-DYNA ha storicamente fatto riferimento a ciascun modello di materiale con un numero. Come mostrato di seguito, è ancora possibile utilizzare una designazione numerica a tre cifre, ad esempio `*MAT_001`, corrispondente ad una designazione descrittiva, in questo caso `*MAT_ELASTIC`. I numeri tra parentesi quadre identificano le formulazioni degli elementi per i quali viene implementato il modello del materiale. Il numero tra parentesi graffe, $\{n\}$, indica il numero di variabili per punto di integrazione dell'elemento oltre alle 7 variabili predefinite. Un'opzione aggiuntiva è `TITLE` che può essere associata ad ogni tipo `*MAT` ed implica la lettura di una riga ulteriore che descrivere il materiale. L'inclusione di titoli fornisce semplicemente maggiore chiarezza (trad. LS-Dyna Keyword User's Manual, Volume II).

All'interno dell'ambiente software i materiali AISI 304L e AISI 316LN sono stati implementati utilizzando la keyword `*MAT_24`, ossia `*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY`

[0,1H,2,3a,3c,5,8A]⁸ {5}. La keyword *MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY è un materiale elasto-plastico con sollecitazione arbitraria in funzione della curva di deformazione. Per la sollecitazione può essere definita, inoltre, una dipendenza arbitraria dalla velocità di deformazione (trad. LS-Dyna Keyword User's Manual, Volume II).

In questo studio si è deciso, avendo i dati della prova di trazione, di caricare nell'ambiente software le curve $\sigma - \varepsilon$ in campo plastico con l'ausilio delle keyword *DEFINE_CURVE. All'interno della keyword *MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY è possibile richiamare la curva attraverso la variabile LCSS.

Per ciò che riguarda tutte le variabili relative ai due materiali implementati all'interno dell'ambiente software si veda il Capitolo 4.

Per il modello di materiale per gli stampi e lo strumento estrusore si è deciso di scegliere il *MAT_RIGID. Come spiega il secondo volume del manuale di LS-Dyna, le parti realizzate con questo materiale possono essere considerate appartenenti ad un corpo rigido ed inoltre è possibile definire sia vincoli globali che locali facoltativi sul centro di massa.

Il materiale utilizzato per lo strumento estrusore è l'acciaio 34CrNiMo6, mentre gli stampi sono in lega di alluminio Alu EN AW-6082 T6⁹. Tutte le variabili relative ai materiali appena descritti sono consultabili al Capitolo 4.

⁸ Per vedere a quali elementi si riferiscono le sigle tra le parentesi quadre, fare riferimento all'elenco presente in Appendice.

⁹ Il trattamento di bonifica di tipo T6 consiste in una tempra ed un conseguente invecchiamento artificiale. Questo trattamento aumenta la durezza dell'alluminio e, di conseguenza, la sua resistenza fornendo una buona lavorabilità all'utensile.

3.4 Metodi di soluzione numerica

Il metodo degli elementi finiti è un popolare strumento computazionale utilizzato nella ricerca ingegneristica e nella progettazione industriale. Nell'analisi agli elementi finiti, gli algoritmi di integrazione temporale per problemi dinamici possono essere classificati come impliciti o espliciti. In generale, il metodo implicito definisce lo stato del modello ad ogni incremento temporale in base alle informazioni dello stesso incremento temporale e di quello precedente, mentre il metodo esplicito utilizza i dati dell'incremento temporale precedente per risolvere le equazioni del moto del successivo incremento.

Nell'algoritmo implicito sono richieste soluzioni iterative per ogni incremento temporale e l'accuratezza della soluzione è dettata dal criterio di convergenza. In questo modo si garantisce che gli errori dei risultati aggiornati siano inferiori a un valore di tolleranza. Nell'algoritmo esplicito, invece, le equazioni del moto sono formulate come dinamiche e possono, quindi, essere risolte direttamente senza richiedere iterazioni.

Il metodo esplicito è condizionatamente stabile e la fase temporale critica per l'operatore (senza smorzamento) è una funzione delle specifiche del materiale e della più piccola dimensione dell'elemento nel sistema. Nel metodo esplicito, l'incremento di tempo deve essere sempre inferiore al passaggio temporale critico, altrimenti la soluzione sarà instabile e si verificheranno oscillazioni nella risposta del modello.

La scelta tra metodi impliciti ed espliciti è stata oggetto di molti studi. Diverse ricerche hanno confrontato simulazioni implicite ed esplicite agli elementi finiti della formatura della lamiera; altre hanno utilizzato l'algoritmo implicito per analizzare il processo quasi-staticamente, in particolare per problemi dinamici pressoché lineari; altre ancora hanno suggerito di utilizzare il metodo esplicito a causa delle elevate condizioni di contatto non lineare (Rebelo et al., 1992; Rust e Schweizerhof, 2003). Questi ultimi articoli si concentrano sulle prestazioni dei due metodi nelle analisi di formatura dei metalli. Rebelo, Nagtegaal e Taylor (1992) sostengono che il metodo implicito è preferibile nei problemi 2D più piccoli, mentre il metodo esplicito è più robusto ed efficiente per i modelli complicati che coinvolgono il contatto. Questo perché il risolutore implicito può incontrare difficoltà numeriche nel convergere verso una soluzione corretta durante un'analisi che coinvolge la deformazione di grandi elementi, la plasticità altamente non lineare o il contatto tra superfici (Kim et al., 2002; Rebelo et al., 1992).

3.4.1 Metodo di soluzione implicita

La parola *implicito* si riferisce al metodo con cui lo stato di un modello agli elementi finiti viene aggiornato dal tempo t al tempo $t + \Delta t$. In una procedura completamente implicita lo stato $t + \Delta t$ è determinato in base alle informazioni al tempo $t + \Delta t$, mentre il metodo esplicito risolve per $t + \Delta t$ in base alle informazioni al tempo t .

Esistono una serie di procedure di soluzione utilizzate dai risolutori agli elementi finiti impliciti e di seguito si presenta una forma del metodo Newton-Raphson, la più comunemente utilizzata. I vettori e le matrici, in questa analisi, vengono indicati con la sottolineatura. Quando si risolve un problema quasi-statico viene assemblato un insieme di equazioni non lineari di questo tipo:

$$\underline{G}(\underline{x}) = \int_V \underline{B}^T \underline{\sigma}(\underline{x}) dV - \int_S \underline{N}^T \underline{t} dS = 0 \quad (3.2)$$

dove \underline{G} è un insieme di equazioni non lineari in \underline{x} , e \underline{x} è il vettore degli spostamenti nodali; \underline{B} è la matrice che mette in relazione il vettore di deformazione con lo spostamento; il prodotto di \underline{B}^T e del vettore di sollecitazione $\underline{\sigma}$ è integrato su un volume V ; \underline{N} è la matrice delle funzioni di forma dell'elemento ed è integrato su una superficie S mentre il vettore di trazione superficiale è indicato con \underline{t} . L'equazione (3.2) è solitamente risolta con metodi incrementali, in cui i carichi e gli spostamenti sono applicati in passi temporali, Δt , fino a un tempo finale, t . Lo stato dell'analisi viene aggiornato in modo incrementale dal tempo t al tempo $t + \Delta t$. Viene fatta una stima delle soluzioni dell'equazione (3.2), tale che per l' i -esima iterazione si ottiene:

$$\delta \underline{x}_{i+1} = \underline{x}_{i+1}^{t+\Delta t} - \underline{x}_i^{t+\Delta t} = - \left[\frac{\partial \underline{G}(\underline{x}_i^{t+\Delta t})}{\partial \underline{x}} \right]^{-1} \underline{G}(\underline{x}_i^{t+\Delta t}) \quad (3.3)$$

dove $\underline{x}_i^{t+\Delta t}$ è il vettore degli spostamenti nodali per l' i -esima iterazione al tempo $t + \Delta t$. La derivata parziale sul lato destro dell'equazione è la matrice Jacobiana e può essere indicata in funzione della matrice di rigidezza globale \underline{K} . L'equazione (3.3) è manipolata e invertita per produrre un sistema di equazioni lineari come il seguente:

$$\underline{K}(\underline{x}_i^{t+\Delta t}) \delta \underline{x}_{i+1} = -\underline{G}(\underline{x}_i^{t+\Delta t}) \quad (3.4)$$

L'equazione (3.4) deve essere risolta, per ogni iterazione, per la variazione degli spostamenti incrementali, $\delta \underline{x}_{i+1}$. Per risolvere $\delta \underline{x}_{i+1}$, la matrice di rigidezza globale \underline{K} deve essere invertita, operazione costosa a livello computazionale. Dopo l'iterazione i-esima, $\delta \underline{x}_{i+1}$ è stata determinata ed è stata approssimata la soluzione $\underline{x}_{i+1}^{t+\Delta t}$, attraverso l'equazione (3.3). Questo a sua volta viene utilizzato come approssimazione corrente alla soluzione per l'iterazione successiva i+1-esima.

L'accuratezza della soluzione è dettata dal criterio di convergenza in cui il valore aggiornato per \underline{G} deve essere inferiore a un valore di tolleranza. Le complicazioni possono sorgere in un'analisi che ha una risposta stress-deformazione altamente non lineare o dove c'è contatto e scorrimento tra due superfici. Per un lavoro complesso può essere difficile prevedere se si verificherà la convergenza e/o quanto tempo ci vorrà per risolverla (Harewood e McHugh, 2007).

3.4.2 Metodo di soluzione esplicita

Il metodo *esplicito* è stato originariamente sviluppato, ed è principalmente utilizzato, per risolvere problemi dinamici che coinvolgono corpi deformabili. Le accelerazioni e le velocità si assumono costanti durante un incremento di tempo Δt e vengono utilizzate per risolvere il punto successivo nel tempo. Tra i molti metodi espliciti, l'algoritmo della differenza centrale è il più popolare perché, oltre ad essere di facile implementazione, è condizionalmente stabile. In LS-Dyna viene utilizzata una modifica a questo metodo e di seguito si mostrano le equazioni di spostamento e velocità del metodo implementato all'interno dell'ambiente software (LS-Dyna - Time Integration).

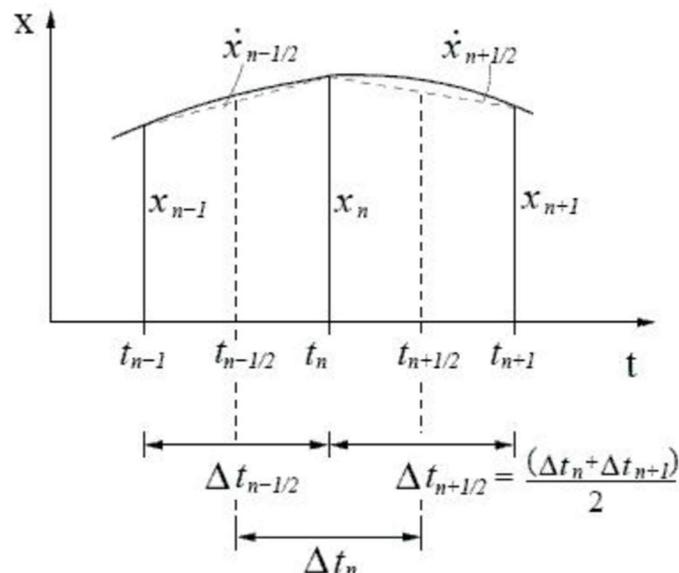


Figura 22 - Discretizzazione della curva spazio-tempo all'interno di LS-Dyna

$$\underline{x}^{(i+1)} = \underline{x}^{(i)} + \Delta t^{(i+\frac{1}{2})} \underline{\dot{x}}^{(i+\frac{1}{2})} \quad (3.5)$$

$$\underline{\dot{x}}^{(i+\frac{1}{2})} = \underline{\dot{x}}^{(i-\frac{1}{2})} + \Delta t^{(i)} \underline{\ddot{x}}^{(i)} \quad (3.6)$$

Nelle equazioni \underline{x} è lo spostamento e gli apici si riferiscono all'incremento di tempo. Come già detto in precedenza, il termine *esplicito* si riferisce al fatto che lo stato dell'analisi è avanzato assumendo valori costanti per le velocità $\underline{\dot{x}}$ e le accelerazioni $\underline{\ddot{x}}$. Le accelerazioni vengono calcolate all'inizio dell'incremento con la seguente equazione:

$$\underline{x}^{(i)} = \underline{M}^{-1} \cdot \left(\underline{F}^{(i)} - \underline{I}^{(i)} - \underline{C} \underline{\dot{x}}^{(i-\frac{1}{2})} \right) \quad (3.7)$$

dove \underline{F} è il vettore delle forze applicate esternamente, \underline{I} è il vettore delle forze degli elementi interni, \underline{C} è la matrice di smorzamento e \underline{M} è la matrice di massa raggruppata. Poiché la matrice di massa raggruppata è diagonalizzata, invertirla è un processo che, a livello computazionale, è poco costoso anche se da eseguire per ogni incremento di tempo Δt . Non vale lo stesso per la matrice di rigidità globale \underline{K} nel metodo della soluzione implicita. Un limite di stabilità determina la dimensione dell'incremento di tempo:

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega_{max}} \quad (3.8)$$

dove l'autovalore dell'elemento massimo viene indicato con ω_{max} perché è la più alta frequenza naturale del sistema. Un metodo conservativo e pratico per implementare la disuguaglianza di cui sopra è la seguente:

$$\Delta t \leq \min \left(\frac{L^c}{c^d} \right) \quad (3.9)$$

dove L^c è la lunghezza caratteristica dell'elemento e c^d la velocità del suono nel materiale.

Quest'ultima ha la seguente equazione:

$$c^d = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

(3.10)

dove E è il modulo di Young del materiale e ρ è la densità del materiale. L'equazione (3.9), anche nota come *condizione di Courant-Frederick-Levy* (Condizione CFL), descrive il tempo necessario all'onda per propagarsi attraverso l'asta della lunghezza L^c .

3.4.3 Confronto tra i metodi di soluzione implicita ed esplicita

Un problema quasi-statico che viene risolto usando il metodo esplicito avrebbe incrementi di tempo molto più piccoli rispetto a un problema equivalente risolto usando il metodo implicito. Sebbene la soluzione incrementale sia facile da ottenere utilizzando il metodo esplicito, non è insolito che un'analisi richieda 100.000 incrementi per essere risolta. Al fine di mantenere l'efficienza delle analisi, è importante garantire che le dimensioni degli elementi siano le più regolari possibili. In questo modo un elemento più piccolo degli altri non riduce l'incremento di tempo per l'intero modello.

Secondo le equazioni 3.9 e 3.10, quando la densità è scalata di un fattore, f^2 , il tempo di esecuzione è ridotto di un fattore f (Tekkaya, 2000).

Quando si esegue una simulazione quasi-statica, è importante che le forze inerziali non influenzino la risposta meccanica e forniscano risultati dinamici non realistici. Durante le analisi implicite in cui il materiale fornisce una risposta tensione-deformazione non lineare, di solito sono necessarie molte iterazioni per risolvere le equazioni del moto per ogni singolo incremento. Ciò porta all'utilizzo di passaggi temporali progressivamente più piccoli e, se il codice incontra grandi non linearità, la convergenza potrebbe essere impossibile da raggiungere in termini pratici. Il tempo di soluzione del risolutore implicito è proporzionale al quadrato della dimensione del fronte d'onda nella matrice di rigidità globale e ciò ha implicazioni quando si aumentano le dimensioni del modello e quando si eseguono simulazioni 3D (Tekkaya, 2000). Poiché non vi è alcuna iterazione coinvolta nel metodo esplicito, la convergenza della soluzione non è un problema.

Nel caso del risolutore esplicito, la dimensione del modello dipende dalla lunghezza caratteristica dell'elemento e dal numero di elementi nel modello. Esiste, inoltre, una relazione lineare tra la dimensione del modello e il tempo di soluzione. Di seguito si mostrano alcune lunghezze

caratteristiche L^c e i valori di velocità del suono nel materiale c^d per gli elementi di tipo *shell* triangolare e quadrangolare e per l'elemento di tipo *solid* cubico.

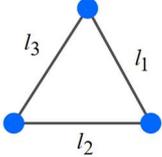
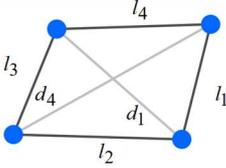
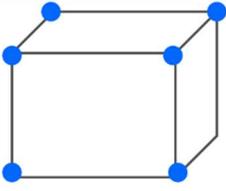
Tipo di elemento	L^c	c^d
 <p>Shell triangolare</p>	$L^c = \frac{2A}{\max(l_1, l_2, l_3)}$	$c_{shell} = \sqrt{\frac{E}{(1 - \nu^2)\rho}}$
 <p>Shell quadrangolare</p>	$L^c = \frac{A}{\max(l_1, l_2, l_3, l_4)}$	
 <p>Solido</p>	$L^c = \frac{Volume}{Area_{max}}$	$c_{solid} = \sqrt{\frac{E(1 - \nu)}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)\rho}}$

Tabella 5 - Valori di lunghezze caratteristiche e la velocità del suono nel materiale per gli elementi shell triangolare e quadrangolare e per l'elemento solid

Si consideri una tipica operazione di imbutitura profonda per la quale c^d è di 5000 m/s per l'acciaio, L^c è nell'ordine dei mm e per questo esempio si considera pari a 1 mm, la velocità di punzonatura è di circa 0,5 m/s e la distanza di traslazione del punzone è di circa 300 mm. Il tempo per l'imbutitura può essere trovato uguale a 0,6 s. Il passo temporale minimo è dato dall'equazione (3.9) ed è pari a 2×10^{-7} s. Dividendo il tempo totale del processo per il passo temporale minimo si ottiene il numero di incrementi temporali uguale a 3×10^6 . Si tratta di un numero troppo elevato di incrementi, che renderebbe irrealizzabili i metodi espliciti dinamici (Tekkaya, 2000). Per questo motivo, vengono applicati due diversi *trucchi* numerici.

1. La velocità di punzonatura è aumentata rispetto alla velocità di processo reale. Al fine di ridurre gli effetti indesiderati delle forze di massa artificiale, è introdotto lo smorzamento numerico. La matrice di smorzamento è proporzionale alla matrice di massa di solito. Questa precauzione, tuttavia, non funziona se il materiale è sensibile alla velocità di deformazione. Inoltre, se sono

coinvolti fenomeni termomeccanici, non è consentito aumentare la velocità del processo. In questi casi viene utilizzato il secondo trattamento.

2. L'aumento della densità porta ad una riduzione della velocità del suono nel materiale e quindi ad un aumento dell'incremento di tempo consentito. Questo tipo di artificio viene definito come ridimensionamento della massa, anche detto *mass scaling*.

Dalle equazioni 3.8 e 3.9 si ottiene che la frequenza naturale massima dell'elemento è strettamente correlata alla dimensione dell'elemento più piccolo. Questo aspetto è cruciale nell'analisi delle strutture *shell*, dove lo spessore può essere significativamente inferiore alle dimensioni superficiali. Un rimedio che viene spesso utilizzato consiste nell'aggiungere artificialmente massa al sistema in modo da diminuire la velocità dell'onda e, quindi, la frequenza massima. Questo effetto può essere facilmente ottenuto aumentando uniformemente la densità del materiale (*uniform mass scaling*) (Cocchetti et al., 2015). Aumentando la densità di un fattore 100 si riduce la velocità del suono di un fattore 10 e quindi si aumenta l'incremento di tempo di un fattore 10. In questo caso, tuttavia, non è possibile introdurre lo smorzamento numerico artificiale. Lo svantaggio di questa disposizione è che tutte le frequenze naturali e, di conseguenza, tutti i modi strutturali vengono influenzati e non solo quelli associati alle frequenze più elevate, alterando in questo modo la risposta strutturale dinamica complessiva.

Viceversa, quando gli elementi *shell* vengono utilizzati in combinazione con matrici di massa concentrate, un passo temporale stabile più grande viene solitamente ottenuto aumentando artificialmente l'inerzia associata ai gradi di libertà rotazionali (Key e Beisinger, 1971; Hughes et al., 1978). In questo caso, l'inerzia associata agli spostamenti nodali sul piano medio non viene alterata affinché l'inerzia dell'elemento associata ai moti del corpo rigido traslazionale non venga modificata, requisito fondamentale per la conservazione della parte più significativa della risposta strutturale dinamica nei problemi dominati dall'inerzia. Questo modo di procedere è attualmente definito *selective mass scaling*, cioè, la massa dell'elemento viene aumentata artificialmente solo per i gradi di libertà selezionati (Cocchetti et al., 2015).

Nel metodo esplicito, di solito, il passo temporale è molto piccolo per mantenere la stabilità numerica. Tuttavia, le dimensioni ridotte del passo impediscono a questo metodo di essere utile per il lavoro di analisi di routine. Il *mass scaling* viene spesso utilizzato per aumentare la dimensione del passaggio temporale (LS-Dyna - Mass Scaling) così da ridurre il costo della CPU e migliorare le prestazioni.

Un'altra possibilità per ridurre la frequenza più alta dell'elemento è modificare la matrice di massa aggiungendo ad essa la matrice di rigidità moltiplicata per un parametro. Si può dimostrare che, in

questo modo, le frequenze naturali più alte possono essere ridotte con modifiche trascurabili rispetto a quelle più basse. In particolare, questo tipo di *mass scaling* lascia le forze di inerzia inalterate per i movimenti del corpo rigido poiché in questo caso non vengono prodotte forze interne (Olovsson et al, 2005).

Poiché nell'imbutitura profonda la maggior parte del pezzo è supportata dagli stampi grazie all'elevato rapporto superficie/volume, le forze artificiali aggiuntive del corpo sono assorbite dagli stampi rigidi. Pertanto, il metodo esplicito dinamico può essere applicato con successo nella formatura della lamiera. Il vantaggio più importante del metodo esplicito dinamico è la sua robustezza. Non c'è controllo delle forze sbilanciate e quindi nessun controllo di convergenza. Attualmente, la velocità di calcolo è maggiore e il requisito di memoria è inferiore ai metodi impliciti statici. Inoltre, la procedura numerica può essere facilmente parallelizzata con conseguenti vantaggi di velocità ancora maggiori. Un sottoprodotto dello schema esplicito è la determinazione delle rughe. Le rughe scaturiscono da imprecisioni numeriche. Di solito, la regione delle rughe è determinata in modo abbastanza accurato, ma il numero di rughe e la loro ampiezza possono essere imprecisi a causa del processo di iniziazione guidato numericamente. Un ultimo vantaggio del metodo esplicito è la semplicità della programmazione.

D'altra parte, però, questo metodo ha anche diversi svantaggi. Il carattere esplicito dello schema numerico è soddisfatto se e solo se la matrice di massa è raggruppata, cioè diagonale. Inoltre, i vantaggi di velocità possono essere mantenuti solo se i calcoli degli elementi sono i meno possibili. Si sostiene che l'errore introdotto da una matrice di massa raggruppata è compensato dai ridotti schemi di integrazione degli elementi. Tuttavia, questo porta a svantaggi come il fatto che le sollecitazioni locali e il ritorno elastico non sono calcolati in modo affidabile. Inoltre, l'assenza di controllo della convergenza è una questione critica. Infine, il *remeshing* porta a una riduzione del passaggio temporale (Tekkaya, 2000).

All'atto pratico, in LS-Dyna possono essere utilizzati diversi metodi per raggiungere questo obiettivo. Il metodo più semplice è quello di aumentare la densità ρ del foglio di lamiera, in alternativa si può specificare una dimensione minima dell'intervallo temporale utilizzando la keyword `*CONTROL_TIMESTEP`. Di contro però, aumentare troppo la massa può causare gravi problemi di penetrazione e, di conseguenza, aumentare significativamente l'effetto dinamico portando a risultati che potrebbero non essere accettabili (LS-Dyna - Mass Scaling).

4. STUDIO DEL PROCESSO NECKING-OUT

4.1 Dati e premesse iniziali

Il progetto di tesi si basa sul modellare e simulare un processo definito *necking-out*. Al processo è stato associato questo nome poiché il suo risultato finale è una sorta di collo (*neck*) su un foro ellittico; in realtà, però, è più corretto definire questa trasformazione un'imbutitura profonda, processo già largamente descritto nel Capitolo 2. Come già detto in precedenza, infatti, l'imbutitura profonda rientra tra i processi delle grandi deformazioni che sono comuni nella produzione di molti componenti presenti negli acceleratori.

Nel processo di *necking-out* viene eseguito un foro di differenti misure su una superficie che può essere piana o tubolare e, successivamente, la superficie viene deformata plasticamente nel centro del foro in modo da ottenere una forma estrusa.

Una volta ultimato il processo di *necking-out*, verrà eseguito un taglio della parte estrusa (collo) al fine di uniformare la superficie al bordo. In questo modo sarà possibile effettuare una saldatura sul bordo del collo tra quest'ultimo e un tubo. Il tubo da saldare ha dimensioni $\phi 38/34\text{mm}$; tali dimensioni si riferiscono rispettivamente al diametro esterno e al diametro interno del tubo dunque si può dedurre che il tubo ha un raggio medio di 18 mm e uno spessore di 2 mm. Sarà necessario tenere in considerazione queste misure nella valutazione dei risultati ottenuti e delle tolleranze dimensionali secondo la ISO 2768-mK (ISO 2768-1, 1989) alla fine del processo.

È stata usata una lamiera piana come primo modello all'interno dell'ambiente di simulazione per iniziare ad apprendere il processo e le eventuali problematiche connesse ad esso. Il software FEM utilizzato è LS-Dyna. Nella figura sottostante sono presenti la vista frontale e isometrica della superficie tubolare con le misure standardizzate in millimetri.

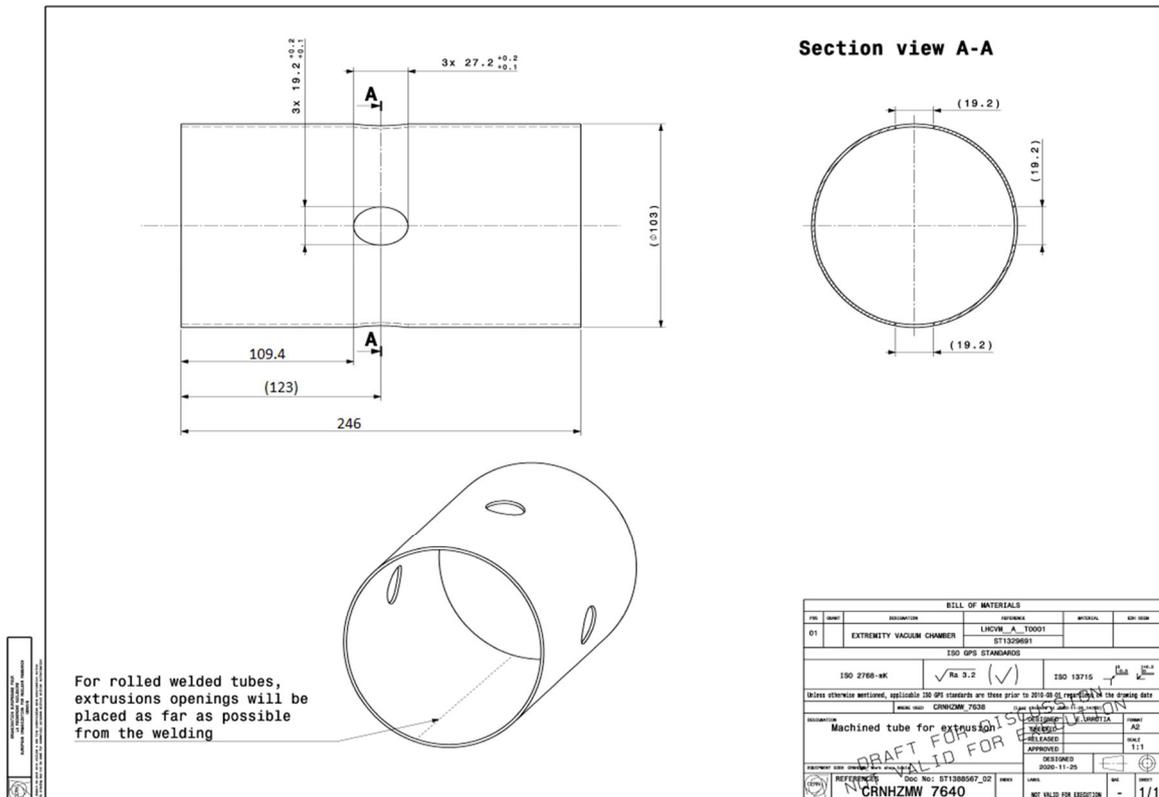


Figura 23 - Vista frontale, sezione e vista isometrica del foglio di lamiera tubolare

Oltre alla superficie su cui si applica il foro, sono state fornite informazioni sui componenti che fanno parte della camera di estrusione come gli stampi e lo strumento estrusore. Di seguito si riporta lo strumento estrusore che è stato poi modellizzato all'interno dell'ambiente FEM.

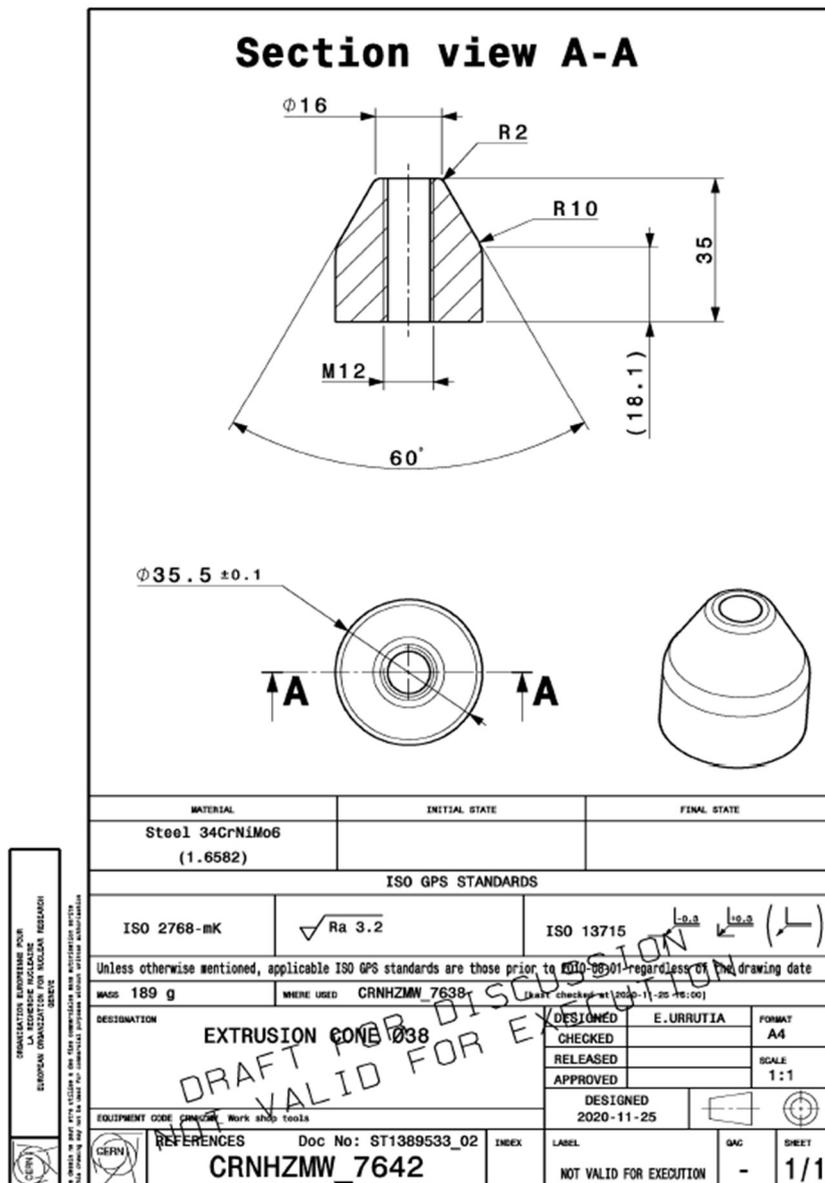


Figura 24 - Vista frontale, sezione e vista isometrica dello strumento estrusore

Tra i dati iniziali, inoltre, ci sono le curve $\sigma - \epsilon$ per punti dei materiali *AISI 304L* e *AISI 316LN* di cui è composto il foglio di lamiera. Le suddette curve sono state importate all'interno del software.

Per quanto concerne i materiali con cui sono progettati lo strumento estrusore e gli stampi, rispettivamente l'acciaio *34CrNiMo6* (Metallurgia Veneta) e la lega di alluminio *Alu EN AW-6082* (Metra), i dati sono stati reperiti dal web. In Appendice si mostrano le schede tecniche di entrambi i materiali.

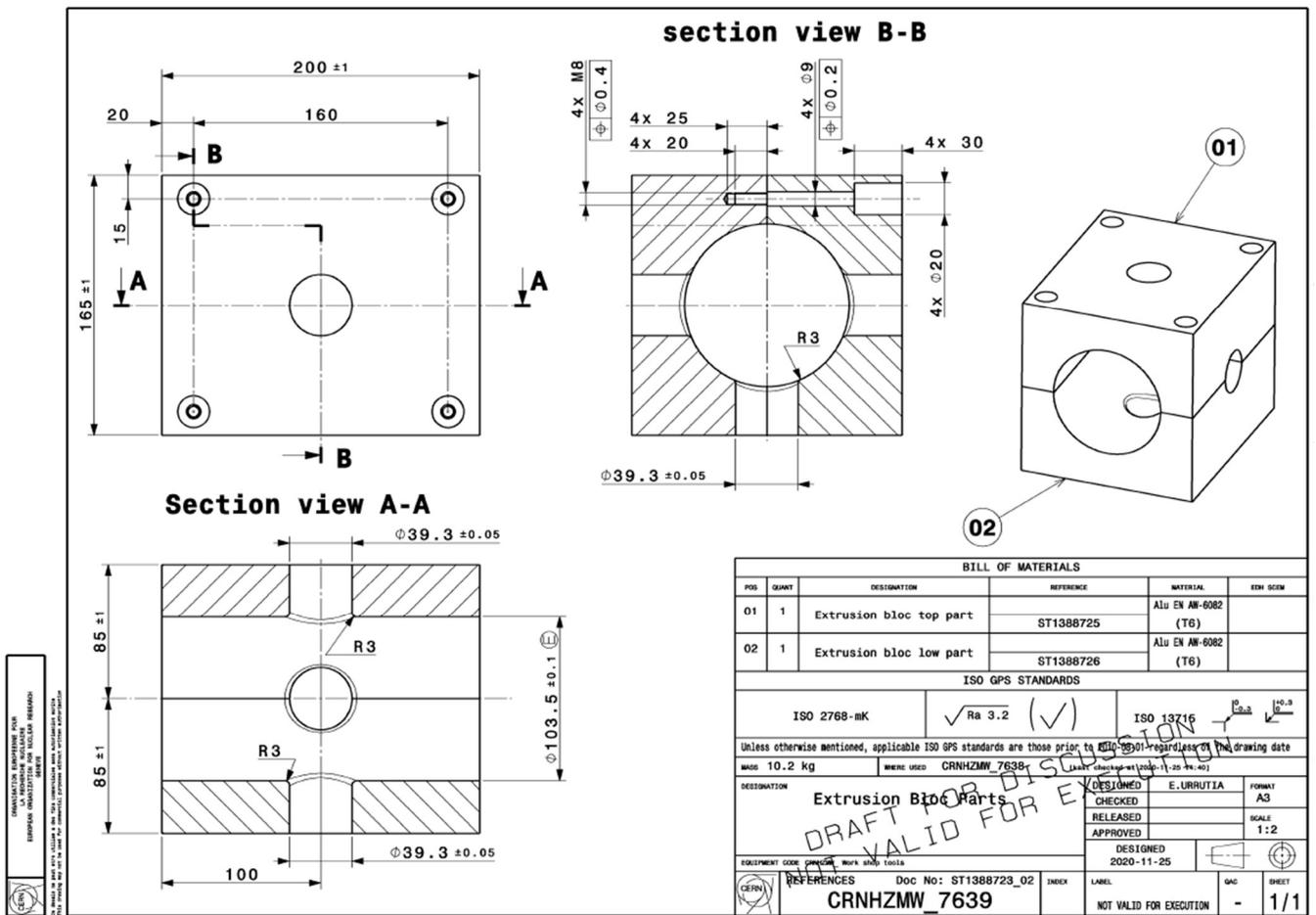


Figura 25 - Vista frontale, sezioni e vista isometrica degli stampi

Per la scelta delle unità di misura, si è deciso di prendere come riferimento la quinta riga della tabella delle *Consistent Units*, visibile in Appendice (A.2).

4.2 Implementazione dei dati, dei materiali, dello strumento estrusore e degli stampi

Per l'implementazione dei dati relativi ai materiali¹⁰, si è deciso di usare il modello del materiale *MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY così da inserire i dati della curva $\sigma - \varepsilon$ per punti. Sono stati implementati, inoltre, i valori di Modulo di Young E , il coefficiente di Poisson ν e la densità ρ ricavandoli da una "libreria" presente sul web (Varmint Al's). Di seguito si mostrano i valori per quel che riguarda gli acciai AISI 304L e l'acciaio AISI 316LN, quest'ultimo usato per eseguire le prime simulazioni.

MATERIALE	AISI 304L (X2CrNiMo17-12-2)	
DENSITÀ	7,916E-06	kg/mm ³
MODULO DI YOUNG	193,05	GPa
COEFFICIENTE DI POISSON	0,29	-
TENSIONE DI SNERVAMENTO	0,27	GPa

Tabella 6 - Caratteristiche fisiche dell'acciaio AISI 304L

MATERIALE	AISI 316LN (X2CrNiMo17-12-2)	
DENSITÀ	7,861E-06	kg/mm ³
MODULO DI YOUNG	193,05	GPa
COEFFICIENTE DI POISSON	0,29	-
TENSIONE DI SNERVAMENTO	0,27	GPa

Tabella 7 – Caratteristiche fisiche dell'acciaio AISI 316LN

I dati relativi ai materiali che compongono gli stampi e lo strumento estrusore sono stati implementati utilizzando il *MAT_RIGID, imponendo i vincoli necessari a tutti i componenti così da rappresentare il processo nel modo più fedele possibile alla realtà. Di seguito si presentano i dati relativi ai due materiali.

¹⁰ I materiali sono descritti nel paragrafo 3.3.

MATERIALE	34CrNiMo6	
DENSITÀ	7,85E-06	kg/mm ³
MODULO DI YOUNG	210	GPa
COEFFICIENTE DI POISSON	0,33	-
VINCOLI TRASLAZIONALI	x, z	
VINCOLI ROTAZIONALI	Rx, Ry, Rz	

Tabella 8 - Caratteristiche fisiche del materiale 34CrNiMo6 con i vincoli imposti allo strumento estrusore

MATERIALE	Alu EN AW-6082 T6	
DENSITÀ	2,71E-06	kg/mm ³
MODULO DI YOUNG	69	GPa
COEFFICIENTE DI POISSON	0,327	-
VINCOLI TRASLAZIONALI	x, y, z	
VINCOLI ROTAZIONALI	Rx, Ry, Rz	

Tabella 9 - Caratteristiche fisiche del materiale Alu EN AW-6082 T6 con i vincoli imposti agli stampi

Lo strumento estrusore e gli stampi sono stati meshati con la formulazione di tipo *solid* EQ.1¹¹ rispettivamente di dimensioni di 2 mm e 4,92 mm. Tale formulazione è stata scelta ed è rimasta invariata perché le tensioni e le deformazioni di questi componenti non erano oggetto di interesse. Di seguito si mostrano le mesh dei componenti appena descritti.

¹¹ EQ.1: Elemento *solid* con stress costante: elemento *solid* di default. Da specificare il valore di hourglass di tipo 10 per questo elemento.

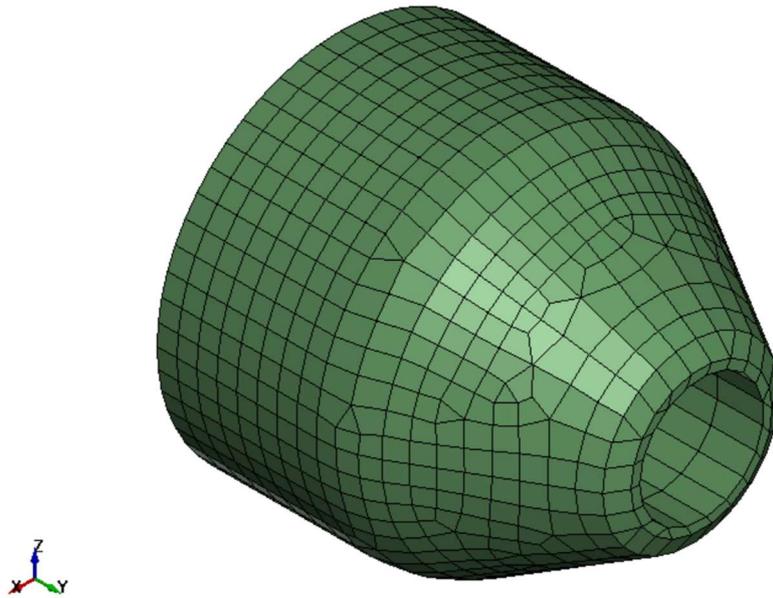


Figura 26 - Mesh dello strumento estrusore conico

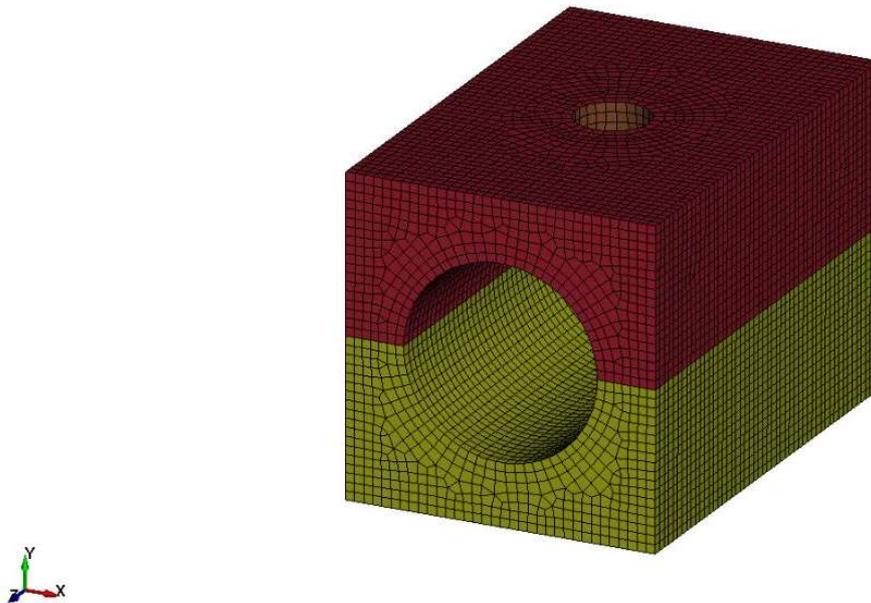


Figura 27 - Mesh degli stampi utilizzati per il processo con il foglio di lamiera tubolare

Al fine di completare l'implementazione dei dati necessari al processo di *necking-out*, è stato deciso di assegnare allo strumento estrusore un profilo di spostamento lineare. La curva spostamento-tempo $s-t$ è la seguente.

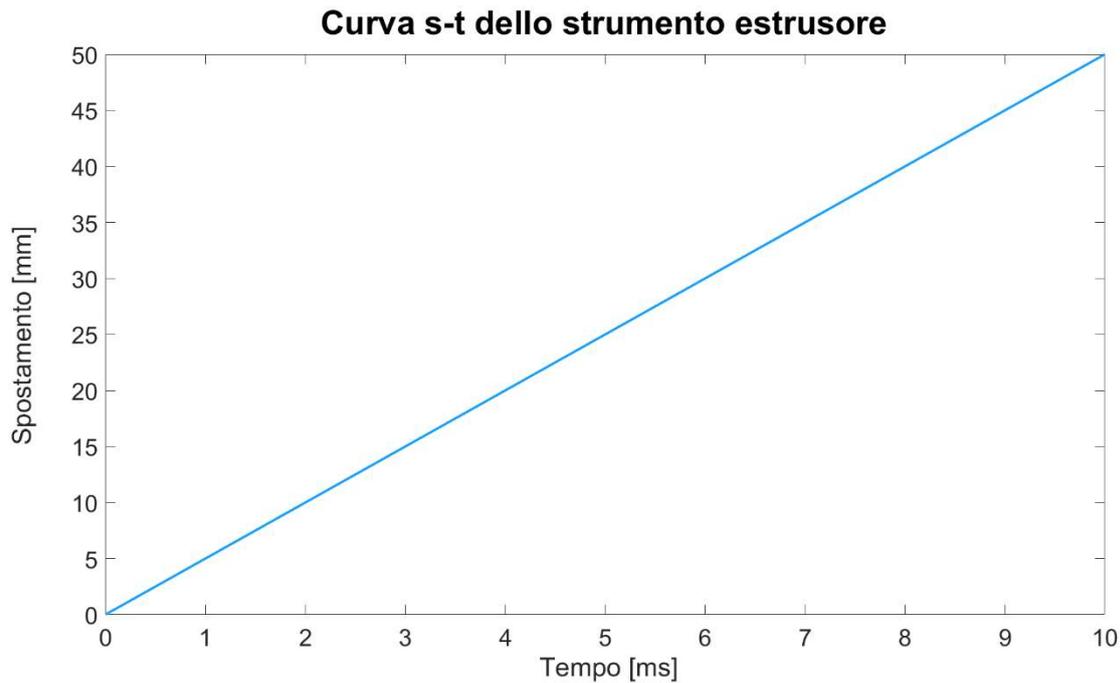


Figura 28 - Curva s-t associata allo strumento estrusore

L'ascissa del grafico è il tempo espresso in millisecondi (ms), mentre l'ordinata è lo spostamento espresso in millimetri (mm), coerentemente con la tabella presente in Appendice (A.2). La curva s-t è stata associata allo strumento estrusore con la keyword `*BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION_RIGID` all'interno della quale sono stati inseriti i dati relativi al *part* dello strumento estrusore, alla curva s-t e ai gradi di libertà che lo strumento ha durante il processo.

Dopo aver implementato i dati e creato il modello, attraverso la keyword `*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE`, si sono definiti i contatti tra i componenti, cioè tra lo strumento estrusore e il foglio di lamiera e tra i due stampi e il foglio di lamiera. In questa fase si è posta particolare attenzione a non avere penetrazione tra le parti a contatto utilizzando la funzione di *Model Checking* presente in LS-Dyna. I coefficienti di attrito statico e dinamico in tutti i contatti sono rispettivamente pari a 0,2 e 0,1 poiché si sono ipotizzati dei contatti acciaio-acciaio con lubrificazione con grasso industriale. I coefficienti di attrito sono indicati nella tabella in Appendice (A.3).

Infine, è stato definito il tempo di processo all'interno dell'ambiente impostandolo a 10 ms. Per ottenere i risultati è stato deciso di visualizzare tutti i plot di output (d3plot) con un intervallo di tempo pari a 0,1 ms.

Ora si analizzeranno singolarmente tutti i modelli creati durante lo studio, mostrando l'implementazione all'interno dell'ambiente software e i risultati ottenuti a processo ultimato. Ciò che è stato descritto in questo paragrafo vale per tutti i modelli che si andranno ad elencare, con le opportune modifiche in funzione di come il modello è stato creato all'interno dell'ambiente software.

4.3 Studio del modello *flat sheet*

4.3.1 Implementazione del foglio di lamiera con mesh di tipo *shell*

Come detto precedentemente, il primo modello utilizzato è stato il foglio di lamiera piatto (*flat sheet*) poiché più semplice da costruire e più veloce da simulare rispetto alla superficie tubolare. In questo paragrafo si descrive come è stato creato il modello approfondendo i dati implementati all'interno dell'ambiente software.

Una volta costruito il modello fisico su LS-Dyna, si è iniziato ad eseguirne le mesh.

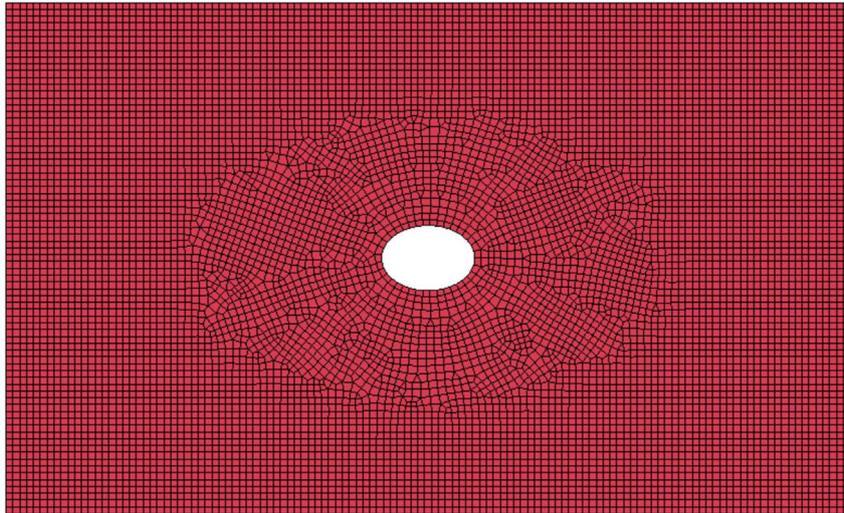
Dato che il foglio di lamiera ha due dimensioni prevalenti rispetto alla terza, si è pensato di partire da una mesh di tipo *shell* quadrangolare di default¹², con un lato di dimensione 2 mm. La formulazione scelta è stata impostata con l'ausilio della variabile *elform* presente all'interno della keyword *SECTION_SHELL. In seguito, si è diminuita la dimensione dell'elemento quadrangolare fino a 0,5 mm nella zona interessata dalle grandi deformazioni.

Ricapitolando si sono elaborate tre mesh per il modello in esame:

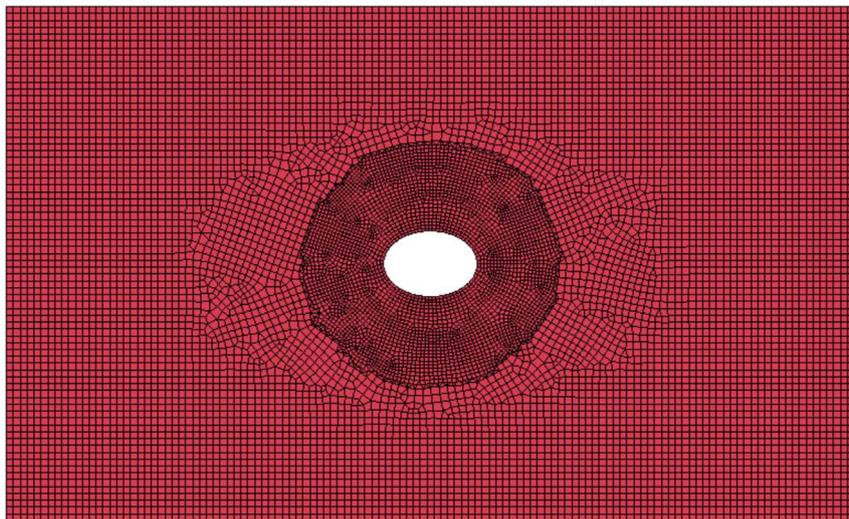
- il primo, chiamato *flat sheet shell singlemesh*, ha una dimensione dell'elemento pari a 2 mm su tutto il foglio di lamiera, compresa la parte nell'intorno del foro ellittico;
- il secondo, chiamato *flat sheet shell doublemesh*, ha una dimensione dell'elemento pari a 1 mm nell'intorno del foro ellittico, una zona di transizione in cui la mesh è prettamente triangolare, mentre nel resto del tubo la dimensione dell'elemento è di 2 mm;
- il terzo, chiamato *flat sheet shell triplemesh*, ha una dimensione dell'elemento pari a 0,5 mm nell'intorno del foro ellittico, una prima zona di transizione, una parte in cui la dimensione dell'elemento è di 1 mm, una seconda zona di transizione e nel resto del tubo la dimensione dell'elemento è di 2 mm.

Per tutte le formulazioni di tipo *shell* è stato deciso di impostare la variabile NIP pari a 5, così da ottenere risultati più accurati, soprattutto nella zona soggetta alle grandi deformazioni. A titolo di esempio si mostrano di seguito le tre mesh del *flat sheet shell* per mostrare il concetto di *remeshing*.

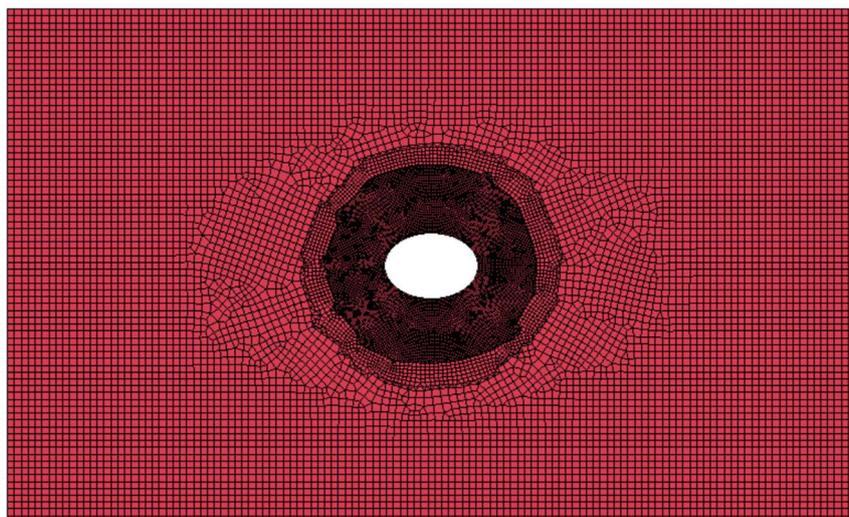
¹² EQ.2: Elemento *shell* di Belytschko-Tsay (elemento di default).



(a)



(b)



(c)

Figura 29 - Mesh della part flat sheet shell: (a) singlemesh, (b) doublemesh e (c) triplemesh

In questo modello, lo strumento estrusore è identico a quello esposto nel paragrafo 4.2 mentre gli stampi sono stati adattati per vincolare un foglio di lamiera piatto e quindi sono parallelepipedi.

Successivamente è stata modificata la formulazione degli elementi utilizzandone prima una di tipo *shell* EQ. 16¹³ e, poi, una di tipo *shell* EQ. -16¹⁴. Per quanto riguarda queste due formulazioni è stata inserita un'ulteriore *feature* usando la card *CONTROL_HOURGLASS, impostando *ihq* in EQ.8.

4.3.2 Implementazione del foglio di lamiera con mesh di tipo *solid*

Per avere un ulteriore confronto con la precedente trattazione, si è deciso di studiare il processo modellando il foglio di lamiera con un elemento di tipo *solid*. Si è iniziato dalla mesh di tipo *shell* eseguendo un offset di metà spessore, cioè 0,75 mm, per poi estrarre questa superficie di 1,5 mm nel verso opposto dell'offset. L'estrusione degli elementi della *part shell* è stata eseguita con l'ausilio del comando *Element Generation* dove si è immesso un valore 3 alla variabile *segment* per inserire 3 elementi lungo lo spessore. Questo permette di avere un *part solid* con un tipo di mesh analogo a quello del *part shell* così da poter eseguire un miglior confronto tra le due tipologie di elementi.

Anche per questo caso, quindi, si sono applicate tre mesh sul modello *flat sheet solid*:

- Il primo, chiamato *flat sheet solid singlemesh*, ha una dimensione dell'elemento pari a 2 mm su tutto il foglio di lamiera, compresa la parte nell'intorno del foro ellittico. Per questo caso la mesh è stata eseguita con l'ausilio del comando *Solid Mesher*.
- Il secondo, chiamato *flat sheet solid doublemesh*, ha una dimensione dell'elemento pari a 1 mm nell'intorno del foro ellittico, una zona di transizione in cui la mesh è prettamente triangolare, mentre nel resto del tubo la dimensione dell'elemento è di 2 mm.
- Il terzo, chiamato *flat sheet solid triplemesh*, ha una dimensione dell'elemento pari a 0,5 mm nell'intorno del foro ellittico, una prima zona di transizione, una parte in cui la dimensione dell'elemento è di 1 mm, una seconda zona di transizione e nel resto del tubo la dimensione dell'elemento è di 2 mm.

Per l'implementazione del modello di tipo *solid*, si è utilizzata la keyword *SECTION_SOLID. Inizialmente, si è ritenuto opportuno selezionare, tramite la variabile *elform*, la formulazione di tipo EQ.1. A titolo d'esempio, di seguito si mostra la mesh *solid triplemesh*.

¹³ EQ.16: Elemento *shell* completamente integrato (molto veloce).

¹⁴ EQ.-16: Elemento *shell* completamente integrato modificato per una più alta accuratezza.

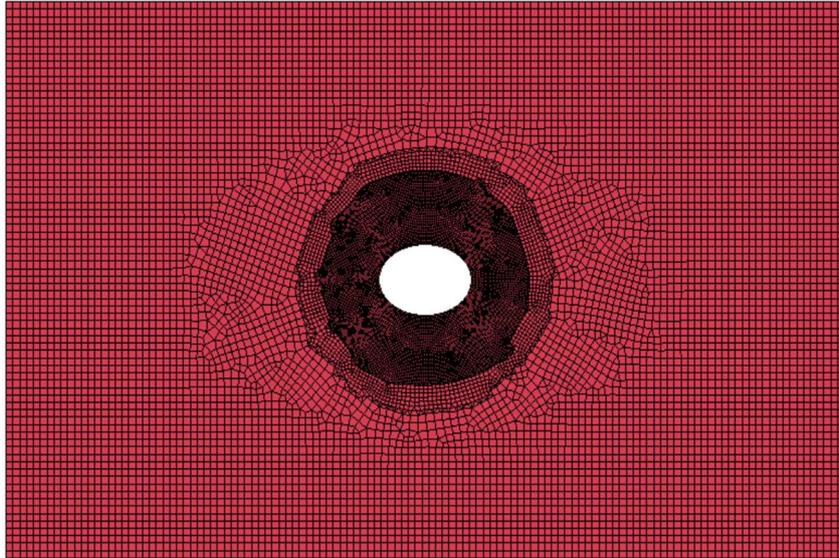


Figura 30 - Mesh della part flat sheet solid triplemesh

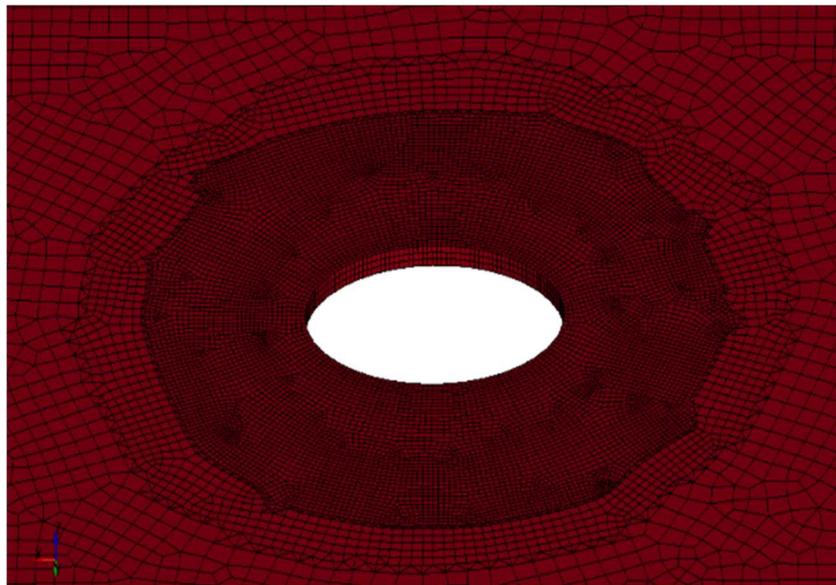


Figura 31 - Particolare della part flat sheet solid triplemesh

Nel prossimo paragrafo si confronteranno le diverse soluzioni al fine di scegliere una formulazione di elementi e un modello che permettano di ottenere risultati accurati con tempi di simulazione ridotti.

4.3.3 Risultati del modello *flat sheet shell* e confronto tra le formulazioni utilizzate

Di seguito si analizzano nel dettaglio le varie formulazioni utilizzate attraverso dei confronti relativi ai modelli *flat sheet shell singlemesh*, *doublemesh* e *triplemesh*.

CONFRONTO DEI RISULTATI TRA LE DIVERSE FORMULAZIONI DEL MODELLO *FLAT SHEET SHELL SINGLEMESH*

Per la tipologia *shell*, oltre alla formulazione degli elementi di default, si è deciso di considerare formulazioni diverse per fare un confronto tra i risultati ottenuti e, soprattutto, trovare la formulazione più adatta al proseguo dello studio sul modello reale tube, quella che permettesse di avere una buona accuratezza dei risultati con un tempo computazionale ridotto. Di seguito si evidenziano i tempi per ogni tipo di formulazione *shell* utilizzata.

Modello <i>flat sheet</i>		Numero elementi	<i>Elform</i>	Tempo CPU ¹⁵
SHELL	Singlemesh	9058	EQ.2	19 min 10 sec
			EQ.16	25 min 50 sec
			EQ.-16	26 min 56 sec
			EQ.25 ¹⁶	37 min 31 sec
			EQ.26 ¹⁷	55 min 50 sec

Tabella 10 - Numero elementi, formulazione e tempo computazionale per le diverse formulazioni flat sheet shell singlemesh

Dall'andamento dei tempi nel caso del modello *singlemesh*, si può dedurre che:

- più si sceglie una formulazione accurata, più il tempo computazionale aumenta;
- tra le formulazioni EQ.16 e EQ.-16 si ha una differenza di tempi minima e quindi il loro utilizzo è pressoché indifferente.

Ora si mostreranno i risultati delle simulazioni delle diverse formulazioni del modello *singlemesh* per quel che riguarda gli andamenti dello spessore nella parte estrusa e della tensione equivalente di Von Mises a processo ultimato. Le figure e i dati che seguono si riferiscono al 98° stato del processo, pari all'incirca a 9,7 secondi. Inoltre, si farà vedere l'andamento della forza che lo strumento estrusore applica sul foglio di lamiera nel tempo per le diverse formulazioni *shell* nel modello *singlemesh*.

¹⁵ Il numero di processori (CPU) utilizzato per ogni simulazione è pari a 4.

¹⁶ Elemento *shell* di Belytschko-Tsay con stretching lungo lo spessore.

¹⁷ Elemento *shell* completamente integrato con stretching lungo lo spessore.

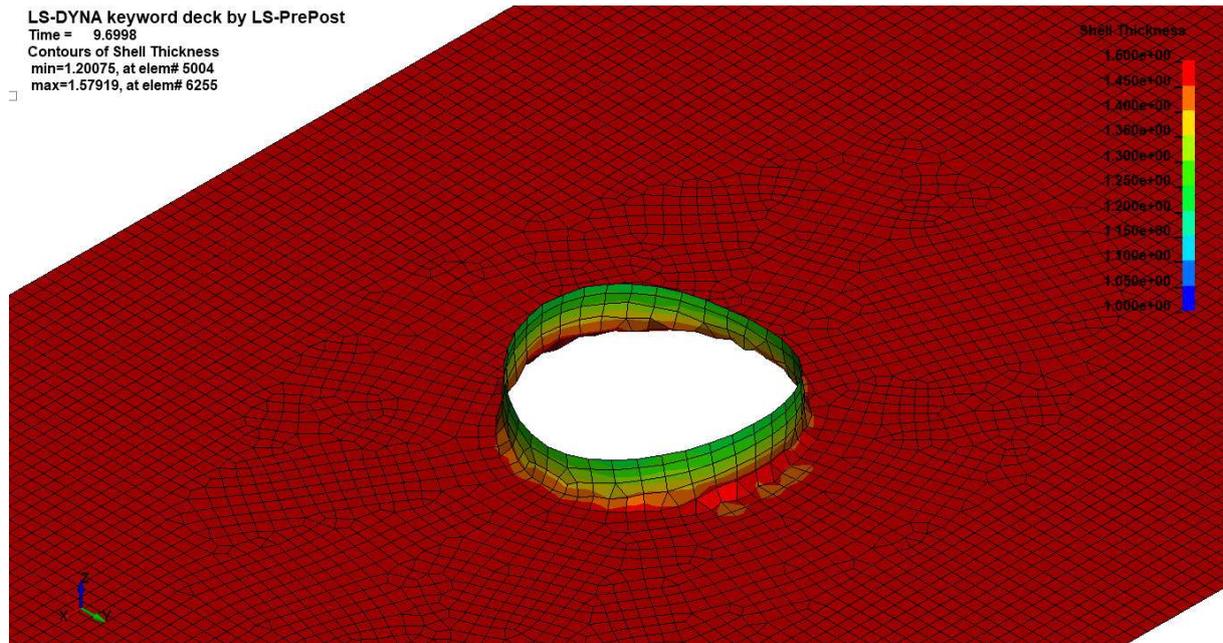


Figura 32 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.2

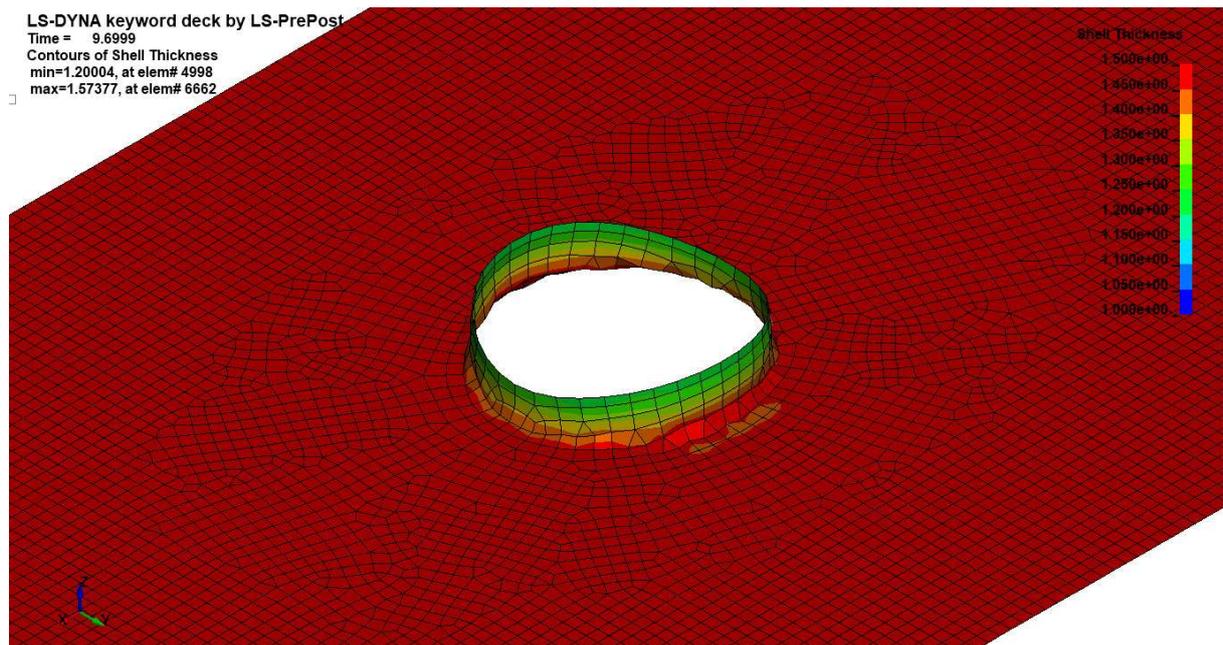


Figura 33 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.16

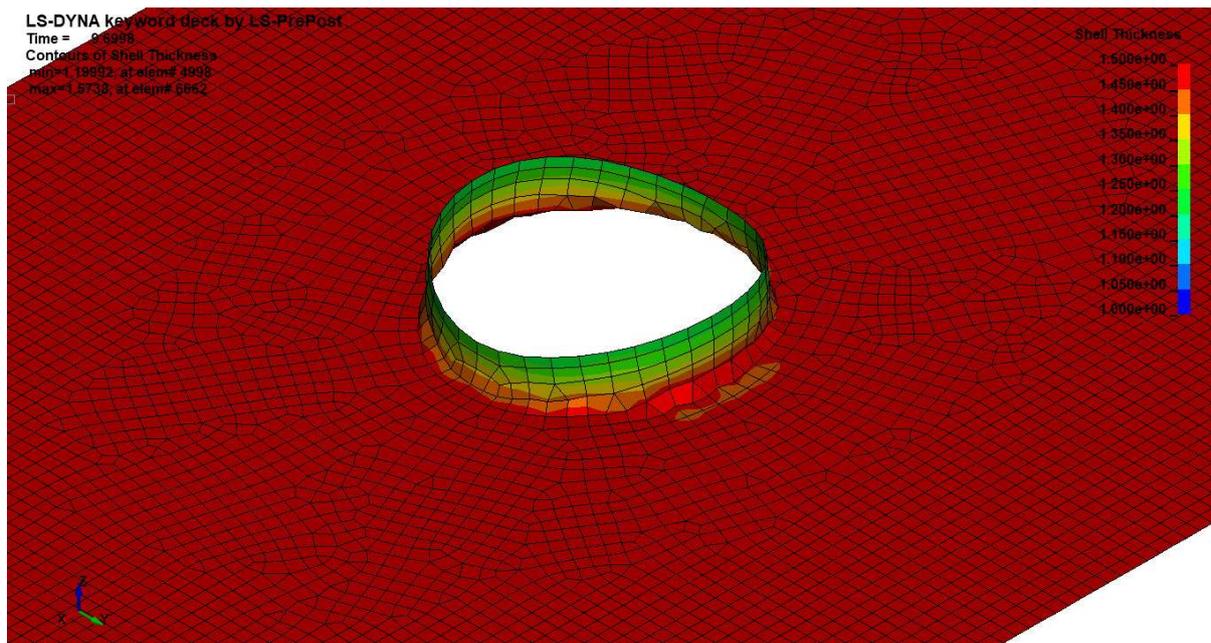


Figura 34 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.-16

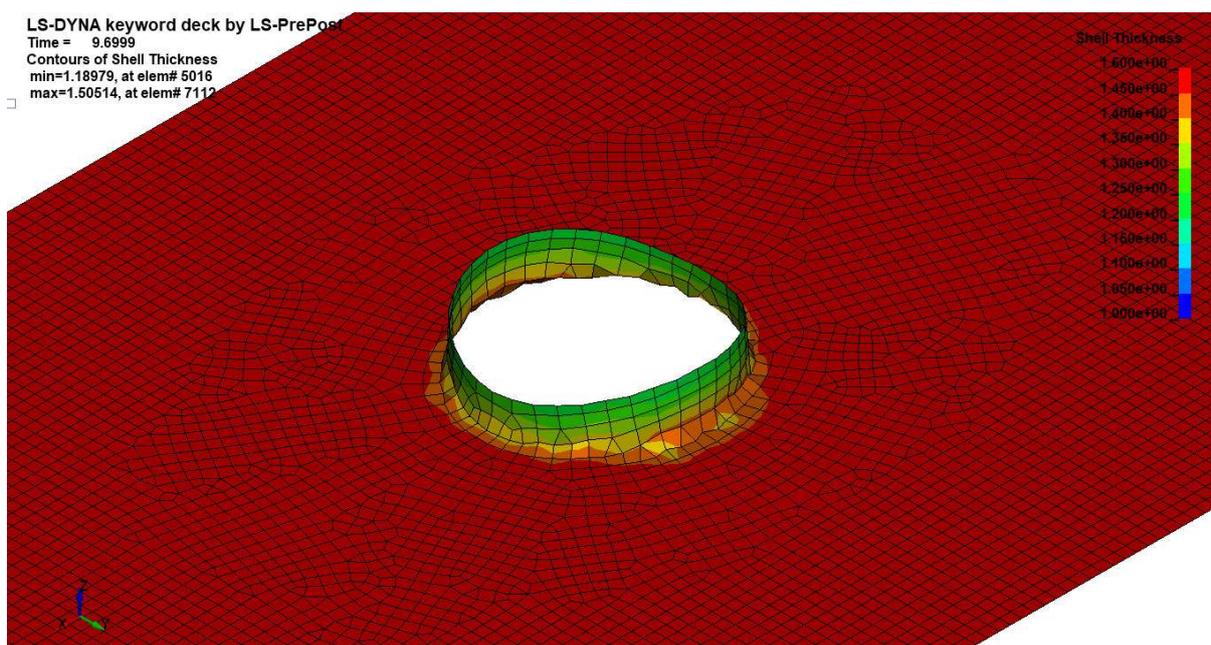


Figura 35 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.25

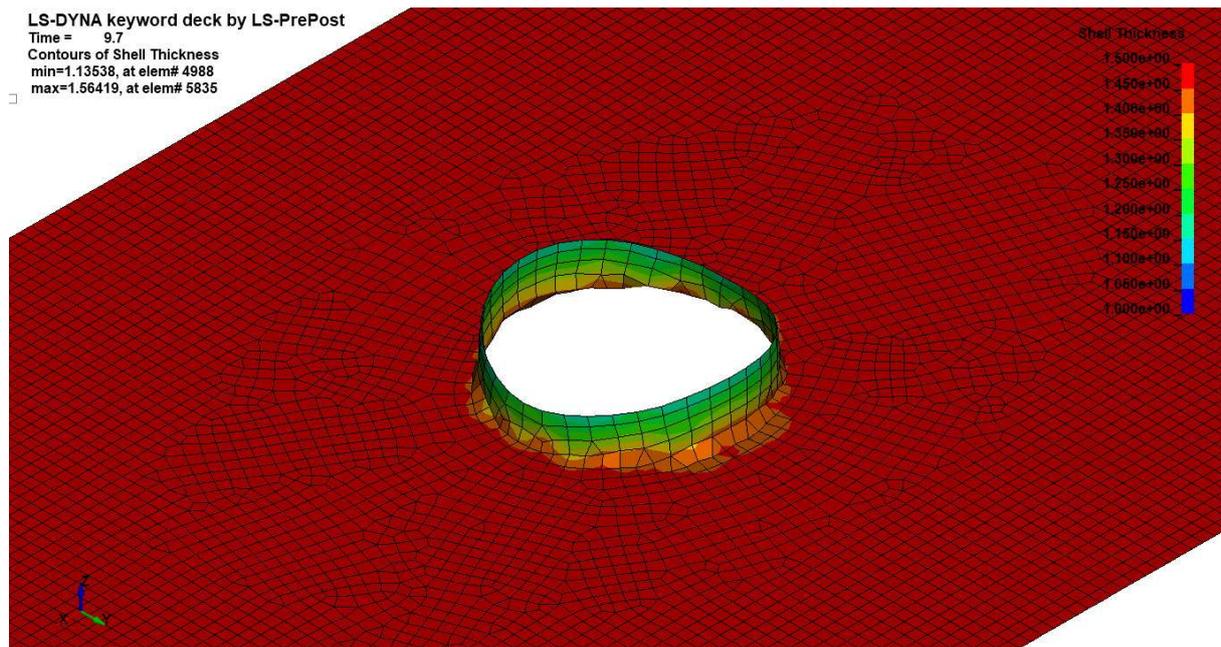


Figura 36 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.26

In tutte le figure mostrate, per effettuare un miglior confronto tra le diverse soluzioni è stata impostata una scala da un valore minimo di 1,0 mm ad uno massimo di 1,5 mm, valore dello spessore iniziale della lamiera. Di seguito si mostra una tabella con i valori minimi di spessore per ogni formulazione.

Modello flat sheet		Elform	Valore minimo di spessore [mm]	Assottigliamento percentuale
SHELL	Singlemesh	EQ.2	1,20075	19,9666%
		EQ.16	1,20004	19,9965%
		EQ.-16	1,19992	20,0076%
		EQ.25	1,18979	20,7023%
		EQ.26	1,13538	24,3102%

Tabella 11 - Valori minimi dello spessore ottenuti dopo il processo per le diverse formulazioni nel modello flat sheet shell singlemesh

Osservando gli andamenti dello spessore a processo ultimato e i valori presenti in Tabella 11, si nota che i risultati delle simulazioni sono pressoché uguali per le prime quattro formulazioni. Le lievi differenze possono essere dovute al tipo di formulazione degli elementi e, intrinsecamente, al fatto che sono simulazioni agli elementi finiti diverse, quindi, si potranno sempre riscontrare delle differenze anche tra simulazioni con dati uguali.

Si può notare, inoltre, che i dati mostrano un andamento decrescente dello spessore minimo all'aumentare dell'accuratezza della formulazione: questo è un fattore da tenere in considerazione più avanti quando si vedranno le simulazioni con i modelli successivi.

Per ciò che riguarda la formulazione EQ.26, l'andamento dello spessore sembra simile a quello delle altre formulazioni mentre il valore minimo si discosta dagli altri.

Ora si mostrano gli andamenti delle tensioni equivalenti di Von Mises per le diverse formulazioni allo stesso stato dei precedenti risultati.

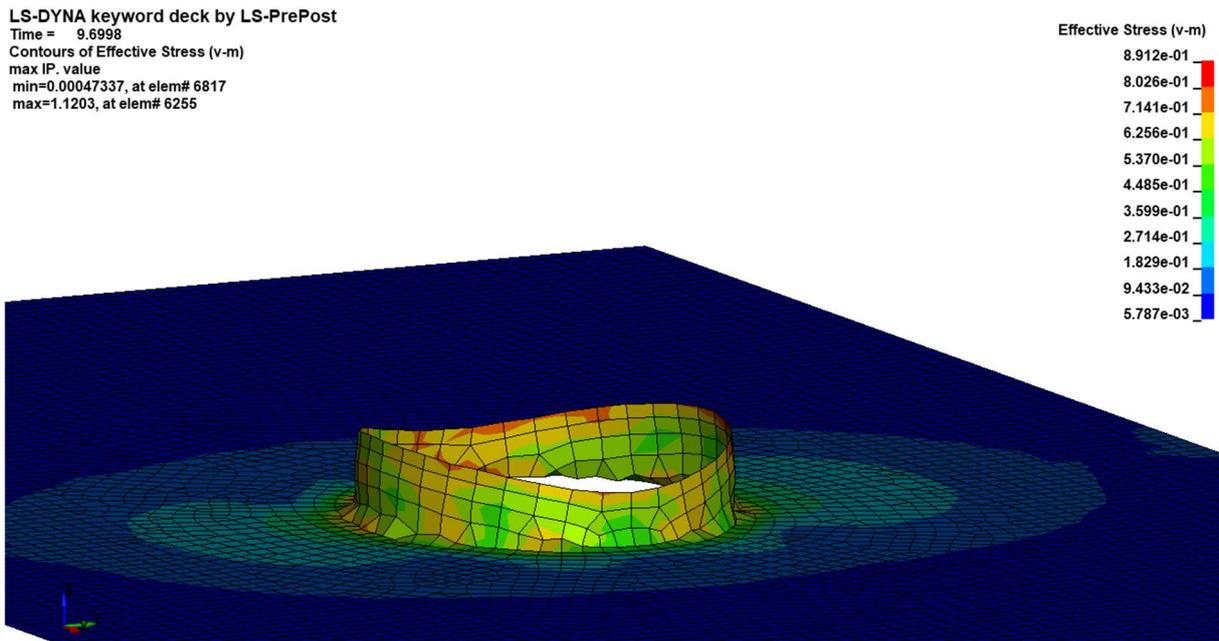


Figura 37 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.2

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 9.6999
Contours of Effective Stress (v-m)
max IP. value
min=0.00578671, at elem# 5592
max=0.891188, at elem# 5862

Effective Stress (v-m)

8.912e-01
8.026e-01
7.141e-01
6.256e-01
5.370e-01
4.485e-01
3.599e-01
2.714e-01
1.829e-01
9.433e-02
5.787e-03

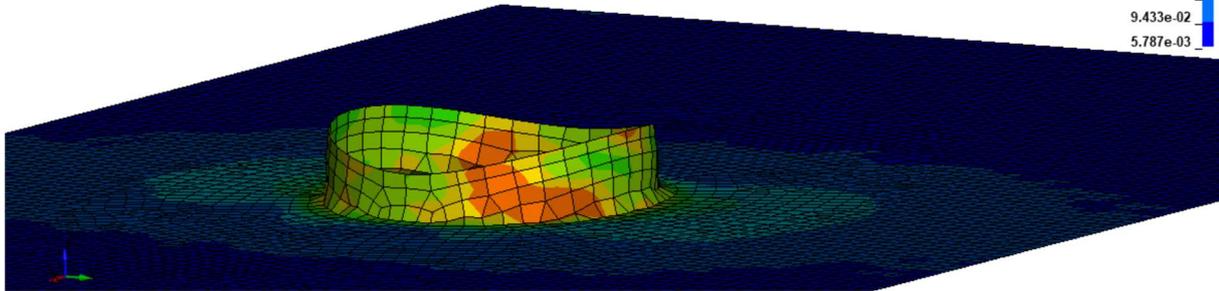


Figura 38 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.16

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 9.6998
Contours of Effective Stress (v-m)
max IP. value
min=0.0102077, at elem# 8128
max=0.913989, at elem# 6255

Effective Stress (v-m)

8.912e-01
8.026e-01
7.141e-01
6.256e-01
5.370e-01
4.485e-01
3.599e-01
2.714e-01
1.829e-01
9.433e-02
5.787e-03

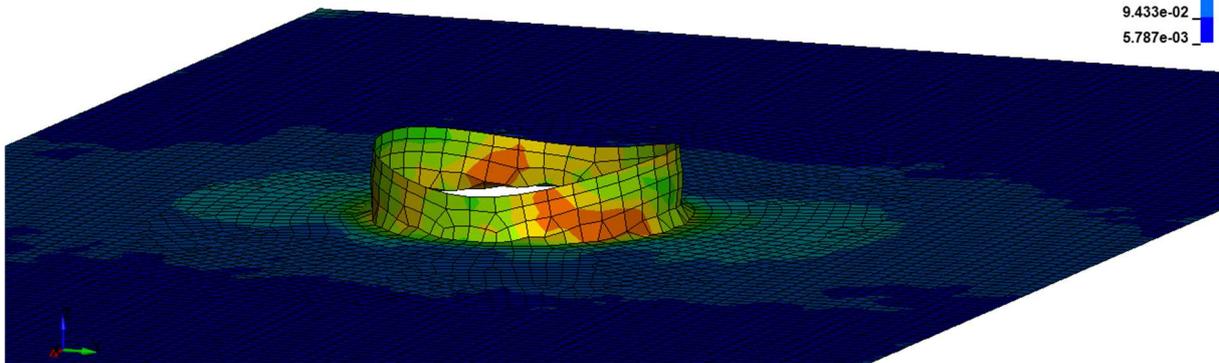


Figura 39 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.-16

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
 Time = 9.6999
 Contours of Effective Stress (v-m)
 max IP. value
 min=0.000386802, at elem# 4606
 max=1.01109, at elem# 6660

Effective Stress (v-m)

8.912e-01
8.026e-01
7.141e-01
6.256e-01
5.370e-01
4.485e-01
3.599e-01
2.714e-01
1.829e-01
9.433e-02
5.787e-03

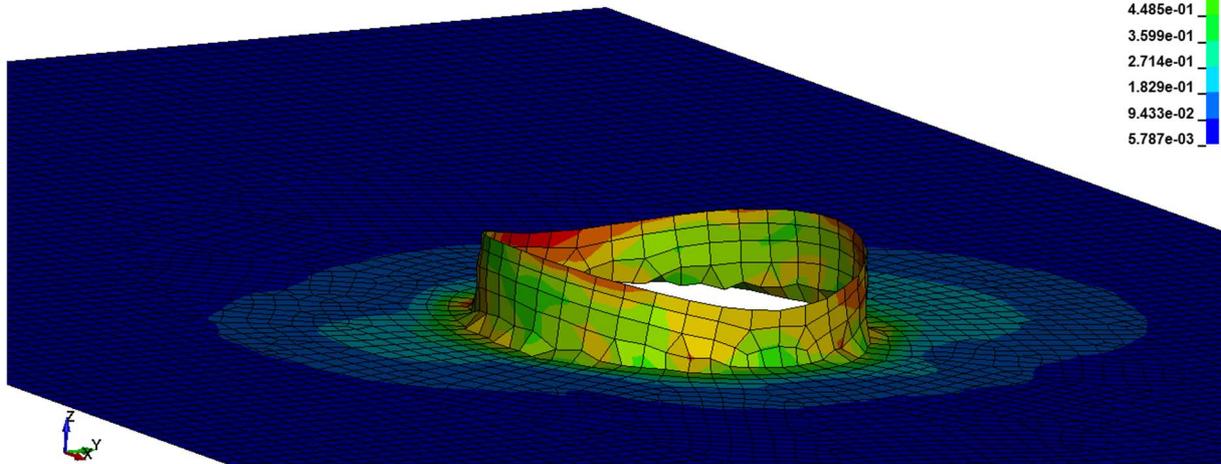


Figura 40 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.25

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
 Time = 9.7
 Contours of Effective Stress (v-m)
 max IP. value
 min=0.0186693, at elem# 5576
 max=2.5705, at elem# 6254

Effective Stress (v-m)

8.912e-01
8.026e-01
7.141e-01
6.256e-01
5.370e-01
4.485e-01
3.599e-01
2.714e-01
1.829e-01
9.433e-02
5.787e-03

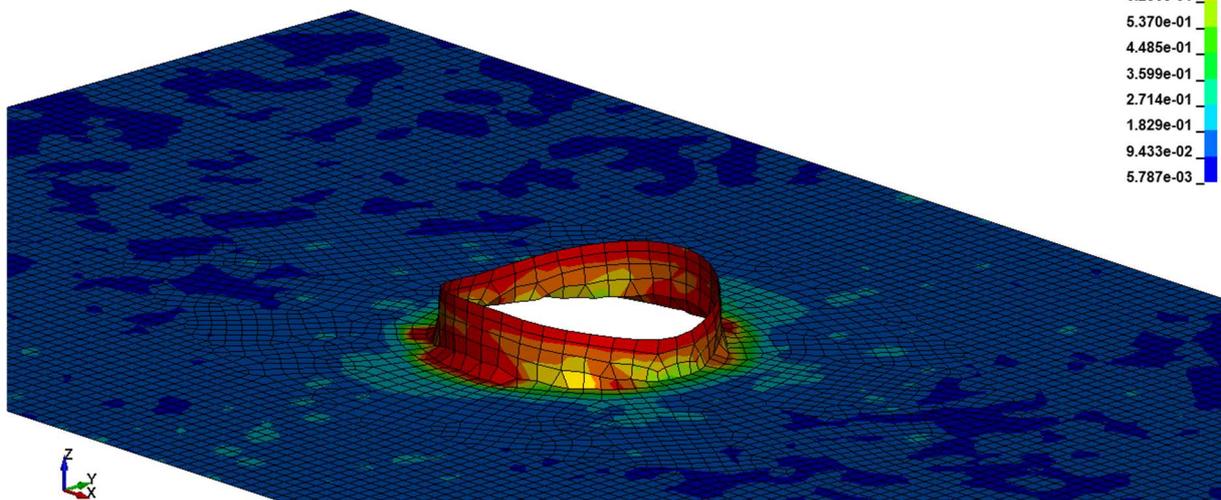


Figura 41 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell singlemesh con formulazione EQ.26

Anche in questo caso, per effettuare un miglior confronto tra le diverse simulazioni, si è deciso di unificare la scala delle tensioni con valori in GPa come riportato dalla tabella delle *Consistent Units* in Appendice (A.2). I valori minimo e massimo delle tensioni sono stati scelti rispettivamente pari a

0,005787 GPa e 0,8912 GPa, che sono i valori di default per la formulazione EQ.16. Anche per questi risultati, come in precedenza, si sono ottenuti pressoché gli stessi risultati per le prime quattro formulazioni utilizzate. Per ciò che riguarda la formulazione EQ.26, invece, l'andamento si differenzia dalle altre simulazioni.

Infine, l'ultimo aspetto che si vuole analizzare nel confronto tra le formulazioni è l'andamento della forza che lo strumento estrusore applica al foglio di lamiera durante il tempo in cui avviene il processo. In accordo con la tabella delle *Consistent Units* in Appendice (A.2), il valore di forza è in kN e il tempo è indicato in ms. Di seguito si mostra il grafico in cui sono inserite le curve F-t per tutte le formulazioni utilizzate nel modello *flat sheet singlemesh*.

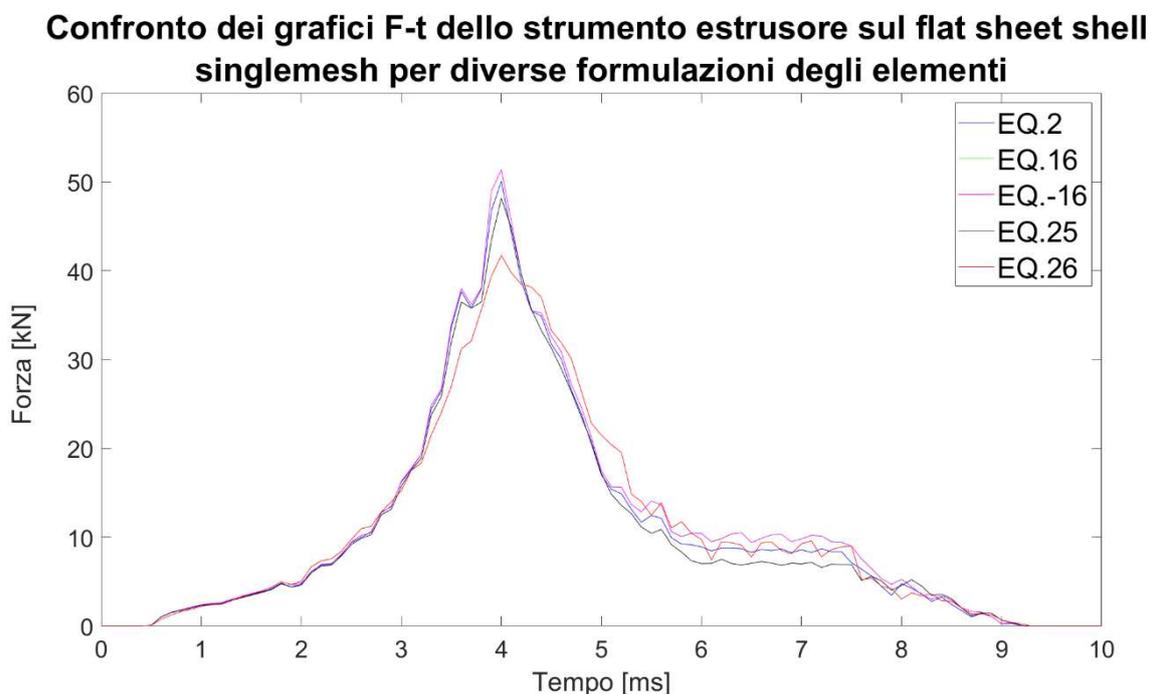


Figura 42 - Confronto dei grafici F-t del modello *flat sheet shell singlemesh* per le diverse formulazioni

La forza che lo strumento estrusore applica sul foglio di lamiera è stata ricavata dai risultati della simulazione attraverso il file *rcforc* che permette di ottenere e visualizzare tutti i valori delle reazioni vincolari tra i componenti a contatto all'interno dell'ambiente. Con l'ausilio della routine visibile in Appendice (A.5) creata all'interno del software MatLab è stato possibile ricavare i grafici F-t come quello in Figura 42.

Nel grafico precedente si distinguono quattro curve nonostante le formulazioni a confronto siano cinque. Questo accade perché gli andamenti delle formulazioni EQ.16 e EQ.-16 sono esattamente sovrapposti. Tale sovrapposizione è evidente nel grafico che segue.

Confronto dei grafici F-t dello strumento estrusore sul flat sheet shell singlemesh per le formulazioni EQ.16 e EQ.-16

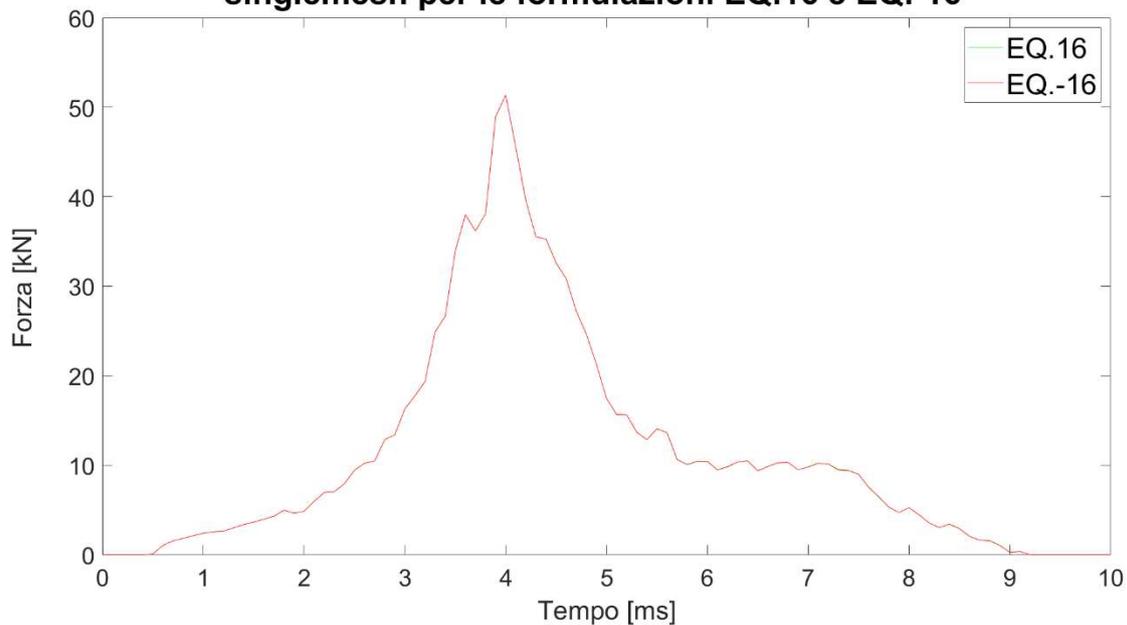


Figura 43 - Confronto dei grafici F-t del modello flat sheet shell singlemesh per le formulazioni EQ.16 e EQ.-16

Guardando gli andamenti della forza che lo strumento estrusore applica al foglio di lamiera, quelli della tensione equivalente di Von Mises e dello spessore nella parte estrusa, si può affermare che le formulazioni sono valide e forniscono pressoché gli stessi risultati. Per ciò che riguarda la formulazione EQ.26, i risultati sono discordanti dal resto delle simulazioni e per questo motivo si è deciso di non approfondire ulteriormente la formulazione.

Inoltre, esaminando i tempi computazionali e i risultati ottenuti si è deciso di proseguire analizzando i modelli *flat sheet shell doublemesh* e *flat sheet shell triplemesh* solo con le formulazioni EQ.2, formulazione di default, e EQ.-16. La formulazione EQ.16 è stata tralasciata perché è meno accurata rispetto alla EQ.-16 e fornisce risultati pressoché uguali alla formulazione EQ.-16 utilizzando pressoché lo stesso tempo computazionale. La formulazione EQ.25, invece, richiede un eccessivo tempo computazionale e per questo non è stata impiegata negli altri modelli.

CONFRONTO DEI RISULTATI TRA I MODELLI *FLAT SHEET SHELL DOUBLEMESH* E *TRIPLEMESH*

Una volta esaminate le diverse formulazioni con il modello *singlemesh*, si sono analizzati i risultati del modello *flat sheet shell* con le mesh di tipo *doublemesh* e *triplemesh*. Come esposto alla fine del paragrafo precedente, in questo studio sono state impiegate le formulazioni EQ.2 e EQ.-16.

Modello <i>flat sheet</i>		Numero elementi	<i>Elform</i>	Tempo CPU ¹⁸
SHELL	Doublemesh	11843	EQ.2	1 ora 19 sec
			EQ.-16	1 ora 30 min 45 sec
	Triplemesh	18797	EQ.2	2 ore 22 min 41 sec
			EQ.-16	3 ore 56 min 41 sec

Tabella 12 - Numero elementi, formulazione e tempo computazionale per le diverse formulazioni *flat sheet shell* *doublemesh* e *triplemesh*

Innanzitutto, si evidenziano i valori di forza che lo strumento estrusore applica alla lamiera. Come in precedenza, in accordo con la tabella delle *Consistent Units* in Appendice (A.2), il valore di forza è in kN e il tempo è indicato in ms.

Confronto dei grafici F-t dello strumento estrusore sul *flat sheet shell* *doublemesh* e *triplemesh* per le formulazioni EQ.2 e EQ.-16

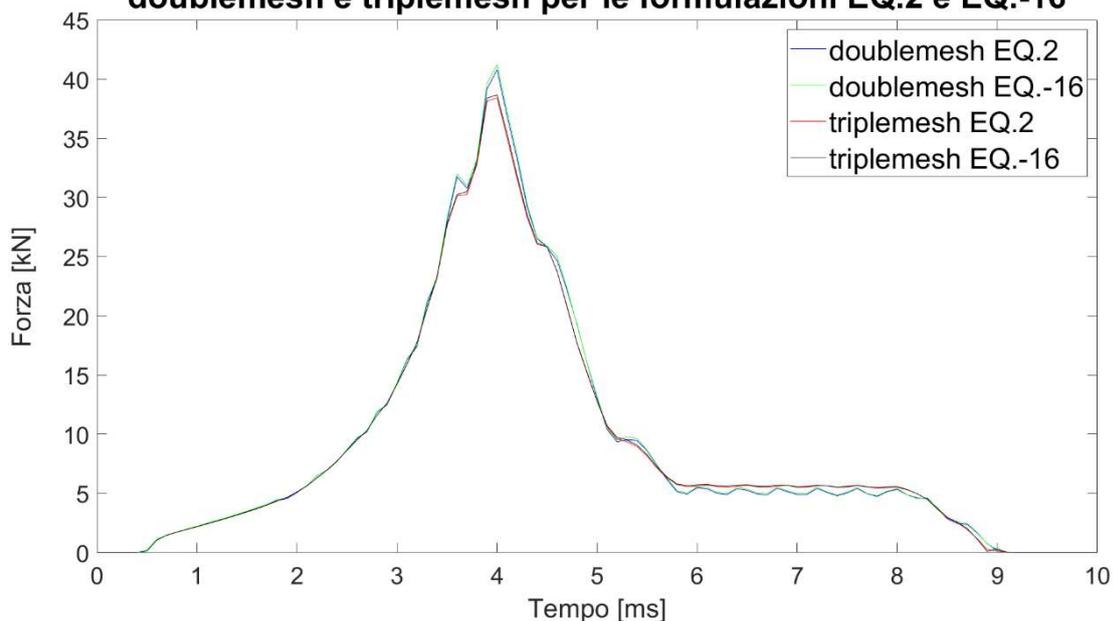


Figura 44 - Confronto dei grafici F-t dei modelli *flat sheet shell* *doublemesh* e *triplemesh* per le formulazioni EQ.2 e EQ.-16

Dall'andamento dei quattro grafici è facilmente deducibile che i modelli tendono sempre più ad un valore di forza massimo intorno ai 40 kN e che la discrepanza tra i modelli *doublemesh* e *triplemesh* è praticamente assente. Si nota, inoltre, una differenza rispetto ai modelli *singlemesh* che con le stesse

¹⁸ Il numero di processori (CPU) utilizzato per ogni simulazione è pari a 4.

formulazioni hanno un valore massimo di 50 kN. La differenza sostanziale tra i due modelli si trova nella parte di grafico compresa all'incirca tra i 6 ms e i 9 ms: nel modello *doublemesh* c'è un effetto onda della forza mentre nel *triplemesh* questo effetto non è presente. Tale discrepanza può essere dovuta alla maggiore presenza di elementi nel modello *flat sheet shell triplemesh*. Per il resto del grafico le quattro curve sono quasi sovrapposte e quindi risulta inutile proseguire con una maggiore discretizzazione del modello che porterebbe ad impiegare più tempo computazionale per poi avere pressoché gli stessi risultati. A questo proposito, si mostrano i risultati delle tensioni equivalenti di Von Mises per i modelli e le formulazioni utilizzate in questa parte di studio.

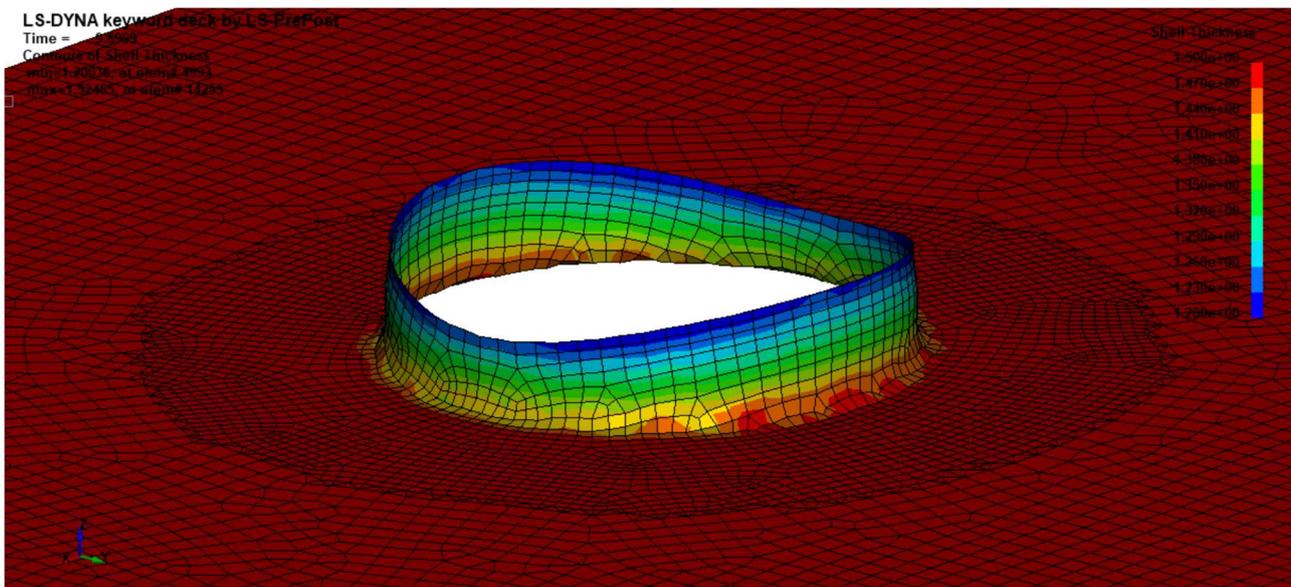


Figura 45 - Andamento dello spessore del modello *flat sheet shell doublemesh* con formulazione EQ.2

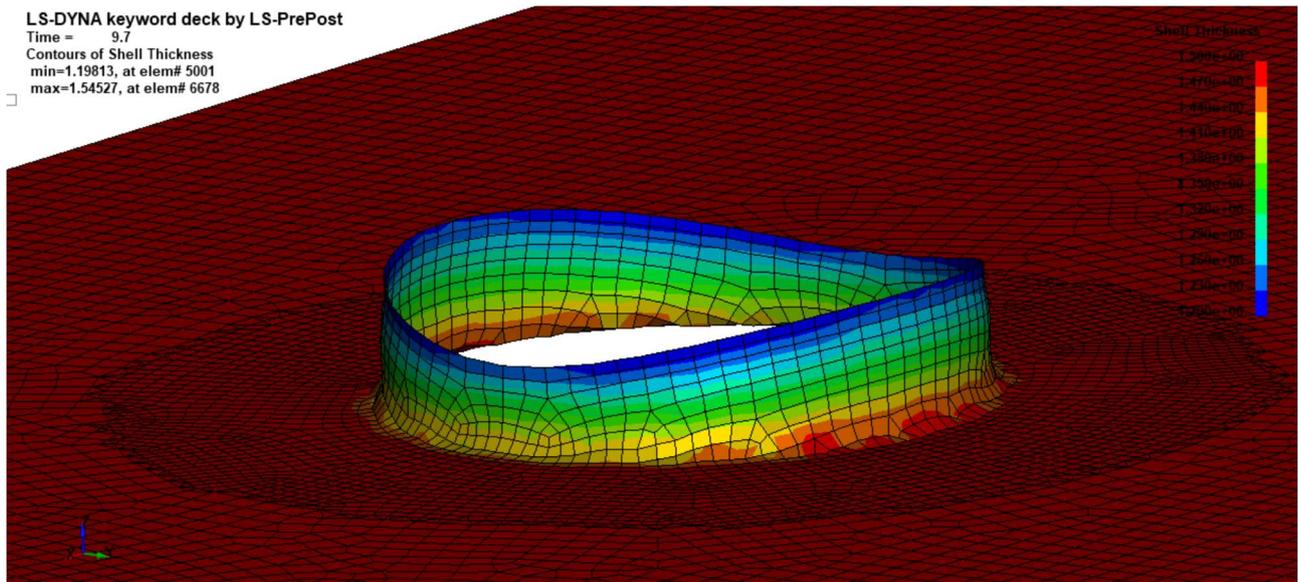


Figura 46 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell doublemesh con formulazione EQ.-16

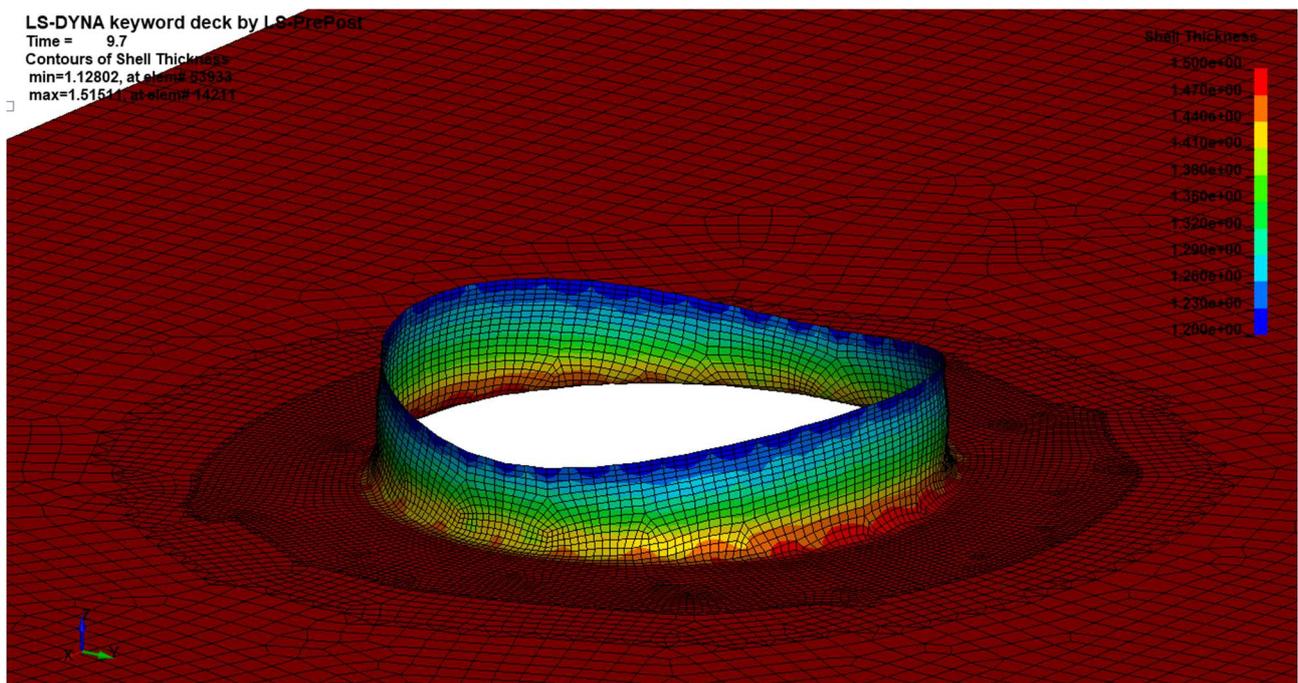


Figura 47 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell triplemesh con formulazione EQ.2

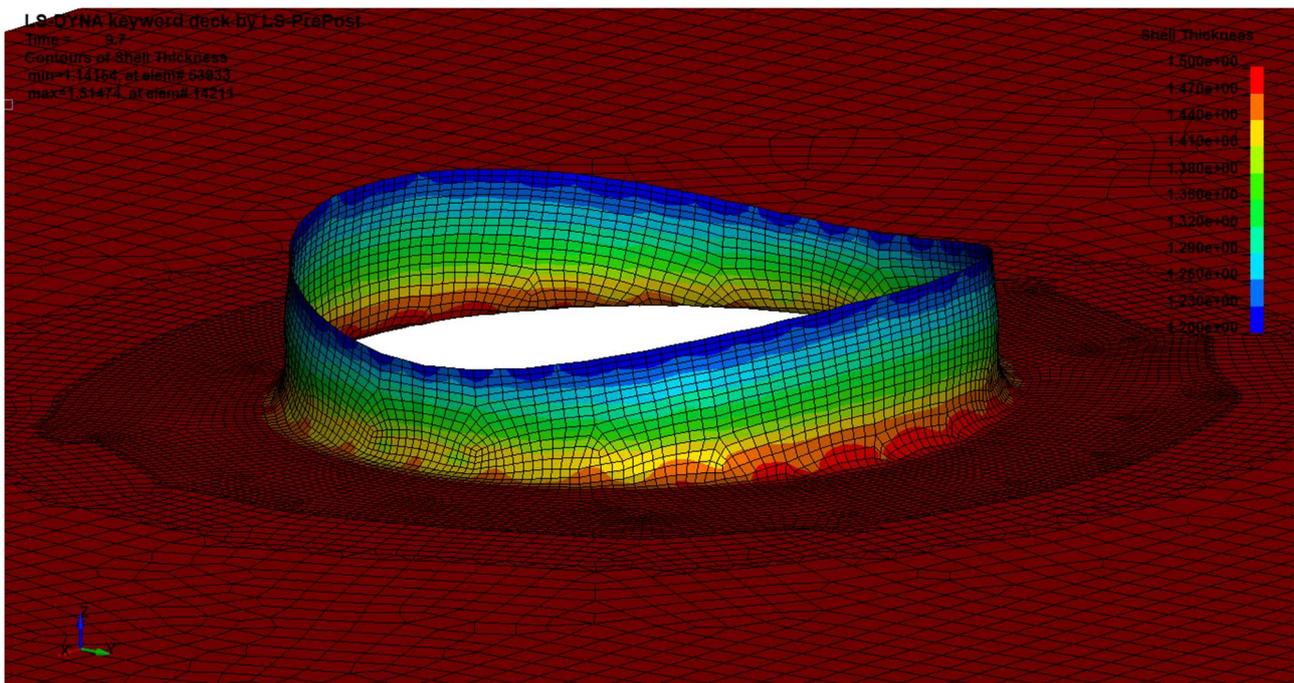


Figura 48 - Andamento dello spessore del modello flat sheet shell triplemesh con formulazione EQ.-16

Modello <i>flat sheet</i>		<i>Elform</i>	Valore minimo di spessore [mm]	Assottigliamento percentuale
SHELL	Doublemesh	EQ.2	1,20036	19,977%
		EQ.-16	1,19813	20,1271%
	Triplemesh	EQ.2	1,12802	24,8064%
		EQ.-16	1,14154	23,9053%

Tabella 13 - Valori minimi dello spessore ottenuti dopo il processo nel modello flat sheet shell doublemesh e triplemesh per le formulazioni EQ.2 e EQ.-16

Dal confronto dei risultati sull'andamento dello spessore e dalla Tabella 13 si può dire che le due formulazioni scelte per questa fase dello studio sono paragonabili e forniscono pressoché gli stessi valori e gli stessi andamenti. Nel modello *doublemesh*, come nel *singlemesh* visto precedentemente, sulla cresta della parte estrusa si ha un andamento dello spessore lineare su tutto lo sviluppo. Nel modello *triplemesh*, invece, si inizia a notare un andamento ondulatorio dello spessore, ossia non si ha un valore costante dello spessore su tutta la cresta ma i valori minimi si concentrano solo su alcuni elementi formando una sorta di onda. A differenza della scala usata in precedenza, per confrontare

questi modelli si è impostata una scala con un valore minimo pari a 1,2 mm ed un valore massimo pari a 1,5 mm.

Ora si esaminano le tensioni della parte estrusa per i modelli *doublemesh* e *triplemesh*. La scala scelta per effettuare questo confronto è la stessa utilizzata per il modello *singlemesh*.

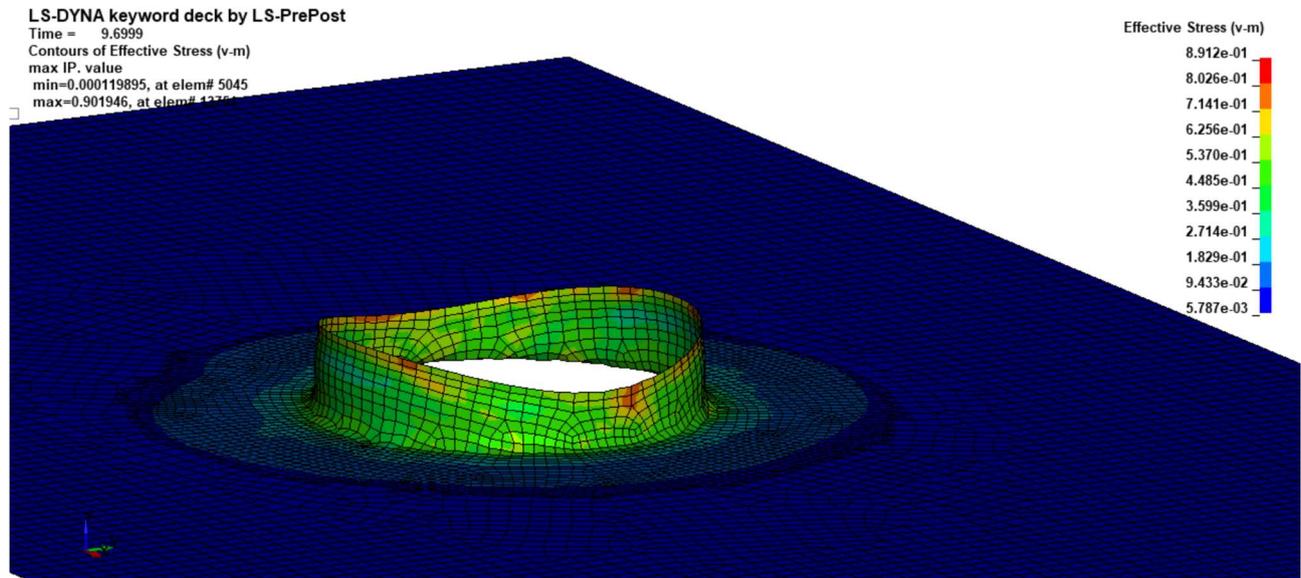


Figura 49 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell doublemesh con formulazione EQ.2

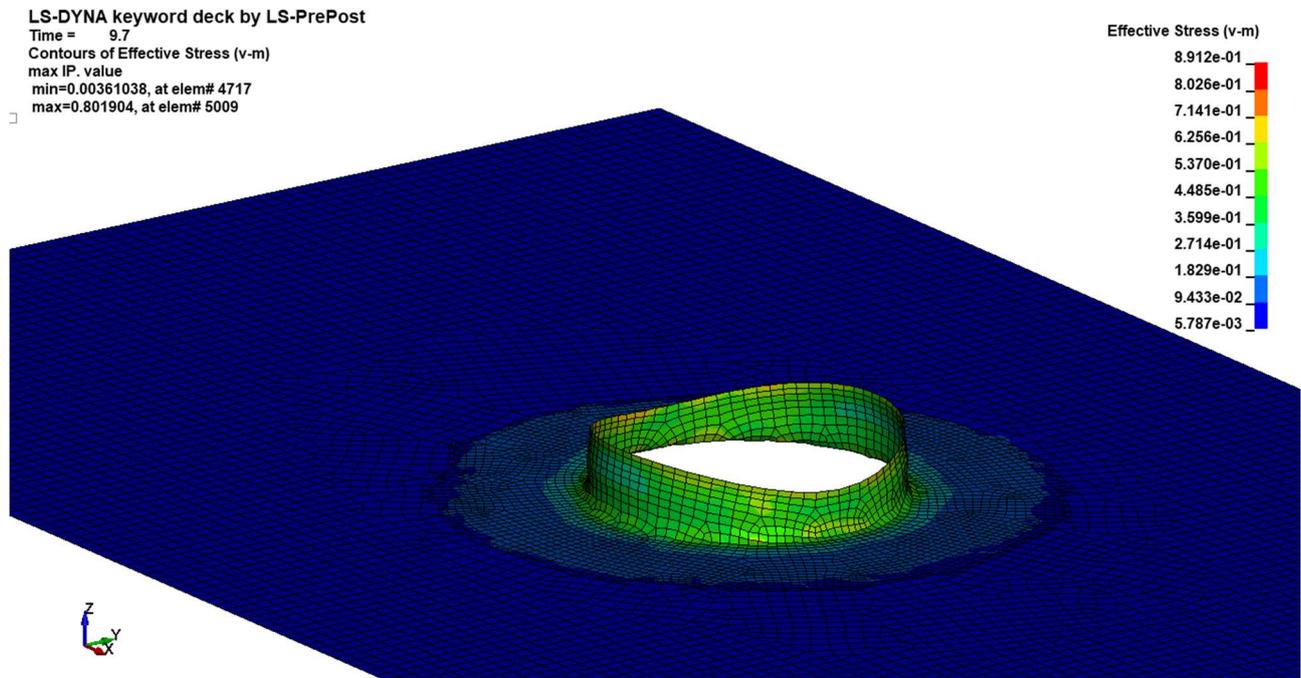


Figura 50 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell doublemesh con formulazione EQ.-16

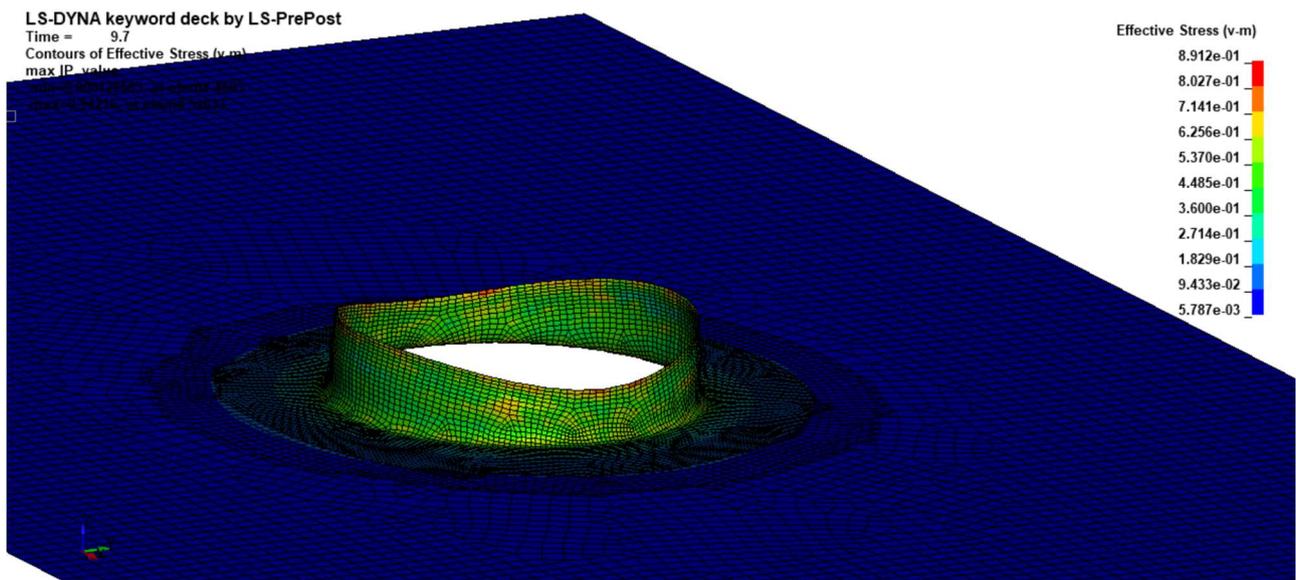


Figura 51 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell triplemesh con formulazione EQ.2

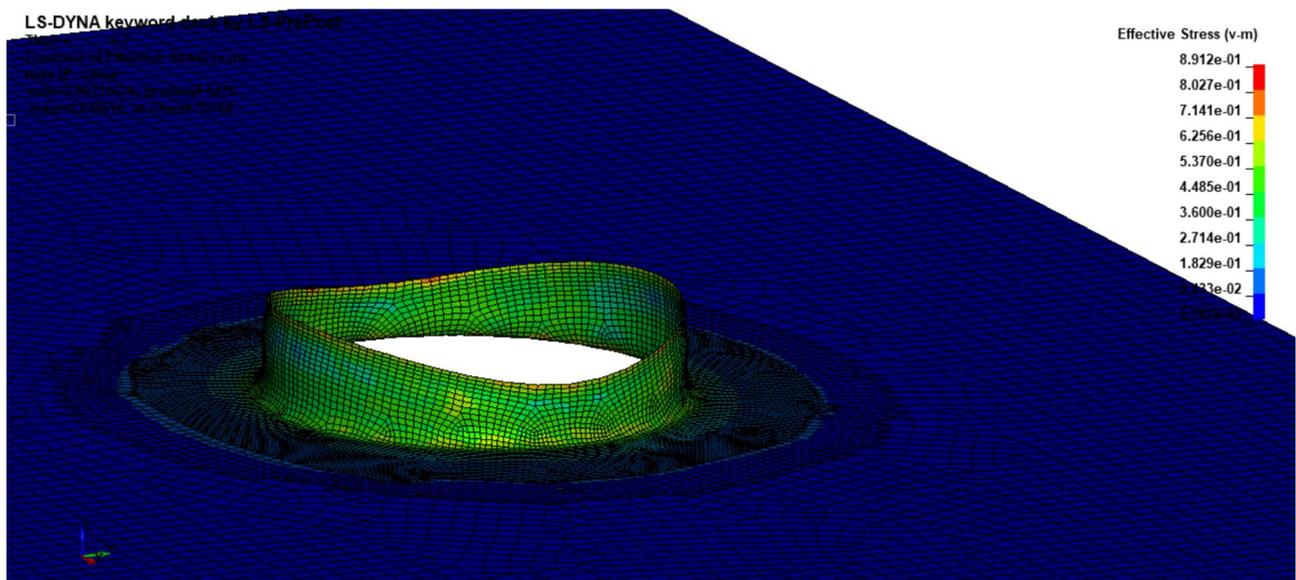


Figura 52 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet shell triplemesh con formulazione EQ.-16

Da queste figure si può notare come l'andamento delle tensioni sia molto simile per il modello *triplemesh*, anche se le formulazioni degli elementi sono diverse. Si nota, infatti, come la zona sulla cresta abbia un andamento pressoché uguale per le due formulazioni, anche se i valori sono leggermente diversi. Questa differenza è dovuta essenzialmente alla diversa formulazione degli elementi: i valori delle tensioni sono più alti nella prima formulazione rispetto alla seconda poiché

l'elemento EQ.2 presenta una maggiore rigidità rispetto all'elemento EQ.-16. L'elemento di default EQ.2, infatti, è meno accurato e preciso dell'elemento EQ.-16.

4.3.4 Risultati del modello *flat sheet solid* e confronto tra le formulazioni utilizzate

Modello <i>flat sheet</i>		Numero elementi	<i>Elform</i>	Hourglass	Tempo CPU
SOLID	Singlemesh	9052	EQ.1	No	13 min 22 sec
			EQ.1	<i>ihq</i> =10	32 min 43 sec
			EQ.2 ¹⁹	No	25 min 38 sec
			EQ.3	No	1 ora 56 sec
	Doublemesh	35529	EQ.1	No	1 ora 55 min 27 sec
			EQ.1	<i>ihq</i> =10	5 ore 48 min 19 sec
			EQ.2	No	3 ore 10 min 2 sec
	Triplemesh	56391	EQ.1	No	4 ore 34 min 49 sec
			EQ.1	<i>ihq</i> =10	14 ore 30 min 46 sec
			EQ.2	No	7 ore 40 min 1 sec

Tabella 14 – Tipo di formulazione degli elementi, hourglass e tempo computazionale per le diverse formulazioni per il modello *flat sheet solid*

Di seguito si vuole fare un confronto tra le formulazioni *solid* EQ.1 con e senza il controllo sulla variabile *ihq*, utilizzando il modello *flat sheet solid doublemesh*. In questo tipo di formulazione si può associare un valore alla variabile *ihq* pari a 10^{20} .

¹⁹ EQ.2: esaedro a 8 punti.

²⁰ EQ.10: Cosserat Point Element (CPE) sviluppato da Jabareen e Rubin [2008].

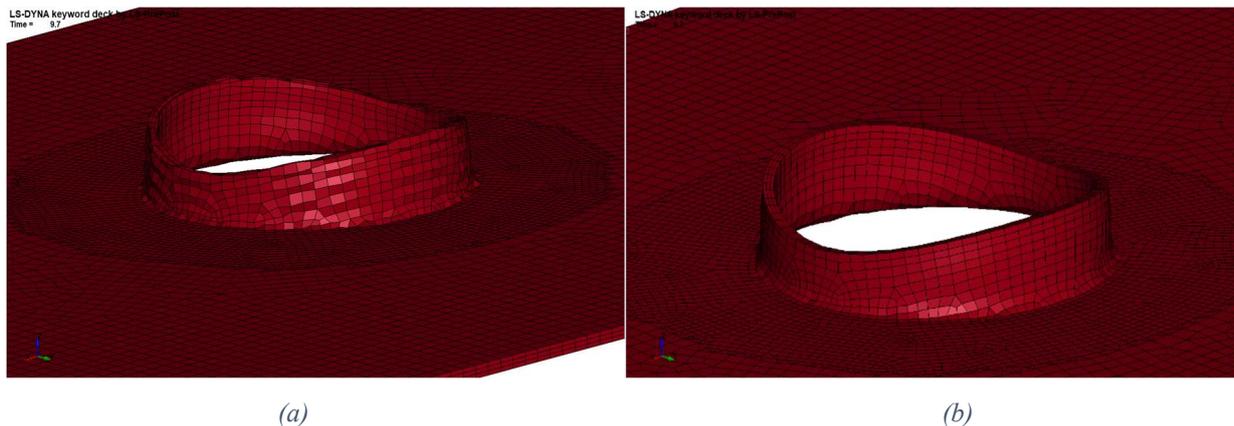


Figura 53 - Confronto tra le formulazioni solid EQ.1 senza e con il controllo sul valore di hourglass: (a) EQ.1 senza controllo sul hourglass e (b) EQ.1 con ihq pari a 10

Confronto dei grafici F-t dello strumento estrusore sul flat sheet solid doublemesh per le formulazioni EQ.1 e EQ.1 con $ihq=10$

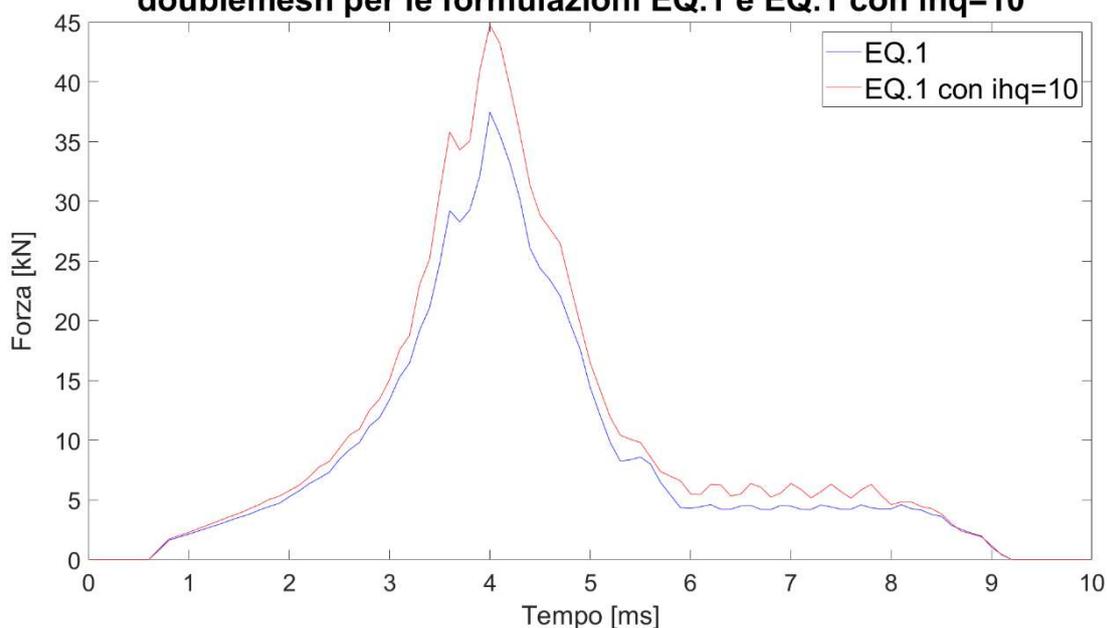


Figura 54 - Confronto dei grafici F-t del modello flat sheet solid doublemesh per le formulazioni EQ.1 e EQ.1 con ihq pari a 10

Dalle Figure 53 e 54 si evince quello che già è stato descritto nel paragrafo 3.1: della Figura 53 si evince che un elemento senza il controllo del *hourglass* presenta dei modi di deformazione ad energia nulla non compatibili con quello che succede realmente; mentre associando alla formulazione un valore di ihq pari a 10, si nota una deformazione più lineare e più conforme alla realtà. Inoltre, grazie al grafico della forza che lo strumento estrusore applica al foglio di lamiera (Figura 54), si può notare che nella formulazione EQ.1 senza controllo sul *hourglass* il valore di forza è minore rispetto a quando si esegue un controllo sul *hourglass* poiché il primo elemento è meno rigido del secondo e

quindi più facile da deformare. A fronte di quanto appena esposto, d'ora in poi quando si citerà la formulazione degli elementi *solid* EQ.1, si farà riferimento alla formulazione con controllo sulla variabile *ihq*, posta uguale a 10.

È stato creato, inoltre, un modello *flat sheet solid singlemesh* con formulazione di elementi *solid* EQ.3²¹. In questo modo, è stato possibile effettuare un ulteriore confronto tra i risultati ottenuti con le diverse formulazioni per il modello *flat sheet solid singlemesh* così da scegliere la migliore in termini di risultati e tempo di computazione. Dal confronto è emerso che il modello con formulazione EQ.3 necessita di maggior tempo computazionale per fornire i risultati, i quali, a parità di dimensione dell'elemento, sono meno accurati. Si è deciso, quindi, di non approfondire ulteriormente lo studio di questa formulazione nel modello *flat sheet solid doublemesh* e *triplemesh*. Di seguito si mostra il grafico della forza che lo strumento estrusore applica al foglio di lamiera per il modello *flat sheet solid singlemesh* per le formulazioni EQ.1, EQ.2 e EQ.3. Il modello *flat sheet solid singlemesh* non verrà trattato ulteriormente perché non fornisce risultati accurati con nessuna delle tre formulazioni; quindi, si analizzano direttamente i modelli *doublemesh* e *triplemesh*.

Confronto dei grafici F-t dello strumento estrusore sul flat sheet solid singlemesh per le formulazioni EQ.1, EQ.2 e EQ.3

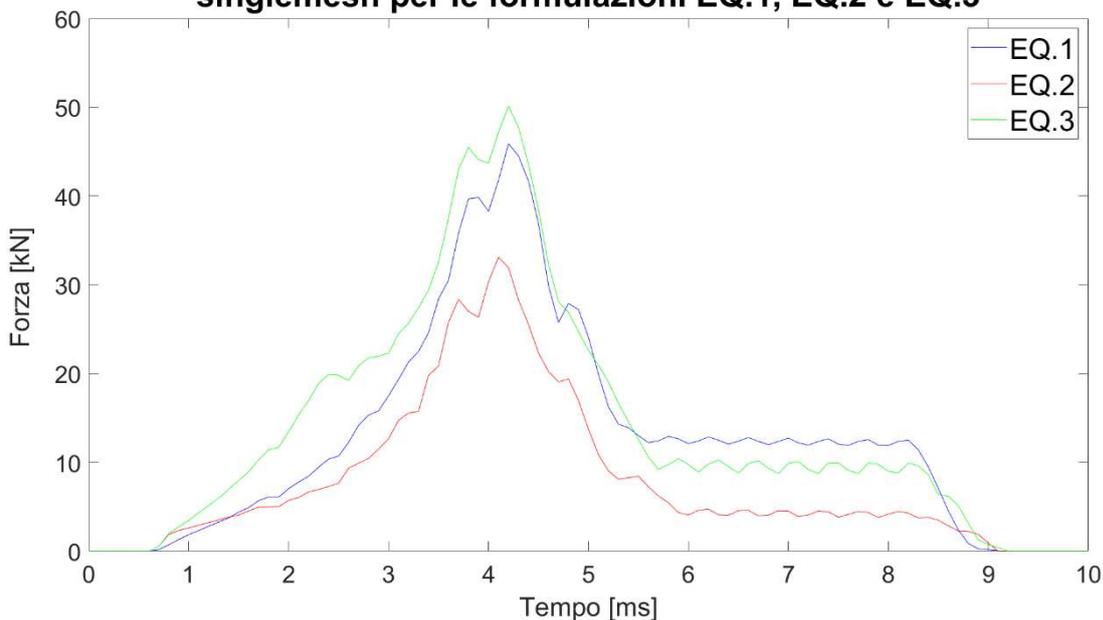


Figura 55 - Confronto dei grafici F-t del modello flat sheet solid singlemesh per le formulazioni EQ.1, EQ.2 ed EQ.3

²¹ EQ.3: Elemento *solid* quadratico con 8 nodi completamente integrato con rotazioni nodali.

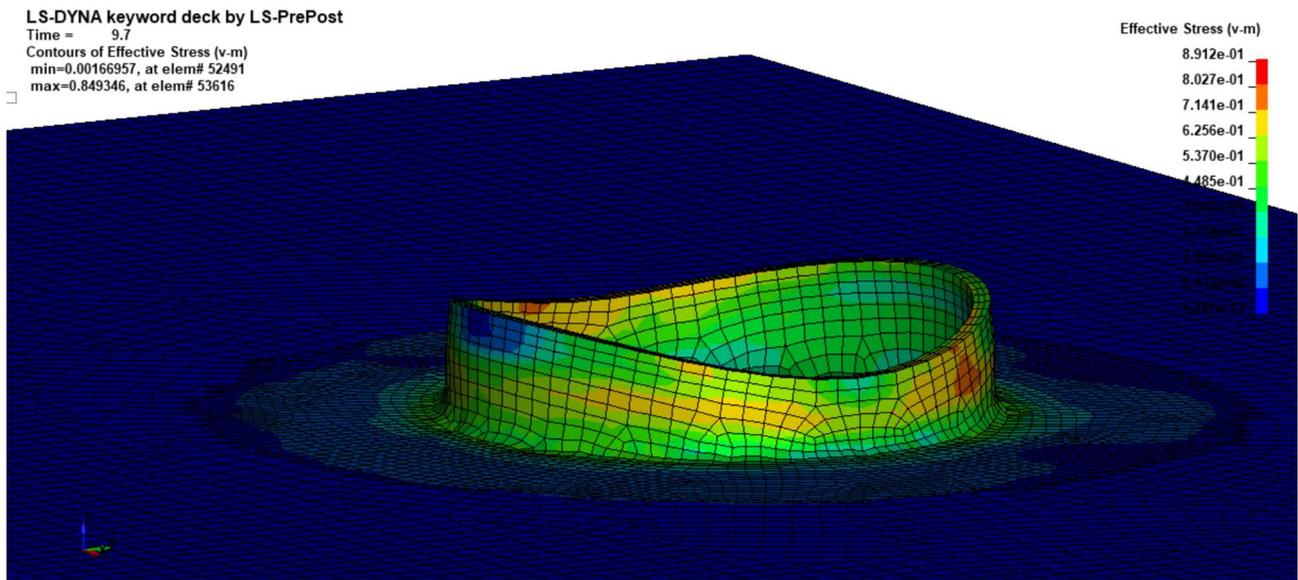


Figura 56 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet solid doublemesh con formulazione EQ.1

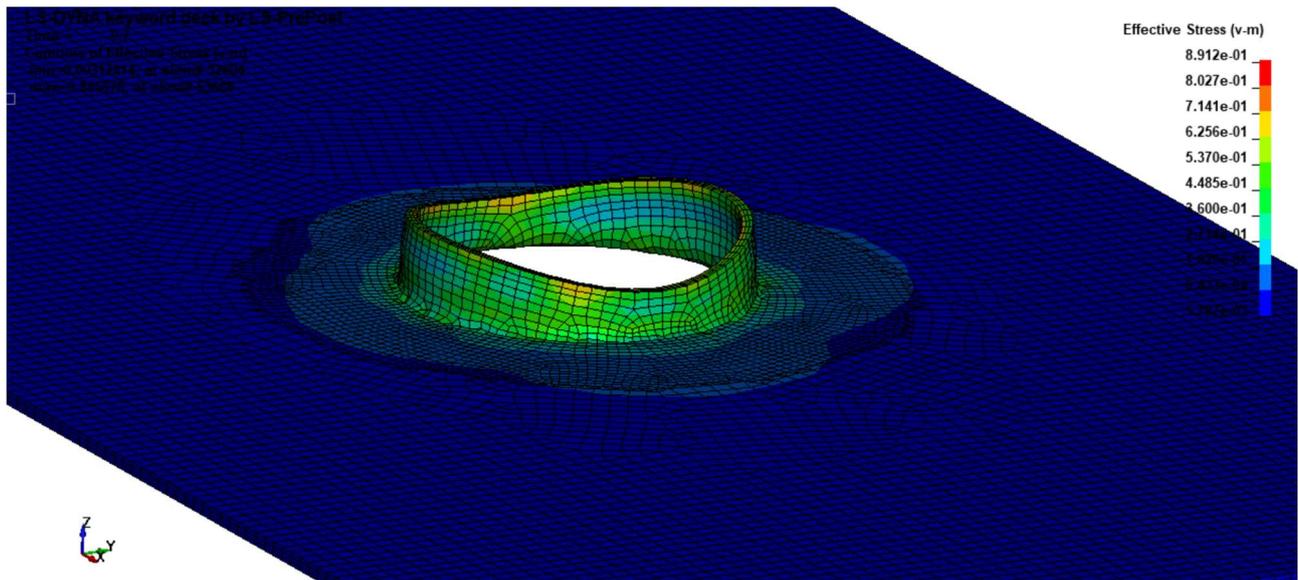


Figura 57 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet solid doublemesh con formulazione EQ.2

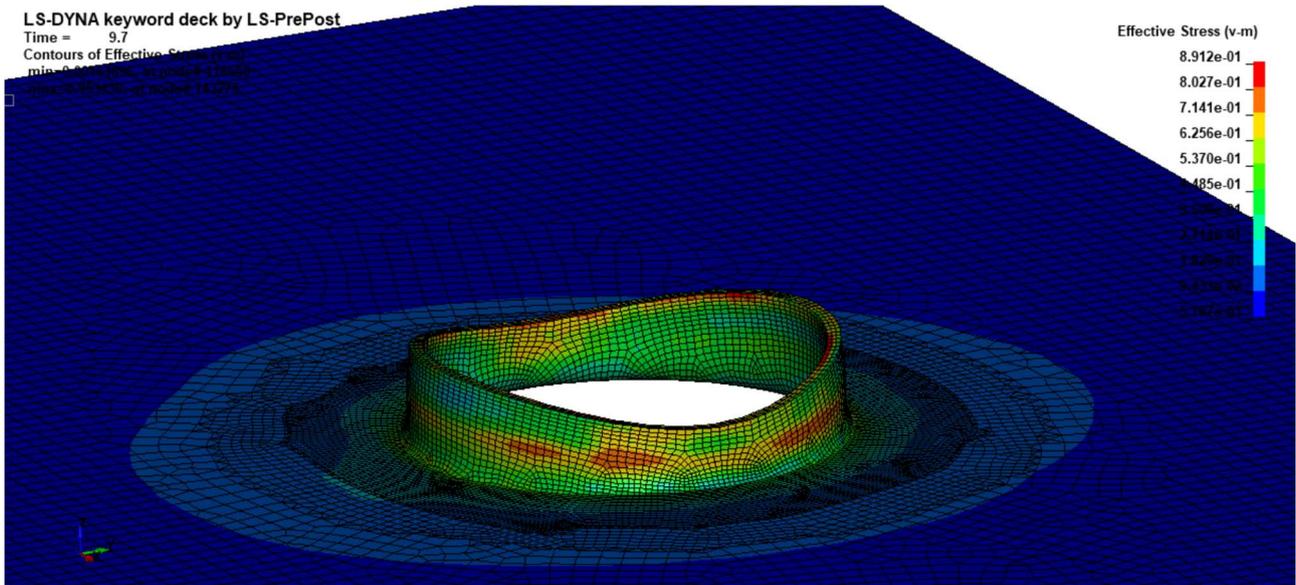


Figura 58 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet solid triplemesh con formulazione EQ.1

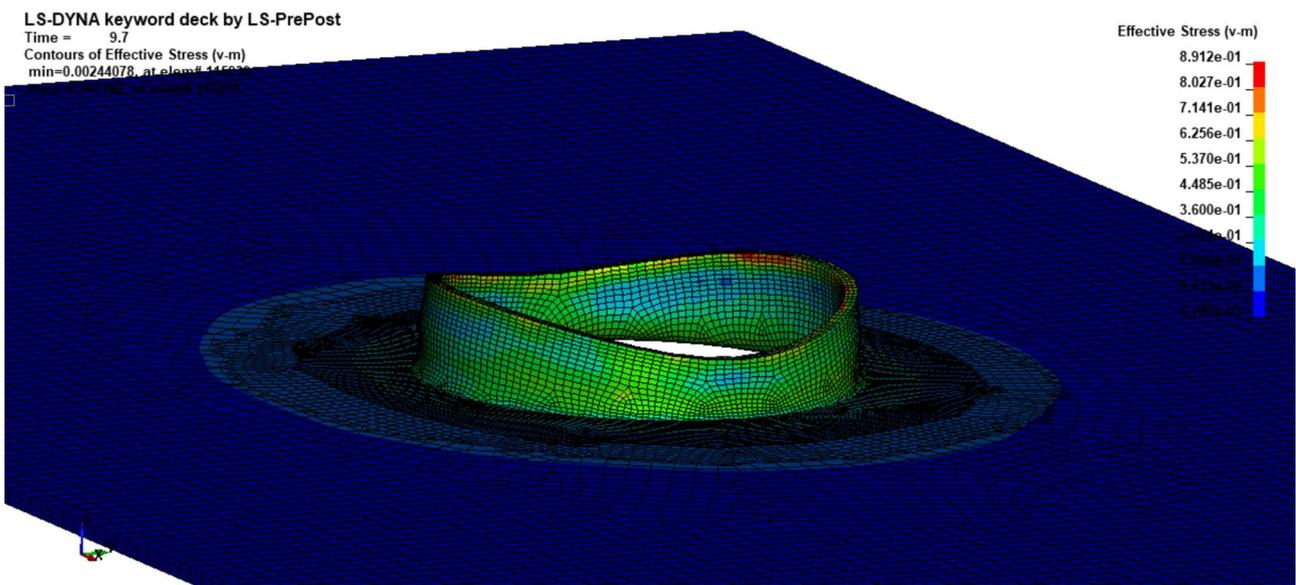


Figura 59 - Andamento delle tensioni equivalenti di Von Mises del modello flat sheet solid triplemesh con formulazione EQ.2

Confronto dei grafici F-t dello strumento estrusore sul flat sheet solid doublemesh e triplemesh per le formulazioni EQ.1 e EQ.2

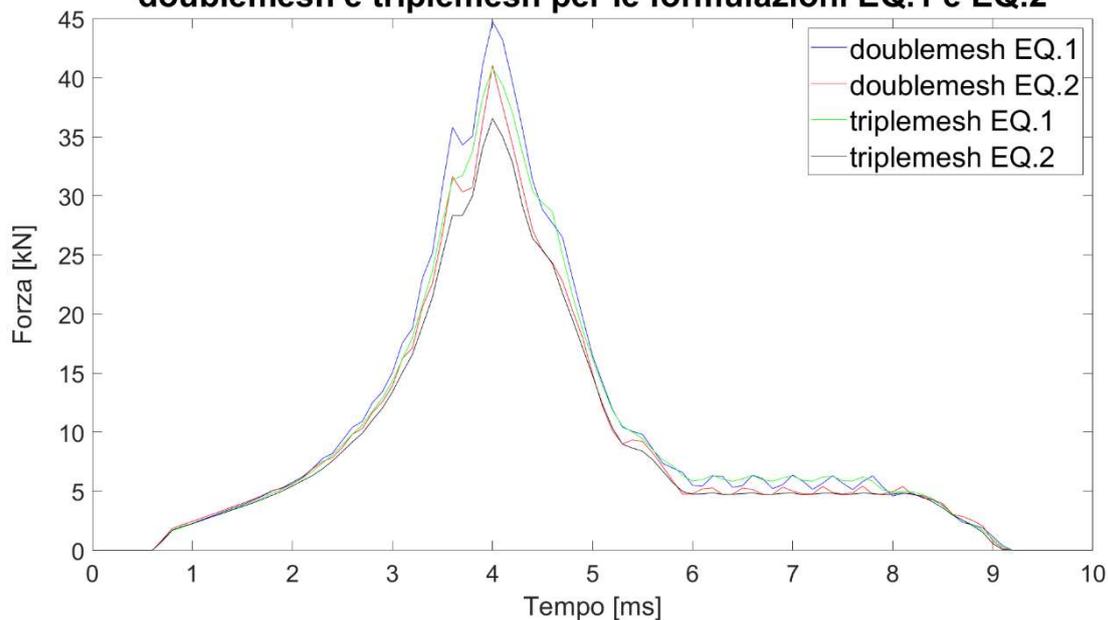


Figura 60 - Confronto dei grafici F-t dei modelli flat sheet solid doublemesh e triplemesh per le formulazioni EQ.1 e EQ.2

Per ciò che riguarda il confronto tra le due formulazioni nei modelli *flat sheet solid doublemesh* e *triplemesh* non si può dire molto perché tra gli andamenti delle tensioni ci sono notevoli differenze, sia tra i due modelli a parità di formulazione, sia tra le formulazioni utilizzando lo stesso modello. Nonostante ciò, è interessante vedere che eseguendo un *remeshing* nell'intorno del foro ellittico, il grafico in Figura 60 tende a convergere verso valori di forza sempre più bassi come già notato nei modelli *flat sheet shell*. Inoltre, si può dire che la formulazione *solid* EQ.2 sembra essere più precisa e avere tempi computazionali minori, grazie al fatto che non c'è la necessità di effettuare un controllo sul valore di *hourglass*. A differenza degli elementi *shell*, nei modelli di tipo *solid* è possibile vedere che l'andamento delle tensioni lungo lo spessore è diverso, però non è possibile vedere come varia lo spessore della parte imbutita durante il processo all'interno dell'ambiente software LS-Dyna, aspetto fondamentale dello studio. Si può sopperire a questa mancanza utilizzando il software MatLab: è stato creato una routine MatLab che permette di caricare ed elaborare i dati forniti da un file, chiamato *nodout*, dove sono presenti tutte le coordinate spaziali dei nodi di interesse. Il file *nodout*, come il file *rcforc*, si può ottenere utilizzando la keyword `*DATABASE_ASCII_option` all'interno di LS-Dyna. Per il modello preliminare *flat sheet* questa analisi non è stata eseguita perché non di interesse pratico ai fini dello studio.

4.3.5 Osservazioni sui modelli *flat sheet shell* e *solid*

Come già visto nei paragrafi precedenti, per quanto riguarda il modello *flat sheet shell* i risultati più verosimili li fornisce la formulazione EQ.-16, mentre per quanto riguarda il modello *flat sheet solid* i risultati più coerenti e con un tempo computazionale minore si ottengono con la formulazione EQ.2. Si è deciso, quindi, di effettuare un confronto tra i due modelli al fine di decidere con che tipo di formulazione proseguire il corso dello studio. A questo scopo si sono esaminati i seguenti aspetti:

1. complessità del modello e preparazione del pre-processing;
2. tempo CPU utilizzato;
3. possibilità di visualizzare i risultati anche all'interno dell'ambiente software LS-Dyna;
4. andamenti delle tensioni e dello spessore nell'intorno del foro ellittico.

Modello <i>flat sheet</i>		Numero elementi	<i>Elform</i>	Tempo CPU
SHELL	Doublemesh	11843	EQ.-16	1 ora 30 min 45 sec
	Triplemesh	18797	EQ.-16	3 ore 56 min 41 sec
SOLID	Doublemesh	35529	EQ.2	3 ore 10 min 2 sec
	Triplemesh	56391	EQ.2	7 ore 40 min 1 sec

Tabella 15 - Numero elementi, formulazione e tempo computazionale per i diversi modelli *flat sheet shell* e *solid* *doublemesh* e *triplemesh*

In Tabella 15 è possibile esaminare i primi due punti sopra elencati: a tal proposito è indiscutibile che il miglior modello sia quello con la formulazione degli elementi di tipo *shell*. Bisogna ricordare, inoltre, che la formulazione di tipo *shell* permette di visualizzare gli andamenti dello spessore durante tutto il processo grazie alla keyword *CONTROL_SHELL, mentre la formulazione *solid* è visibile fuori dall'ambiente software LS-Dyna solo richiamando il file *nodout*. Detto ciò, la formulazione *shell* sembra soddisfare i primi tre punti dell'elenco. Per analizzare il quarto punto si è voluto esaminare il grafico della forza che lo strumento estrusore applica al foglio di lamiera durante il tempo di processo. Di seguito è possibile vedere i grafici dei modelli *flat sheet shell* e *solid*, sia *doublemesh* che *triplemesh* per le formulazioni sopra citate.

Confronto dei grafici F-t dello strumento estrusore sui modelli flat sheet shell e solid doublemesh e triplemesh per le formulazioni shell EQ.-16 e EQ.2

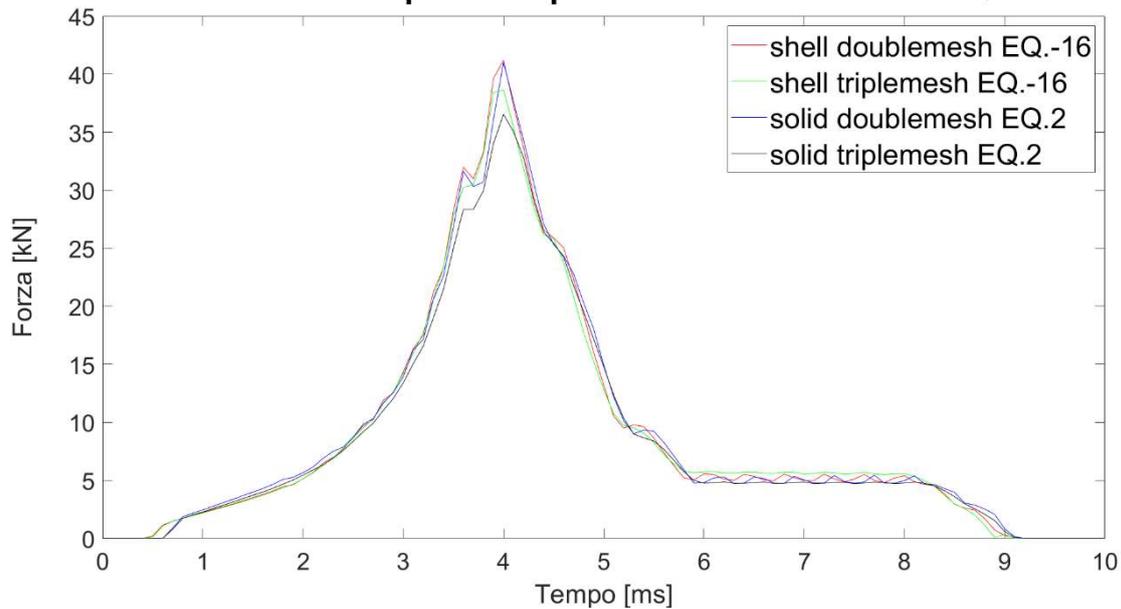


Figura 61 - Confronto dei grafici F-t dei modelli flat sheet shell e solid doublemesh e triplemesh per le formulazioni shell EQ.-16 e solid EQ.2

Dalla Figura 61 si può notare che i grafici relativi al modello *flat sheet doublemesh* sono quasi sovrapposti con un picco di forza di poco superiore ai 40 kN, mentre per quanto riguarda il modello *triplemesh*, la formulazione *solid* ha un valore più basso di forza massima rispetto alla formulazione *shell*. Inoltre, come già evidenziato precedentemente, il modello *doublemesh* presenta un andamento ondulatorio dai 6 ms ai 9 ms, mentre con il modello *triplemesh* questo effetto si elude e si ha un andamento più piatto della curva con entrambe le mesh presentate.

Dopo tutte le considerazioni fatte, è possibile affermare che le due formulazioni portano a risultati coerenti e pressoché uguali. Si è deciso, quindi, di continuare lo studio con la formulazione *shell* EQ.-16 per una complessità minore di creazione del modello all'interno dell'ambiente software e per un tempo computazionale assai minore rispetto al modello *flat sheet solid*. Inoltre, come già detto precedentemente, con una formulazione degli elementi di tipo *shell* è possibile visualizzare i risultati relativi all'andamento dello spessore durante il processo direttamente all'interno dell'ambiente software senza un ulteriore post-processing utilizzando software come MatLab.

4.4 Studio del modello reale *tube*

4.4.1 Implementazione del foglio di lamiera tubolare

Una volta esaminato il modello preliminare costruito sul foglio di lamiera piatto, è stato studiato il processo utilizzando il foglio di lamiera tubolare. Questo modello, chiamato *tube*, si avvicina di più a ciò che avviene realmente. In questo paragrafo si analizza il modello tubolare.

Per effettuare l'analisi, sono stati creati il tubo, lo strumento estrusore ed entrambi gli stampi all'interno dell'ambiente software LS-Dyna. Per la creazione dei modelli sono stati utilizzati come riferimento i disegni tecnici visibili al paragrafo 4.1.

Come già eseguito nel modello *flat sheet*, inizialmente si è applicata una mesh quadrangolare sul modello geometrico del tubo di tipo *shell*. Si è partiti da una mesh quadrangolare di dimensioni pari a 2 mm, per poi diminuirla a 0,5 mm solo nella zona interessata dalle grandi deformazioni, cioè in prossimità del foro ellittico.

Per una migliore chiarezza di esposizione di seguito si espongono le tipologie di mesh applicate al modello *tube*:

- la prima, chiamato *tube shell singlemesh*, ha una dimensione dell'elemento pari a 2 mm su tutto il tubo, compresa la parte nell'intorno del foro ellittico;
- la seconda, chiamato *tube shell doublemesh*, ha una dimensione dell'elemento pari a 1 mm nell'intorno del foro ellittico, una zona di transizione in cui la mesh è prettamente triangolare, mentre nel resto del tubo la dimensione dell'elemento è di 2 mm;
- la terza, chiamato *tube shell triplemesh*, ha una dimensione dell'elemento pari a 0,5 mm nell'intorno del foro ellittico, una prima zona di transizione in cui la mesh è prettamente triangolare, una parte in cui la dimensione dell'elemento è di 1 mm, una seconda zona di transizione sempre triangolare e nel resto del tubo la dimensione dell'elemento è di 2 mm.

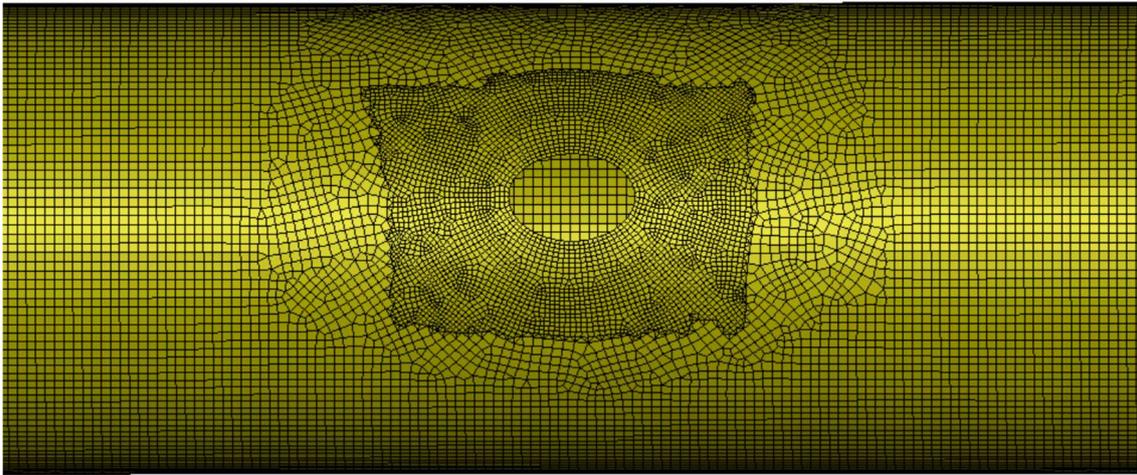


Figura 62 - Mesh shell del foglio di lamiera tubolare con singola transizione

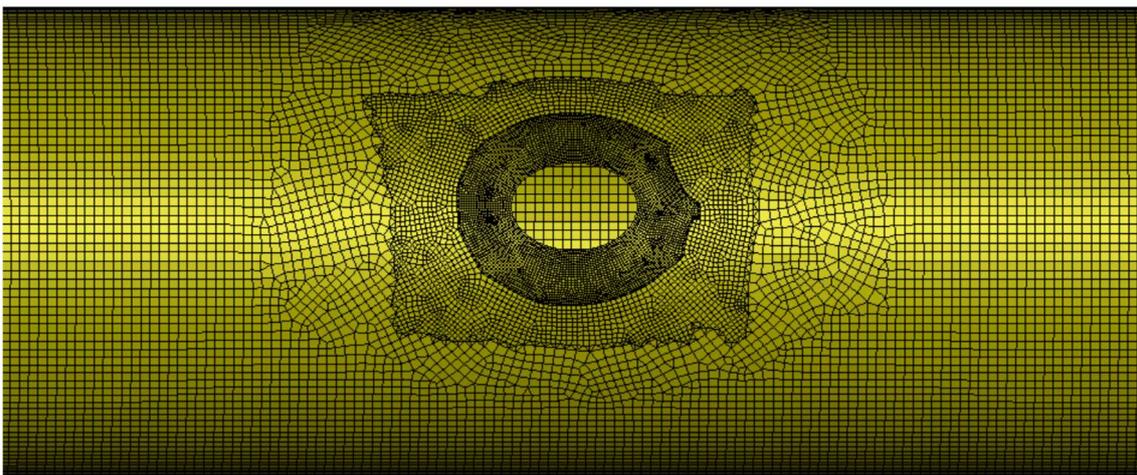


Figura 63 - Mesh shell del foglio di lamiera tubolare con doppia transizione

Tutto ciò che è stato detto per il modello *flat sheet* in merito a materiali utilizzati, contatti tra componenti, profilo di spostamento dello strumento estrusore, tempo del processo e intervallo di tempo tra i risultati ottenuti (d3plot) è rimasto invariato.

4.4.2 Risultati del modello *tube*

Di seguito si mostrano il numero degli elementi per le varie mesh applicate al modello *tube* e, per ogni formulazione utilizzata, il tempo computazionale richiesto per effettuare la simulazione. Si può anticipare che il modello *tube singlemesh* non è stato approfondito oltre questa analisi sui tempi poiché i risultati sugli andamenti delle tensioni e dello spessore sono approssimativi nella parte

estrusa: gli elementi nella parte della lamiera a contatto con il controstampo sono ridotti e non modellano bene il materiale.

Modello <i>tube</i>		Numero elementi	<i>Elform</i>	Tempo CPU ²²
SHELL	Singlemesh	19584	EQ.2	44 min 10 sec
			EQ.2	2 ore 4 min 40 sec
	Doublemesh	22806	EQ.16	2 ore 3 min 53 sec
			EQ.-16	1 ora 59 min 55 sec
			EQ.2	4 ore 1 min 15 sec
	Triplemesh	26557	EQ.16	4 ore 3 min 23 sec
			EQ.-16	4 ore 0 min 31 sec

Tabella 16 - Numero elementi, formulazione e tempo computazionale per i diversi modelli *tube*

Si può notare come le varie formulazioni dei modelli *tube doublemesh* e *tube triplemesh* impieghino sostanzialmente lo stesso tempo computazionale, effetto non scontato vista l'esperienza con il modello *flat sheet shell* e anche perché dalla formulazione EQ.2 alla EQ.-16 si ha un aumento di specificità ed efficienza degli elementi.

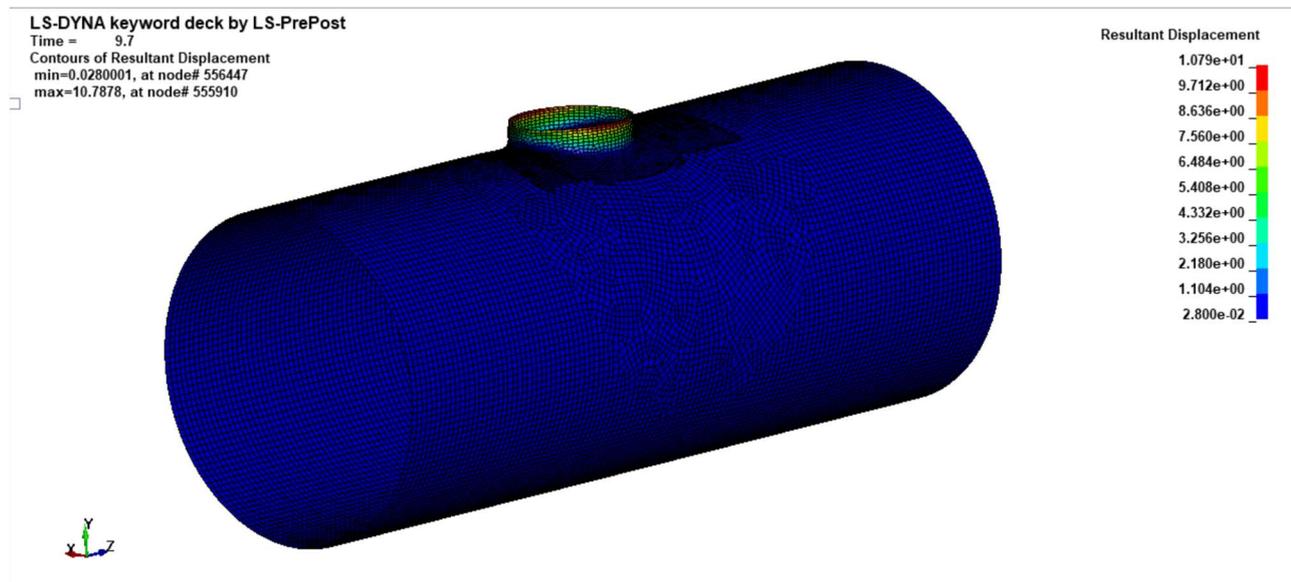


Figura 64 - Spostamento risultante del modello *tube shell doublemesh* con formulazione EQ.16

²² Il numero di processori (CPU) utilizzato per ogni simulazione è pari a 4.

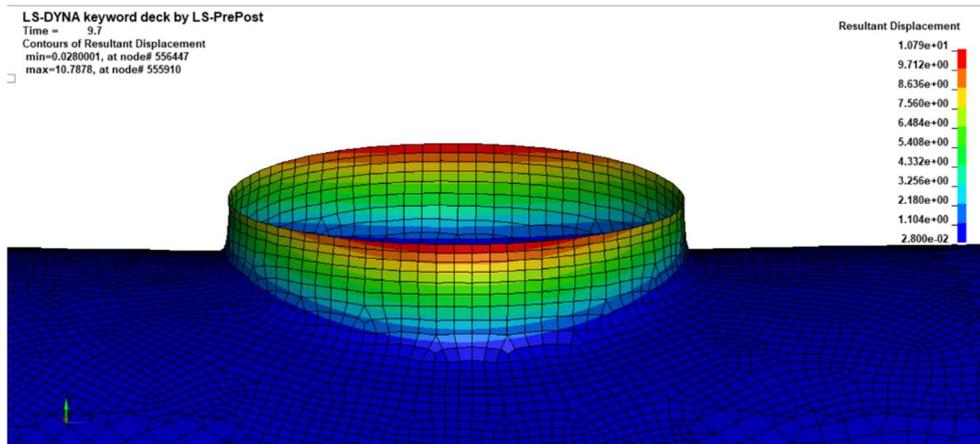


Figura 65 - Spostamento risultante della parte estrusa del modello tube shell doublemesh con formulazione EQ.16

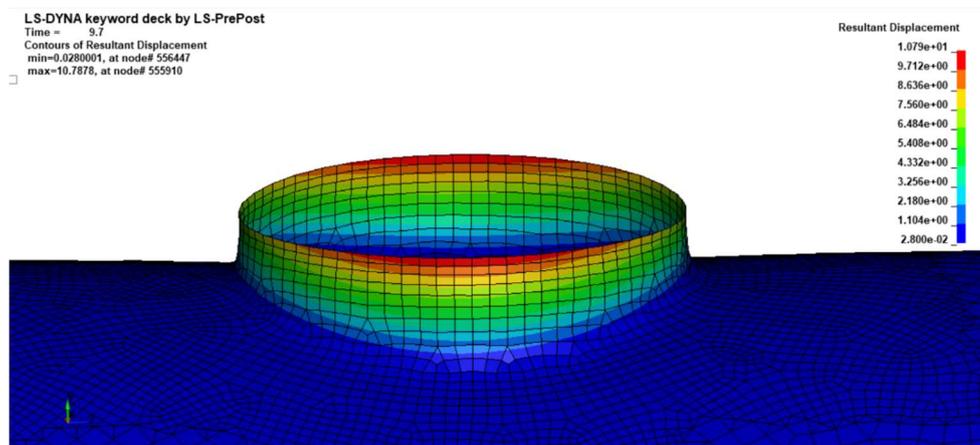


Figura 66 - Spostamento risultante della parte estrusa del modello tube shell doublemesh con formulazione EQ.-16

I risultati delle simulazioni dei modelli *tube doublemesh* e *tube triplemesh* hanno fornito i grafici $F-t$ dove si mostra la forza che il punzone applica al tubo in funzione del tempo lungo la normale al foro ellittico.

Confronto dei grafici F-t dello strumento estrusore sul tube doublemesh e triplemesh con le formulazioni degli elementi utilizzate

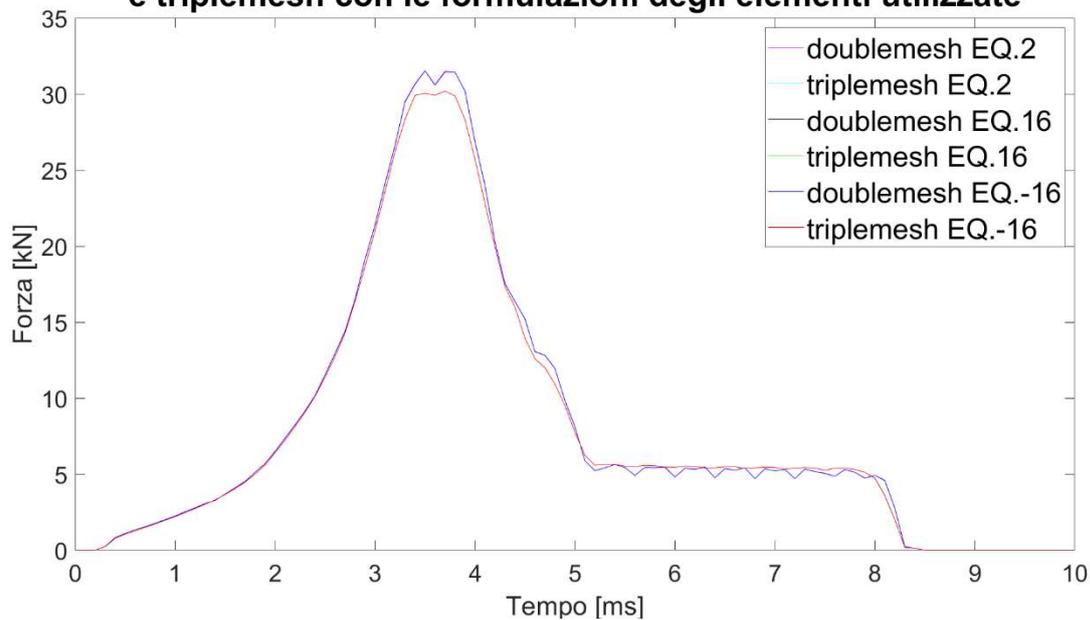


Figura 67 - Confronto dei grafici F-t del modello tube doublemesh e tube triplemesh con formulazione degli elementi EQ.2, EQ.16 e EQ.-16

I risultati delle simulazioni hanno evidenziato, in prima approssimazione, che:

- la parte di tubo dove non è presente il foro ellittico non è soggetta a spostamenti e rotazioni rilevanti;
- la parte di tubo dove è presente il foro ellittico è soggetta a spostamenti pressoché simmetrici rispetto all'asse normale al foro;
- le formulazioni EQ.16 e EQ.-16 forniscono gli stessi risultati in termini di valori e andamento dello spostamento risultante;
- come visibile dalla Figura 67, i grafici F-t per i modelli *tube doublemesh* e *tube triplemesh* sono esattamente sovrapposti, nonostante le formulazioni siano diverse.

Per tutto ciò che è stato affermato precedentemente e dato che il processo è assialsimmetrico, è possibile semplificare il modello reale *tube* in un modello che comprenda solamente un ottavo di tubo in cui è presente il foro ellittico. Tale modello verrà identificato con il nome *eighth*. Questa semplificazione è fondamentale per diminuire ulteriormente i tempi computazionali, permettendo di studiare il fenomeno del ritorno elastico o *springback*. La trattazione del modello *tube* proseguirà nel prossimo paragrafo dove si farà un confronto tra i risultati del modello completo *tube* e del modello semplificato *eighth*.

4.5 Studio del modello eighth

4.5.1 Creazione e implementazione dell'ottavo di tubo

Come detto già nel precedente paragrafo, si è deciso di considerare solo una frazione di tubo che potesse rappresentare una semplificazione adeguata del modello completo riducendo i tempi di simulazione. Si è giunti così a selezionare la parte illustrata di seguito che corrisponde ad un ottavo del tubo.

Di seguito si espongono le tipologie delle mesh applicate al modello eighth:

- la prima, chiamato *eighth doublemesh*, ha una dimensione dell'elemento pari a 1 mm nell'intorno del foro ellittico, una zona di transizione in cui la mesh è prettamente triangolare, mentre nel resto del modello la dimensione dell'elemento è di 2 mm;
- la seconda, chiamato *eighth triplemesh*, ha una dimensione dell'elemento pari a 0,5 mm nell'intorno del foro ellittico, una prima zona di transizione sempre triangolare, una parte in cui la dimensione dell'elemento è di 1 mm, una seconda zona di transizione come la precedente e nel resto del modello la dimensione dell'elemento è di 2 mm;
- la terza, chiamato *eighth biquadraticmesh*, ha una dimensione dell'elemento pari a 0,25 mm nell'intorno del foro ellittico, una prima zona di transizione triangolare, una parte in cui la dimensione dell'elemento è di 0,5 mm, una seconda zona di transizione triangolare, una parte in cui la dimensione dell'elemento è di 1 mm e nel resto del tubo la dimensione dell'elemento è di 2 mm.

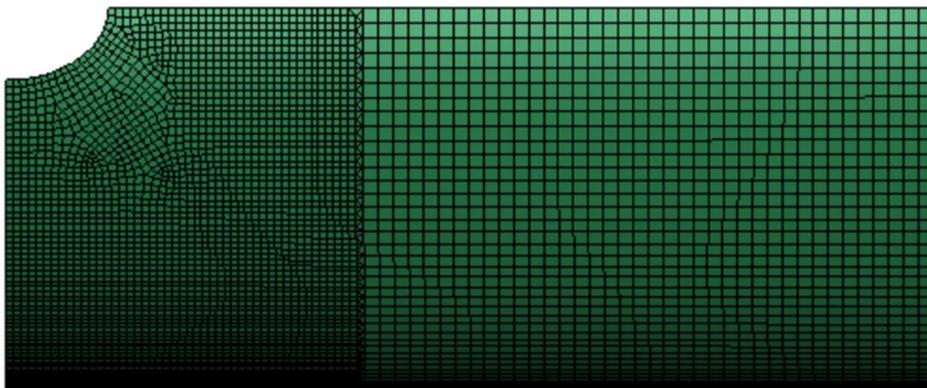


Figura 68 - Mesh del modello eighth doublemesh

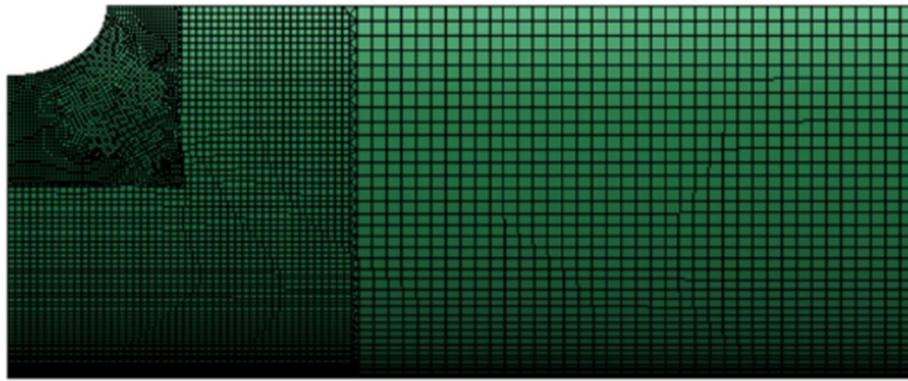


Figura 69 - Mesh del modello eighth triplemesh

Anche i modelli dello stampo superiore e dello strumento estrusore sono stati ridotti rispettivamente ad un ottavo e ad un quarto del modello completo, mentre lo stampo inferiore non è stato considerato perché ininfluenza ai fini della simulazione.

Per simulare la presenza della parte di tubo che non viene considerata in questo modello e la sua influenza sull'ottavo di tubo in questione, si sono posti dei vincoli sui nodi ai bordi. Nell'immagine seguente si possono notare tali vincoli.

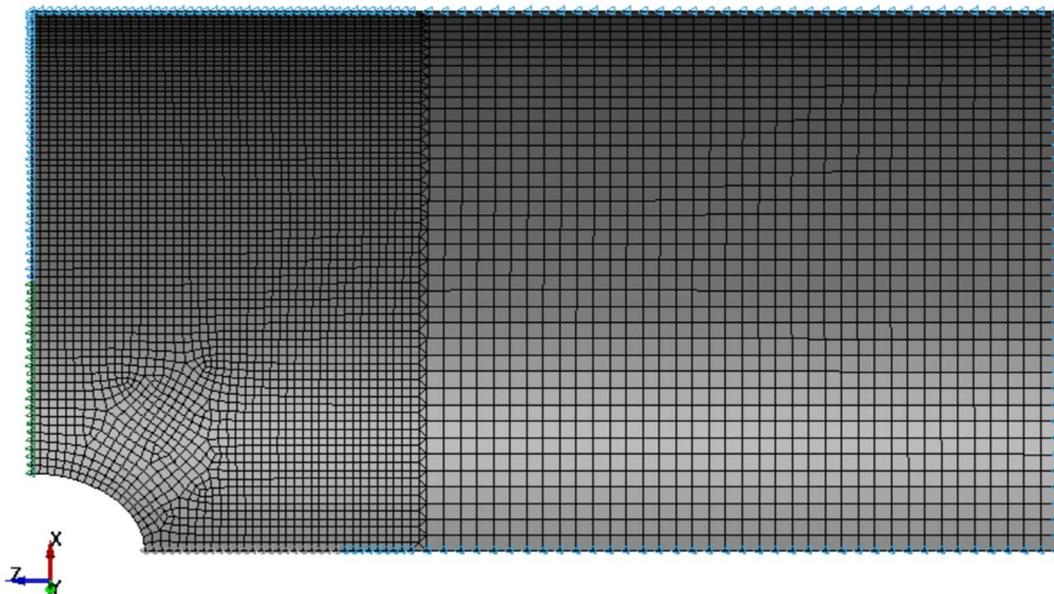


Figura 70 - Mesh del modello eighth doublemesh con i vincoli sui nodi

I nodi sul lato corto evidenziati in verde sono stati vincolati per non consentire lo spostamento lungo l'asse z , mentre i nodi sul lato lungo evidenziati in grigio sono stati vincolati per impedire lo spostamento lungo l'asse x ; tutti gli altri nodi sui bordi, evidenziati in azzurro, sono stati vincolati rispetto a rotazioni e traslazioni in tutte le direzioni.

La scelta di questa tipologia di vincoli è stata dettata dai risultati ottenuti con il modello completo, guardando soprattutto gli spostamenti risultanti e notando che, esclusa la parte intorno al foro ellittico, il resto non è soggetto a spostamenti e rotazioni. Il numero di nodi vincolati è stato deciso in modo tale da rappresentare il più fedelmente possibile i risultati ottenuti con il modello di tubo completo.

Le formulazioni degli elementi utilizzati in questa sezione sono visibili nel prossimo paragrafo.

4.5.2 Risultati del modello eighth

CONFRONTO DEI RISULTATI TRA I MODELLI *TUBE* E *EIGHTH* CON MESH DI TIPO *SHELL*

<i>Shell</i>	Numero elementi	<i>Elform</i>	Tempo CPU ²³
Tube doublemesh	22806	EQ.16	2 ore 3 min 53 sec
		EQ.-16	1 ora 59 min 55 sec
Tube triplemesh	26557	EQ.16	4 ore 3 min 23 sec
		EQ.-16	4 ore 0 min 31 sec
Eighth doublemesh	5264	EQ.16	21 min 54 sec
		EQ.-16	22 min 13 sec
Eighth triplemesh	6777	EQ.16	58 min 19 sec
		EQ.-16	1 ora 1 min 48 sec
Eighth biquadraticmesh	8906	EQ.16	2 ore 25 min 51 sec
		EQ.-16	2 ore 23 min 46 sec

Tabella 17 - Numero elementi, formulazione e tempo computazionale per i modelli *tube* e *eighth* con mesh di tipo *shell* EQ.16 e EQ.-16

La Tabella 17 mostra il numero degli elementi e il tempo computazionale dei modelli *tube* e *eighth* con una mesh di tipo *shell* per le formulazioni degli elementi EQ.16 e EQ.-16, al fine di confrontare il modello completo e il modello semplificato. Dalla tabella si evince che non esiste una corrispondenza perfetta tra il numero di elementi presenti nel modello *tube* e quelli presenti nel modello *eighth*: all'incirca si ha un rapporto 4:1 tra il modello completo e quello semplificato. Per quanto riguarda i tempi, invece, si può dire che mentre per il modello *tube doublemesh* si ha un tempo

²³ Il numero di processori (CPU) utilizzato per ogni simulazione è pari a 4.

pari a due ore di simulazione, per l'equivalente modello semplificato sono necessari poco più di venti minuti di simulazione, con un rapporto pari a circa 6:1. Accade qualcosa di simile anche per i modelli *tube triplemesh* e *eighth triplemesh*: il primo impiega quattro ore circa mentre il secondo impiega solamente un'ora, con un rapporto pari a circa 4:1. Non è stato implementato un modello *tube biquadraticmesh* ma ci si aspetta che il rapporto vada diminuendo.

Di seguito si mostra il grafico della forza che lo strumento estrusore applica durante il processo di estrusione.

Confronto dei grafici F-t dello strumento estrusore sui modelli *tube* e *eighth* shell doublemesh e triplemesh con formulazione degli elementi EQ.-16

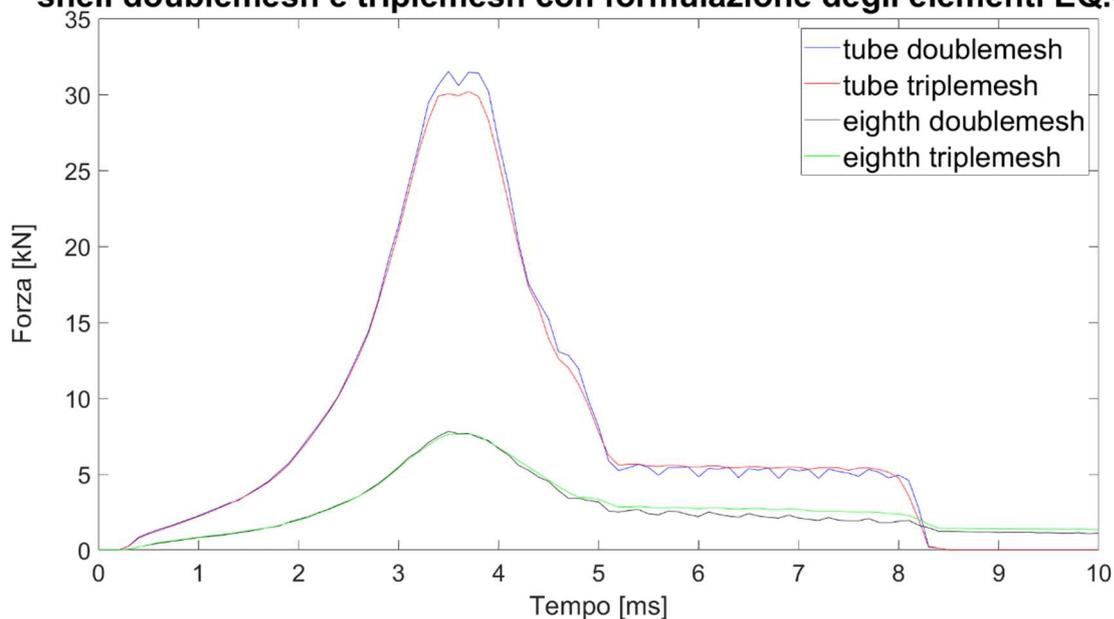


Figura 71 - Confronto dei grafici F-t dei modelli *tube* e *eighth* shell doublemesh e triplemesh per la formulazione shell EQ.-16

Come previsto, i risultati del modello *eighth* hanno dimostrato che, in prima approssimazione, i modelli *tube* e *eighth* sono pressoché equivalenti perché la forza lungo l'asse normale al foro ellittico del modello *eighth* è circa pari a un quarto della forza lungo l'asse normale al foro nel modello *tube*. Bisogna precisare che nel modello *eighth* è stata considerata solo la componente della forza lungo la normale al foro ellittico (F_y) che lo strumento estrusore applica al tubo e non la risultante (R) come nel modello *tube*. Questo perché, mentre nel modello *tube* la forza lungo x e z è pressoché nulla, nel modello *eighth*, con la presenza dei vincoli le forze lungo x e z non sono nulle.

Inoltre, questa prima semplificazione del modello permette di avere tempi computazionali assai ridotti rispetto ai precedenti e quindi di eseguire una mesh nell'intorno del foro ellittico ancora più fine, ottenendo così risultati più certi e accurati. Come già detto in precedenza, è stato eseguito un

remeshing nel modello *eighth* e di seguito si mostra il grafico della forza che lo strumento estrusore applica al tubo ove è presente il foro ellittico nel tempo.

Confronto dei grafici F-t dello strumento estrusore sul modello eighth shell con formulazione degli elementi EQ.16

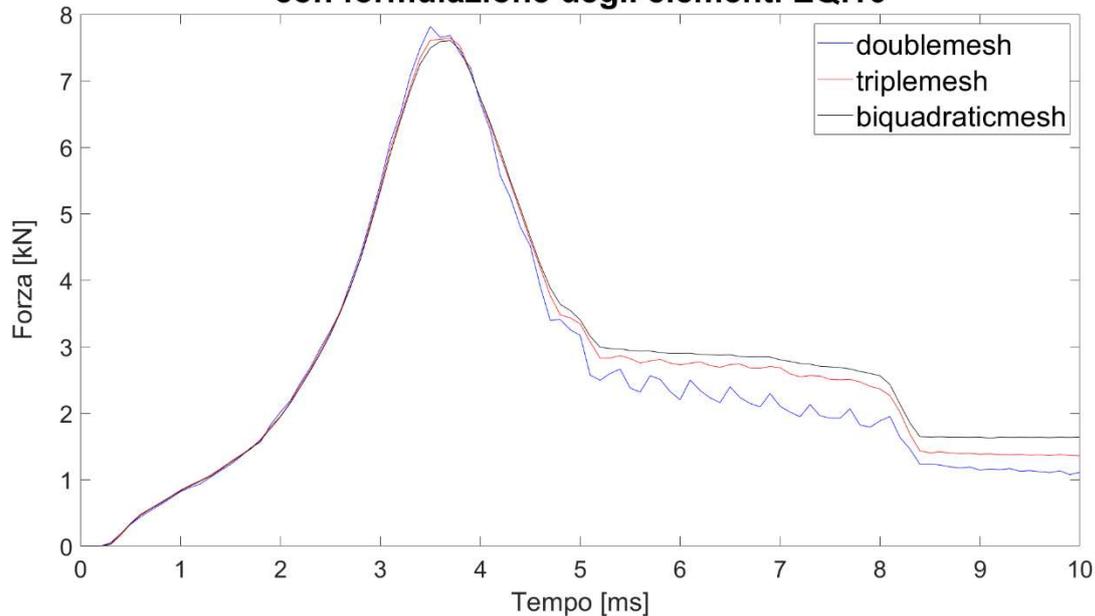


Figura 72 - Confronto dei grafici F-t dei modelli eighth shell doublemesh, triplemesh e biquadraticmesh per la formulazione shell EQ.16

Come si evince dalla Figura 72, il *remeshing* non ha portato ad un abbassamento della curva F-t quindi il modello *eighth biquadraticmesh* non è utile ai fini dello studio perché con un minore tempo computazionale il modello *eighth triplemesh* porta ad avere gli stessi risultati (vedere Tabella 17). Questo effetto si poteva già prevedere dalla Figura 71 poiché le curve dei modelli *eighth shell doublemesh* e *triplemesh* sono pressoché sovrapposte. A fronte di tali riflessioni, il modello *eighth biquadraticmesh* non è stato ulteriormente approfondito nel corso del lavoro.

Per valutare la convergenza del modello, si sono utilizzati i grafici F-t dello strumento estrusore sul foglio di lamiera tubolare dei vari modelli creati con le differenti mesh applicate. Questo perché in LS-Dyna non è possibile valutare la convergenza attraverso l'errore energetico percentuale (PRERR). Dalle Figure 71 e 72 è possibile notare che le differenti mesh applicate al modello *eighth shell* presentano un andamento pressoché identico durante il processo. Detto ciò, il modello converge a questa soluzione rendendo inutile un ulteriore *remeshing* e risparmiando così tempo computazionale e il tempo che richiederebbe un modello più complesso.

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 9.7
Contours of Resultant Displacement
min=0.0214529, at node# 560767
max=10.7835, at node# 560460

Resultant Displacement

1.078e+01
9.707e+00
8.631e+00
7.555e+00
6.479e+00
5.402e+00
4.326e+00
3.250e+00
2.174e+00
1.098e+00
2.145e-02

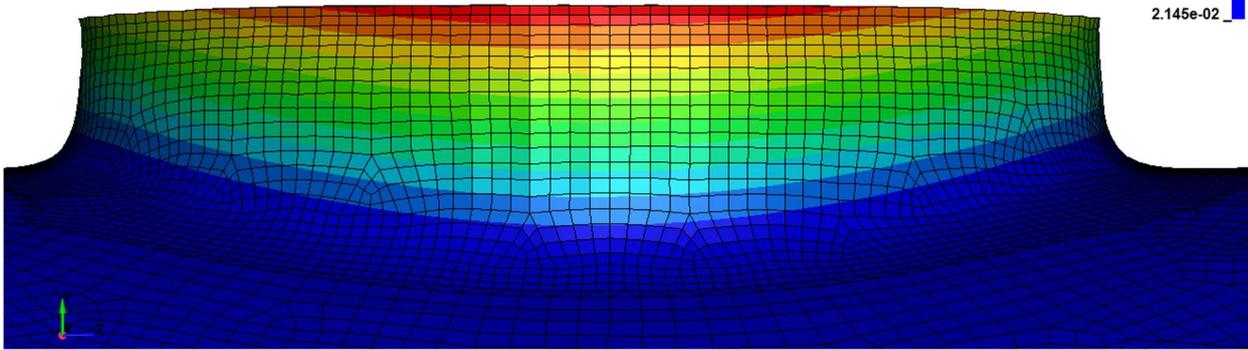


Figura 73 - Spostamento risultante del modello tube shell triplemesh con formulazione EQ.-16

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 9.7
Contours of Resultant Displacement
min=0, at node# 569149
max=10.7901, at node# 569250

Resultant Displacement

1.079e+01
9.711e+00
8.632e+00
7.553e+00
6.474e+00
5.395e+00
4.316e+00
3.237e+00
2.158e+00
1.079e+00
0.000e+00

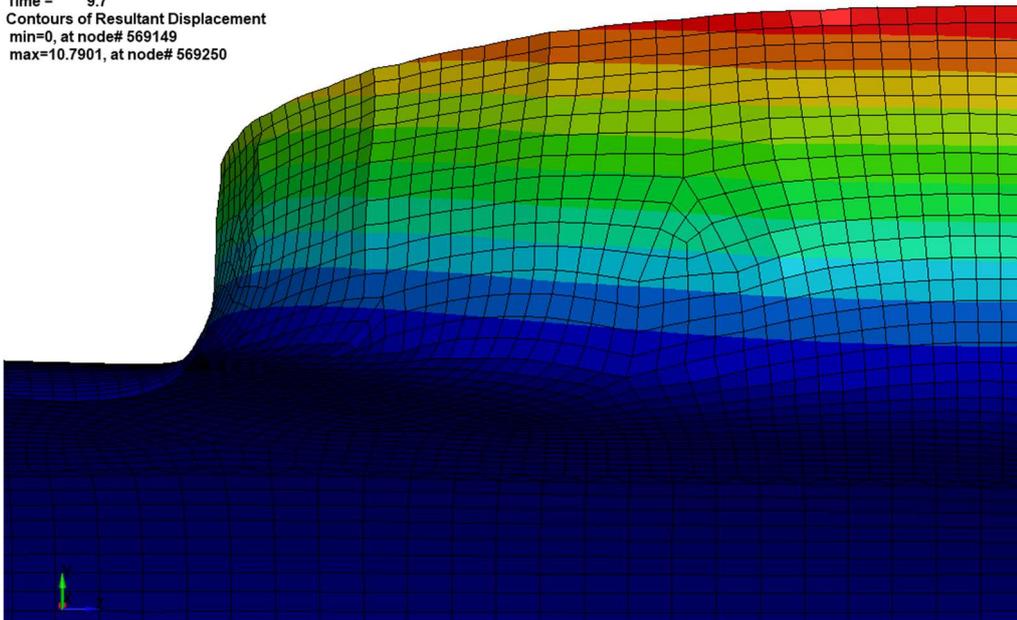


Figura 74 - Spostamento risultante del modello eighth shell triplemesh con formulazione EQ.-16

Dal confronto delle Figure 73 e 74 si evince che i due modelli, *tube* e *eighth*, portano agli stessi risultati di spostamento risultante e che, quindi, il modello semplificato permette di avere risultati coerenti con il modello esposto nel paragrafo 4.4. Inoltre, utilizzando il modello *eighth*, si hanno tempi computazionali minori, aspetto fondamentale nelle fasi successive del lavoro per esaminare un

ulteriore problematica legata al processo di imbutitura profonda: lo *springback*. Per un ulteriore confronto è possibile paragonare i risultati appena esposti con quelli mostrati nel paragrafo precedente alla Figura 66, dove si evidenzia lo spostamento risultante del modello *tube shell doublemesh*.

CONFRONTO DEI RISULTATI TRA I MODELLI *EIGHTH* CON MESH DI TIPO *SHELL* E *SOLID*

Modello <i>eighth</i>		Numero elementi	<i>Elform</i>	Tempo CPU ²⁴
SHELL	Doublemesh	5264	EQ.16	21 min 54 sec
			EQ.-16	22 min 13 sec
	Triplemesh	6777	EQ.16	58 min 19 sec
			EQ.-16	1 ora 1 min 48 sec
SOLID	Doublemesh	10528	EQ.1 <i>ihq</i> =10	1 ora 1 min 10 sec
			EQ.2	46 min 56 sec
	Triplemesh	14028	EQ.1 <i>ihq</i> =10	2 ore 22 min 10 sec
			EQ.2	1 ora 45 min 59 sec

Tabella 18 - Numero elementi, formulazione e tempo computazionale per i diversi modelli *eighth*

La Tabella 18 mostra il numero degli elementi e il tempo computazionale dei modelli *eighth* con mesh di tipo *shell* e *solid*: le formulazioni impiegate per gli elementi *shell* sono EQ.16 e EQ.-16, mentre per gli elementi *solid* sono EQ.1²⁵ e EQ.2. Il modello *eighth solid*, come già visto per il modello *flat sheet solid*, è stato implementato e creato all'interno dell'ambiente software utilizzando il modello *eighth shell* (si veda paragrafo 4.3.2). Il numero degli elementi del modello *eighth shell* è inevitabilmente inferiore rispetto allo stesso modello *solid* perché il primo non tiene conto degli elementi lungo la direzione dello spessore. Per quanto riguarda i tempi, invece, si può dire che mentre per il modello *eighth shell doublemesh* si hanno circa venti minuti di simulazione, per l'equivalente modello *solid* sono necessari 45 minuti o un'ora di simulazione a causa del tipo di formulazione utilizzato per il *solid*. Accade qualcosa di simile anche per i modelli *eighth shell triplemesh* e *eighth solid triplemesh*: il primo impiega un'ora circa mentre il secondo impiega un'ora e 45 minuti o due ore e ventidue minuti, sempre per il tipo di formulazione utilizzato per il *solid*.

²⁴ Il numero di processori (CPU) utilizzato per ogni simulazione è pari a 4.

²⁵ Con controllo sul valore di hourglass (vedi paragrafo 4.3.4).

Di seguito si mostra il grafico della forza che lo strumento estrusore applica durante il processo di estrusione.

Confronto dei grafici F-t dello strumento estrusore sui modelli *eighth doublemesh* e *triplemesh* con formulazione degli elementi *shell EQ.16* e *solid EQ.2*

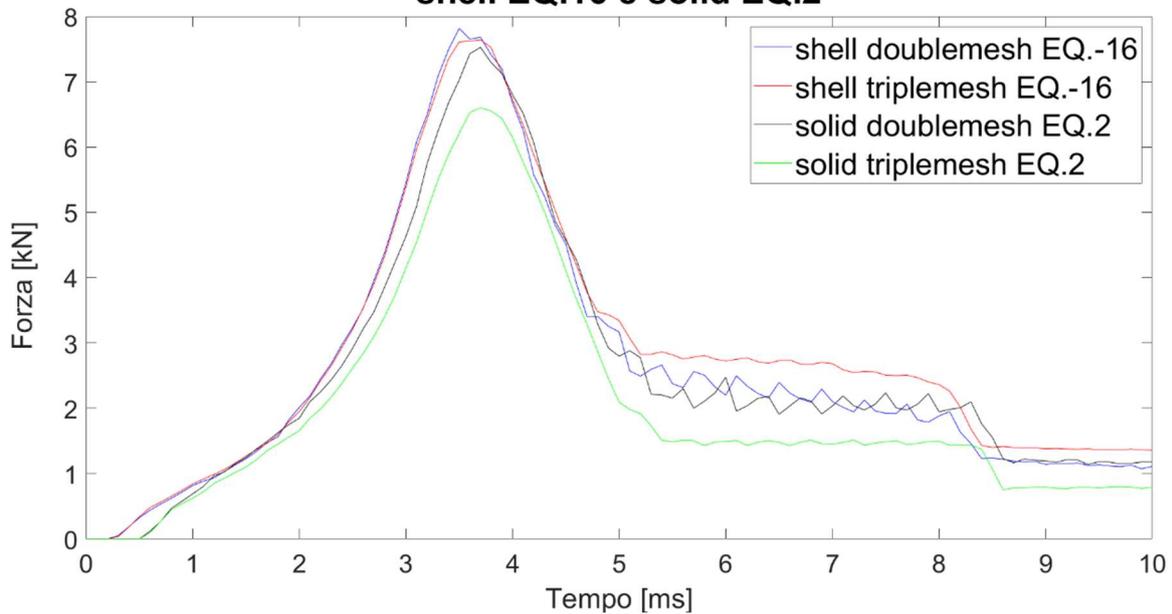


Figura 75 - Confronto dei grafici F-t dei modelli *eighth shell* e *solid*, *doublemesh* e *triplemesh*, per le formulazioni *shell EQ.-16* e *solid EQ.2*

Dalla Figura 71 si può notare che i grafici relativi al modello *eighth doublemesh* sono quasi sovrapposti con un picco di forza intorno ai 7,5 kN, valore già discusso precedentemente e giudicato conforme all'analisi sul modello *tube*. Per quanto riguarda il modello *triplemesh*, invece, la formulazione *solid* ha un valore più basso di forza massima rispetto alla formulazione *shell*, cosa già vista quando si è trattato il modello preliminare *flat sheet* (si veda paragrafo 4.3.5).

Grazie a questa analisi sui grafici F-t e alle figure che seguono (dove si mostrano gli spostamenti risultanti del modello *eighth solid triplemesh* con formulazione EQ.2 e quelli del modello *eighth shell triplemesh* con formulazione EQ.-16), è possibile affermare che lo stesso modello con mesh diverse porta a risultati coerenti e molto simili, pressoché identici per quanto riguarda gli andamenti sullo spostamento risultante. Si è deciso, quindi, di continuare lo studio con il modello con mesh di tipo *shell* con formulazione EQ.-16 per una complessità minore di creazione del modello all'interno dell'ambiente software e per un tempo computazionale assai minore rispetto al modello con mesh di tipo *solid*. Questo permette di affrontare la problematica legata al ritorno elastico, o *springback*, che si analizzerà successivamente e che richiederà tempi di simulazione assai più lunghi di quelli visti

fino ad ora. Inoltre, come già detto precedentemente, con una formulazione degli elementi di tipo *shell* è possibile visualizzare i risultati relativi all'andamento dello spessore durante il processo direttamente all'interno dell'ambiente software e questo è utile ai fini dello studio sull'assottigliamento.

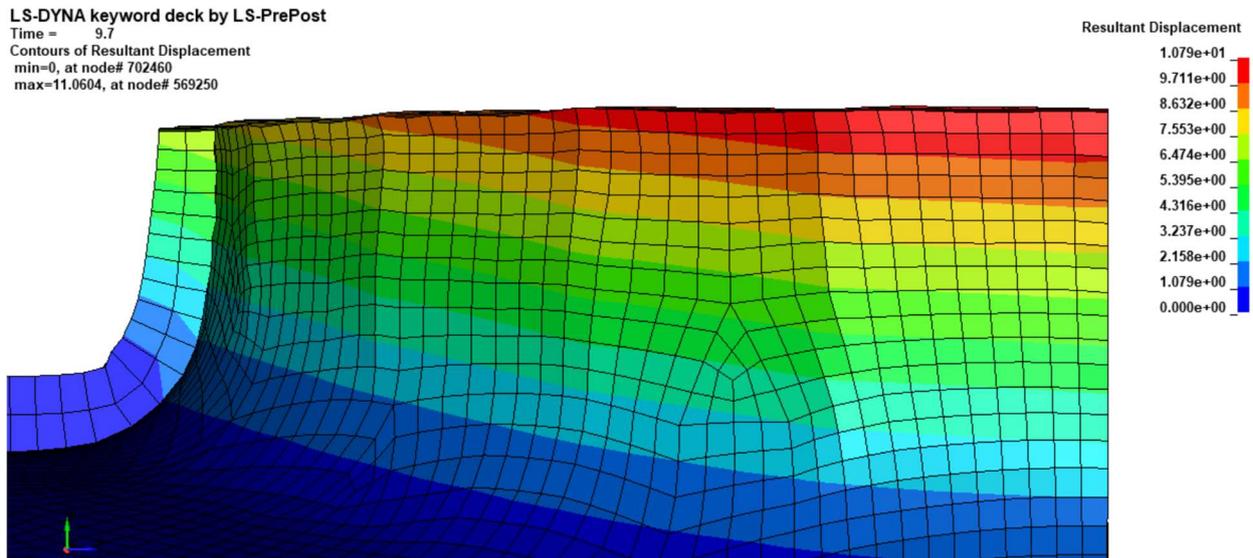


Figura 76 - Spostamento risultante del modello eighth solid triplemesh con formulazione EQ.2

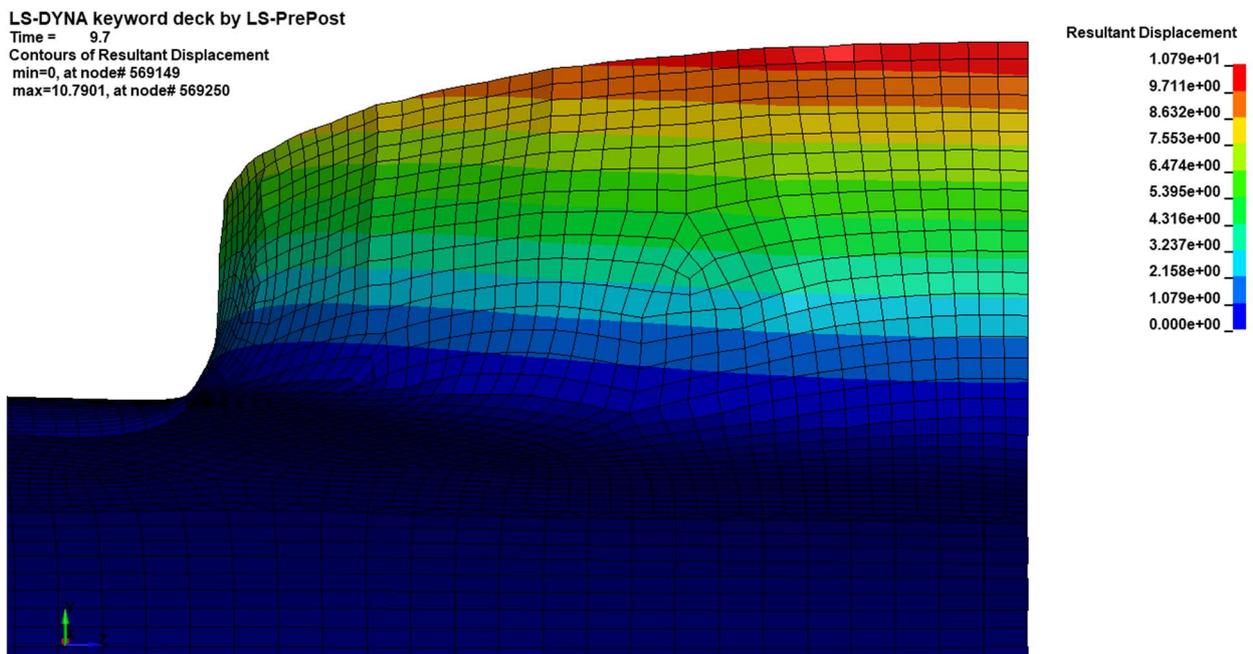
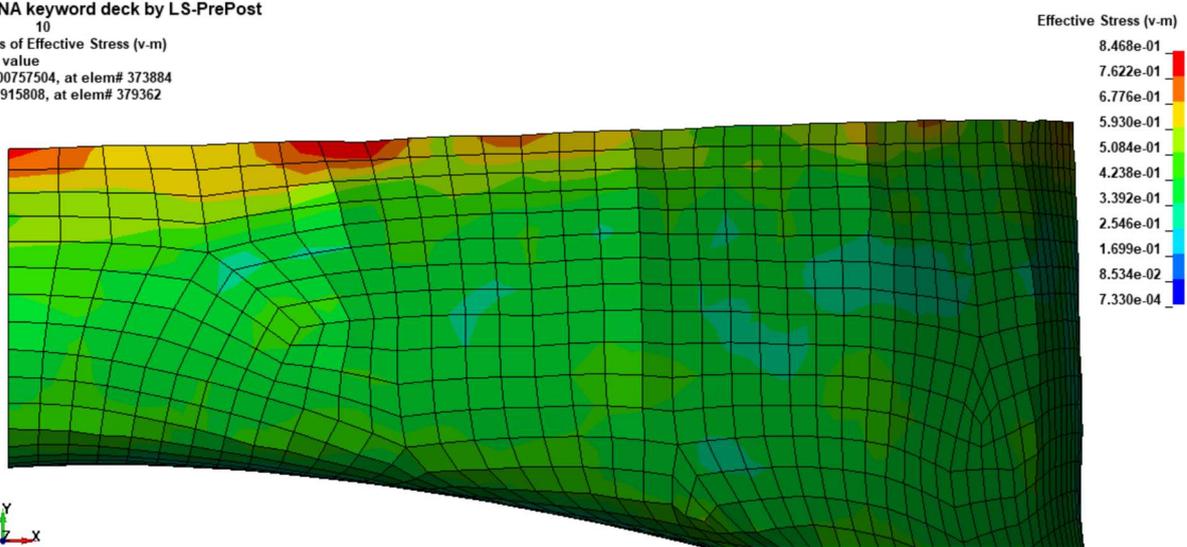


Figura 77 - Spostamento risultante del modello eighth shell triplemesh con formulazione EQ.-16

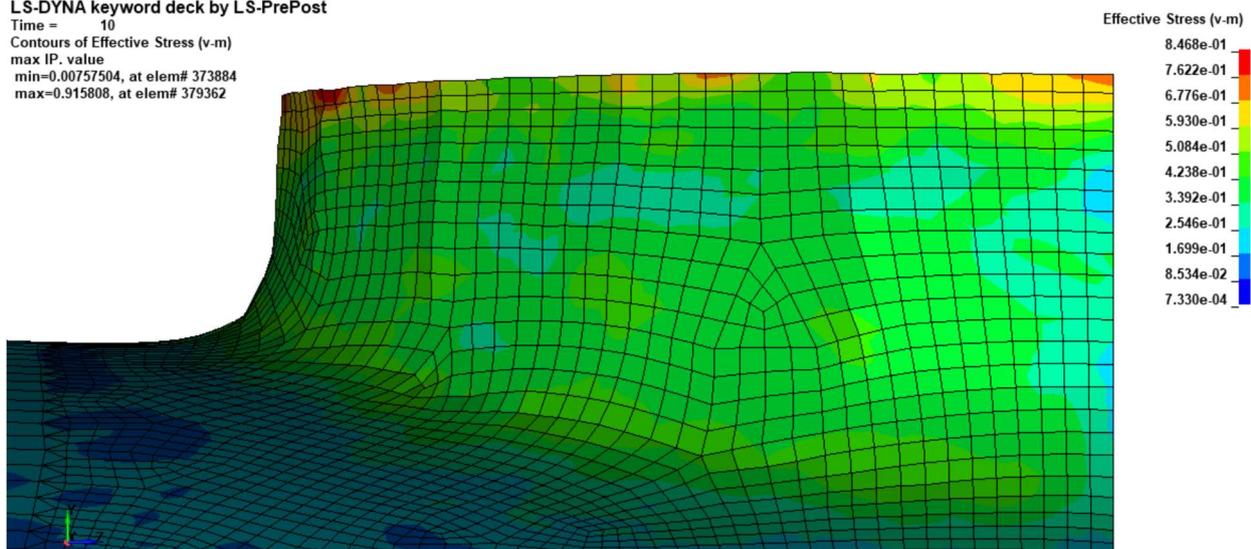
RISULTATI OTTENUTI CON IL MODELLO EIGHTH SHELL PER I MATERIALI CONSIDERATI

Di seguito si mostrano i risultati ottenuti con il modello *eighth shell triplemesh* per quanto riguarda la tensione equivalente di Von Mises per entrambi i materiali trattati. Tutti i valori delle tensioni sono in GPa secondo la tabella delle Consisten Units (Appendice A.2). Sono stati scelti gli istanti di tempo pari a 10 ms e 11 ms poiché in questi due istanti è visibile un sostanziale cambio di andamenti della tensione. Per ogni istante di tempo sono stati considerati tre plot con tre viste diverse così da riuscire a rappresentare e far vedere nel modo più chiaro possibile l'andamento delle tensioni lungo la parte estrusa (immagini (a) e (b)) e nella zona in cui il materiale subisce il processo di piegatura (c). Di seguito si mostrano gli andamenti delle tensioni equivalenti di Von Mises per l'AISI 316LN.

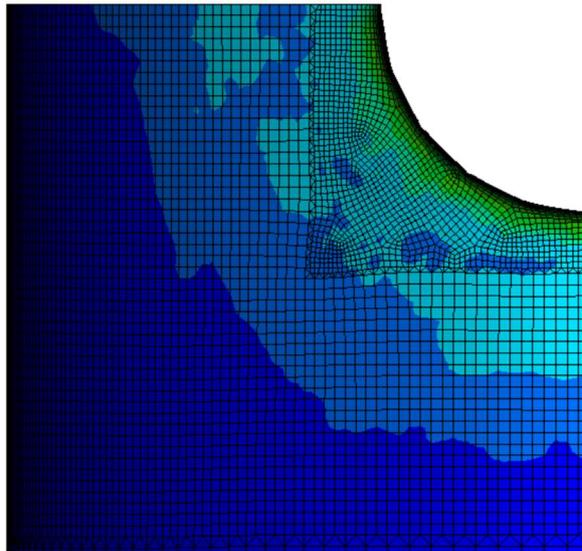
LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 10
Contours of Effective Stress (v-m)
max IP. value
min=0.00757504, at elem# 373884
max=0.915808, at elem# 379362



LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 10
Contours of Effective Stress (v-m)
max IP. value
min=0.00757504, at elem# 373884
max=0.915808, at elem# 379362



LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 10
Contours of Effective Stress (v-m)
max IP. value
min=0.00757504, at elem# 373884
max=0.915808, at elem# 379362



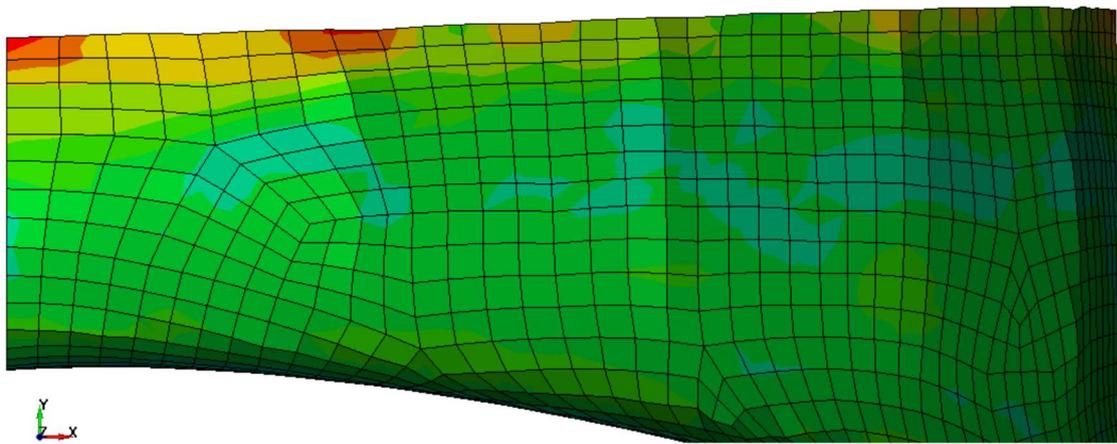
Effective Stress (v-m)

8.468e-01
7.622e-01
6.776e-01
5.930e-01
5.084e-01
4.238e-01
3.392e-01
2.546e-01
1.699e-01
8.534e-02
7.330e-04

(c)

Figura 78 - Tensione equivalente di Von Mises a 10 ms per il materiale AISI 316LN: (a) normale all'asse z, (b) normale all'asse x e (c) normale all'asse y

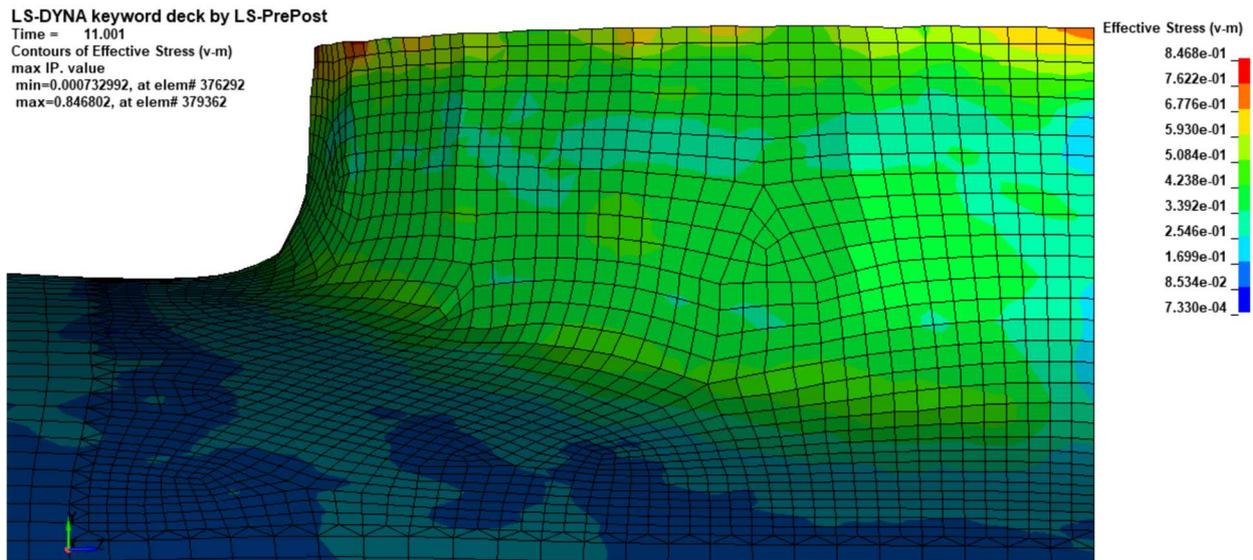
LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 11.001
Contours of Effective Stress (v-m)
max IP. value
min=0.000732992, at elem# 376292
max=0.846802, at elem# 379362



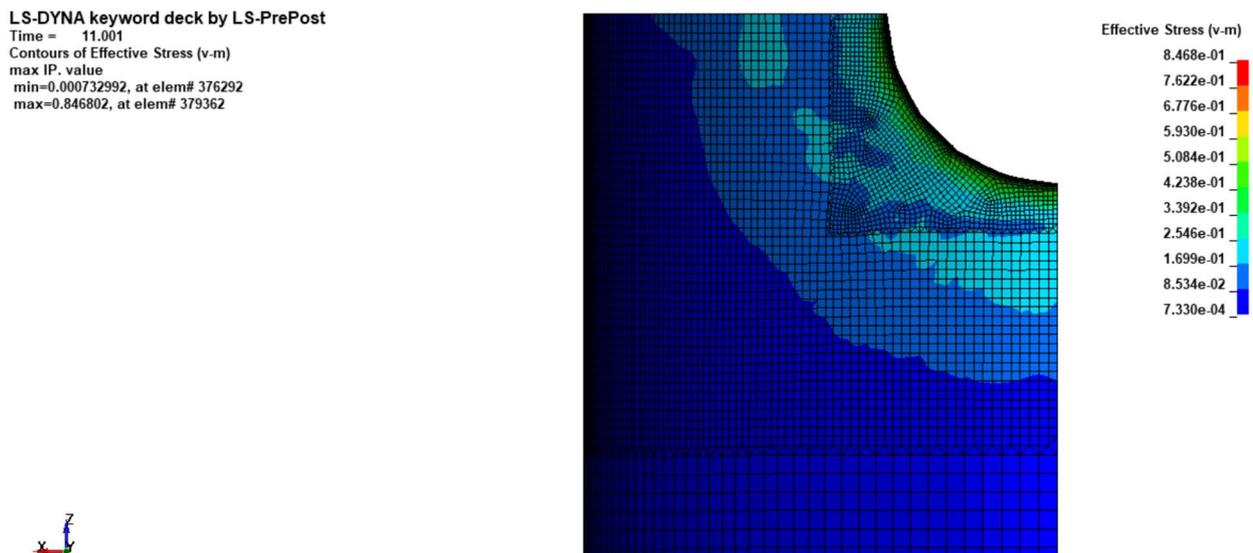
Effective Stress (v-m)

8.468e-01
7.622e-01
6.776e-01
5.930e-01
5.084e-01
4.238e-01
3.392e-01
2.546e-01
1.699e-01
8.534e-02
7.330e-04

(a)



(b)



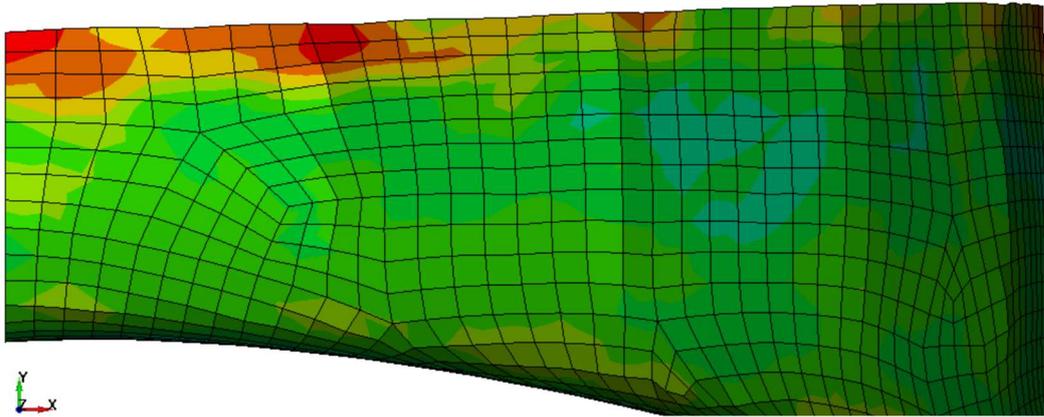
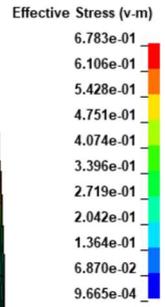
(c)

Figura 79 - Tensione equivalente di Von Mises a 11 ms per il materiale AISI 316LN: (a) normale all'asse z, (b) normale all'asse x e (c) normale all'asse y

Per effettuare un confronto migliore, si è deciso di uniformare la scala dei valori per entrambi i tempi presi in considerazione. Si sono considerati come valori massimo e minimo quelli che il software fornisce di default per l'istante di tempo pari a 11 ms, rispettivamente uguali a circa 0,8468 GPa e 0,0007330 GPa. È possibile notare come negli elementi dove le tensioni sono più alte ci sia un decremento dei valori di tensioni che è messo in luce dal fatto che il colore rosso nelle Figure 79a, 79b e 79c è meno presente rispetto alle stesse zone nelle Figure 78a, 78b e 78c. Tale fenomeno fa

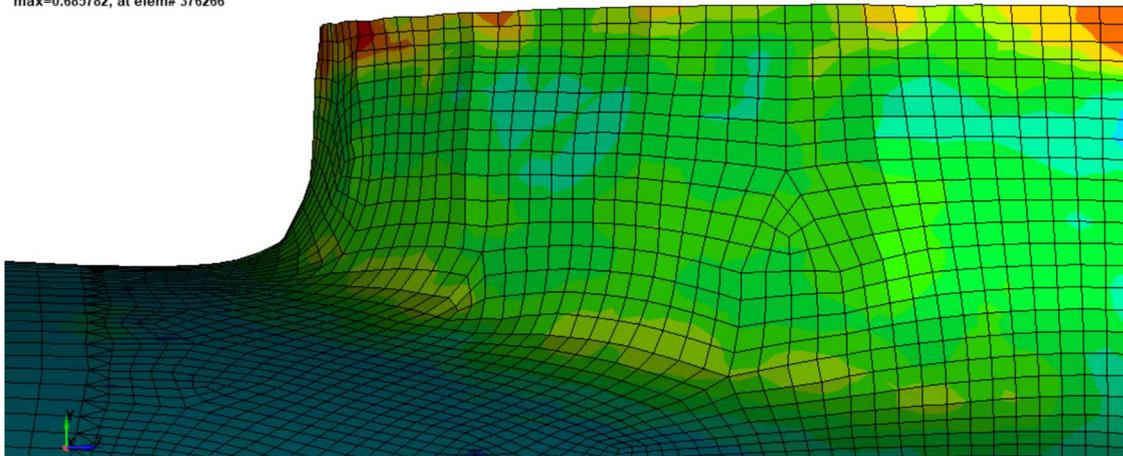
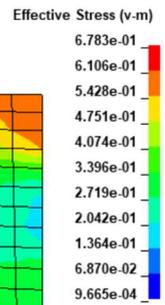
pensare che in questo intervallo di tempo ci possa essere un rilascio di energia elastica e, di conseguenza, un fenomeno di ritorno elastico. Stesso fenomeno accade per il materiale AISI 304L visibile di seguito.

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 10
Contours of Effective Stress (v-m)
max IP. value
min=0.00561497, at elem# 373879
max=0.685782, at elem# 376266



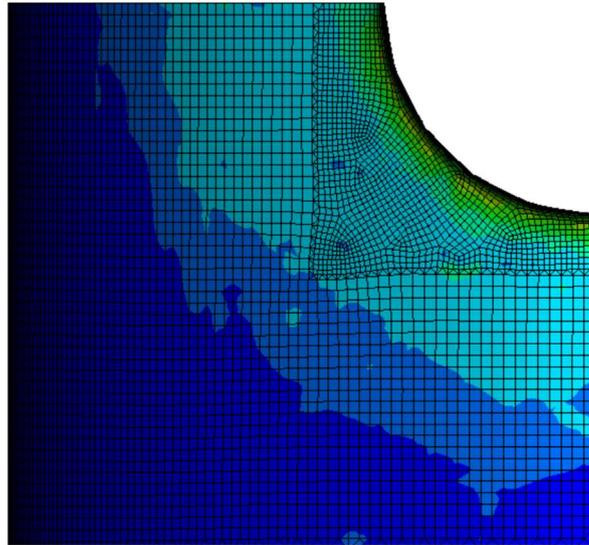
(a)

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 10
Contours of Effective Stress (v-m)
max IP. value
min=0.00561497, at elem# 373879
max=0.685782, at elem# 376266



(b)

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 10
Contours of Effective Stress (v-m)
max IP. value
min=0.00561497, at elem# 373879
max=0.685782, at elem# 376266



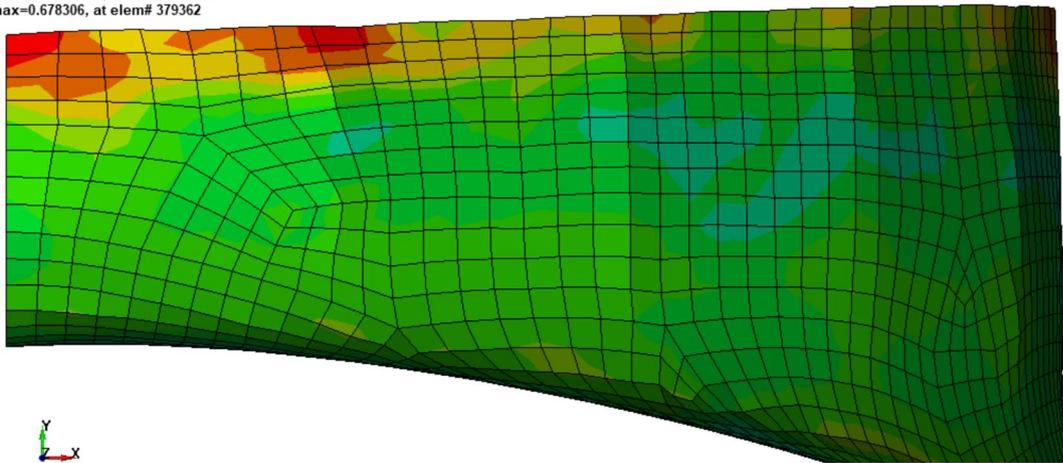
Effective Stress (v-m)

6.783e-01
6.106e-01
5.428e-01
4.751e-01
4.074e-01
3.396e-01
2.719e-01
2.042e-01
1.364e-01
6.870e-02
9.665e-04

(c)

Figura 80 - Tensione equivalente di Von Mises a 10 ms per il materiale AISI 304L: (a) normale all'asse z, (b) normale all'asse x e (c) normale all'asse y

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 11.001
Contours of Effective Stress (v-m)
max IP. value
min=0.000966478, at elem# 374425
max=0.678306, at elem# 379362

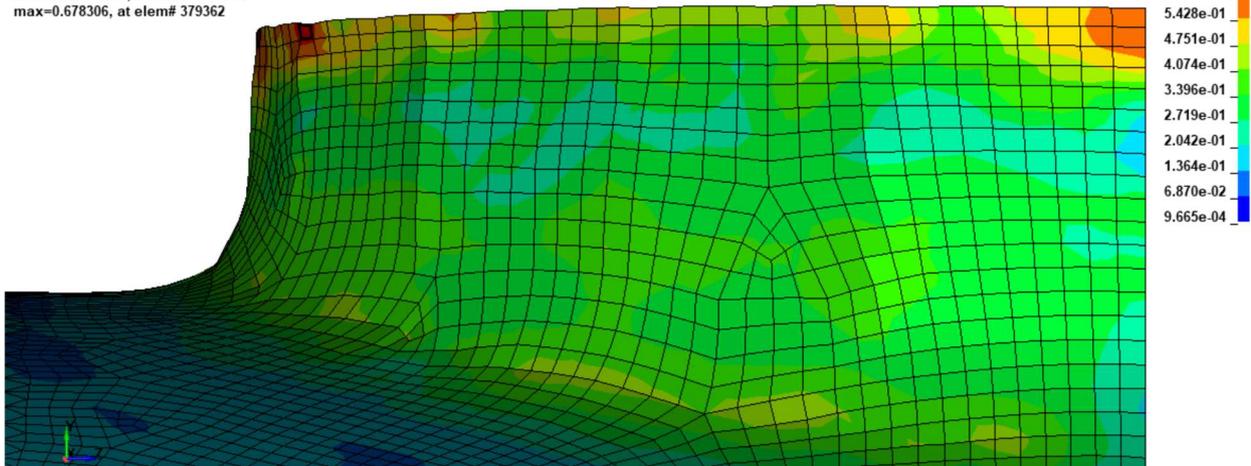


Effective Stress (v-m)

6.783e-01
6.106e-01
5.428e-01
4.751e-01
4.074e-01
3.396e-01
2.719e-01
2.042e-01
1.364e-01
6.870e-02
9.665e-04

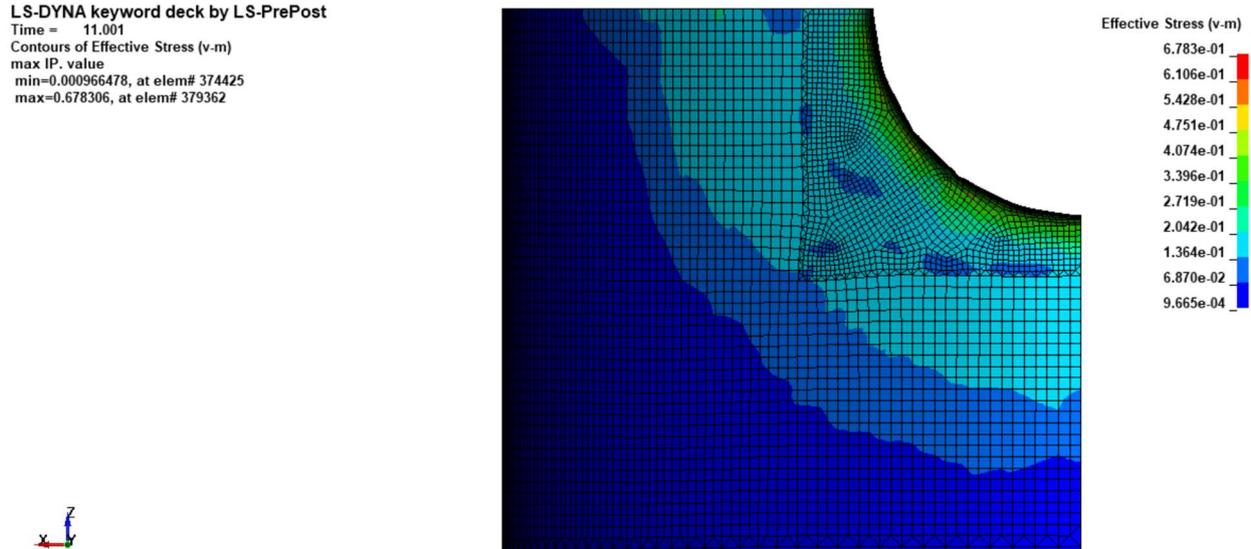
(a)

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
 Time = 11.001
 Contours of Effective Stress (v-m)
 max IP. value
 min=0.000966478, at elem# 374425
 max=0.678306, at elem# 379362



(b)

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
 Time = 11.001
 Contours of Effective Stress (v-m)
 max IP. value
 min=0.000966478, at elem# 374425
 max=0.678306, at elem# 379362



(c)

Figura 81 - Tensione equivalente di Von Mises a 11 ms per il materiale AISI 304L: (a) normale all'asse z, (b) normale all'asse x e (c) normale all'asse y

Come già detto per l'AISI 316LN, per effettuare un miglior confronto si è deciso di uniformare la scala dei valori per entrambi i tempi presi in considerazione. Si sono considerati come valori massimo e minimo quelli che il software fornisce di default per l'istante di tempo pari a 11 ms, rispettivamente uguali a circa 0,6783 GPa e 0,0009665 GPa. Anche per questo materiale negli elementi dove le tensioni sono più alte c'è un decremento dei valori di tensioni, ma il fenomeno è di minore entità rispetto al precedente poiché gli andamenti sono simili tra le Figure 80 e 81. Da questa minore

differenza si può dedurre che, rispetto all'AISI 316LN, l'entità di ritorno elastico sia minore, fattore positivo per quanto riguarda le tolleranze dimensionali.

Aspetto comune visibile dal confronto tra i due materiali è che gli andamenti delle tensioni sono pressoché uguali e quindi si può affermare che questo aspetto dipenda solo dal processo meccanico. A dipendere dai materiali considerati, invece, sono i valori di tensione, minori nel caso dell'AISI 304L perché è un materiale più duttile rispetto all'AISI 316LN e quindi più deformabile. Questo aspetto si ripercuote anche sull'entità del ritorno elastico, minore nel caso dell'AISI 304L rispetto all'AISI 316LN. Il ritorno elastico verrà trattato più nello specifico nel paragrafo successivo.

4.6 Studio dello springback sul modello *eighth*

4.6.1 Implementazione dei dati utili per l'analisi del ritorno elastico in LS-Dyna

Una volta studiato il processo di *necking-out*, si passa ad analizzare lo *springback*, ossia il ritorno elastico. È fondamentale analizzare questo fenomeno per la valutazione delle tolleranze dimensionali quando si studiano i processi di formatura meccanica. Si è deciso di procedere utilizzando il modello *eighth* poiché avere un modello più snello permette di avere tempi di simulazione più brevi.

All'interno dell'ambiente software, per studiare lo *springback*, si effettua un'analisi implicita dopo aver eseguito il processo meccanico. Quest'ultimo può essere sviluppato sia con un'analisi implicita che esplicita. Si è deciso di procedere eseguendo un'analisi esplicita in cui vengono sviluppate le deformazioni elastiche e plastiche durante il processo di *necking-out*, per poi conoscere, una volta rimosso il carico, la deformazione finale. Di seguito sono descritte le tre alternative per effettuare lo *switch* da un'analisi esplicita ad una di tipo implicito.

I metodi 1 e 2 richiedono un file *dynain* che descrive l'ultimo stato del modello dopo l'analisi esplicita. Per creare il file *dynain* ed utilizzare questi due metodi si usa la keyword `*INTERFACE_SPRINGBACK_LSDYNA`. Questo file include tutte le informazioni sui nodi, sugli elementi e sulle tensioni che descrivono lo stato finale dell'esecuzione esplicita, che diventerà lo stato iniziale dello studio dello *springback*.

- Il *metodo 1* si basa sull'attuazione di un'analisi implicita separata per calcolare i diversi stati del ritorno elastico. È necessario inserire il file *dynain* tra gli input quindi si dovrà utilizzare la keyword `*CONTROL_IMPLICIT_GENERAL` per richiamare un'analisi implicita che porterà il modello dallo stato iniziale allo stato finale di *springback*.
- Nel *metodo 2*, invece, per calcolare lo stato di *springback* si effettua un'analisi esplicita di rilassamento dinamico, separata dall'analisi esplicita in cui si è applicato il carico. Anche questo metodo, come il precedente, richiede il file *dynain* tra le keyword in input. Il rilassamento dinamico, noto anche come DR, viene richiamato impostando il parametro `SIDR` su 1 in una curva di carico fittizia. Nell'esecuzione del DR il tempo finale può essere impostato uguale a 0 all'interno della keyword `*CONTROL_TERMINATION` cosicché il lavoro si fermi al termine del rilassamento dinamico. I risultati dell'analisi del ritorno elastico saranno presenti all'interno del database *d3drif*.
- L'ultimo metodo, il *metodo 3*, si differenzia dagli altri perché non richiede il file *dynain*. Al termine dell'evento dinamico si passa da un'analisi esplicita ad un'analisi implicita *on-the-fly*.

Questo metodo viene richiamato definendo una curva a gradino che indica quali intervalli di tempo sono eseguiti in modo implicito e quali in modo esplicito. L'ascissa della curva è il tempo e l'ordinata assume valore unitario durante il tempo in cui la soluzione deve essere implicita, mentre assume valore nullo durante il tempo in cui la soluzione deve essere esplicita. Una volta creata questa curva a gradino all'interno della keyword *DEFINE_CURVE, si imposta IMFLAG nella scheda *CONTROL_IMPLICIT_GENERAL su $-|curve\ ID|$ (l'ID della curva ma con un segno negativo) (LSTC – Springback analysis).

Il metodo utilizzato in questo studio è stato il terzo; per questo motivo è stata creata la curva a gradino, che, come detto in precedenza, serve per *switchare* dall'analisi esplicita all'analisi implicita e studiare il ritorno elastico. Per sviluppare l'analisi implicita, sono state impostate le schede *CONTROL_IMPLICIT_AUTO, *CONTROL_IMPLICIT_GENERAL e *CONTROL_IMPLICIT_SOLUTION. In queste card si sono impostati:

- l'intervallo di tempo tra gli step dell'analisi implicita, definito con il DT0, pari a 0,1 ms;
- il comando IMFORM²⁶ in EQ. 1²⁷;
- il metodo di soluzione per l'analisi implicita EQ. 12²⁸.

Il resto delle impostazioni è stato lasciato con i valori di default.

Inoltre, è stata aggiunta la keyword *CONTROL_ACCURACY impostando i seguenti parametri:

- OSU²⁹ in EQ. 1, ossia in ON;
- INN³⁰ in EQ. 4³¹;
- IACC³² pari a 1, ossia in ON.

Il tempo di simulazione è stato allungato a 1000 ms, equivalente ad un tempo 100 volte più lungo di quello in cui avviene il processo meccanico all'interno dell'ambiente software.

Per valutare il ritorno elastico si sono creati dei *node sets* all'interno dell'ambiente software LS-Dyna. I *node sets* sono un insieme di nodi definito dall'utente. Questi *sets* sono visibili di seguito, dove nel primo caso si sono selezionati i nodi sulla cresta del foro ellittico (Figura 82), mentre il secondo set

²⁶ IMFORM = Flag per lo switch di formulazione degli elementi.

²⁷ EQ.1: passare a una formulazione completamente integrata per il ritorno elastico implicito.

²⁸ EQ.12: Non lineare con aggiornamenti BFGS più lunghezza d'arco opzionale.

²⁹ OSU: Flag globale per l'aggiornamento dello stress obiettivo del 2° ordine.

³⁰ INN: Numerazione dei nodi invarianti per elementi shell e solidi.

³¹ EQ.4: ON per shell, shell più spessi ed elementi solidi.

³² IACC: Flag di accuratezza implicita, attiva alcune considerazioni specifiche sull'accuratezza nell'analisi implicita con un costo aggiuntivo della CPU.

è stato creato considerando un insieme di nodi posti ad una distanza pari a circa 3 mm dai nodi sul bordo del foro ellittico (Figura 83). Nel secondo caso i nodi non sono perfettamente allineati a creare un quarto di circonferenza poiché la mesh creata sul foglio di lamiera non è perfettamente parallela a quella sul bordo del foro ellittico. D’ora in avanti ci si riferirà al primo *node set* come “nodi cresta” e al secondo *node set* come “nodi interni” affinché la lettura sia più efficace, sintetica e comprensibile.

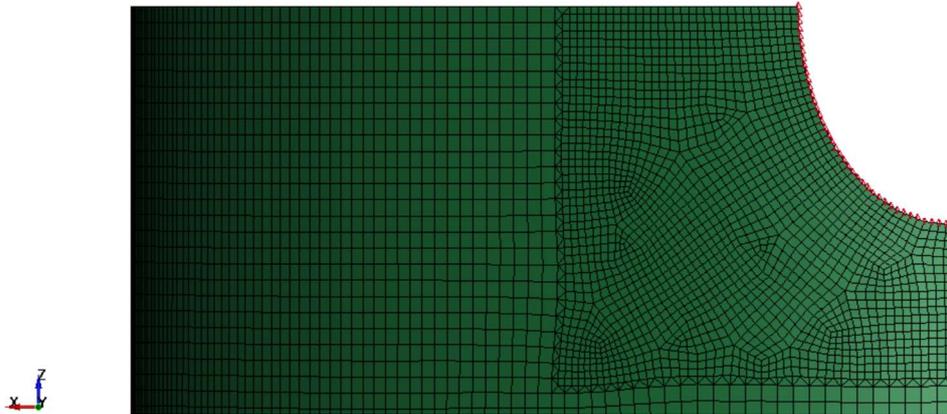


Figura 82 - Node set dei nodi sulla cresta del foro ellittico

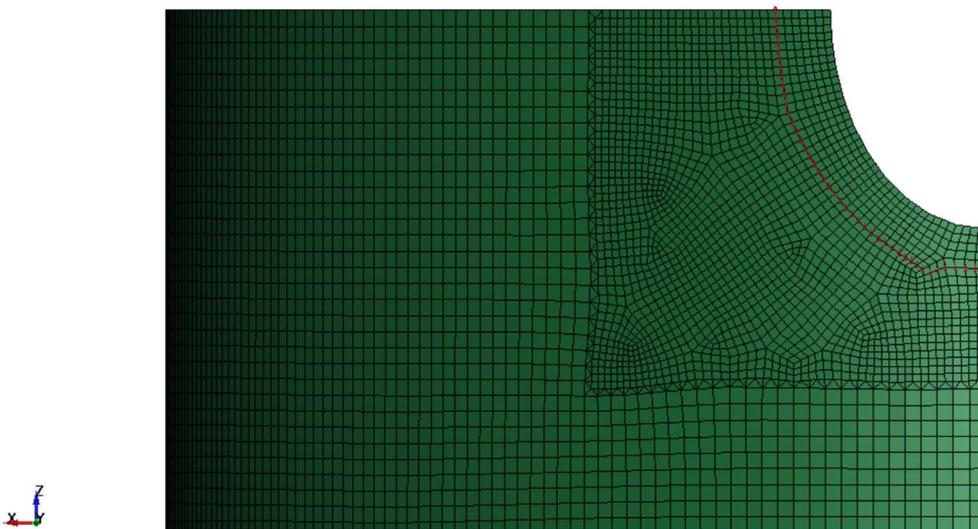


Figura 83 - Node set dei nodi interni al foro ellittico

Di seguito si vedranno i risultati ottenuti con queste simulazioni per entrambi i materiali presi in considerazione durante tutto lo studio, cioè l’AISI 316LN, ampiamente discusso nel corso della tesi, e l’AISI 304L.

4.6.2 Risultati ottenuti con le simulazioni per lo studio del ritorno elastico sul modello *eighth shell triplemesh* per i materiali AISI 316LN e AISI 304L

Per ottenere i risultati da queste simulazioni si è usufruito di una routine creata all'interno del software MatLab in grado di leggere i file nodout che vengono ottenuti da LS-Dyna. Inizialmente la routine era in grado di leggere le coordinate spaziali dei nodi appartenenti ad un *node set* qualunque solo per l'istante di tempo dichiarato all'interno della funzione *strncmp*. Al fine di esaminare lo *springback* era utile avere la storia degli stessi nodi in più istanti di tempo, elaborare tutte le coordinate spaziali dei singoli nodi e ottenere un grafico più significativo del raggio medio in funzione del tempo di simulazione. Per ottenere tutto ciò si è costruito una matrice di variabili di tipo *char* con le righe di testo da inserire all'interno della routine

(es. `'nodal print out for time step 83302 (at time 3.9999828E+00)'`)

e si è inserita la routine in un ciclo *for*. La routine è visibile in Appendice (A.4). Per ogni nodo si sono creati dei vettori delle tre coordinate spaziali e si sono calcolati i raggi dall'asse del foro ellittico. Quest'ultimo ha coordinate pari a (0, y, 123) dove la y è la direzione dell'asse del foro, perciò nel calcolo del raggio non è stata presa in considerazione. Una volta ottenuti i raggi per ogni singolo nodo si sono calcolati, per ogni istante di tempo osservato, i raggi medi con la seguente formula

$$R_{medio} = \frac{\sum_i R_i}{N} \quad (4.1)$$

dove N indica il numero dei nodi di cui fa parte il singolo *node set* considerato. Per rendere lo studio più completo si sono calcolate anche le deviazioni standard σ_i per ogni istante di tempo i con la formula che segue.

$$\sigma_i = \sqrt{\frac{\sum_k [(R_k - R_{medio})^2]}{N}} \quad (4.2)$$

Per calcolare quantitativamente lo *springback* si è deciso di utilizzare la formula riportata di seguito

$$\% \text{ Springback} = \frac{\max(R_{medio}) - \min(R_{medio})}{\max(R_{medio})} \cdot 100 \quad (4.3)$$

dove il minimo della variabile R_{medio} è da considerare dopo il processo meccanico.

Dai grafici ottenuti con l'ausilio del software MatLab è stato possibile notare che il ritorno elastico è visibile subito dopo la fine del processo meccanico, infatti subito dopo i 12 ms non si ha più movimento della parte imbutita. Per questo motivo i grafici seguenti sono stati ingranditi e l'asse temporale preso in considerazione è ridotto rispetto ai 1000 ms del tempo di simulazione. Inoltre, si è deciso di usare il comando *plot* e non il comando *errorbar*, all'interno del software MatLab, poiché la deviazione standard è pressoché costante nel tempo. Quest'ultima funzione, infatti, è in grado di rappresentare, oltre ai dati del comando *plot*, anche i dati relativi alla deviazione standard.

Confronto dei grafici Raggio medio - tempo sul modello eighth triplmesh per i node sets creati per il materiale AISI 316LN

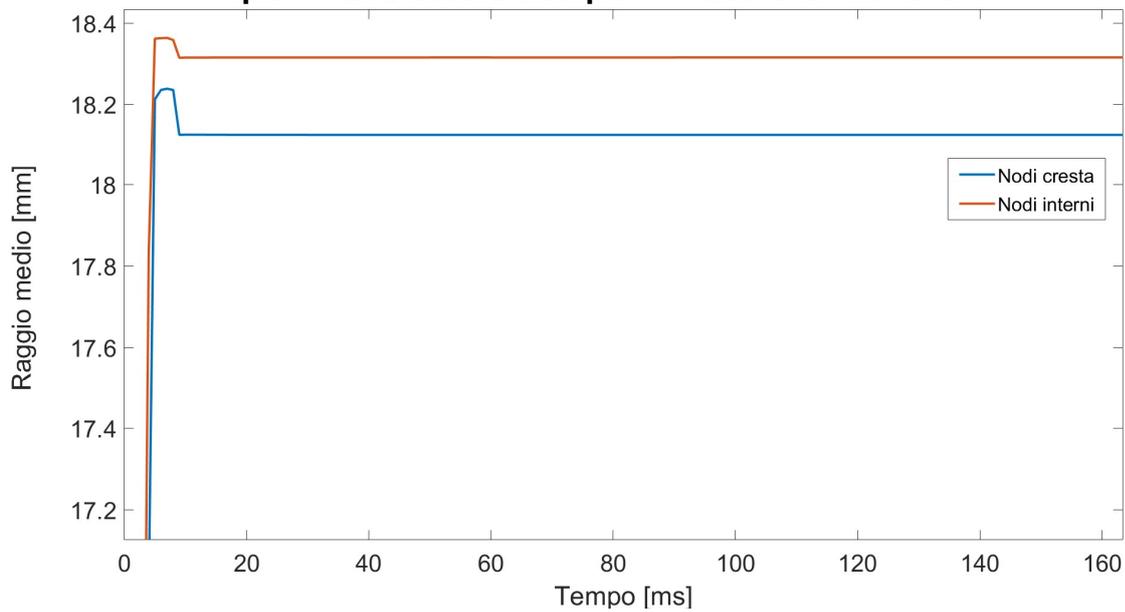


Figura 84 - Confronto dei grafici R-t sul modello eighth triplmesh per i node sets creati per il materiale AISI 316LN

Confronto dei grafici Raggio medio - tempo sul modello eighth triplmesh per i node sets creati per il materiale AISI 304L

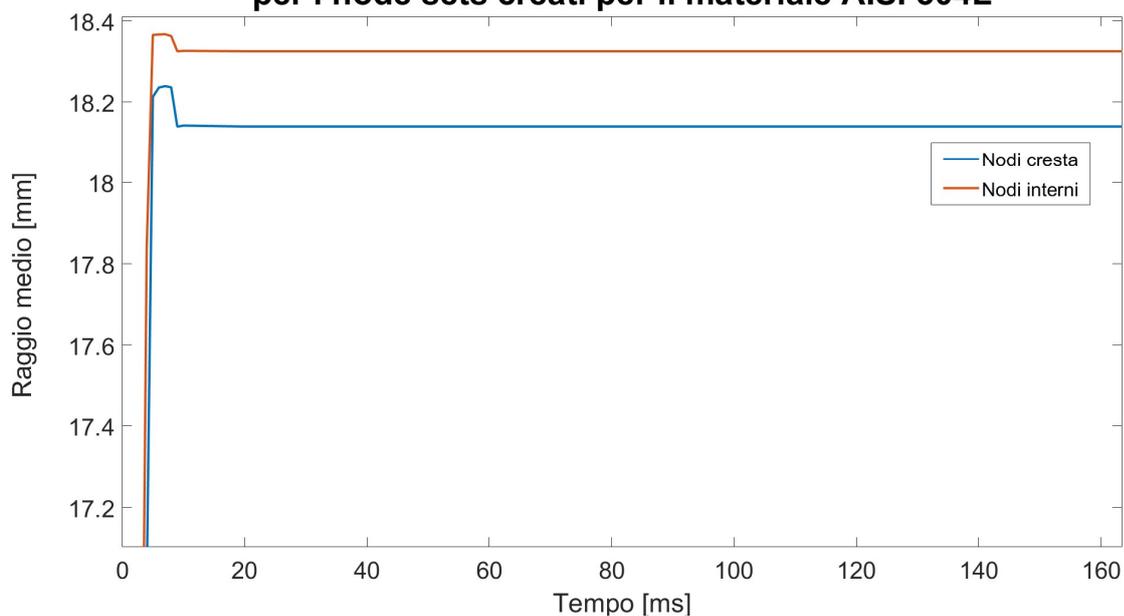


Figura 85 - Confronto dei grafici R-t sul modello eighth triplmesh per i node sets creati per il materiale AISI 304L

Confronto dei grafici Raggio medio - tempo sul modello eighth triplmesh per i nodi sulla cresta del foro ellittico per i materiali AISI 316LN e AISI 304L

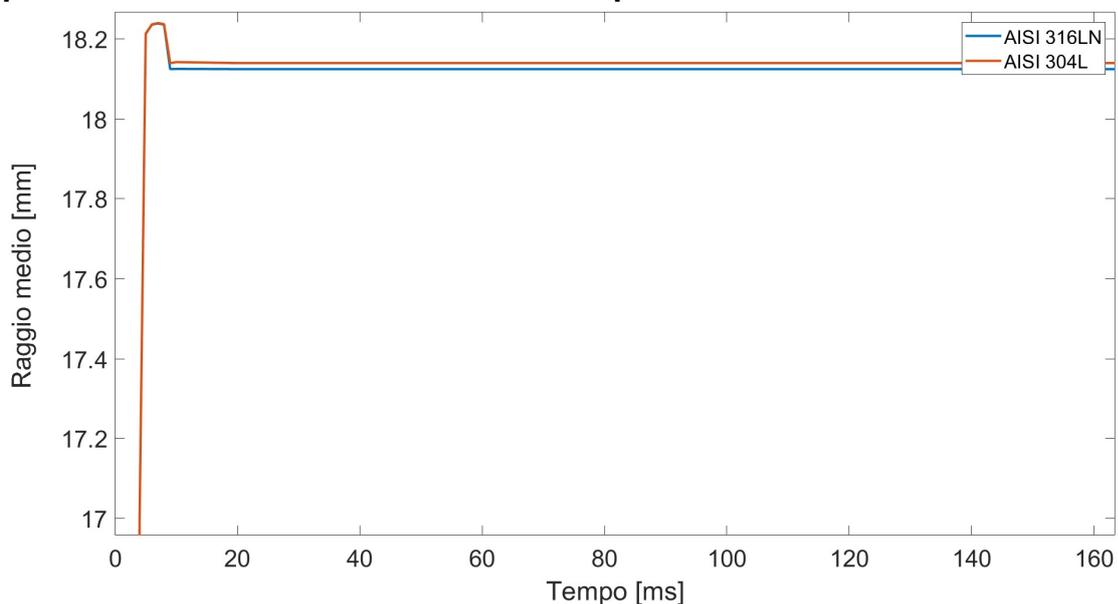


Figura 86 - Confronto dei grafici R-t sul modello eighth triplmesh per il node set sulla cresta del foro ellittico per i materiali AISI 316LN e AISI 304L

Confronto dei grafici Raggio medio - tempo sul modello eighth triplimesh per i nodi a metà del collo per i materiali AISI 316LN e AISI 304L

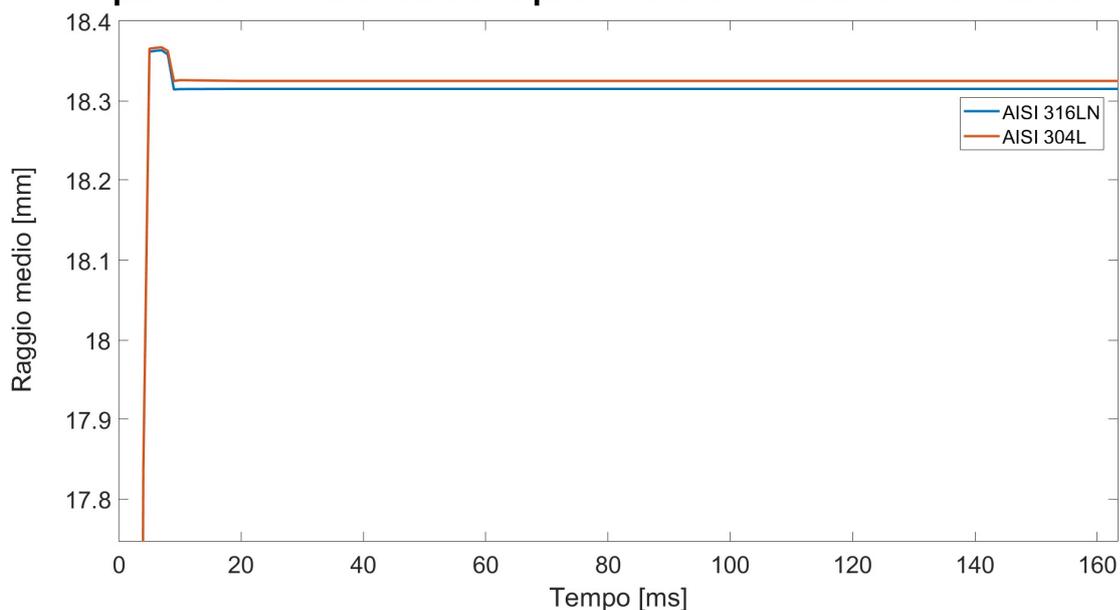


Figura 87 - Confronto dei grafici R-t sul modello eighth triplimesh per il node set dei nodi interni al foro ellittico per i materiali AISI 316LN e AISI 304L

Di seguito, sotto forma di tabella, si mostrano i valori di deviazione standard calcolati con la formula (4.2) e i valori in percentuale del ritorno elastico per i *node sets* creati per ciascuno dei materiali presi in considerazione.

t [ms]	$\sigma_{AISI\ 316LN}$	$\sigma_{AISI\ 304L}$
0	1,4122	1,4122
1	1,1039	1,1036
2	0,4606	1,1036
3	0,2098	1,1036
4	0,1642	0,1585
5	0,0449	0,0462
6	0,0517	0,0517
7	0,0528	0,0528
8	0,0519	0,0515
9	0,0564	0,0556
10	0,0564	0,0544
20	0,0563	0,0552
...
1000	0,0563	0,0552

Tabella 19 - Valori delle deviazioni standard per i nodi sulla cresta del foro ellittico

t [ms]	$\sigma_{AISI\ 316LN}$	$\sigma_{AISI\ 304L}$
0	1,2409	1,2409
1	1,1066	1,1069
2	0,8433	0,8435
3	0,3112	0,3110
4	0,0711	0,0721
5	0,0680	0,0683
6	0,0694	0,0699
7	0,0693	0,0701
8	0,0702	0,0706
9	0,0702	0,0683
10	0,0702	0,0686
20	0,0679	0,0682
...
1000	0,0679	0,0682

Tabella 20 - Valori delle deviazioni standard per i nodi interni selezionati al foro ellittico

	AISI 316LN	AISI 304L
Nodi cresta	0,6235%	0,5477%
Nodi interni	0,2625%	0,2288%
Riduzione %	57,9%	58,2%

Tabella 21 - Valori percentuali di ritorno elastico per i materiali utilizzati per entrambi i node sets creati

In conclusione, è possibile affermare che il *node set* creato con i nodi interni al foro ellittico risulta migliore perché si riesce ad avere una riduzione di ritorno elastico intorno al 58% per entrambi i materiali esaminati. Oltre ad essere ben visibile dai calcoli matematici, questo aspetto è intuibile anche dai grafici: nelle Figure 84 e 85 la curva dei nodi interni raggiunge un valore minimo di raggio medio più alto rispetto al valore minimo relativo ai nodi sulla cresta del foro ellittico; nelle Figure 86 e 87, invece, è visibile che il minimo raggiunto dal materiale AISI 304L è più alto rispetto a quello dell'AISI 316LN, comportando quindi, in quest'ultimo caso, un valore di ritorno elastico maggiore. Per una maggiore chiarezza su quanto descritto si mostra la seguente tabella con i valori minimi raggiunti per entrambi i *node sets* creati per ogni materiale.

	AISI 316LN	AISI 304L
Nodi cresta	18,12 mm	18,14 mm
Nodi interni	18,32 mm	18,33 mm

Tabella 22 - Valori minimi di raggio medio a fine processo per entrambi i node sets creati per ogni materiale

Confrontando questi valori con le dimensioni del tubo da saldare al collo a fine processo (vedere paragrafo 4.1) si può affermare che i risultati ottenuti sono conformi alle misure del tubo.

Di seguito si mostreranno gli andamenti dello spessore lungo la parte estrusa per entrambi i materiali analizzati nello studio. È importante precisare che questi andamenti nel tempo, una volta ultimato il processo meccanico, non variano; per questo motivo si è deciso di prendere le figure relative all'istante di tempo pari a 10 ms.

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 10
Contours of Shell Thickness
min=1.1134, at elem# 379349
max=1.50407, at elem# 376370

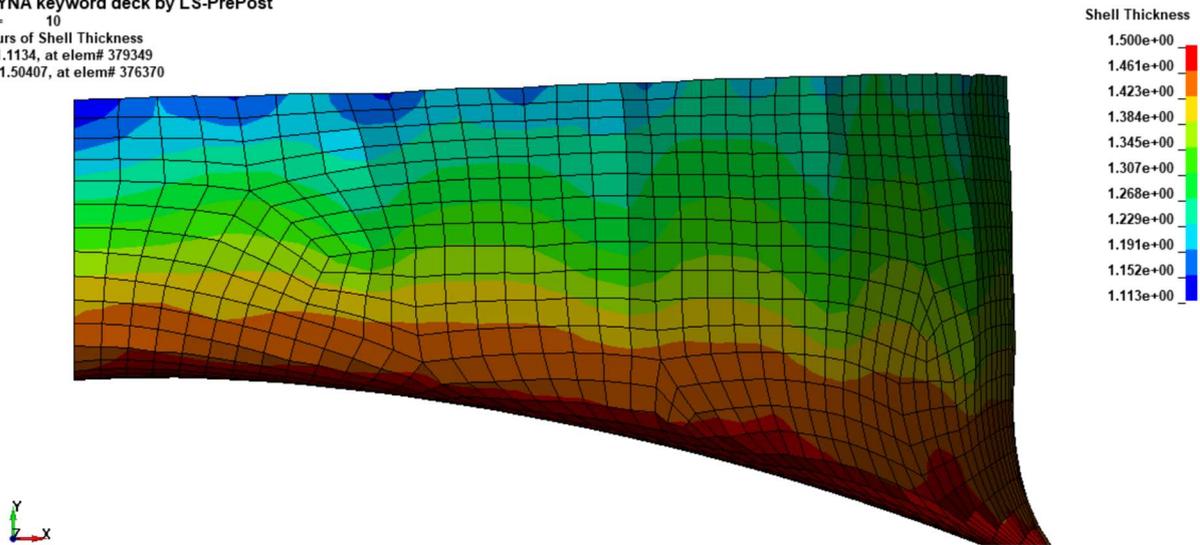


Figura 88 - Andamento dello spessore del modello eighth shell triplemesh per l'AISI 316LN

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 10
Contours of Shell Thickness
min=1.08041, at elem# 379349
max=1.50378, at elem# 376370

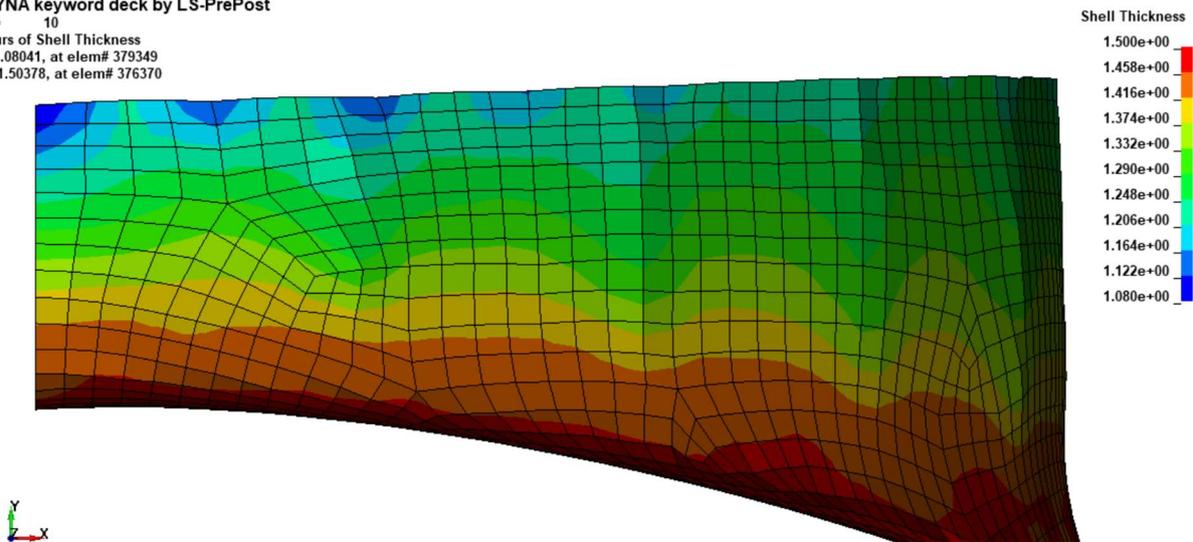


Figura 89 - Andamento dello spessore del modello eighth shell triplemesh per l'AISI 304L

Dall'andamento dello spessore in questo modello si nota l'effetto ondulatorio dei valori, aspetto da tenere in considerazione quando si vuole effettuare un taglio netto di parte del collo. Per la normativa ISO 2768-mK (ISO 2768-1, 1989) si può affermare che il valore di spessore può variare di $\pm 0,2$ mm intorno al valore nominale, ossia 1,5 mm. Si può dunque affermare che il valore di spessore minimo considerabile è pari a 1,3 mm. Dalla Figura 88 che mostra l'andamento dello spessore lungo la parte estrusa per l'AISI 316LN è possibile affermare che il taglio è eseguibile nella zona evidenziata in verde. Contando gli elementi dal bordo del foro ellittico e ricordando che tali elementi hanno una dimensione all'incirca di 0,5 mm per il *remeshing* eseguito, è possibile affermare che il taglio è eseguibile a circa $3 \pm 0,5$ mm dal bordo del foro ellittico. Per una miglior visualizzazione di quanto detto si mostra la Figura 90.

La Figura 89 mostra lo stesso andamento della Figura 88 ma per l'AISI 304L e mette in luce la stessa natura ondulatoria dello spessore però con un minore valore minimo di spessore sulla cresta. Inoltre, si può notare che il valore di 1,3 mm precedentemente analizzato per questo materiale si trova tra i 3 mm e i 3,5 mm dal bordo del foro ellittico. Anche in questo caso, per una migliore chiarezza si mostra quanto detto in Figura 91.

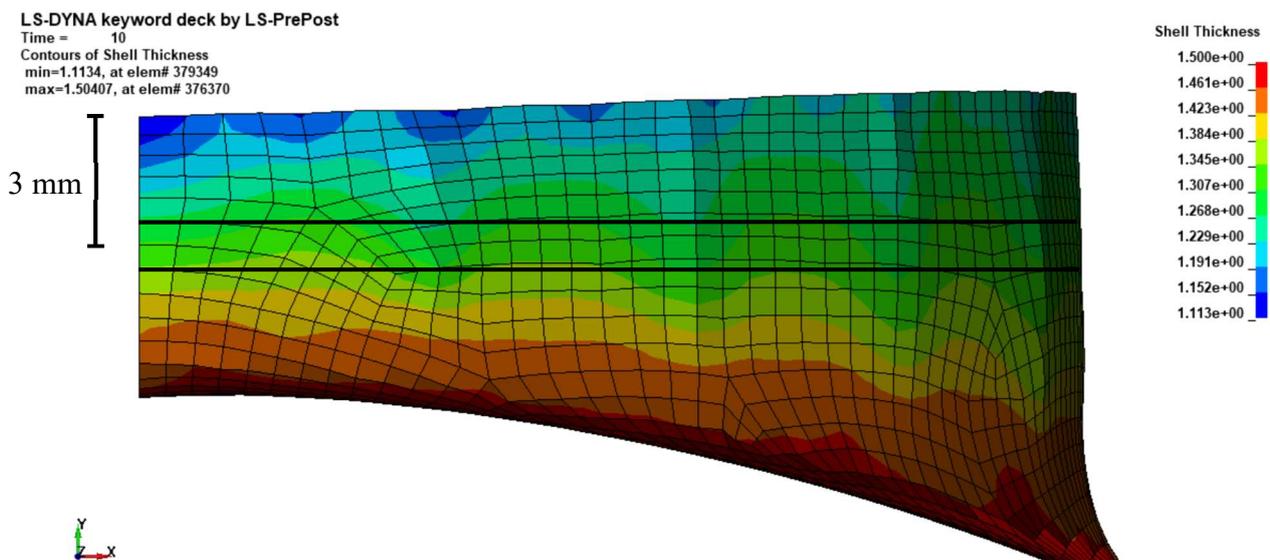


Figura 90 - Andamento dello spessore del modello eighth shell triplemesh per l'AISI 316LN con evidenziata la zona in cui è possibile eseguire il taglio

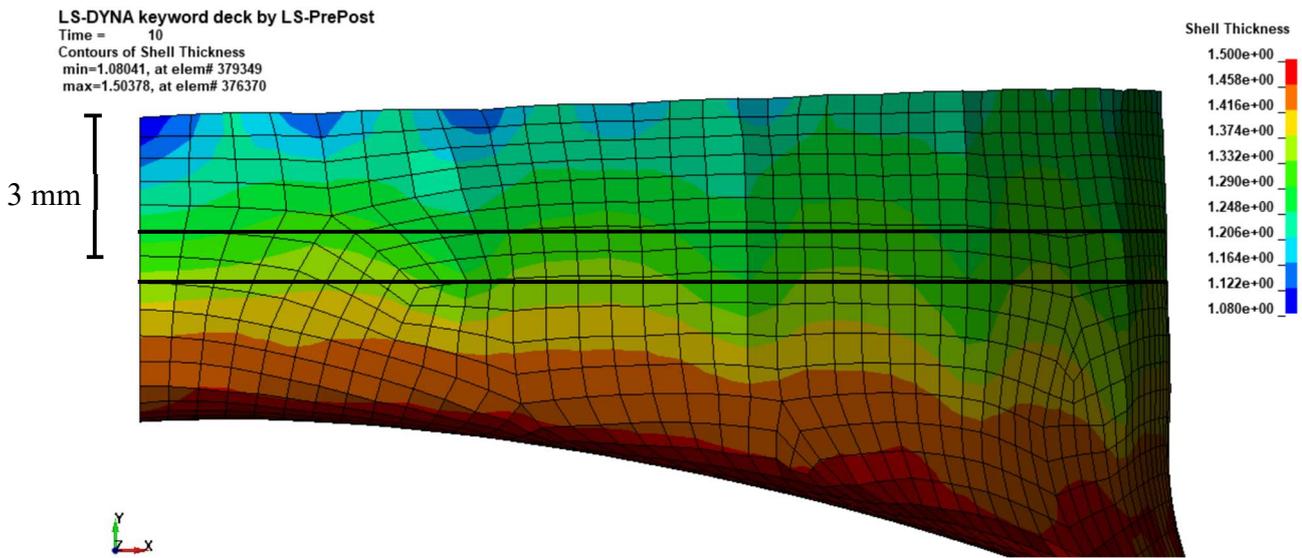


Figura 91 - Andamento dello spessore del modello eighth shell triplemesh per l'AISI 304L con evidenziata la zona in cui è possibile eseguire il taglio

5. CONCLUSIONI

Lo studio del modello preliminare *flat sheet* ha portato a verificare quale mesh, *shell* o *solid*, e quale formulazione degli elementi per entrambe le tipologie di mesh fosse più idonea a rappresentare il processo con un tempo di simulazione che fosse il più ridotto possibile. Inoltre, lo studio su questo tipo di modello ha portato a comprendere con maggiore accuratezza il processo in sé con una facile progettazione degli strumenti in ambiente software e con un modello più snello da far simulare al calcolatore.

È stato possibile notare come il modello con mesh di tipo *shell* fosse più facile da progettare e più snello del corrispettivo con mesh *solid* (paragrafo 4.3), questo per un ridotto numero degli elementi nel primo caso e quindi un tempo di calcolo minore. Tra le formulazioni degli elementi di tipo *shell* analizzate, si può dire che la EQ.2 impiega meno tempo computazionale ma non è ottimale al fine di rappresentare perfettamente il modello, mentre le EQ.16 e EQ.-16 sono piuttosto simili, per quel che riguarda questo studio. In questo studio si è deciso di impiegare la EQ.-16 poiché, come dice il manuale di LS-Dyna, è più efficiente della EQ.16. Inoltre, dopo aver effettuato il *remeshing* nell'intorno del foro ellittico per una migliore rappresentazione del processo nella zona delle grandi deformazioni, la forbice dei tempi si è ulteriormente allargata, facendo propendere verso la scelta della mesh di tipo *shell* per i modelli studiati successivamente, il modello reale *tube* e il modello semplificato *eighth*.

Il modello reale *tube* descritto nel paragrafo 4.4 è stato preso in considerazione inizialmente ma subito accantonato poiché il problema, come già precedentemente notato nel modello preliminare *flat sheet*, è assialsimmetrico. Questo fattore ha inciso notevolmente sullo studio perché, con le opportune semplificazioni e con il giusto inserimento dei vincoli, si è costruito un modello semplificato, denominato *eighth*, che ha permesso di avere un modello più snello, e di conseguenza dei tempi computazionali minori. L'utilizzo del modello *eighth*, inoltre, ha permesso di eseguire lo studio di una delle criticità che maggiormente si considerano nei processi meccanici di formatura delle lamiere, ossia il ritorno elastico. Questa problematica, come già detta in precedenza, può portare a non avere dei pezzi con le giuste tolleranze finali e quindi non conformi a successivi trattamenti da eseguire sul pezzo. Come detto nel paragrafo 4.6, infatti, l'entità del ritorno elastico è differente in funzione del materiale di cui è composta la lamiera e della profondità della parte estrusa.

Alla fine di tale processo meccanico, che porta ad ottenere una parte estrusa a forma di collo (*neck*) con un bordo non perfettamente piano, si eseguirà un taglio netto della parte estrusa per ottenere un bordo regolare affinché poi si possa eseguire la saldatura di altri tubi. A tale scopo, come discusso

nel paragrafo 4.6, è importante capire l'andamento dello spessore lungo la parte estrusa, in modo tale da avere un pezzo conforme e con le tolleranze dimensionali volute, secondo la normativa ISO 2768-mK. Come detto nel paragrafo 4.6, avendo a disposizione l'andamento dello spessore lungo la parte estrusa, è visibile che il taglio può essere effettuato a 3 mm dal bordo del foro ellittico per entrambi i materiali analizzati. Un altro fattore da tenere in considerazione per la saldatura è il valore del raggio medio del collo a fine processo. Come riportato nel paragrafo 4.6, si può affermare che i risultati ottenuti sono conformi alle misure del tubo da saldare in quanto il raggio medio della parte estrusa e quello del tubo sono entrambi pari a circa 18 mm.

Dei possibili sviluppi potrebbero mirare a ottimizzare il processo utilizzando il software LS-Opt, modificando la geometria degli strumenti, come ad esempio forma e dimensioni del foro ellittico o dello strumento estrusore, al fine di minimizzare l'assottigliamento della parte estrusa e, in particolare, il ritorno elastico. Ciò permetterebbe di eseguire un taglio in prossimità del bordo del foro ellittico con un ridotto spreco di materiale.

Inoltre, potrebbero essere studiati e implementati all'interno dell'ambiente software più parametri dei materiali utilizzati, come ad esempio la dipendenza dalla velocità di deformazione (in inglese *strain rate*), e non solo la curva tensione-deformazione della prova di trazione. Una volta che si ha la dipendenza dallo *strain rate* bisogna porre l'attenzione sul tempo del processo e sulla velocità dello strumento estrusore. Si potrebbero anche analizzare altri materiali di cui sono composti i tubi dei sistemi di acceleratori, come leghe in rame e niobio, in modo da avere uno studio più completo.

Altri fattori da tenere in considerazione potrebbero essere la progettazione in ambiente software di un foglio di lamiera tubolare con tre fori ellittici posti come in Figura 92, l'analisi, con maggiore accuratezza rispetto a quanto eseguito in questo studio, delle tensioni nel materiale tra un collo e quello adiacente e la valutazione dell'incrudimento del materiale in questa zona. Si potrebbe, inoltre, studiare come l'incrudimento incida sul processo di imbutitura profonda del foro adiacente.

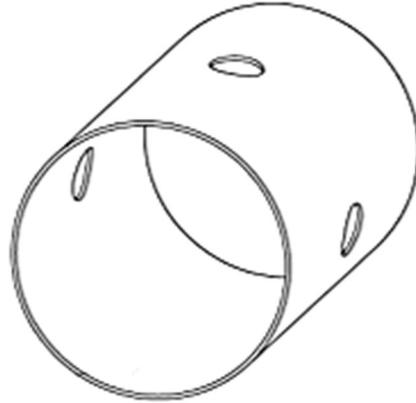


Figura 92 - Foglio di lamiera tubolare con applicati tre fori ellittici

Infine, è sicuramente utile la creazione di un'interfaccia *user-friendly* che garantisca, con l'inserimento di opportuni parametri, di ottenere una soluzione semi-automatica senza l'obbligo di saper utilizzare un software FE come LS-Dyna. Questa *feature* renderebbe sicuramente più veloce l'apprendimento del processo, consentirebbe un minor spreco di tentativi di prova, eliminerebbe sicuramente gli errori più grossolani, ridurrebbe i costi dovuti allo spreco di materiale e l'utilizzo di attrezzature.

APPENDICE

A.1 Associazione tra gli elementi disponibili in LS-DYNA e le sigle presenti nelle parentesi quadre dopo il nome descrittivo del modello del materiale.

0 - Solidi (ed elementi 2D continui, cioè elementi *shell* con formulazione 13, 14, 15);

1H - Elemento trave di Hughes-Liu;

1B - Elemento trave di Belytschko (risultante);

1I - Elemento *solid* integrato di Belytschko ed elemento trave tubulare;

1T - Traliccio;

1D - Elemento trave discreto;

1SW - Elemento trave saldata a punti;

2 - *Shell*;

3a - Elemento *shell* spesso con formulazione 1, 2, 6;

3c - Elemento *shell* spesso con formulazione 3, 5, 7;

4 - Elemento speciale airbag;

5 - Elemento SPH (particellare);

6 - Elemento *solid* acustico;

7 - Elemento *solid* coesivo;

8A - Elemento *solid* multi-materiale ALE (validato);

8B - Elemento *solid* multi-materiale ALE (implementato ma non validato³³);

9 - Elemento membrana;

10 - Connettori SPR2/SPR3 (trad. LS–Dyna Keyword User’s Manual, Volume II).

³³ L'errore associato porta a variabili di stato che possono essere incoerenti con le routine costitutive non lineari e che, quindi, possono portare a risultati non fisici, a non conservazione dell'energia e persino, in alcuni casi, ad instabilità numerica. Si consiglia cautela, in particolare quando si utilizza il 2° livello di modelli di materiali implementati per elementi *solid* multi-materiale ALE [8B], che sono in gran parte non testati (trad. LS–Dyna Keyword User’s Manual, Volume II).

A.2 Consistent Units

MASS	LENGTH	TIME	FORCE	STRESS	ENERGY	DENSITY	YOUNG'S
kg	m	s	N	Pa	J	7,83E+03	2,07E+11
kg	cm	s	1,0e-02 N			7,83E-03	2,07E+09
kg	cm	ms	1,0e+04 N			7,83E-03	2,07E+03
kg	cm	us	1,0e+10 N			7,83E-03	2,07E-03
kg	mm	ms	kN	GPa	kN-mm	7,83E-06	2,07E+02
g	cm	s	dyne	dyne/cm ²	erg	7,83E+00	2,07E+12
g	cm	us	1,0e+07 N	Mbar	1,0e+07 Ncm	7,83E+00	2,07E+00
g	mm	s	1,0e-06 N	Pa		7,83E-03	2,07E+11
g	mm	ms	N	MPa	N-mm	7,83E-03	2,07E+05
kg	mm	s	mN	1,0e+03 Pa		7,83E-06	2,07E+08
g	cm	ms	1,0e+1 N	1,0e+05 Pa		7,83E+00	2,07E+06

Tabella A. 1 - Consistent Units (LS-Dyna - Consistent Units)

A.3 Coefficienti di attrito statico e dinamico di contatto tra materiali

MATERIALI		m_s	m_d	Condizioni
Acciaio	Acciaio	0,74	0,54	-
Acciaio	Acciaio	0,11	0,05	Lubrificato
Acciaio	Aria	0,001	0,001	-
Acciaio	Ghiaccio	0,027	0,014	-
Acciaio	Piombo	0,9	0,9	-
Acciaio	Teflon	0,04		Pulito e asciutto
Acciaio inox	Acciaio inox	0,8		-
Aluminio	Acciaio	0,61	0,47	-
Aluminio	Aluminio			-
Cuoio	Legno			Pulito e asciutto
Cuoio	Metallo	0,6		Asciutto
Cuoio	Metallo	0,4		Bagnato
Ghisa	Acciaio	0,4		Pulito e asciutto
Gomma	Asfalto		0,97	Asciutto
Gomma	Cemento	0,65	0,5	Asciutto
Gomma	Cemento	0,4	0,35	Bagnato
Gomma	Ghiaccio	0,2	0,15	Asciutto
Gomma	Ghiaccio	0,1	0,08	Bagnato
Grafite	Acciaio	0,1		Pulito e asciutto
Grafite	Grafite	0,1		Pulito e asciutto
Legno	Legno			Pulito e asciutto
Legno	Legno	0,2		Bagnato
Legno	Metallo			Pulito e asciutto
Legno	Metallo	0,2		Bagnato
Legno	Pietra	0,7	0,3	-
Mattoni	Legno	0,6		Pulito e asciutto
Metallo	Ghiaccio			-
Nylon	Nylon			Pulito e asciutto
Ottone	Acciaio	0,51	0,44	-
Plexiglas	Acciaio	0,5		Pulito e asciutto
Plexiglas	Plexiglas	0,8		Pulito e asciutto
Polistirene	Acciaio	0,35		Pulito e asciutto
Polistirene	Polistirene	0,5		Pulito e asciutto
Rame	Acciaio	0,53	0,36	-
Rame	Ghisa	1,05	0,29	-
Rame	Rame	1,0		Pulito e asciutto
Rame	Vetro	0,68	0,53	-
Teflon	Teflon	0,04	0,04	-
Vetro	Vetro	0,94	0,40	-

Tabella A. 2 - Coefficienti di attrito statico e dinamico di contatto tra materiali (Coefficienti di attrito - Pasquali)

A.4 Routine MatLab per l'elaborazione dei dati presenti nel file *nodout*

```
array_nodal_print_out = [' nodal print out for time step
1                          ( at time 0.000000E+00 )',
20823                      ' nodal print out for time step
                             ( at time 9.999799E-01 )',
41646                      ' nodal print out for time step
                             ( at time 1.999953E+00 )',
62472                      ' nodal print out for time step
                             ( at time 2.999965E+00 )',
83302                      ' nodal print out for time step
                             ( at time 3.999982E+00 )',
104134                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 4.999943E+00 )',
124967                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 5.999977E+00 )',
145800                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 6.999963E+00 )',
166637                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 7.999976E+00 )',
187480                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 8.999961E+00 )',
208329                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 9.999978E+00 )',
209241                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 2.000105E+01 )',
210141                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 3.000105E+01 )',
211041                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 4.000105E+01 )',
211941                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 5.000105E+01 )',
212841                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 6.000105E+01 )',
213741                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 7.000105E+01 )',
214641                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 8.000105E+01 )',
215541                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 9.000105E+01 )',
216441                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 1.000010E+02 )',
217341                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 1.100010E+02 )',
218241                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 1.200010E+02 )',
219141                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 1.300010E+02 )',
220041                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 1.400010E+02 )',
220941                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 1.500010E+02 )',
221841                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 1.600010E+02 )',
222741                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 1.700010E+02 )',
223641                    ' nodal print out for time step
                             ( at time 1.800010E+02 )',
```

```

224541         'nodal print out for time step
                ( at time 1.9000105E+02 )',
225441         'nodal print out for time step
                ( at time 2.0000105E+02 )',
234441         'nodal print out for time step
                ( at time 3.0000105E+02 )',
243441         'nodal print out for time step
                ( at time 4.0000105E+02 )',
252441         'nodal print out for time step
                ( at time 5.0000105E+02 )',
287791         'nodal print out for time step
                ( at time 1.0000000E+03 )'];

for j = 1:size(array_nodal_print_out,1)

path_nodout =
['D:\OneDrive\Documents\Torino\PoliTo\Tesi\Results\Result_tube_shell\eighth_2_triplemes
h_springback_1s_EQ.-16_nodicresta' ...
 '\nodout'];    %cambia il percorso

% path_nodout =
['D:\OneDrive\Documents\Torino\PoliTo\Tesi\Results\Result_tube_shell_AISI304\eighth_2_t
riplemesh_springback_1s_EQ.-16_nodicresta\nodout'];    %cambia il percorso

fid = fopen(path_nodout, 'r+');
found_time = 1;
tline = '';
while ischar(tline) && found_time ~= 0
    tline = fgetl(fid);
    if strncmp(tline,array_nodal_print_out(j,:),120)    %cambia questa riga per
cambiare il tempo da plottare
        found_time = 0;
        tline = fgetl(fid);
        tline = fgetl(fid);
        tline = fgetl(fid);
        inod = 1;
        while isempty(tline) == 0
            IDnode = str2num(tline(1:10));
            xcoord(inod) = str2num(tline(119:130));
            ycoord(inod) = str2num(tline(131:142));
            zcoord(inod) = str2num(tline(143:154));
            central_axis_hole = [0,ycoord(inod),123];
            Radius(inod) = sqrt((xcoord(inod)-0)^2+(zcoord(inod)-123)^2);
            inod = inod + 1;
            tline = fgetl(fid);
        end
    end
end

xcoord = xcoord';
ycoord = ycoord';
zcoord = zcoord';
Radius = Radius';
List_Radius(:,j) = Radius;
Mean_Radius = mean(Radius);
List_Mean_Radius(j,1) = Mean_Radius;

numerator_dev_standard = 0;
for k = 1:length(Radius)

```

```

        sum(k) = (Radius(k)-Mean_Radius)^2;
        numerator_dev_standard = numerator_dev_standard + sum(k);
    end
dev_standard = sqrt(numerator_dev_standard/length(Radius));
List_dev_standard(j,1) = dev_standard;

% h = figure;
% dt = delaunayTriangulation(xcoord,zcoord);
% tri = dt.ConnectivityList;
% xi = dt.Points(:,1);
% yi = dt.Points(:,2);
% F = scatteredInterpolant(xcoord,zcoord,ycoord);
% zi = F(xi,yi);
% trisurf(tri,xi,yi,zi)
% % view(2)
% % shading interp

% h = figure;
plot3(xcoord,zcoord,ycoord,'o')
hold on

end

% Mean Radius - t
time = [0:1:10,20:10:200,300:100:500,1000];
time = time';
h = figure;
plot(time, List_Mean_Radius);
title(['', 'FontSize', 20]);
xlabel('Tempo [ms]', 'FontSize', 16);
ylabel('Raggio medio [mm]', 'FontSize', 16);
legend('', '', 'FontSize', 16);

```

A.5 Routine MatLab per l'elaborazione dei dati presenti nel file *rcforc*

```
clc
clear all
close all

path_rcforc='D:\OneDrive\Documents\Torino\PoliTo\Tesi\Results\Result_flatsheet_shell\Result_flatsheet_shell_1_2.00_EQ.2\rcforc'; %cambia il percorso

fid = fopen(path_rcforc, 'r+');
A =
importdata("Results\Result_flatsheet_shell\Result_flatsheet_shell_1_2.00_EQ.2\rcforc");

t_sim = 10;
dt_d3plot = 0.1;
ntot_time_istant = t_sim/dt_d3plot + 1;

% per file rcforc
for i = 1:ntot_time_istant
    tcoord(i, 1) = str2num(cell2mat(A.textdata((i*5) + (i+4), 4)));
    Fx(i, 1) = str2num(cell2mat(A.textdata((i*5) + (i+4), 6)));
    Fy(i, 1) = str2num(cell2mat(A.textdata((i*5) + (i+4), 8)));
    Fz(i, 1) = str2num(cell2mat(A.textdata((i*5) + (i+4), 10)));
    R(i, 1) = sqrt(Fx(i, 1).^2 + Fy(i, 1).^2 + Fz(i, 1).^2);
end

figure;
plot(tcoord,R,'b');
title([''], 'FontSize', 20);
xlabel('Tempo [ms]', 'FontSize', 16);
ylabel('Forza [kN]', 'FontSize', 16);
legend('', '', 'FontSize', 16);
```

BIBLIOGRAFIA

Ambroziak A., Locking effects in the finite element method, *Shell Structures: Theory and Applications (Vol. 3)*, pp.369-372, 2014.

ASTM-A370-15, Standard 748 Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products, 2015.

ASTM-E112-13, Standard Test Methods for Determining Average Grain Size, 2013.

ASTM-E407-07, Standard practice for microetching metals and alloys, 2015.

Baconnier Y., Brianti G., Lebrun P., Mathewson A. e Perin R., *Large Hadron Collider LHC - The Large Hadron Collider - Accelerator project - The LHC Study group*, CERN, Ginevra, 1993.

Bala S., *Time Integration*, Livermore Software Technology Corporation (LSTC), 2007.
https://www.d3view.com/wp-content/uploads/2007/04/timeintegration_v1.pdf

Belytschko T. e Mullen R., Explicit integration of structural problems, in: **Bergan P. et al. (Eds)**, *Finite Elements in Nonlinear Mechanics*, Trondheim, Norvegia, pp. 672-720, 1977.

Benedikt M., Collier P., Mertens V., Poole J. e Schindl K., *The LHC design report v.3: the LHC Injector Chain*, CERN, Ginevra, 2004.

Brüning O.S., Collier P., Lebrun P., Myers S., Ostojic R., Poole J. e Proudlock P., *The LHC design report v.1: the LHC Main Ring, The LHC design report v.2: the LHC Infrastructure and General Services*, CERN, Ginevra, 2004.

Chikalthankar S.B., Naikwade S.G. e Nandedkar V.M., Factors affecting on residual stresses & springback in sheet metal bending: a review, *International Journal for Scientific Research & Development (IJSRD)*, Vol. 3, Issue 0, pp. 258-262, 2015.

Cocchetti G., Pagani M. e Perego U., Selective mass scaling for distorted solid-shell elements in explicit dynamics: optimal scaling factor and stable time step estimate, *International Journal for Numerical Methods in Engineering 101*, pp. 700-730, 2015.

Coër J., Laurent H., Oliveira M.C., Manach P.Y. e Menezes L.F., Detailed experimental and numerical analysis of a cylindrical cup deep drawing: pros and cons of using solid-shell element. *International Journal of Material Forming 11(3)*, Springer, Berlino, 2018.

Darmawan A.S., Anggono A.D. e Hamid A., Die Design Optimization on Sheet Metal Forming with Considering the Phenomenon of Springback to Improve Product Quality, *MATEC Web of Conferences 154*, pp. 1-4, 2018.

EN-10088-2, Stainless steels - Part 2: Technical delivery conditions for sheet/plate and strip of corrosion resisting steels for general purposes, 2008.

Erhart T., *Review of Solid Element Formulations in LS-DYNA*, LS-DYNA Forum 2011, Entwicklerforum, Stoccarda, 2011. <https://www.dynamore.de/de/download/papers/forum11/entwicklerforum-2011/erhart.pdf>

Evans L. e Bryant P., LHC Machine, *Journal of Instrumentation (JINST)*, IOP Publishing, Bristol, Regno Unito, 2008.

Ferrero S., Tribuzi C. e DiNatale F., Sheet Metal Forming Optimization Using Ansa And LS-Dyna, *6th BETA CAE International Conference*, 2015.

Freeman P. e Leeming H., Ironing of thin-walled metal cups - the distribution of the punch load, *B.I.S.R.A.*, Report No.MW/E/46/53, 1953.

Fukui S. e Hansson A., Analytical study of wall ironing considering work-hardening, *Annals of C.I.R.P.*, 18, 593, 1970.

Garlasche M., *Extruded Chambers Thesis Introduction*, Documento Power Point (.pptx), 2021.

Gowtham K., Srikanth K.N., e Murt K., Simulation of the Effect of Die Radius on Deep Drawing Processes, *International Journal of Applied Research in Mechanical Engineering 2(1)*, pp. 12-17, 2012.

Harewood F.J. e McHugh P.E., Comparison of the implicit and explicit finite element methods using crystal plasticity, *Computational Materials Science 39*, pp. 481-494, 2007.

Hughes T.J.R., Cohen M. e Haroun M., Reduced and selective integration techniques in the finite element analysis of plates, *Nuclear Engineering and Design 46(1)*, pp. 203-222, 1978.

ISO-6892-4, Metallic materials - Tensile testing-Part 4: Method of test in liquid helium, 2015.

ISO 2768-1, General tolerances - Part 1: Tolerances for linear and angular dimensions without individual tolerance indications, 1989.

Joshi A. R., Kothari K. D. e Dr. Jhala R. L., Effects of different parameters on deep drawing process: review, *International Journal of Engineering Research & Technology (IJERT)*, Vol. 2 Issue 3, pp. 1-5, 2013.

Kalpakjian S., Schmid S. R., *Manufacturing engineering and technology*, Pearson, Londra, 2009.

Key S.W. e Beisinger Z.E., The transient dynamic analysis of thin shells by the finite element method, *Proceedings of the Third Conference on Matrix Methods in Structural Mechanics*, Wright Patterson Air Force Base, Ohio, 1971.

Kim J., Kang Y.H., Choi H.-H., Hwang S.-M. e Kang B.S., *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 20 (6), pp. 407–413, 2002.

Lal R.K., Choubey V.K., Dwivedi J.P. e Kumar S., Study of factors affecting springback in sheet metal forming and deep drawing process, *International Conference on Materials Processing and Characterization (ICMPC)*, 2017.

LS-Dyna Keyword User's Manual, Volume I, Livermore, CA, Livermore Software Technology Corporation, 2007.

LS-Dyna Keyword User's Manual, Volume II, Livermore, CA, Livermore Software Technology Corporation, 2007.

LS-Dyna Keyword User's Manual, Volume III, Livermore, CA, Livermore Software Technology Corporation, 2007.

Maker B. N. e Zhu X., Input Parameters for Metal Forming Simulation Using LS-DYNA, *International Conference*, 2000.

Olovsson L., Simonsson K. e Unosson M., Selective mass scaling for explicit finite element analyses. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 63(10), pp. 1436-1445, 2005.

Padmanabhan R., Oliveira M.C., Alvesb J.L. e Menezes L.F., Influence of Process Parameters on the Deep Drawing of Stainless Steel, *Finite Elements in Analysis and Design* 43, Elsevier, pp. 1062-1067, 2007.

Pettersson T. S. e Lefèvre P., *The Large Hadron Collider: conceptual design*, CERN, Ginevra, 1995.

Rebelo N., Nagtegaal J.C. e Taylor L.M., *Numerical Methods in Industrial Forming Processes*, pp. 99–108, 1992.

Reed R.P., Nitrogen in austenitic stainless steels, *The Journal of The Minerals, Metals & Materials Society* 41, pp. 16-21, 1989.

Roll K., *Private Communication*, Stuttgart, 1990.

Rust W. e Schweizerhof K., *Thin-Walled Structures* 41 (2–3), pp. 227–244, 2003.

Said R.W.M. e Mehrabi M., Analysis of Springback Effects in Deep Drawing Processes: Simulation and Experimental Studies, *SAE Technical Paper*, 2021.

Sala G., Di Landro L., Airoidi A. e Bettini P., *Capitolo 13 – Tecnologie di deformazione plastica a freddo Ver. 01*, Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale – Politecnico di Milano.

Self J., Olson D.L. e Edwards G.R., The stability of austenitic weld metal, *NBS Publication on Cryogenic Properties of Metals*, pp. 181-189, 1987.

Sgobba S., Materials for high vacuum technology, an overview, *Technical Report*, CERN, Switzerland, 2006.

Swapna D., Ch. Rao S., Radhika S. e RaviRaja B., Deep drawing process: a brief overview, *National Conference on Advancements in Metals and Manufacturing Systems (NCAMMS-2015)*, 2015.

Tang S.C., Chu E. e Samanta S.K., Finite element prediction of the deformed shape of an automotive body panel during preformed stage, *NUMIFORM'82*, Pineridge Press, Swansea, pp. 629-640, 1982.

Tekkaya A.E., Complete numerical solution of the axisymmetrical deep-drawing problem, *M.S. Thesis*, Middle East Technical University, Ankara, 1980.

Tekkaya A.E., State-of-the-art of simulation of sheet metal forming, *Journal of Materials Processing Technology* 103, pp. 14-22, 2000.

Vogt J., Foct J., Regnard C., Robert G. e Dhers J., Low-temperature fatigue of 316L and 316LN austenitic stainless steels, *Metallurgical Transactions A* 22, pp. 2385-2392. 1991.

Woo D.M., On the complete solution of the deep-drawing problem, *International Journal of Mechanical Sciences* 10, pp. 83-94, 1968.

Xia Z.C., Miller C.E., Lou M., Shi M.F., Konieczny A., Chen X.M., e Gnaeupel-Herold T., A Benchmark Test for Springback: Experimental Procedures and Results of a Slit-Ring Test, *SAE Transactions, Vol. 114, Section 5: Journal of Materials and Manufacturing*, pp. 19-26, 2005.

Zaid A.I.O., Deep drawing mechanism, parameters, defects and recent results: state of the art, *IOP Conference Series: Material Science and Engineering 146*, 2016.

SITOGRAFIA

CERN: <https://home.cern> - 19/06/2022

Treccani - CERN: <https://www.treccani.it/enciclopedia/cern> - 19/06/2022

Ministero dell'università e della ricerca - CERN: <https://www.mur.gov.it/it/aree-tematiche/ricerca/ricerca-internazionale/accordi-multilaterali/cern> - 19/06/2022

Paese Sera - CERN: <https://www.paesesera.toscana.it/nasce-il-cern/> - 19/06/2022

Istituto Nazionale di Fisica Nucleare (I.N.F.N.) – CERN:
<https://www0.mi.infn.it/~troncon/viaggioalcern/cernIntroduzione.php> - 19/06/2022

LS-Dyna - Time Integration: <https://www.dynasupport.com/tutorial/ls-dyna-users-guide/time-integration>

LS-Dyna - Consistent Units: <https://www.dynasupport.com/howtos/general/consistent-units> - 23/06/2022

LS-Dyna - Mass Scaling: <https://www.dynasupport.com/howtos/general/mass-scaling> - 19/08/2022

LSTC - Metal forming: https://www.lstc.com/applications/metal_forming

LSTC – Springback analysis: <https://ftp.lstc.com/anonymous/outgoing/support/FAQ/springback>
12/09/2022

Metallurgia Veneta: <https://www.metallurgiaveneta.com> - 21/06/2022

Metra: <https://www.metra.it> - 21/06/2022

Varmint Al's: <http://www.varminal.com/aengr.htm> - 23/06/2022

Coefficienti di attrito - Pasquali:
<http://www.pasquali.org/dispense/Coefficienti%20di%20attrito.pdf> - 23/06/2022