

UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI NAPOLI “FEDERICO II”



SCUOLA DI DOTTORATO

**DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA CHIMICA DEI MATERIALI E DELLA
PRODUZIONE INDUSTRIALE**

TESI DI DOTTORATO IN

TECNOLOGIE E SISTEMI DI PRODUZIONE XXVIII° CICLO

**MODELLAZIONE NUMERICA DEL PROCESSO DI
FORATURA DI STACKS CFRP/CFRP E CONFRONTO
NUMERICO-SPERIMENTALE**

RELATORE

CH.MO PROF. ING. LUIGI NELE

CANDIDATO

RAFFAELE SANSONE

COORDINATORE

CH.MO PROF. ING. LUIGI CARRINO

Sommario

1	IL PROCESSO DI FORATURA.....	6
1.1	Assemblaggio strutturale in campo aeronautico.....	6
1.2	Descrizione del processo di foratura.....	7
1.3	Caratteristiche delle punte elicoidali.....	11
1.3.1	Forza d'avanzamento.....	17
1.3.2	Momento di torsione.....	18
1.3.3	Diagramma qualitativo dell'andamento della forza d'avanzamento.....	20
1.3.4	Diagramma qualitativo dell'andamento del momento torcente.....	21
1.4	Usura dell'utensile.....	23
1.5	Requisiti funzionali.....	28
1.6	Foratura dei materiali compositi.....	34
1.7	Foratura dell'Alluminio e delle sue leghe.....	40
1.8	Foratura degli stacks.....	41
2	NUOVE GEOMETRIE DI UTENSILI PER LA FORATURA DEI MATERIALI COMPOSITI.....	44
2.1	Nuova Geometria Multi-Step Multi-Facet.....	44
2.1.1	Modellazione CAD 3D.....	46
2.2	Nuova Geometria Single-Step.....	49
2.2.1	Analisi geometria di punta.....	50
2.2.2	Definizione nuova geometria di utensile.....	50
3	ANALISI SPERIMENTALE SUL PROCESSO DI FORATURA.....	55
3.1	Design Of Experiment.....	58
3.1.1	Caso Studio n°1.....	59
3.1.2	Caso Studio n°2.....	64

3.2	Confronto tra utensili	68
4	SOFTWARE AGLI ELEMENTI FINITI – LS DYNA	74
4.1	Introduzione	74
4.2	Descrizione del file di input di Ls Dyna	76
4.3	Descrizione del moto e soluzione delle equazioni di equilibrio	78
4.3.1	Approccio Lagrangiano ed Euleriano al problema del moto di un corpo	78
4.3.2	Soluzione delle equazioni di equilibrio	81
4.3.3	Differenza tra metodo esplicito e implicito	88
4.4	Algoritmi di contatto.....	90
4.5	Elementi e fenomeno dell'hourglassing.....	95
5	MODELLAZIONE NUMERICA DEL PROCESSO DI FORATURA	99
5.1	Introduzione del modello sperimentale.....	99
5.2	Pre-Processo.....	99
5.2.1	Modellazione CAD della punta	101
5.2.2	Meshing	102
5.2.3	Assegnazione delle Keyword in Ls-Prepost.....	106
5.3	Post Processo	124
6	CONFRONTO NUMERICO SPERIMENTALE	127
6.1	Utensile A	127
6.2	Utensile B	132
6.3	Sviluppi Futuri	133
6.3.1	Utensili multi-step	133
6.3.2	Stack ibrido Al/Cfrp	135
	Bibliografia.....	Errore. Il segnalibro non è definito.

INTRODUZIONE

Questo elaborato tratta la modellazione numerica, mediante software di calcolo ad elementi finiti (FEM), del processo di foratura di stacks in composito Cfrp/Cfrp, largamente impiegati in campo aeronautico, con possibile estensione a molti altri materiali ed accoppiamenti ibridi.

Il lavoro nasce dall'esigenza di focalizzare l'attenzione sui processi di produzione e lavorazione dei materiali compositi. Infatti, soprattutto in campo aeronautico, l'innovazione tecnologica e la continua necessità di individuare e perfezionare nuovi materiali, nonché ottimizzarne i processi di lavorazione, ha portato ad un grande interesse verso i materiali compositi e le relative tecnologie di lavorazione impiegate. L'utilizzo di questi materiali ha avuto negli ultimi anni un fortissimo sviluppo grazie alle elevate caratteristiche meccaniche specifiche offerte. Allo scopo di semplificare le operazioni di assemblaggio e ridurre i costi associati, in ambito industriale, la tendenza è quella di ottimizzare in particolar modo le operazioni di foratura e la riproducibilità del processo in tempi sempre più brevi.

In questo senso, la modellazione del processo effettuata in ambiente FEM, si inserisce in un ampio studio che ha l'obiettivo di caratterizzare la lavorazione di foratura su laminati CFRP, materiali compositi rinforzati con fibre di carbonio.

Lo scopo finale è quello di ottenere un modello numerico sul quale sia possibile, attraverso analisi FEM, andare a simulare il processo di foratura, nonché leggere le forze che si destano sul pezzo e sull'utensile, al variare dei materiali e del tipo di utensile utilizzato. In questo modo, sarà possibile, in futuro, disegnare e realizzare l'utensile più idoneo (geometria e materiale) ad una determinata lavorazione e quindi prevedere quali siano le forze di interfaccia che si destano all'aumentare del numero di fori realizzati e del grado di usura del tagliente.

Da un'approfondita analisi dello stato dell'arte e da ricerche bibliografiche si evince come attualmente non ci siano dei veri e propri modelli numerici completi, che riescano a riprodurre quanto accennato.

Di seguito, previa una panoramica generale sull'importanza dell'assemblaggio strutturale in campo aeronautico e sul metodo di analisi FEM, verrà descritta nei dettagli

la modellazione numerica del processo di foratura in tutte le sue fasi, fino a giungere ad un confronto numerico sperimentale per la validazione dei risultati ottenuti.

1 IL PROCESSO DI FORATURA

1.1 Assemblaggio strutturale in campo aeronautico

Nel settore aeronautico l'assemblaggio strutturale rappresenta una fase critica in cui si incontrano i risultati delle fasi di progettazione, ingegnerizzazione e fabbricazione del prodotto. Esso racchiude la funzionalità di tutto il processo produttivo, in quanto rappresenta il punto di incontro di diverse fasi ed è l'ultima operazione eseguita prima che il prodotto sia pronto per il consumatore. La sua corretta realizzazione dipende simultaneamente dalle fasi di progettazione e di esecuzione dell'assemblaggio stesso.

Proprio in campo aeronautico, l'assemblaggio costituisce una porzione significativa del costo complessivo di realizzazione del velivolo; può infatti arrivare a coprire circa il 50% del costo totale conseguito. La tendenza attuale, per rendere più competitivo il settore aeronautico, è quella di ridurre i tempi di produzione e di assemblaggio.

L'assemblaggio di una struttura complessa come quella di un aeromobile non può prescindere da una preventiva analisi della funzionalità di ogni componente e sotto assieme; in particolare, la progettazione ne definisce i requisiti funzionali e, di conseguenza, le specifiche tecniche, dimensionali e geometriche. I disegni ottenuti in questa fase, tramite opportuni sistemi di modellazione CAD, consentono dunque l'identificazione delle parti interessate dal particolare flusso di assemblaggio e la loro realizzazione. Un tipico flusso di assemblaggio prevede le seguenti fasi:

- Posizionamento delle parti o sotto assiemi a scalo e imbastitura
- Verifica gap e realizzazione dello shim
- Foratura
- Installazione organi di collegamento e sigillatura
- Installazione apparati elettrici/idraulici
- Pulizia

L'assemblaggio delle diverse parti avviene principalmente tramite collegamenti meccanici, il cui impiego garantisce lo smontaggio necessario alla spedizione, il controllo, la riparazione, la sostituzione e inoltre, per quanto riguarda i materiali compositi, rappresenta l'unica alternativa valida dal momento che questi non possono

essere saldati e l'incollaggio risulta comunque complesso. Tuttavia, non mancano criticità legate alla presenza di singolarità, gioco/interferenza e corrosione.

Perciò, preliminarmente si esegue il corretto posizionamento delle parti e la verifica dell'eventuale presenza di gap che possano precaricare i componenti metallici, provocando così prematuramente delle cricche per fatica e per tensocorrosione; solo successivamente si passa alla foratura delle parti da assemblare.

Il numero dei fasteners in un tipico aereo militare varia da 200.000 a 300.000 elementi, mentre in un aereo di linea da 1.500.000 a 3.000.000. Per ognuno di essi, sarà necessario realizzare dei fori per l'installazione. Sebbene sia stia cercando di realizzare delle strutture unificate con lo scopo di ridurre la quantità delle parti da assemblare, e quindi dei fasteners necessari, il loro numero resta elevato. Di conseguenza, si capisce come il processo di foratura diventi una delle attività predominanti dell'intero processo di assemblaggio in campo aeronautico.

Tutto ciò giustifica il forte interesse del settore aeronautico nella ricerca volta alla caratterizzazione e alla ottimizzazione degli utensili, in particolar modo nell'ambito del processo di foratura, al fine di definire materiali e geometrie degli utensili in grado di aumentarne la vita utile riducendo allo stesso tempo i costi.

Esistono diverse attrezzature per realizzare fori sulle strutture, che possono essere classificate in: attrezzature manuali (trapano), attrezzature power feed, unità di foratura automatiche, sistemi automatizzati di rivettatura.

Particolare attenzione è rivolta, soprattutto, allo studio della foratura dei materiali compositi, in un'ottica di riduzione dei costi, ottimizzazione dei parametri e quindi della qualità perseguibile, sia in senso assoluto sia in luogo dell'accoppiamento di compositi con altri materiali del settore aeronautico. Le difficoltà riscontrate in questa lavorazione sono legate alla natura disomogenea e al comportamento anisotropo che contraddistingue queste classi di materiali, caratteristiche che possono portare a delaminazioni e rottura delle fibre, con conseguente riduzione della resistenza e dell'integrità strutturale della giunzione, nonché al mancato rispetto delle strette tolleranze imposte dal settore aeronautico (0,003 inch).

1.2 Descrizione del processo di foratura

La foratura è una lavorazione per asportazione di truciolo che consente, attraverso la rimozione di materiale, di ottenere dei fori che costituiscano alloggi per giunzioni bullonate o rivettate. Generalmente questa lavorazione è seguita da altre operazioni quali alesatura e svasatura.

Sebbene siano stati sviluppati metodi differenti per la realizzazione dei fori in risposta alle nuove specifiche di lavorazione, che non potrebbero essere soddisfatte senza ricorrere ad essi, la foratura convenzionale per mezzo di utensili, denominati punte per forare, rimane uno dei processi più adottati. La scelta degli strumenti e dei metodi più opportuni per la realizzazione dei fori dipende dal tipo di materiale, dalle dimensioni del foro, dal numero dei fori e dal tempo impiegato per completare l'operazione.

Nella foratura convenzionale il moto di taglio rotatorio è posseduto dall'utensile, quello di alimentazione può essere posseduto dall'utensile o dal pezzo, mentre i moti di registrazione possono essere posseduti da entrambi.

Per quanto riguarda gli utensili, il più comune e semplice è rappresentato dalla punta elicoidale, la cui geometria è illustrata in Figura 1.

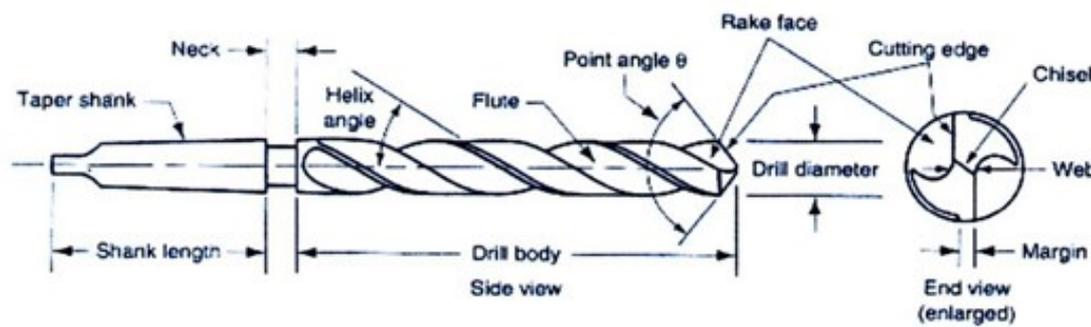


Figura 1. Punta Elicoidale

La punta è costituita da due parti: un codolo (Shank) cilindrico o conico per il centraggio sul mandrino della macchina e per la trasmissione della coppia di taglio, e da un corpo cilindrico nel quale sono ricavate due scanalature elicoidali (Flute) opposte, che formano con l'asse dell'utensile un angolo chiamato angolo di inclinazione d'elica (Helix angle), che in genere varia tra i 30 e 35 gradi.

Le scanalature hanno la funzione di permettere l'evacuazione dei trucioli che si formano in corrispondenza dei taglienti (Cutting edge). Questi ultimi sono formati dall'intersezione delle scanalature con la superficie di estremità. La punta è dotata inoltre di colletti o margini (Margin) che ne consentono la guida nel foro e la finitura della parete cilindrica. I valori dell'angolo dei taglienti (θ) e di quello di inclinazione

d'elica vengono scelti quali risultato di un complesso compromesso tra varie esigenze, tra cui:

- Assicurare una componente di spinta contraria alla direzione di avanzamento, nonché una sezione libera di passaggio tra le superfici delle scanalature elicoidali e le pareti del foro, per l'evacuazione dei trucioli
- Garantire un valore dell'angolo di spoglia superiore per ogni tagliente adatto al materiale lavorato
- Conferire alla parte terminale della punta una resistenza meccanica adatta
- Permettere ai trucioli di avvilupparsi secondo un elicoide di diametro simile a quello delle scanalature elicoidali, in modo che la resistenza di attrito dei trucioli sulle pareti del foro sia minima.

I taglienti principali sono collegati al tagliente trasversale (Chisel edge); l'angolo da essi formato è detto angolo del tagliente trasversale (chisel edge angle).

La porzione di ogni scanalatura adiacente al tagliente agisce come petto (rake face) dell'utensile. Il nocciolo (web) fornisce il supporto alla punta lungo tutta la sua lunghezza, garantendone la resistenza a torsione. Il diametro del nocciolo deve essere circa 0.1 o 0.2 volte il diametro della punta. In caso contrario la sezione di passaggio dei trucioli da evacuare subirebbe un'eccessiva limitazione.

Gli angoli caratteristici della punta elicoidale come l'angolo di spoglia superiore (rake angle), l'angolo di spoglia inferiore (relief angle), l'angolo di taglio (edge angle) sono riportati nella Figura 2.

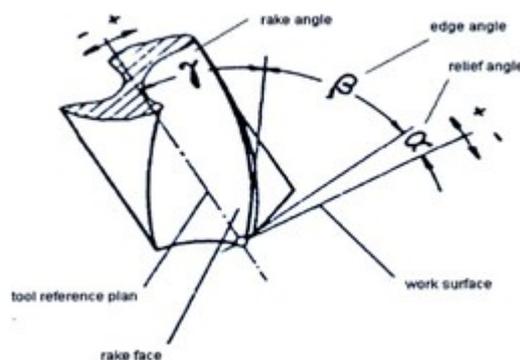


Figura 2. Angoli di spoglia e di taglio della punta elicoidale

Durante la foratura un aumento dell'avanzamento provoca una variazione del sistema degli angoli, come l'aumento dell'angolo di spoglia superiore e una diminuzione

dell'angolo di spoglia inferiore. Per valori eccessivi dell'avanzamento, l'angolo di spoglia inferiore può assumere valore nullo (fenomeno del tallonamento).

Durante la lavorazione, il materiale rimosso nella forma di truciolo si muove lungo il gambo scanalato della punta, allontanandosi dalla zona di taglio. Il meccanismo di evacuazione del truciolo è simile a quello nel taglio obliquo ma complicato dal continuo cambiamento dell'angolo di spoglia inferiore e della velocità di taglio.

La separazione di parti di uno stesso materiale, e dunque l'asportazione di truciolo, deve necessariamente comportare l'applicazione di un sistema di forze esterne tale da generare nel materiale uno stato tensionale che superi il suo limite di resistenza e che porti alla crisi del materiale stesso.

Durante il processo di foratura nascono due aliquote di forza: la forza di penetrazione (spinta) e la coppia. La spinta, che agisce lungo l'asse della punta, è la forza necessaria per mantenere una data velocità di avanzamento nel materiale. La coppia è quella grandezza data dalla forza tangenziale necessaria a mantenere la velocità di rotazione della punta. Queste due grandezze sono influenzate dai parametri di taglio (velocità, avanzamento, geometria della punta, materiale del pezzo da lavorare) e a loro volta influenzano la riuscita dell'operazione di foratura: una loro variazione comporta infatti differenti livelli di usura dell'utensile, e quindi, una differente qualità del foro ottenuto, in termini di rugosità superficiale e rispetto delle specifiche geometriche e dimensionali. D'altra parte, l'economia delle lavorazioni per asportazione di truciolo è notevolmente influenzata dall'usura progressiva dell'utensile che condiziona la durata del tagliente e agisce sensibilmente su alcune grandezze caratteristiche della lavorazione. Infatti, come si può facilmente intuire, col progredire dell'usura si ha, in generale, un peggioramento della finitura superficiale, variazioni dimensionali del pezzo in lavorazione, incremento delle forze di taglio e quindi della potenza assorbita. Inoltre, l'effetto combinato delle elevate sollecitazioni meccaniche, delle temperature alle quali l'utensile opera, delle caratteristiche chimico-meccaniche del materiale in lavorazione e l'interazione con eventuali lubrificanti, influisce sull'usura del tagliente e conseguentemente sulla produttività dell'utensile. Il tasso di usura della punta è influenzato dai parametri di foratura, dalle proprietà del materiale lavorato, dalla geometria e dal materiale della punta oltre che dal tipo di rivestimento.

La ricerca volta alla caratterizzazione degli utensili di foratura, ha come scopo l'individuazione dei parametri di taglio che garantiscano la realizzazione di fori di qualità, in termini di rispetto delle tolleranze e dell'usura dell'utensile.

In tale ambito, le attuali tendenze nel campo della ricerca scientifica si focalizzano sull'analisi delle forze esplicate durante la lavorazione, dell'usura dell'utensile e della rugosità superficiale, i cui limiti sono spesso imposti dai particolari settori di applicazione.

La scarsa qualità dei fori causa lo scarto del 60% dei pezzi durante il controllo qualità; per questo motivo, c'è bisogno di un'attenta programmazione del processo di foratura per poter ottenere particolari di qualità e facilmente assemblabili. Infatti, gli organi di collegamento impiegati nell'industria aeronautica richiedono fori di elevata qualità per rispondere ai requisiti prestazionali imposti. La realizzazione di fori di alta qualità permette una maggior vita utile della struttura aeronautica e una riduzione dei costi in virtù di un minor numero di rilavorazioni. Ad oggi, la tendenza è di ottimizzare le condizioni ed i parametri di foratura che possono influenzare la qualità del processo sia dal punto di vista meccanico che geometrico. [11]a[24]

In particolare, bisogna curare la posizione ed il diametro dei fori, per garantire il corretto allineamento tra le parti e il rispetto dei requisiti meccanici, tenendo conto dei carichi che devono essere trasferiti e dunque degli sforzi localizzati presenti. Anche la micro-geometria e la rugosità possono essere soggette a specifiche particolari, generalmente, in termini di cilindricità e rugosità della superficie interna.

Nell'ottica di un'attenta analisi dei requisiti di qualità di un foro è necessario focalizzare l'attenzione sull'usura dell'utensile, e sull'influenza dei parametri di taglio su di essa, oltre che sul rispetto delle tolleranze geometriche e dimensionali imposte dalla particolare applicazione.

1.3 Caratteristiche delle punte elicoidali

Gli utensili più comunemente utilizzati nella foratura sono le punte elicoidali caratterizzate da due zone: una attiva, di taglio ed un'altra inattiva, detta gambo, che permette il fissaggio sulla macchina utensile.

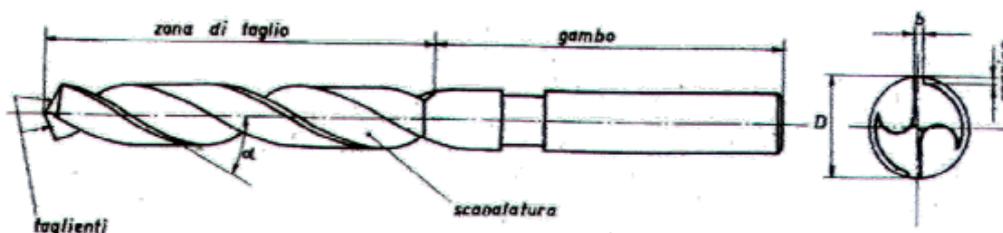


Figura 3. Punta elicoidale: vista longitudinale e vista frontale.

La zona di taglio e solcata dalle scanalature, la cui profondità è decrescente dal vertice verso il gambo, affinché alla base sia garantita una maggiore resistenza a torsione.

La punta elicoidale è contraddistinta da alcuni parametri necessari alla scelta della stessa per le varie tipologie di foratura:

- $D = 2 R$ = diametro della punta;
- ε = angolo al vertice della punta, d'inclinazione tra i taglienti (*point angle*);
- α = angolo di spoglia inferiore (*relief angle*);
- γ = angolo di spoglia superiore (*rake angle*);
- θ = angolo d'inclinazione d'elica.

Dalla Figura 4 è possibile identificare alcuni di tali parametri.

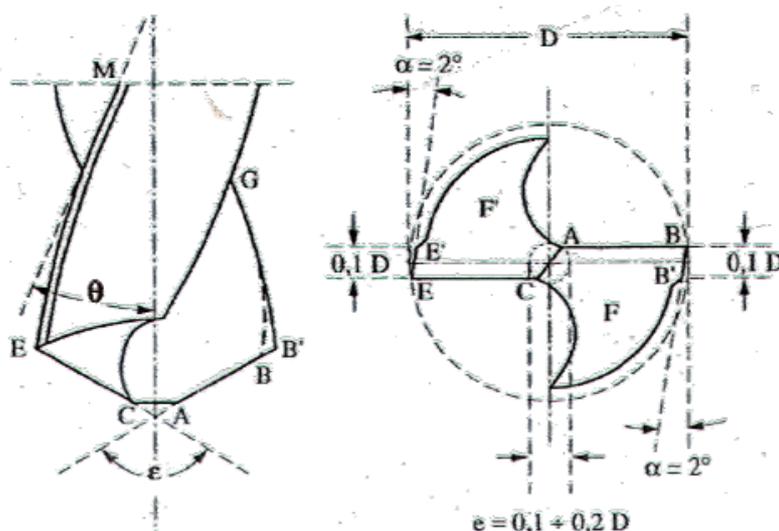


Figura 4. Principali caratteristiche dell'utensile.

Come si nota la punta è costituita da una parte cilindrica nella quale sono realizzate due scanalature elicoidali opposte, la cui intersezione con la superficie d'estremità forma i due taglienti (AB e CE). L'intersezione dei due solchi elicoidali con la superficie cilindrica di involuppo della punta genera due spigoli elicoidali raschianti; la larghezza

di tali spigoli è di circa un decimo del diametro e comunque non è mai inferiore a 0.7 mm. Gli spigoli elicoidali di guida (BB' ed EE') costituiscono il cosiddetto quadretto; tale parte, caratterizzata da un piccolo angolo di spoglia inferiore (circa 2°), ha una duplice funzione: di guida della punta nel foro e di finitura della parete cilindrica del foro stesso.

Gli angoli di spoglia inferiore e superiore (α e γ) di ogni tagliente dipendono dall'inclinazione delle scanalature elicoidali (che rappresentano il petto dell'utensile) e dalla geometria delle faccette di affilatura (che rappresentano il fianco) schematizzate con F e F' sempre in Figura 4. Inoltre tali angoli non sono costanti ma dipendono dall'avanzamento con cui la punta ad elica lavora [1]. Il movimento di rotazione della punta intorno al proprio asse (moto di lavoro) ed il movimento di avanzamento (moto d'alimentazione) nella direzione dell'asse di rotazione danno un moto risultante elicoidale ed una superficie lavorata rappresentata da un elicoide rigato avente passo p costante (uguale all'avanzamento a) ed inclinazione μ variabile con la distanza d di ciascun punto P del tagliente dall'asse della punta.

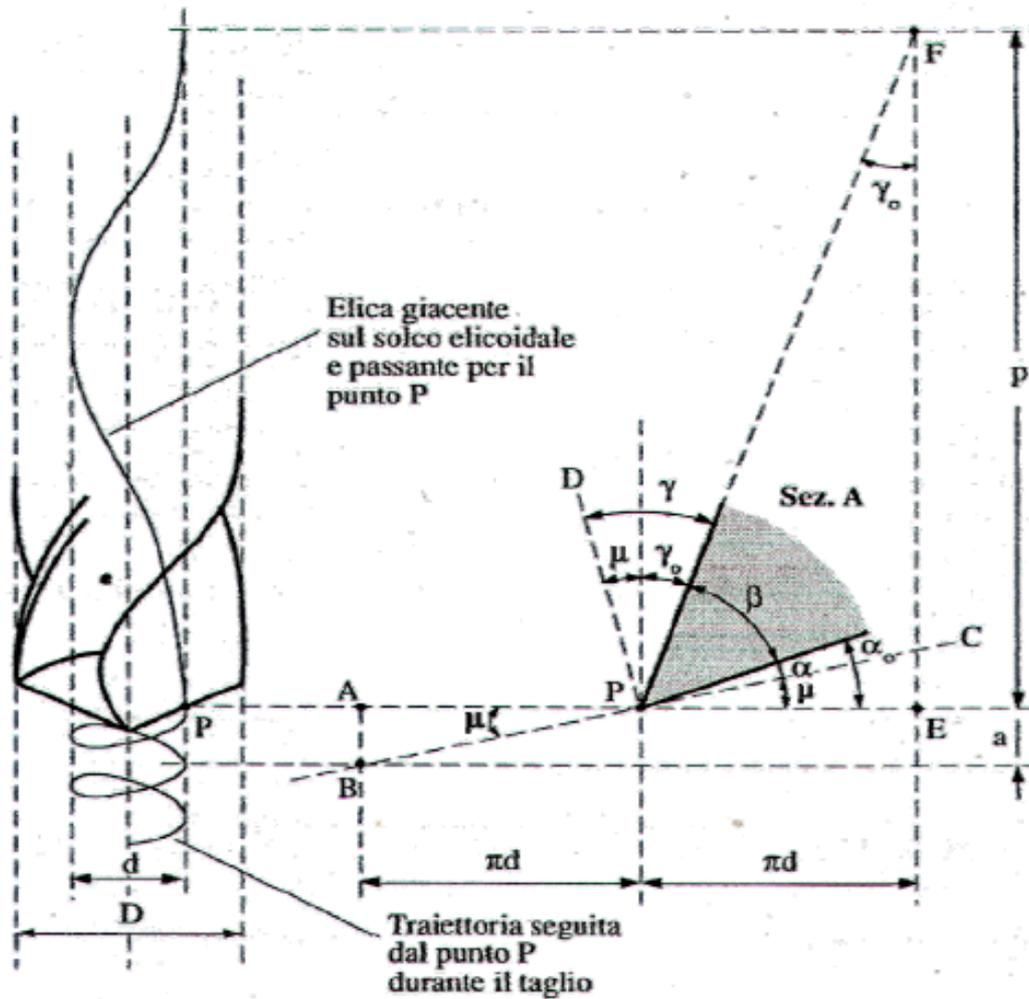


Figura 5. Angoli di spoglia superiore ed inferiore del tagliente di una punta elicoidale.

L'angolo di spoglia inferiore α è così definito: preso un punto del tagliente si considera il piano tangente alla superficie cilindrica, che ha come asse quello della punta e come raggio la distanza del punto dallo stesso.

Sezionando la punta con tale piano, l'angolo α è quello compreso tra la tangente al fianco del tagliente e la tangente, nello stesso punto, alla circonferenza che il punto descrive quando ruota intorno all'asse. L'angolo di spoglia inferiore, in un piano normale per un punto della periferia della punta può essere determinato dalla formula:

$$\tan \alpha_n = \tan \alpha * \text{sen} \left(\frac{\varepsilon}{2} \right) \quad (I)$$

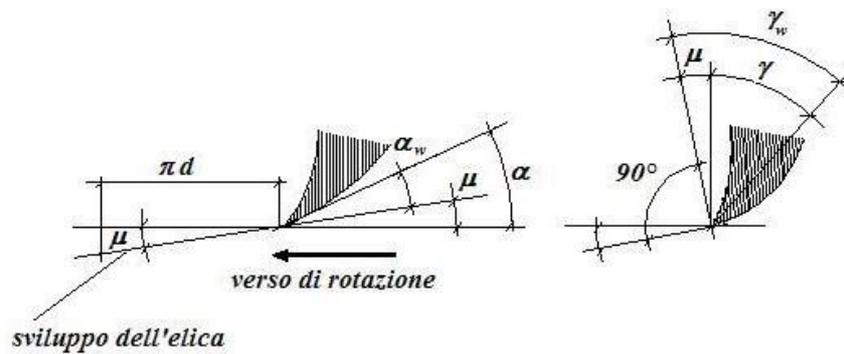


Figura 6. Angoli di taglio reali durante la foratura.

Il valore reale dell'angolo di spoglia inferiore, durante l'operazione di foratura, è diverso da quello ottenuto in affilatura e misurato in modo statico. Ciò è spiegato dal fatto che, durante l'operazione di foratura, l'utensile non solo ruota, ma si sposta anche assialmente. La traiettoria del moto di un punto del tagliente non sarà una circonferenza, ma un'elica di passo uguale all'avanzamento della punta misurato in mm/giro. La superficie di taglio formata dai taglienti sarà, dunque, una superficie elicoidale come evidenziato in Figura 6. Il piano reale di taglio è tangente a questa superficie elicoidale.

Il passo dell'elica, percorsa dal punto del tagliente considerato sarà uguale all'avanzamento della punta (f) misurato in mm/giro.

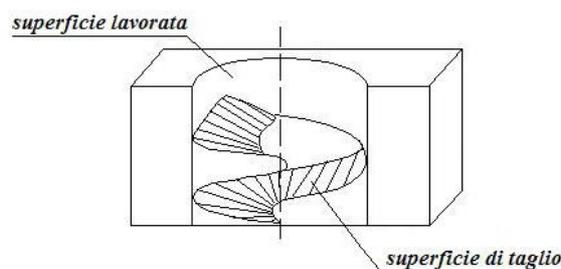


Figura 7. Superfici di taglio durante la foratura.

Quindi, durante il taglio, l'angolo di spoglia inferiore è quello compreso tra il piano reale di taglio e un piano tangente al dorso della punta; questo sarà più piccolo dell'angolo α ottenuto in modo statico della quantità μ :

$$\alpha_w = \alpha - \mu \quad (II)$$

$$\tan \mu = \frac{f}{(\pi * D)} \quad (III)$$

dove con f si è indicato l'avanzamento per giro.

Più piccolo è il diametro della circonferenza sulla quale si trova il punto considerato, o più grande è l'avanzamento, tanto più grande sarà l'angolo μ e più piccolo l'angolo di lavoro α_w .

Per definire l'angolo di spoglia superiore γ si deve prendere un punto sul tagliente, considerare un piano ortogonale a quest'ultimo e sezionare la punta con tale piano. Ragionando in tale piano, l'angolo in questione è quello individuato tra la tangente al petto, all'interno del solco elicoidale, e la normale alla superficie di rivoluzione descritta dai taglienti intorno all'asse dell'utensile.

Naturalmente tale angolo varia a seconda del punto scelto lungo il tagliente, con legge [2]:

$$\tan \gamma_x = \frac{(r_x * \tan \vartheta)}{\left(\frac{R * \text{sen} \varepsilon}{2}\right)} \quad (\text{IV})$$

dove r_x è il raggio della circonferenza sulla quale si trova il punto scelto del tagliente. Da tale legge di variazione si può notare che il massimo valore dell'angolo di spoglia superiore è alla periferia della punta, dove in un piano parallelo all'asse è uguale all'angolo dell'elica. Il minimo valore è all'apice della punta; infatti, in prossimità dello spigolo centrale il valore di γ eccede i 90° .

La variazione dell'angolo di spoglia superiore lungo il tagliente è evidenziata dalla costruzione grafica riportata in Figura 7.

Infatti, l'elica sviluppata in un piano diventa l'ipotenusa di un triangolo rettangolo del quale un cateto è il passo dell'elica e l'altro è la circonferenza del cerchio di diametro pari a quello in cui l'elica è sviluppata. Se il passo dell'elica è lo stesso per ogni diametro di una sezione assiale, considerando l'elica su di un cilindro di diametro $d_1 < d$, si ha che $\gamma_1 < \gamma$.

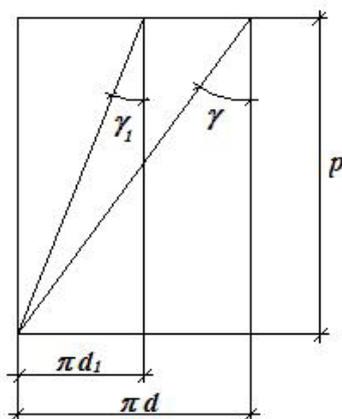


Figura 8. Variazione dell'angolo di spoglia superiore lungo i taglienti.

Anche in questo caso, il valore reale dell'angolo di spoglia superiore durante la foratura sarà diverso da quello statico e pari a:

$$\gamma_w = \gamma + \mu \quad (V)$$

L'angolo d'inclinazione dell'elica θ può essere, invece, individuato sviluppando l'elica stessa in un piano; da tale sviluppo si ottiene un triangolo rettangolo, dove uno dei due cateti è il raggio dell'elica e l'altro è il passo, l'angolo di fronte a quest'ultimo è quello cercato.

1.3.1 Forza d'avanzamento

Su ciascun punto del tagliente si esercitano delle forze; le risultanti scomposte secondo la direzione dell'asse di foratura e secondo due direzioni del piano ad esso ortogonale, disposte tra loro a 90° , danno luogo alle forze F_v , F_h e F_x ; in più c'è la forza F_p che è quella corrispondente allo spigolo centrale.

In generale, è lecito assumere che le forze F_h dei due, opposti, taglienti si fanno equilibrio tra loro.

La forza F_v e la forza F_p , essendo dirette verticalmente, impediscono la penetrazione della punta nel pezzo. Tale vincolo è anche dovuto all'attrito generato dallo strisciamento della superficie marginale della punta contro quella lavorata ed alle forze F_f relative al flusso del truciolo.

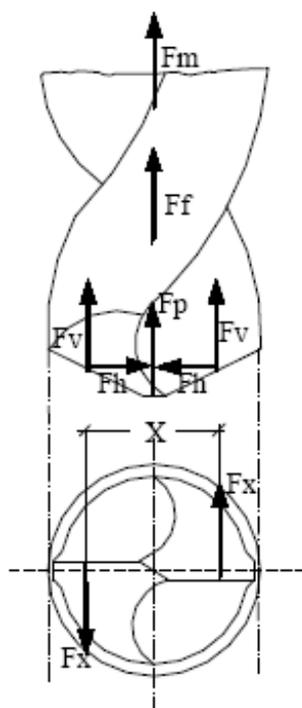


Figura 9. Forze che agiscono durante la foratura.

Riassumendo, la forza d'avanzamento, F_z , è composta di quattro aliquote, che sono:

- $2 F_v$ = forza verticale, risultante, che si genera lungo i due taglienti principali;
- F_p = forza verticale che si genera sullo spigolo centrale;
- F_m = forza d'attrito che si genera tra la superficie marginale della punta e quella lavorata;
- F_f = forza verticale generata dal flusso del truciolo.

Sommando i diversi contributi si ottiene l'espressione della forza verticale:

$$F_z = 2 F_v + F_p + F_m + F_f \quad (\text{VI})$$

1.3.2 Momento di torsione

Per quanto riguarda il momento di torsione si può dire che esso è composto dalle seguenti aliquote:

- M_r = momento delle forze F_x ; infatti, le componenti orizzontali delle forze danno luogo al momento resistente:

$$M_r = F_x * X \quad (\text{VII})$$

dove X è la distanza tra le F_x corrispondenti ai due taglienti.

- M_m = momento delle forze d'attrito, che si generano tra la superficie marginale della punta e la superficie lavorata.
- M_s = momento delle forze dovuto alla raschiatura e all'attrito, sullo spigolo centrale.
- M_f = momento delle forze d'attrito del truciolo sulla punta e sulla superficie lavorata.

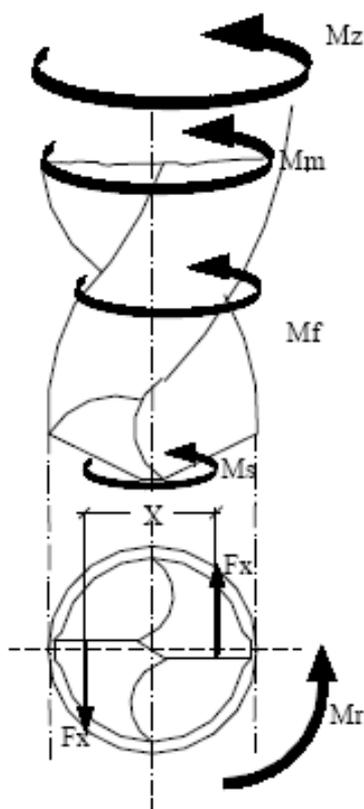


Figura 10. Momenti che agiscono durante la foratura.

Il valore totale del momento torcente è:

$$M_z = M_r + M_m + M_s + M_f \quad \text{(VIII)}$$

Da misure sperimentali eseguite sui metalli, si è visto che le forze di resistenza F_v corrispondenti ai taglianti raggiungono circa il 40% della resistenza totale, quelle che si sviluppano sullo spigolo centrale F_p circa il 57%, e le forze d'attrito F_m circa il 3%.

Per quanto riguarda la torsione, e sempre per i metalli, si è visto che l'80% del momento totale di resistenza al taglio M_r deriva da quello che si genera sui taglianti, l'8% è dovuto allo spigolo centrale M_s e il 12% all'interazione fra truciolo e punta, truciolo e foro e dall'attrito tra i margini dell'utensile e superficie lavorata ($M_m + M_f$).

Si può affermare che, nel caso della torsione, l'attrito ha un peso molto elevato; in più si vede che il contributo percentuale dello spigolo centrale alla torsione è molto piccolo

(8%), mentre quello dovuto alla forza verticale è più elevato (57%). Ciò è dovuto alle ristrette dimensioni dello spigolo centrale.

1.3.3 Diagramma qualitativo dell'andamento della forza d'avanzamento

La forza normale e il momento di torsione, che si generano durante una operazione di foratura, dipendono dal rapporto d'avanzamento, dalla geometria dell'utensile e dallo stato d'usura della punta [3].

In Figura 11 è riportato l'andamento qualitativo della forza d'avanzamento F_z in funzione del tempo t .

Si nota che la forza normale ha un andamento essenzialmente crescente fino a circa la metà dello spessore tagliato, successivamente si assesta su di un valore costante per poi decrescere quasi istantaneamente all'uscita; molte volte si può assistere ad un brusco calo anche all'ingresso.

Dapprima la forza cresce perché mano a mano è interessata al taglio una parte sempre maggiore dei taglienti secondari.

Poi, quando tutti i taglienti partecipano all'operazione, il suo valore diviene con buona approssimazione costante; in realtà, in tale fase, la forza oscilla intorno ad un valore medio.

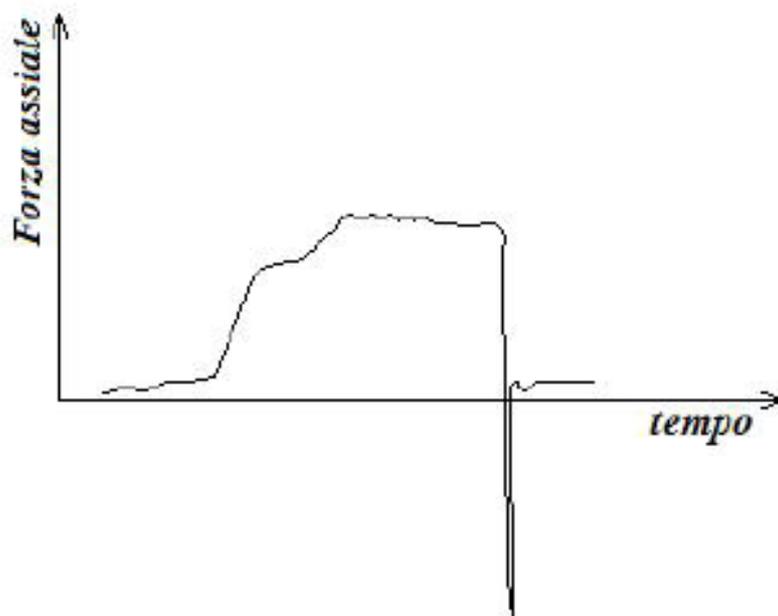


Figura 11. Andamento qualitativo della forza d'avanzamento in funzione del tempo.

A volte si nota un brusco calo della forza normale anche all'ingresso della punta nel pezzo; ciò è dovuto ad un fenomeno di delaminazione (sbucciatura) dello strato superiore del laminato. Durante la fase intermedia di un'operazione di foratura si osservano significative oscillazioni della forza d'avanzamento.

La componente principale di questo segnale dinamico corrisponde alla frequenza di laminazione. Tale frequenza caratteristica è definita come il rapporto fra il numero di strati per pollice del laminato e il tempo impiegato dal trapano per forare un pollice di materiale. Inoltre, tale frequenza è solitamente minore di quella corrispondente alla rotazione dell'utensile, ed il modulo di tale segnale dinamico mostra una buona correlazione con l'irregolarità della superficie del foro.

Si può dire, quindi, che il segnale d'avanzamento contiene informazioni riguardo possibili danneggiamenti del pezzo, usura dell'utensile e sulla qualità della superficie lavorata.

Infine la delaminazione finale e quella iniziale possono causare le brusche cadute della forza che si evidenziano nei diagrammi.

1.3.4 Diagramma qualitativo dell'andamento del momento torcente

Un diagramma caratteristico qualitativo della torsione in funzione dell'avanzamento è quello riportato in Figura 12.

Durante la foratura, prima la torsione cresce rapidamente fino al valore T_c , dopodiché continua a crescere, ma in maniera meno rapida, fino al valore T_m ; da tale punto in poi decresce fino ad arrivare al valore T_p , per poi mantenersi costante fino a foratura ultimata.

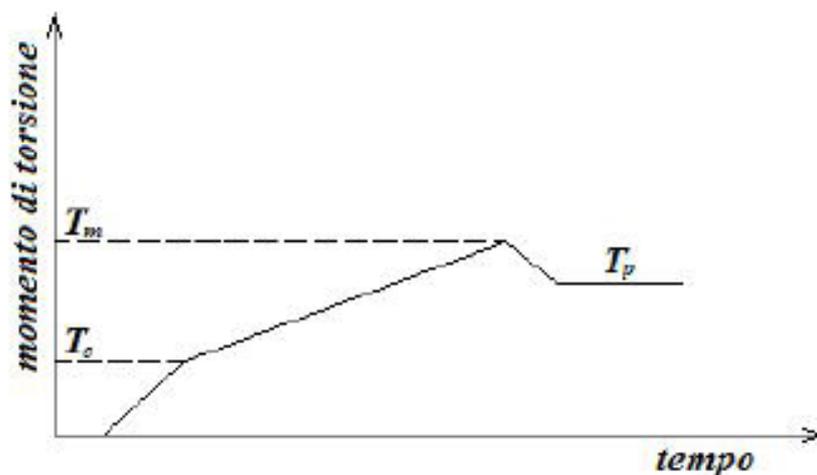


Figura 12. Andamento qualitativo del momento torcente durante la foratura.

Questo andamento si giustifica in quanto fino al valore T_c la crescita è dovuta al fatto che una parte sempre maggiore del tagliente è interessata al processo, e questa quantità si può assumere come quella resistente dovuta alla foratura.

Da tale valore in poi la crescita avviene, con andamento quasi lineare, fino a divenire pari a T_m ; tale crescita si può attribuire alle elevate forze d'attrito che si generano tra la superficie marginale della punta e la superficie liberata dal taglio; con il procedere della foratura cresce l'area di contatto tra utensile e materiale e quindi aumenta il momento.

Nell'ultima fase del processo, la torsione decresce fino al valore T_p ; questo implica che l'attrito è il contributo preponderante al valore della torsione.

Inoltre si possono fare le seguenti considerazioni. I valori massimi delle due caratteristiche in esame crescono entrambi con il numero dei fori realizzati, a causa della usura della punta e della sua scheggiatura.

Dalla Figura 13 si può vedere l'andamento dei picchi di carico per la forza d'avanzamento in funzione del numero di fori realizzati. L'aumentare della forza in funzione dell'usura è stato evidenziato in molti studi sperimentali; in più si è visto che tale fenomeno è più rilevante nella foratura di laminati in GFRP, a causa della natura più abrasiva delle fibre di carbonio [4].

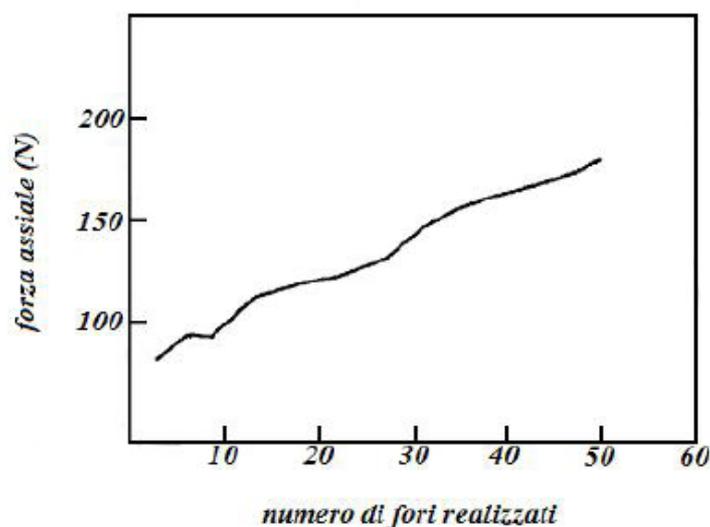


Figura 13. Variazione della forza d'avanzamento massima in funzione del numero di fori.

Un'altra considerazione da fare è di natura termica ed energetica. Da osservazioni sperimentali e studi analitici sulla distribuzione di temperatura nel pezzo in lavorazione e nell'utensile si è visto che esistono forti differenze comportamentali tra i materiali compositi ed i metalli. Infatti, mentre nei secondi il 75% dell'energia termica viene assorbita dal truciolo, il 7% dal pezzo ed il restante 18% dall'utensile, in un composito, in fibra di vetro e resina epossidica, buona parte del calore prodotto viene assorbito dall'utensile. Per uno in fibra di carbonio, il 50% dell'energia va all'utensile, l'altro 50% si distribuisce equamente fra truciolo e pezzo.

Questo provoca la presenza di alta temperatura su utensile e pezzo, con conseguenze negative sulla qualità della foratura.

Infatti, il limite superiore della velocità di taglio è imposto dal rischio di danneggiare termicamente il materiale in lavorazione, mentre quello inferiore è imposto da considerazioni di qualità, in quanto velocità di taglio basse aumentano le possibilità di avere fibre non tagliate (*fuzzing*).

1.4 Usura dell'utensile

L'usura degli utensili è legata all'effetto combinato di temperature elevate, caratteristiche chimiche del materiale ed elevate sollecitazioni cui utensile e pezzo sono soggetti durante le lavorazioni; la sua influenza sulla qualità della lavorazione e sulla produttività dell'utensile stesso è significativa, comportando variazioni dimensionali del pezzo, aumento delle forze esplicate e peggioramento della finitura superficiale.

L'usura, in generale, si manifesta sul petto (cratere di usura) e/o sul fianco del tagliente (labbro di usura), come illustrato in Figura 14.

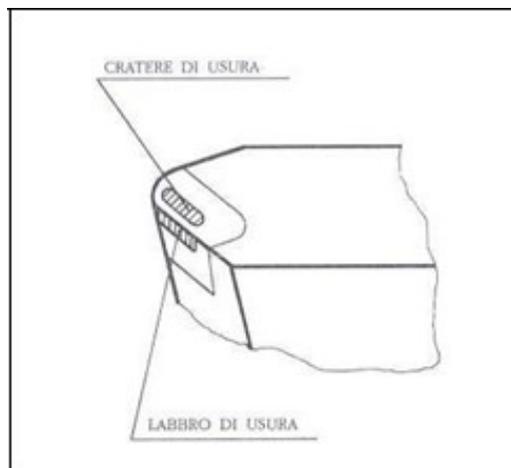


Figura 14: Tipi principali di usura

Il cratere che si forma sul petto del tagliente è causato da fenomeni connessi con lo scorrimento del truciolo e determina, al suo progredire, la rottura del tagliente. È consuetudine valutare l'usura per craterizzazione mediante il "rapporto di craterizzazione", tra la profondità massima del cratere e la distanza che intercorre tra il punto di massima profondità e il tagliente.

L'usura sul fianco provoca un arretramento dello spigolo tagliente, influenzando la precisione dimensionale e la finitura superficiale del pezzo, oltre ad un incremento delle forze di taglio. La Figura 15 riporta qualitativamente l'andamento dell'usura sul fianco in funzione del tempo di lavoro.

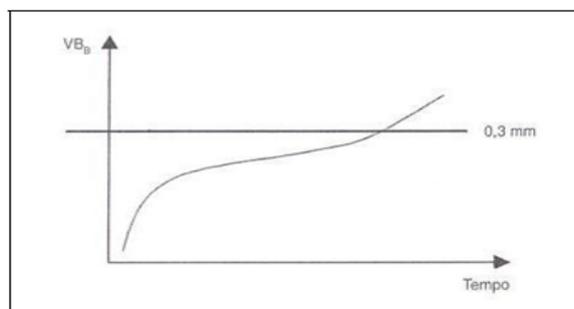


Figura 15: Andamento dell'usura sul fianco in funzione del tempo di lavoro

La curva si scompone in tre settori: il primo, caratterizzato da una rapida verticalizzazione, corrisponde alla fase di rodaggio del tagliente; il secondo indica un

intervallo di attività nel quale si hanno piccole variazioni dell'usura all'aumentare del tempo di lavoro; infine, il terzo è caratterizzato da un rapido incremento, corrispondente all'approssimarsi del termine della vita utensile.

Il degrado dell'utensile può essere causato da fenomeni quali abrasione meccanica, adesione, diffusione e ossidazione. Tuttavia, i diversi meccanismi di usura non sono facilmente scindibili tra loro e alcuni di questi assumono un'importanza predominante a seconda dei materiali e delle condizioni di lavoro.

L'abrasione meccanica si manifesta principalmente nella zona di contatto tra truciolo-utensile-pezzo ed è causata soprattutto dai componenti duri del materiale in lavoro; tale tipologia di usura diventa particolarmente rilevante nel caso della lavorazione dei materiali compositi a causa dell'elevata durezza ed abrasività di diverse tipologie di fibre. Una delle contromisure necessarie per ovviare, almeno in parte, a questo tipo di usura è incrementare la durezza dell'utensile.

L'usura per adesione è dovuta all'interazione tra il materiale del truciolo e dell'utensile, che crea una microsaldatura nella zona di contatto truciolo-utensile e quindi la successiva frattura della parte saldata. In questa zona si forma uno strato considerato come una soluzione solida di atomi del materiale del truciolo e dell'utensile, legati tra di loro con una forza maggiore di quella che li lega agli atomi del loro stesso materiale. La resistenza che questi strati oppongono al taglio è maggiore, per cui, a causa dello scorrimento relativo del truciolo sull'utensile, si determinano delle fratture all'interno di uno dei due materiali, con conseguente traccia di un materiale sulla superficie dell'altro. La rappresentazione completa dello stato di usura richiede il rilevamento di tre grandezze (Figura 16):

- VB: larghezza del labbro di usura sul fianco principale
- KT: profondità del cratere sulla faccia dell'utensile
- KM: distanza del punto medio del cratere dallo spigolo del tagliente

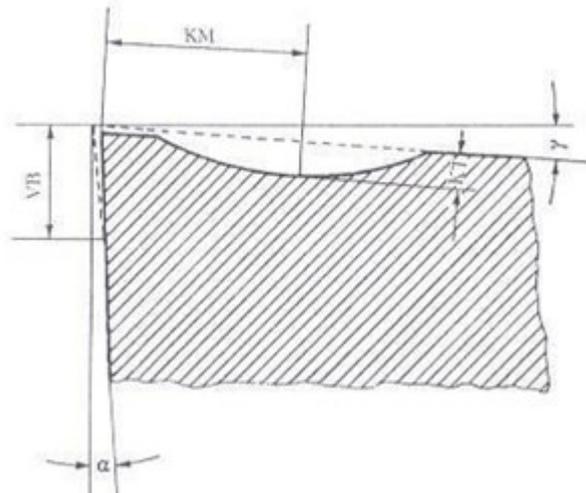


Figura 16: Grandezze caratteristiche dell'usura di un utensile

Le leggi fondamentali che regolano le variazioni di queste grandezze relative all'usura, sono illustrate graficamente in Figura 17 e Figura 18:

- La variazione della larghezza VB del labbro di usura è rappresentata nella fig.6 in funzione del tempo t di taglio dell'utensile; la curva di usura ha andamento generalmente rettilineo se riportata in un diagramma doppio logaritmico $\log VB - \log t$
- La profondità del cratere KT varia linearmente con il tempo di taglio dell'utensile (fig.7); in un diagramma doppio logaritmico le rette rappresentative risultano sempre meno inclinate, rispetto all'asse delle ascisse, di quelle relative al labbro di usura VB
- La distanza KM del centro del cratere dallo spigolo tagliente è indipendente dal tempo del taglio; varia in funzione della velocità di taglio e dell'avanzamento

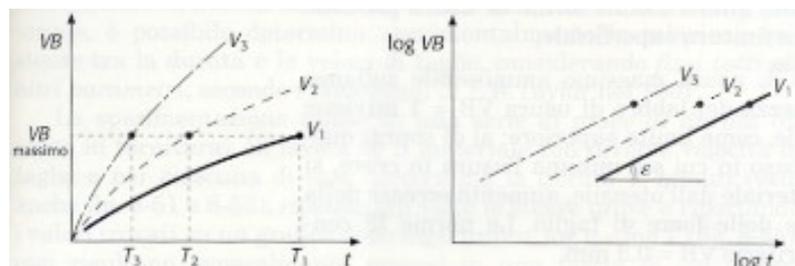


Figura 17: Legge di variazione di VB

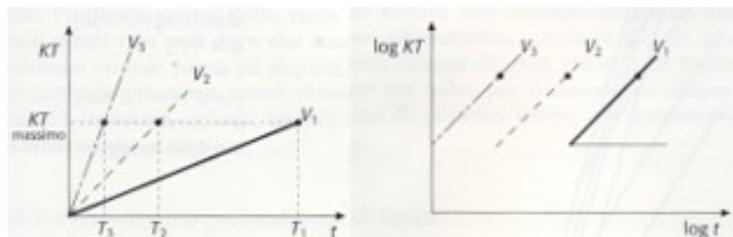


Figura 18: Legge di variazione di KT

Come indice caratteristico dell'usura del cratere viene, più generalmente, utilizzato il rapporto KT/KM ; il limite superiore dell'usura in cratere, rappresentata dal rapporto KT/KM , è di 0,4, oltre il quale si hanno distacchi di materiale dall'utensile che lo rendono praticamente inutilizzabile. Il limite superiore di riferimento per il labbro di usura è $VB = 1$ mm, al di sopra di questo valore, anche nel caso in cui sia minima l'usura in cratere, si hanno distacchi concoidi di materiale dall'utensile.

Poiché nella lavorazione di alcuni materiali, elevate velocità di taglio e forti avanzamenti hanno effetto maggiore sull'usura a cratere che su quella del fianco principale, la misura completa dell'usura comporta il rilevamento sia della grandezza VB , sul fianco dell'utensile, che di KT e KM sulla faccia.

In generale, la durata dell'utensile può essere espressa:

- In funzione dei limiti di tolleranza dimensionale ammissibili sul pezzo in lavorazione
- In funzione dei limiti di tolleranza ammissibili sul grado di rugosità superficiale del pezzo in lavorazione
- In funzione del grado di usura massimo ammissibile sul fianco dell'utensile (intendendo come valore massimo, il massimo sopportabile dall'utensile, oppure il massimo derivante da considerazioni economiche)

In funzione del grado di usura massimo ammissibile sulla faccia dell'utensile (intendendo, anche in questo caso, che possa essere quello massimo sopportabile dall'utensile, oppure quello massimo derivante da considerazioni economiche)

Per la determinazione della durata dell'utensile è scelto il criterio predominante, nelle condizioni specifiche di lavorazione, tra quelli sopra menzionati, i quali, in definitiva, possono ricondursi tutti alla determinazione di un determinato grado di usura sul fianco o sulla faccia dell'utensile.

Lo sviluppo di modelli, la messa a punto di dispositivi di monitoraggio continuo del fenomeno e degli effetti direttamente correlabili, la sempre più precisa comprensione dei diversi meccanismi di degrado degli utensili, unitamente alla continua evoluzione dei materiali e dei rivestimenti, contribuiscono a ridurre gli effetti negativi dell'usura dell'utensile nei processi produttivi con asportazione di truciolo.

1.5 Requisiti funzionali

Il concetto di tolleranza è introdotto nella progettazione meccanica, poiché, essendo empiricamente impossibile realizzare un manufatto che riproduca esattamente il progetto originale (a causa delle limitazioni fisiche dei processi manifatturieri e delle proprietà dei materiali), ed essendo in ogni caso impossibile misurare tale precisione con certezza assoluta (a causa dell'imperfezione degli strumenti di misura stessi), occorre definire un intervallo all'interno del quale le dimensioni del pezzo possono variare per garantire che tale oggetto possa essere sostituito con uno apparentemente identico, senza che tale sostituzione pregiudichi la funzionalità dell'insieme di cui il pezzo è parte.

L'assegnazione delle tolleranze rappresenta il punto critico di incontro tra i reparti progettistico e di produzione di un'impresa, un campo in cui esigenze spesso opposte devono trovare un compromesso: per il progettista le tolleranze devono essere abbastanza strette da assicurare l'assemblabilità del manufatto, il suo corretto funzionamento nelle condizioni operative per la durata prevista, e la maggior robustezza possibile al progetto, intendendo per robustezza la capacità della struttura di mantenere le funzionalità richieste al variare delle condizioni operative e/o dei parametri di processo; di contro le esigenze del reparto produttivo riguardano i costi di produzione, la selezione dei processi produttivi, la scelta delle macchine utensili, le tecniche di assemblaggio, la precisione degli strumenti di controllo. Lo studio delle tolleranze ricopre quindi grande importanza nella fase di progettazione di un qualsiasi prodotto, rappresentando uno dei fattori chiave per il miglioramento della qualità, la riduzione dei costi, e quindi il raggiungimento della competitività sul mercato.

Il processo di foratura è soggetto, soprattutto in campo aeronautico, a limitazioni spinte, sia dal punto di vista geometrico sia da quello dimensionale; ovvero, per garantire la realizzazione di un foro di qualità, che risponda ai requisiti funzionali richiesti, è

necessario controllare e definire dei validi campi di tolleranza per diverse caratteristiche, in accordo con le normative vigenti, quali:

- Diametro del foro
- Angolarità del foro
- Profondità della svasatura
- Caratteristiche superficiali

La prima caratteristica definisce la tolleranza dimensionale, ovvero la variazione ammessa tra la dimensione nominale e quella reale, in base alla funzionalità dell'elemento. In campo aeronautico la variazione accettabile è piuttosto ristretta, ma comunque variabile in base alla tipologia di foro in realizzazione. La misurazione del foro deve essere eseguita 0-90° top-bottom per ciascuno strato di materiale con strumento certificato e rispettare i valori riportati dalle normative. Ad esempio, valori tipici per l'applicazione di lockbolts sono riportati nella Tabella 1:

DASH #	NOMINAL DIAMETER	SHANK DIAMETER		CLASS 2 LOW LOAD TRANSFER		CLASS 1 HIGH LOAD TRANSFER	
		STANDARD HOLE DIAMETER		CLOSE REAM HOLE DIAMETER ⁽²⁾			
		MIN.	MAX.	MIN.	MAX.	MIN.	MAX.
	inch (mm)	inch (mm)	inch (mm)	inch (mm)	inch (mm)	inch (mm)	inch (mm)
-5	5/32 (4.2)	0.1630 (4.140)	0.1635 (4.153)	0.164 (4.166)	0.167 (4.242)	0.1635 (4.153)	0.1655 (4.204)
-6	3/16 (4.8)	0.1890 (4.801)	0.1895 (4.813)	0.190 (4.826)	0.193 (4.902)	0.1895 (4.813)	0.1915 (4.864)
-8	1/4 (6.4)	0.2490 (6.325)	0.2495 (6.337)	0.250 (6.350)	0.253 (6.426)	0.2495 (6.337)	0.2515 (6.388)
-10	5/16 (7.9)	0.3115 (7.912)	0.3120 (7.925)	0.312 (7.925)	0.315 (8.001)	0.3120 (7.925)	0.3140 (8.036)
-12	3/8 (9.5)	0.3740 (9.500)	0.3745 (9.512)	0.375 (9.525)	0.378 (9.601)	0.3745 (9.512)	0.3765 (9.563)
-14	7/16 (11.1)	0.4365 (11.087)	0.4370 (11.100)	0.437 (11.100)	0.440 (11.176)	0.4370 (11.100)	0.4395 (11.163)
-16	1/2 (12.7)	0.4990 (12.675)	0.4995 (12.687)	0.500 (12.700)	0.503 (12.776)	0.4995 (12.687)	0.5020 (12.751)
-18	9/16 (14.3)	0.5610 (14.249)	0.5615 (14.262)	0.562 (14.275)	0.565 (14.351)	0.5615 (14.262)	0.5640 (14.326)
-20	5/8 (15.9)	0.6235 (15.837)	0.6240 (15.850)	0.625 (15.875)	0.628 (15.951)	0.6240 (15.850)	0.6265 (15.913)
-24	3/4 (19.0)	0.7485 (19.012)	0.7490 (19.025)	0.750 (19.050)	0.753 (19.126)	0.7490 (19.025)	0.7515 (19.088)
-28	7/8 (22.2)	0.8735 (22.187)	0.8740 (22.200)	0.875 (22.225)	0.878 (22.301)	0.8740 (22.200)	0.8765 (22.263)
-32	1 (25.4)	0.9985 (25.362)	0.9990 (25.375)	1.000 (25.400)	1.003 (25.476)	0.9990 (25.375)	1.0015 (25.438)

NOTES:
(1) Shank Diameter for un-plated or un-coated fasteners (Bare, Passivate or Anodize Shank etc). For un-coated fastener, shank diameter tolerances will be .0005" tighter than coated fasteners.
(2) Hole dimensions unless otherwise determined by Engineering and stated on Engineering Drawing.

Tabella 1: Tolleranza dimensionale sul diametro dei fori

Il rispetto della tolleranza dimensionale permette indirettamente il controllo sulla conicità e l'ovalizzazione del foro.

L'angolarità, invece, definisce i limiti di forma e orientazione del foro realizzato, focalizzando l'attenzione sull'asse del foro stesso; la massima deviazione angolare dell'asse di foratura non deve superare, per strutture aeronautiche, i $\pm 2^\circ$ (Figura 19).

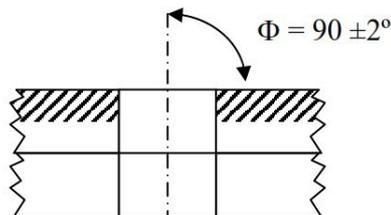


Figura 19: Tolleranza di angolarità

La svasatura è realizzata per consentire l'alloggiamento degli organi di collegamento; in particolare si indica con fillet relief uno smusso richiesto per organi di collegamento con testa sporgente, realizzato affinché il foro presenti uno scarico per adattare a sua volta il piccolo raggio presente sotto la testa dell'organo di collegamento. Per organi di collegamento con testa sporgente esistono due modi per realizzare il fillet relief (Figura 20):

- Eseguendo un raggio di raccordo intorno al foro
- Realizzando uno smusso (fillet relief) intorno al foro

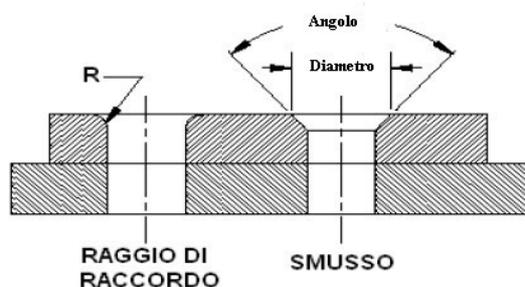


Figura 20: Fillet relief

La tolleranza delle svasature di 100° e di $\pm 1^\circ$; la svasatura può essere eccentrica rispetto all'asse del foro già eseguito entro $0.003''$ max. La concentricità dell'asse di svasatura rispetto all'asse del foro deve essere al massimo $0.002''$ ($0,050$ mm). Come è schematizzato in figura 10, l'asse della svasatura deve essere parallelo all'asse del foro con una tolleranza di $\pm 0,5^\circ$.

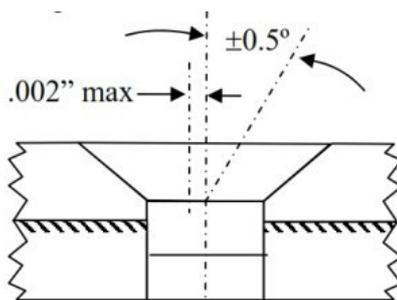


Figura 21: Tolleranza sull'asse di svasatura

Per garantire l'aerodinamicità della superficie, la profondità di svasatura deve rispettare i seguenti limiti, a meno di call out dell'engineering:

- $+0.002'' = 0.05\text{mm} - 0.2\text{mm} = -0.008''$ per il 100% dei fori (Accettabilità)
- $+0.05\text{mm} - 0.05\text{mm}$ per il 90% (controllo statistico - ripetibilità)

Infine, il rispetto delle caratteristiche superficiali si basa sull'imposizione di limiti sia sulla finitura superficiale sia sulle diverse tipologie di danni che possono presentarsi durante la lavorazione, ed in particolare riguardo la delaminazione. La finitura superficiale è un parametro essenziale nell'ambito delle lavorazioni dei materiali compositi, al quale sono imposti dei limiti dai diversi campi di applicazione; in particolare, per il campo aeronautico il limite usualmente imposto è $Ra=3\mu\text{m}$, o comunque specificato dalle normative vigenti.

La delaminazione è il principale danno da foratura, e consiste in una locale separazione del materiale attorno al foro, per uno o più strati. Si può avere delaminazione sia all'ingresso che all'uscita dal foro, ma la seconda tipologia è la più diffusa ed è dunque considerata più dannosa; l'ultimo strato tende ad aprirsi non appena l'utensile attraversa il materiale generando il foro, a causa della spinta generata. Nella seguente tabella sono riportati i valori massimi consentiti di delaminazione e di strappamento delle fibre consentiti su CFRP.

Hole Size (inch)	GRAPHITE FABRIC		GRAPHITE TAPE	
	"D" Max ⁽¹⁾ (inch) (mm)	"W" Max (inch) (mm)	"D" Max (inch) (mm)	"W" Max (inch) (mm)
5/32	0.007 (0.178)	0.030 (0.762)	0.014 (0.356)	0.100 (2.54)
3/16	0.007 (0.178)	0.030 (0.762)	0.014 (0.356)	0.100 (2.54)
1/4	0.007 (0.178)	0.040 (1.016)	0.014 (0.356)	0.100 (2.54)
5/16	0.007 (0.178)	0.040 (1.016)	0.014 (0.356)	0.120 (3.05)
3/8	0.007 (0.178)	0.040 (1.016)	0.014 (0.356)	0.120 (3.05)
7/16	0.007 (0.178)	0.040 (1.016)	0.014 (0.356)	0.150 (3.81)
>1/2	0.007 (0.178)	0.040 (1.016)	0.014 (0.356)	0.150 (3.81)

Note:
(1) For dry fabric material used in the RTI or RTM process, "D" Max dimension shall be the thickness of the first structural ply (laminated ply).

Tabella 2: Valori massimi di delaminazione

W indica la dimensione massima accettabile della delaminazione o strappamento della fibra per un determinato diametro. Tale requisito, insieme alla qualità superficiale, determina, per i fori su parti di carboresina, la vita dell'utensile. I limiti imposti sono riportati nella figura sottostante.

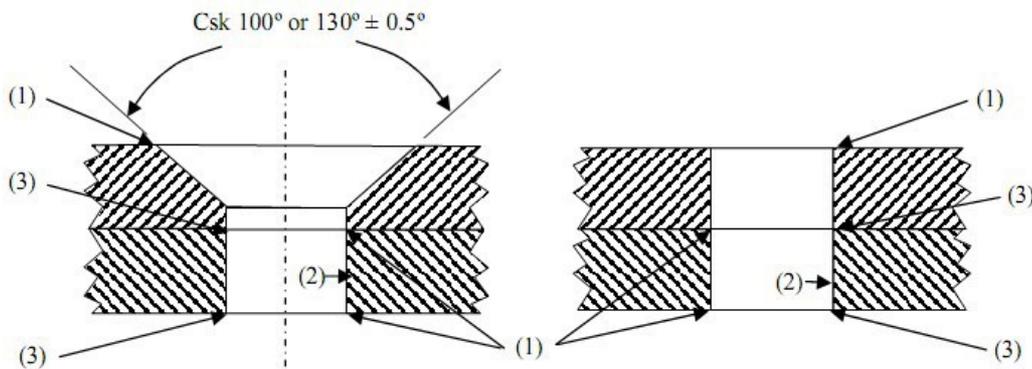


Figura 22: Limiti di delaminazione

- 1) Le delaminazioni in ingresso o in uscita non devono superare i limiti indicati in Tabella 2.
- 2) Non devono esserci delaminazioni visibili o graffi o fibre rotte sulla superficie del foro o della svasatura. La rugosità deve essere massimo 125inch RA (3,2m)
- 3) Ribave o fibre non tagliate che possono interferire con la corretta installazione degli organi di collegamento devono essere rimosse.

Altre tipologie di danni possono presentarsi durante la lavorazione, per lo più causati da un'errata scelta della punta, dall'utilizzo di utensili usurati, dall'esecuzione non corretta della lavorazione, dal mancato rispetto delle condizioni imposte a disegno; tali difetti possono essere ad esempio intacchi di punta, rigature, ondulazioni, eccesso di sbavatura e angolazione, poco edge margin, errore di accoppiamento (accoppiamento difettoso), cricche e fratture, effetto "a barile", bruciature, fibre non tagliate.

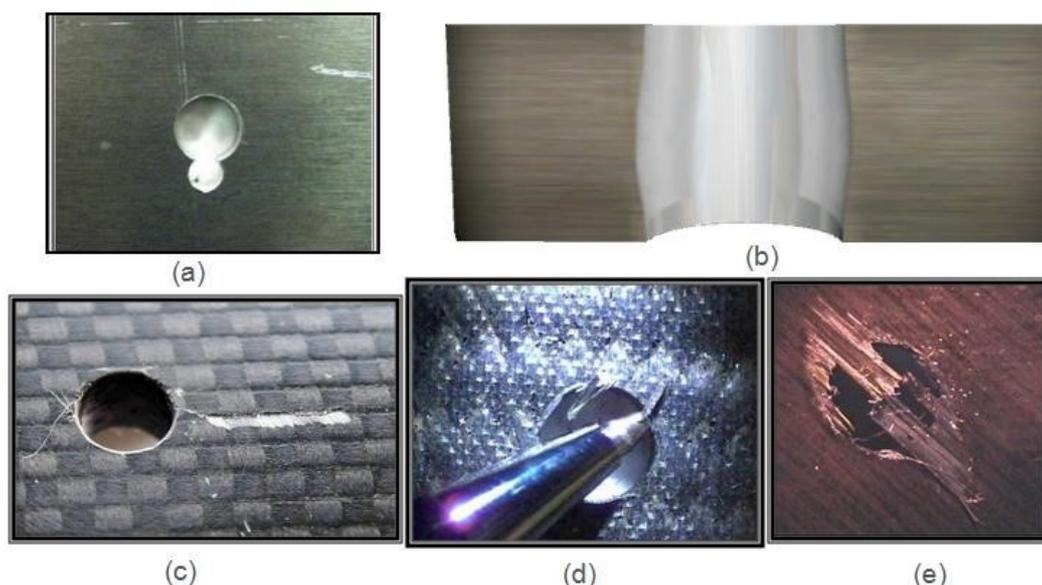


Figura 23: Esempi di difetti: (a) doppio foro; (b) effetto a barile; (c) attacchi di punta; (d) fibre non tagliate; (e) delaminazione

Al termine dell'operazione di foratura è necessario dunque eseguire degli opportuni controlli, al fine di verificare la qualità dei fori realizzati. Il controllo deve interessare anche l'utensile, il cui grado di usura, se eccessivo, può compromettere la corretta riuscita della lavorazione; in particolare, l'utensile va analizzato al microscopio, sebbene anche altre caratteristiche possono indicarne l'eccessiva usura, quali scheggiature o distorsioni evidenti, cambio della forma dei trucioli, cigolii o altri rumori non abituali, peggioramento della finitura superficiale, incremento della ribava, modifica del diametro. In particolare è necessario verificare dimensioni e forma del foro, rotture o cricche sul lato di uscita, bave eccessive, scolorazione, finitura superficiale, perpendicolarità, profondità della svasatura.

L'esame della qualità del foro nella struttura in CFRP deve essere eseguita ad occhio nudo senza l'utilizzo di alcun tipo di apparecchio di ingrandimento. Prima della

misurazione, il foro deve essere pulito e rimanere impegnato con le sagome di forature e le spine di montaggio.

1.6 Foratura dei materiali compositi

La foratura dei materiali compositi è un fenomeno complesso, regolato da numerosi fattori, primi tra tutti i parametri di taglio (avanzamento e velocità di taglio), le caratteristiche del materiale e quelle dell'utensile. Poiché i compositi sono materiali non omogenei ed anisotropi, la foratura solleva specifici problemi che possono influenzare la resistenza e la durata a fatica delle parti.

Uno dei maggiori limiti nella foratura dei materiali compositi è rappresentato dall'elevata usura dell'utensile, causata dalla forte abrasività del rinforzo, indipendentemente dalla forma e dalla lunghezza delle fibre. L'usura cresce proporzionalmente con la percentuale volumetrica del rinforzo e con la spinta verticale esercitata dall'utensile stesso. Ulteriore causa dell'usura dell'utensile è legata alla bassa conducibilità termica che provoca un riscaldamento superiore rispetto ai materiali metallici. Nella foratura dei compositi rinforzati con fibre di carbonio, il 50% dell'energia termica è assorbito dall'utensile e la parte rimanente viene assorbita in parte dal pezzo ed in parte dal truciolo. Al contrario, nella foratura dei metalli il 75% dell'energia termica è eliminata con il truciolo, il 18% dall'utensile e il 7% attraverso il pezzo.

Le particolari caratteristiche strutturali, termiche e abrasive dei CFRP fanno sì che nella foratura sia posta particolare attenzione alla scelta della geometria e del materiale dell'utensile: tale selezione è vincolata soprattutto dalla tipologia della fibra da tagliare piuttosto che della matrice. La punta elicoidale a due taglienti in acciaio super rapido HSS, normalmente utilizzata per la foratura dei metalli, è tuttora la più usata nella foratura dei materiali compositi, soprattutto per il suo basso costo, nonostante la rapida usura e la forte delaminazione legata alla spinta assiale (crescente all'aumentare dell'usura).

Per ovviare alla rapida usura, gli utensili vengono costruiti con materiali maggiormente resistenti quali carburi o diamante policristallino (PCD), che ha una durata fino a 100 volte superiore ai primi. In questo caso il costo è notevolmente superiore ma può essere compensato da ampie produzioni.

Altro limite delle punte elicoidali è la presenza del nocciolo che, con angoli di spoglia fortemente negativi, lavora il materiale per estrusione deformandolo plasticamente verso la periferia piuttosto che per asportazione di truciolo: è, infatti, dovuta al nocciolo, larga parte (fino anche all'80%) della spinta assiale esercitata dall'utensile durante la foratura. A riprova di questa considerazione sono state eseguite prove di foratura con preforo di diametro superiore a quello del nocciolo osservando una notevole riduzione dello sforzo assiale. Inoltre, questa tipologia di utensile, a causa del basso numero di taglienti non riesce a distribuire efficacemente la spinta mantenendo elevata la pressione specifica di ciascun tagliente, favorendo il fenomeno della delaminazione.

Per ovviare ai limiti della geometria delle punte elicoidali, sono state realizzate geometrie particolari che tendono soprattutto ad eliminare il nocciolo ed a distribuire la spinta assiale su più taglienti, riducendo, così, l'insorgere della delaminazione. Tra queste soluzioni si trovano:

- *Punte con tagliente a "C"*: genera una minore pressione specifica di taglio (proporzionale all'avanzamento ed alla coppia). Sono riscontrate, a parità di altre condizioni, forze assiali più che dimezzate rispetto alla foratura con punta tradizionale ad elica. Queste punte (Figura 24) sono utilizzate per la foratura dei compositi rinforzati con fibre aramidiche a causa della maggiore duttilità che esse presentano, per evitare di incorrere in un eccessivo sfilacciamento delle fibre durante il taglio

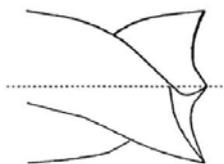


Figura 24: Punta con tagliente a "C"

- *Punte core drill e saw drill*: sono due tipologie diverse di punte come si evince dalla figura 14, ma entrambe presentano un foro nella zona centrale, grazie al quale è garantita una migliore distribuzione della forza assiale rispetto alle punte elicoidali: alcuni studi hanno evidenziato che con questa geometria si ottiene una delaminazione più contenuta ed una migliore qualità del foro.

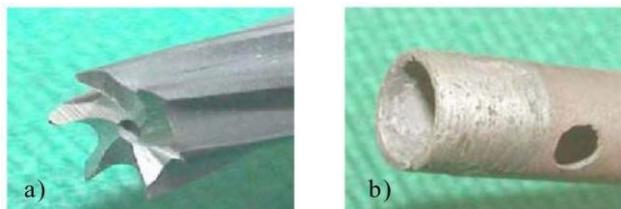


Figura 25: (a) Punta core drill; (b) Punta saw drill

- *Punte one shot drill*: sono utensili dalla particolare geometria che permette di eseguire sia la foratura che l'alesatura/finitura del foro in una sola passata con un solo utensile (da qui il nome). Ad esempio l'utensile mostrato nella figura sottostante, dalla geometria complessa e dotato di quattro taglienti rettilinei con angoli variabili, permette oltre 100 fori prima della riaffilatura.

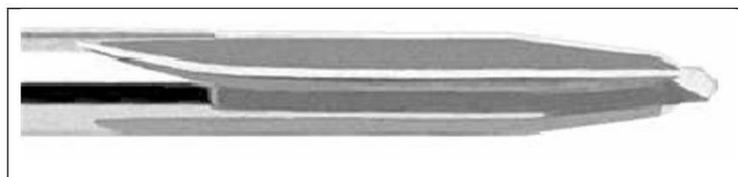


Figura 26: Punta one-shot drill

Durante la foratura nasce una spinta verticale, che dipende non solo dalla geometria dell'utensile, ma anche dal materiale, dall'usura e del rapporto tra velocità di taglio e di avanzamento. Tale forza è data dalla somma di diversi contributi, relativi al bordo di taglio, al tagliente trasversale ed al fianco.

$$F_A = 2F_{cl,A} + F_{ce} + F_{ss} + F_{hg}$$

La figura successiva (Figura 27) mostra l'andamento della forza in funzione del tempo. Si nota subito che essa è principalmente positiva, e rappresenta un'azione di compressione esercitata dall'utensile sul pezzo. Man mano che si impegna il bordo del tagliente, l'andamento della forza è crescente; quando l'utensile è completamente affondato nel pezzo, la spinta si mantiene pressoché costante, mentre decresce una volta che l'utensile abbandona il pezzo.

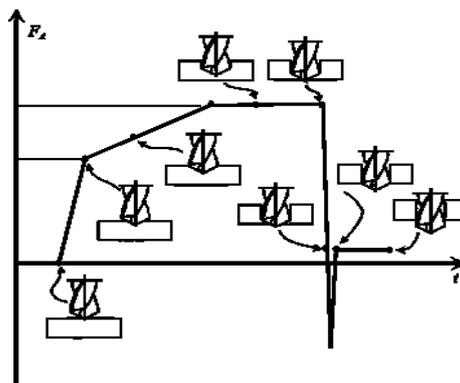


Figura 27: Andamento della forza verticale in funzione del tempo

I valori assunti dipendono ovviamente dal tipo di materiale in lavorazione, dalla geometria dell'utensile, dall'usura e dai parametri di processo.

Durante la foratura si genera anche un momento torcente, legato sia all'azione di taglio sia all'attrito (Figura 28):

$$T = T_c + T_{ce} + T_{ss} + T_{hg}$$

In particolare T_c è generato dalla componente orizzontale $F_{cl,N}$ (normale al labbro) della forza di taglio la quale è applicata lungo il taglio, a metà del raggio:

$$T_c = 2 \frac{r}{2} F_{cl,N} = r \cdot F_{cl,N}$$

T_{ce} è legata all'attrito tra il tagliente trasversale ed il pezzo; T_{ss} è causata dall'attrito tra truciolo e utensile; infine T_{hg} è legata allo scorrimento del truciolo lungo le scanalature elicoidali.

L'andamento del momento è mostrato in figura 17: il momento cresce rapidamente e linearmente nella fase iniziale del processo in corrispondenza dell'aumento della parte di labbro coinvolta; un ulteriore incremento del momento si genera a causa dell'attrito crescente tra le superfici laterali dell'utensile e l'interno del foro. Quando l'utensile rompe la superficie inferiore del foro, l'unica componente rimanente è quella legata all'attrito, per cui si ha un iniziale decremento, fino al raggiungimento di un valore costante.

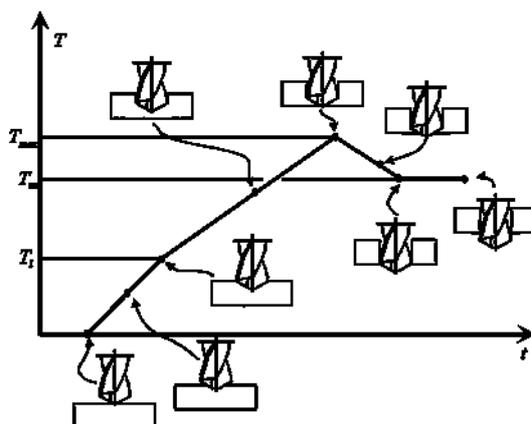


Figura 28: Andamento del momento in funzione del tempo

Come la spinta verticale, anche il momento dipende dalla natura del materiale in lavorazione, dai parametri di processo, dalla geometria e dall'usura dell'utensile. Molte tipologie di danno sono direttamente legate alla spinta ed al momento torcente, ed è per questo che si rende necessaria una valida modellazione del fenomeno, valutando l'influenza di vari parametri sui valori assunti da forza e momento. La realizzazione di un prodotto di qualità parte dalla possibilità di evitare la generazione dei difetti durante il processo di foratura. La presenza di danni ha un effetto immediato sulle proprietà meccaniche residue del materiale, peggiorandone significativamente la performance. La presenza e l'estensione dei vari tipi di danni dipendono in generale dalle caratteristiche del composito, dalla geometria, dal materiale dell'utensile e dai parametri di processo. Le principali tipologie di danni generate durante la foratura dei compositi sono delaminazione, microfratture, rottura del legame fibre/matrice, porosità e danni termici. La delaminazione è un difetto che interessa le regioni interlaminari, cioè, il piano di contatto tra strati adiacenti; essa è influenzata non solo dalla natura delle fibre ma anche dal tipo di matrice e dalle loro proprietà abrasive. I meccanismi di delaminazione si dividono in delaminazione in uscita o in entrata, rispettivamente dette peel-up o push-out. La delaminazione peel-up, in Figura 29, è dovuta alle forze di taglio che spingono il materiale abraso e tagliato verso le superfici delle scanalature.

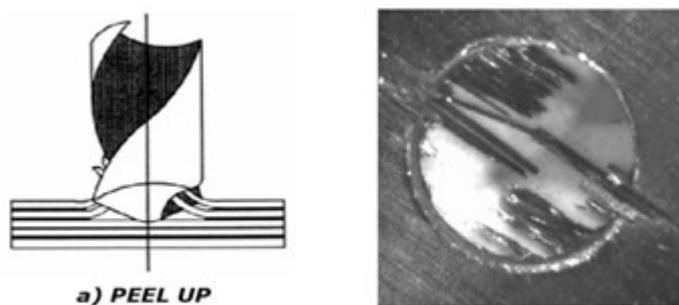


Figura 29: Schematizzazione e foto della delaminazione in ingresso

Inizialmente i taglienti della punta abrasano il laminato; non appena la punta si muove nel materiale essa tende a spingere il materiale abraso lungo le scanalature prima di tagliarlo. Nasce una forza verso l'alto, che tende a separare le lamine superiori della piastra, funzione della geometria dell'utensile e dell'attrito tra l'utensile e il pezzo. La delaminazione push-out, in Figura 30, è conseguenza della spinta di penetrazione che la punta esercita nel pezzo; l'ultimo strato tende ad aprirsi non appena l'utensile attraversa il materiale generando il foro, a causa della spinta esercitata. Essendo generalmente più estesa rispetto alla delaminazione in entrata, la delaminazione in uscita risulta più dannosa.

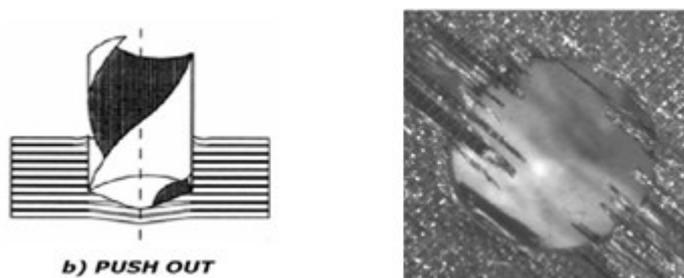


Figura 30: Schematizzazione e foto della delaminazione in uscita

La delaminazione può essere influenzata anche dall'elevato avanzamento, dalla rapida usura dell'utensile e dalla potenza in gioco.

Anche gli stress termici, la cui entità è legata alla conducibilità termica delle fibre e della matrice, possono facilitare la delaminazione a causa del rammollimento della matrice del composito.

Il difetto di delaminazione dipende da numerosi fattori, ma, in generale si può assumere come principale causa l'azione della spinta verticale; quest'ultima è a sua volta influenzata da diversi parametri, che rientrano dunque, in maniera indiretta, nella comparsa della delaminazione. Si è però riscontrata una maggior influenza della velocità di avanzamento sulla delaminazione in ingresso, e dell'avanzamento su quella in uscita. Un modo per limitare o eliminare il danno in esame è la riduzione della

velocità di avanzamento e della forza di penetrazione della punta. La riduzione della forza di penetrazione passa anche attraverso la scelta di punte con geometrie adeguate. Un altro metodo adottato per ridurre la delaminazione è l'utilizzo di piatti di supporto per evitare la delaminazione in uscita dal foro. Ad esempio, il supporto offerto ai compositi laminati CFRP da strati di alluminio di 2 mm di spessore impedisce il progresso del danneggiamento in uscita del laminato come viene mostrato in figura.



Figura 31: (a) Foro ottenuto senza supporto;
(b) Foro ottenuto con supporto nella foratura dei CFRP con punta SAW

Le alterazioni termiche e la formazione di crateri nella matrice, la fuoriuscita delle fibre, lo sfrangiamento e la nascita di cricche interlaminari, sono altre tipologie di danno cui i materiali compositi possono essere soggetti durante la foratura. Le alterazioni termiche nelle fibre e nella matrice sono solitamente limitate ad una piccola zona attorno al foro, e sono relative all'energia convertita in calore dalle forze di attrito; l'estensione di questo danno dipende chiaramente dalla conducibilità termica di fibre e matrice. Lo sfrangiamento invece si può presentare lungo tutta la superficie del foro, e dipende soprattutto dall'orientazione delle fibre, dalla velocità di avanzamento e dalla geometria dell'utensile.

1.7 Foratura dell'Alluminio e delle sue leghe

Le leghe leggere sono largamente utilizzate in campo aeronautico per il favorevole rapporto proprietà meccaniche/peso. Ancora oggi, nonostante i recenti sviluppi in campo aeronautico facciano pensare ad un utilizzo sempre più massiccio dei materiali compositi, le leghe d'alluminio trovano sempre grande impiego. Per avere un'idea, si pensi che, fino a dieci anni fa, più dell'80% della struttura di un aeroplano era costituita in lega leggera.

Nonostante le differenti caratteristiche dei materiali, gli utensili impiegati per la foratura degli acciai possono essere utilizzati anche nelle lavorazioni relative alle leghe di alluminio, anche se qualità e caratteristiche migliori si ottengono da una dettagliata

analisi del design e della geometria della punta, ed anche dei parametri di taglio. Buoni risultati si ottengono lavorando con punte che presentano scanalature profonde, margini ridotti, e angoli di inclinazione d'elica molto grandi. Ad esempio, nelle lavorazioni eseguite con trapano a colonna, l'angolo d'elica cresce proporzionalmente con la profondità del foro, ed oscilla tra 24° per fori poco profondi, e 40-48° per profondità del foro maggiori. Elevati angoli d'elica portano a taglienti più acuti, e dunque ad una penetrazione più rapida e ad un taglio più libero e pulito. Allo stesso modo si riducono fianchi e colletti della punta, comportando una diminuzione dell'attrito e facilitando la fuoriuscita del truciolo attraverso le scanalature. Questo utensile è adatto per fori profondi, e non per strati sottili, a causa della sua eccessiva penetrazione.

L'angolo dei taglienti suggerito per le punte standard varia tra 116° e 118°, anche se nella maggior parte dei casi di foratura delle leghe di alluminio, per facilitare la rimozione del truciolo e ridurre la formazione di bave, esso varia tra 130° e 140°. Particolare attenzione va posta all'angolo del tagliente in modo da evitare eccessivi danneggiamenti; valori ottimali sono compresi tra 12° e 17°. I taglienti principali della punta devono essere affilati e regolari, e tutte le superfici a contatto con il truciolo devono essere levigate per minimizzare l'attrito e l'accumulo di truciolo.

Quando è possibile variare la velocità, portando la punta alla velocità richiesta gradualmente, è possibile aumentarne la vita utile. È possibile realizzare avanzamenti anche due volte maggiori rispetto all'acciaio, grazie alla più elevata lavorabilità delle leghe di alluminio.

La foratura di sezioni sottili non richiede l'utilizzo di fluidi da taglio, necessari invece per la realizzazione di fori più profondi al fine di garantire una maggior vita dell'utensile ed una miglior qualità del foro. In particolare, per forature a profondità sei volte maggiori del diametro, è necessario raffreddare il pezzo in lavorazione attraverso l'applicazione di opportuni spray. Inoltre la punta dovrebbe essere ritirata periodicamente durante la foratura per garantire al fluido da taglio di inondare completamente il foro.

1.8 Foratura degli stacks

La differente natura dei materiali componenti gli stacks, e dunque i differenti parametri necessari a soddisfare i requisiti di qualità e funzionalità richiesti, rendono la foratura degli stacks un'operazione particolarmente complessa, per la quale è necessaria

un'attenta programmazione ed un'oculata ricerca di parametri di lavoro di compromesso. Infatti, la scelta della giusta combinazione dei parametri e delle condizioni di lavoro, che soddisfi i requisiti di qualità del foro e consenta di operare nel rispetto dei tempi produttivi richiesti, garantisce la realizzazione di un processo di foratura ottimale. Per migliorare il processo produttivo, piuttosto che forare singoli materiali separatamente, si preferisce lavorare direttamente il pacchetto composito-metallo mediante forature single-shot o one-shot, che non necessitano di operazioni aggiuntive come smontaggio e pulitura prima del fissaggio definitivo. Durante la foratura degli stacks si possono presentare problemi che limitano la resistenza a fatica dei giunti (bullonati o rivettati), provocandone il cedimento, come l'errata evacuazione dei trucioli, l'usura o la rottura dell'utensile, l'incremento delle forze di taglio e delle temperature dei materiali e dell'utensile, i danni in ingresso, in uscita e lungo le pareti del foro. La definizione di un processo ottimale di foratura consente una significativa riduzione percentuale del numero dei difetti di lavorazione, migliorando così la qualità della lavorazione realizzata.

Nel seguito sono illustrati in particolare i risultati degli studi sperimentali condotti sulla foratura di pacchetti composito/alluminio.

La foratura degli stacks CFRP/Al è caratterizzata da un incremento della spinta e della coppia durante la lavorazione del metallo rispetto ai valori registrati per la foratura del composito; tale variazione può influire negativamente sulla qualità del foro realizzato. Avanzamento e velocità del mandrino hanno effetti differenti sulla variazione delle forze. In particolare la spinta e la coppia aumentano con l'avanzamento a causa della maggior influenza delle fibre ad avanzamenti crescenti. La spinta nel composito decresce all'aumentare della velocità del mandrino, poiché l'aumento di temperatura che ne deriva riduce la resistenza al taglio della resina; al contrario per l'alluminio l'incremento della velocità del mandrino porta ad un aumento della spinta

I valori imposti delle velocità di avanzamento e del mandrino hanno influenza anche sulla formazione del truciolo: è assicurata la formazione di trucioli di piccole dimensioni, e dunque più facilmente removibili, per bassi valori di entrambe le velocità. In generale però si riscontra un'influenza minore della velocità del mandrino rispetto all'avanzamento, sulla capacità di rottura del truciolo. Il truciolo di alluminio in uscita può influenzare la qualità del foro; è importante dunque ridurne le dimensioni e favorirne la fuoriuscita.

La qualità del foro realizzato dipende in ogni caso dai parametri di taglio selezionati; ad esempio un aumento della velocità di avanzamento porta ad errori di circolarità crescente ed anche ad un aumento della rugosità.

Il numero di fori realizzabili e la loro qualità, oltre che i valori della spinta e della coppia, è strettamente connesso al grado di usura dell'utensile. Per il pacchetto CFRP/Al, ad un numero di fori compreso tra 30 e 60 corrisponde un piccolo grado di usura, per cui si registrano valori costanti della forza di spinta, ed allo stesso tempo non si registra apprezzabile delaminazione. Per un numero di fori maggiore di 60 l'usura degli utensili aumenta, la durezza dei taglienti tende a diminuire, portando dunque ad un aumento della spinta e della delaminazione. In generale un incremento dell'usura porta ad un aumento dei valori della spinta e della coppia. L'incremento di usura dell'utensile è strettamente correlato al cambiamento del meccanismo di rimozione del truciolo: lo smussamento dei taglienti, causato dall'usura, porta alla riduzione della capacità di taglio dell'utensile che può causare la deformazione delle fibre; le fibre deformate sono spinte verso l'esterno accrescendo l'usura utensile e la rugosità.

2 NUOVE GEOMETRIE DI UTENSILI PER LA FORATURA DEI MATERIALI COMPOSITI

In questo capitolo sono riportate delle considerazioni che hanno condotto alla definizione, mediante l'ausilio di software di modellazione CAD, di nuove geometrie di utensili. L'obiettivo è quello di riuscire a testare le nuove geometrie attraverso modelli matematici al fine di valutarne le performance nel processo foratura dei materiali compositi prima della fase di prototipazione degli stessi.

A scopo esemplificativo sono riproposte una punta *multi-step* ed una *single-step*.

2.1 Nuova Geometria Multi-Step Multi-Facet

Per la definizione di questa geometria di utensile sono stati considerati i vantaggi sia della geometria *step* sia di quella *multifacet*. Le caratteristiche principali del progetto sono:

- Geometria *step*: tale geometria permette di realizzare il processo di foratura in una sola operazione, divisa in due stadi. Nella prima fase viene realizzato il foro pilota che annulla l'effetto dannoso dello spigolo centrale, e, successivamente, si effettua il foro del diametro nominale desiderato. In tal modo, oltre al valore massimo della forza, si riduce la delaminazione intorno al foro e non si ha il problema del centraggio dell'utensile.
- Taglienti: I tre taglienti permettono un taglio efficace di fibre orientate diversamente, annullando il fenomeno del *fuzzing* e della contrazione del foro. Il particolare profilo di attacco permette di rendere la superficie laterale dei taglienti attiva al taglio. Questo rende le oscillazioni della forza assiale minori migliorando la qualità del foro.

Dopo la scelta della geometria di massima, l'analisi richiede la determinazione del profilo di taglio, gli angoli caratteristici, il profilo laterale e le dimensioni della punta pilota.

Come già accennato, si può dividere la geometria in due differenti stadi, che possono essere analizzati separatamente. Per quanto riguarda la punta pilota, sin da subito si è scelto di creare il profilo di attacco che realizzi il taglio nella maniera più efficace possibile. Tale geometria si è immaginata di profilo ellittico, in modo che l'azione di taglio dal centro subito si trasferisca nei punti in periferia che posseggono maggiore

velocità di taglio, per cercare di attutire il fenomeno del *chisel edge*, e proseguendo in ultimo in maniera progressiva. Ma, per assicurare maggior centraggio, e soprattutto immediata penetrazione, si è pensato di effettuare un taglio all'estremità della punta, con un angolo di inclinazione di 30° , così da avere un *point angle* di 120° .

Molto importanti sono anche le dimensioni di massima della punta pilota, ovvero il diametro e l'altezza. Per il primo si è scelto un valore pari alla metà del diametro nominale di progetto della punta che risulta esser di 8mm, e quindi 4mm. Ciò per diminuire la delaminazione dovuta allo spigolo centrale, concedere maggior spazio ai taglienti secondari e nel contempo assicurare adeguata resistenza.

Discorso analogo per l'altezza, stabilita di valore pari a 3mm, sia perché la maggior parte dei laminati nel settore aeronautico è di piccolo spessore, sia per non aumentare troppo il percorso di fuoriuscita necessario per eseguire la foratura.

Il numero di taglienti è pari a tre, per aumentare il bilanciamento della punta durante la lavorazione, migliorare il taglio e rendere più facile la lavorazione, come suggerito dalle sperimentazioni di Piquet et al [5].

Per quanto riguarda, invece, il secondo *step*, si è pensato di utilizzare una geometria già vista nelle precedenti sperimentazioni, in particolare nell'utensile trapanatore, dove i denti di taglio sono modellati sulla corona circolare creata tra il diametro dell'utensile e la punta pilota.

In base ad un'attenta analisi della varietà dei compositi da forare, nonché dei difetti maggiormente riscontrati, si è scelto un profilo dei taglienti di tipo progressivo, ossia dotato di denti inclinati verso l'interno. Questo tipo di geometria ha lo scopo di realizzare un migliore taglio delle fibre del composito, eliminando uno dei difetti più frequenti nella foratura di questi materiali, il fenomeno delle fibre non tagliate (*fuzzing*). Utilizzando taglienti progressivi, infatti, l'utensile mette le fibre in tensione prima di tagliarle, determinando il taglio netto di esse.

Da questa scelta suggerita dalle sperimentazioni con un utensile tubolare [6], si è passati alla determinazione del numero di denti necessari a mettere in tensione le fibre, considerando la maggior parte delle disposizioni delle fibre nel composito. Per questo motivo e per il fatto che la maggior parte dei compositi può avere al massimo le fibre orientate con una successione, per ogni strato della lamina, di direzioni $0^\circ/90^\circ$, cioè in direzione ortogonale, ne scaturisce che l'ideale profilo d'attacco dovrebbe essere costituito da quattro denti. Ma questa idealità è in contrasto con il concetto di poter realizzare taglienti secondari che siano un prosecuzione di quelli principali. Purtroppo,

per le dimensioni della punta pilota, il numero ottimale massimo di taglienti è pari a tre, per cui si è pensato di realizzare il secondo profilo di attacco con tre denti in maniera da mettere in tensione le fibre anche disposte con la successione suddetta.

Per la scelta dell'angolo di spoglia superiore γ si sono avuti suggerimenti dal riferimento [7], dove si giunge alla conclusione che per angoli di spoglia superiore sufficientemente grandi, le forze verticali si riducono di 4-5 volte rispetto ad angoli di 0° . Per quanto riguarda l'angolo d'inclinazione dell'elica θ si è visto il riferimento [8], in cui si analizza il danno nella foratura dei GFRP. Tale angolo influenza la delaminazione di *peel up*, mentre l'effetto su quella di *push out* è meno influente. Nel nostro caso si è ritenuto opportuno utilizzare un angolo di spoglia superiore γ uguale a θ (angolo d'elica) e pari a 5° , per poi pensare di aumentarlo nel momento in cui si abbiano risultati confortanti sin da subito nella sperimentazione. In questa ricerca si è anche visto che l'angolo di spoglia inferiore α non ha una larga incidenza sulle forze che si generano durante la foratura, si è optato, dunque, per un valore di comodo pari a 20° .

Per quanto riguarda la scelta del profilo laterale, si è pensato di realizzare un profilo tipo fresa, con denti disposti in corrispondenza dei quattro profili d'attacco, rispettando l'inclinazione dei denti di taglio, in maniera tale da far lavorare la fresa lateralmente e, contemporaneamente, creare un canale di evacuazione per le polveri derivate dal taglio del materiale.

Inoltre, per conseguire maggior finitura superficiale del foro ed effettuare, quindi, anche un'alesatura in un'unica lavorazione. Si è pensato, dunque, di realizzare dei tagli lungo i fianchi dei taglienti di un angolo appropriato pari a 10° , in modo da aumentarne la parte attiva, così come suggeritoci dall'utensile *one shot drill* sperimentato da Armarego, Zhao e Khashaba in [9][10].

Ne è conseguita, dunque, una scelta di 5° per l'angolo di spoglia superiore, un angolo con cui viene realizzata la progressione di 0° , un angolo di spoglia inferiore pari a 20° , infine un angolo di elica del profilo laterale della fresa di 5° .

2.1.1 Modellazione CAD 3D

Una volta determinata la geometria di massima ed il valore degli angoli più importanti si è passati alla progettazione vera e propria, con l'ausilio di un programma specifico.

Per questa fase si è scelto di adottare, tra i vari programmi di progettazione disponibili, il software Catia versione V5R21. La scelta è ricaduta su tale tipo di programma per la sua grande flessibilità e facilità d'uso.

Grazie alla visualizzazione 3D offerta da Catia è stato possibile rappresentare, l'oggetto nelle sue forme complete e successivamente effettuare una prima correzione delle scelte in funzione della dinamica di taglio derivante dall'utensile.

Nella figura che segue è possibile vedere un'immagine dell'utensile modellato in 3D.

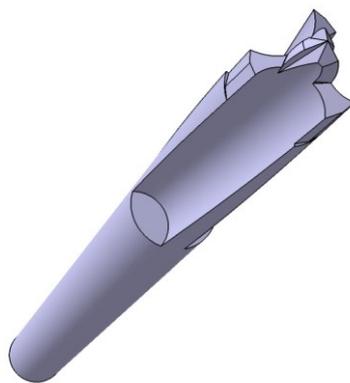


Figura 32. Prototipo punta multi-step multi-facet

Per arrivare a questo tipo di geometria si è partiti dalla realizzazione di un cilindro pieno del diametro di 8mm, quello da noi desiderato, con un profilo ellittico nella parte terminale che culmina con una piramide a base circolare, costituente l'ossatura della punta.

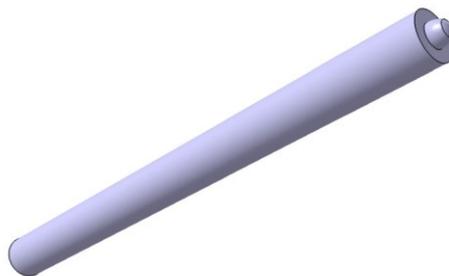


Figura 33. Cilindro di partenza

Sono state, di seguito, realizzate le tre scanalature laterali seguendo il profilo di un'elica con angolo di 5° fino all'estremità della punta.

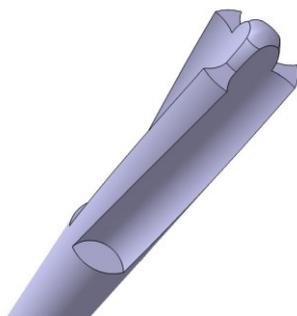


Figura 34. Tre scanalature elicoidali

Successivamente, si è passati alla realizzazione del profilo della punta in ogni suo particolare. Per prima cosa sono stati eseguiti tre tagli a 120° , su dei piani inclinati di 65° rispetto all'orizzontale, in modo tale da far venir fuori i tre taglienti principali.

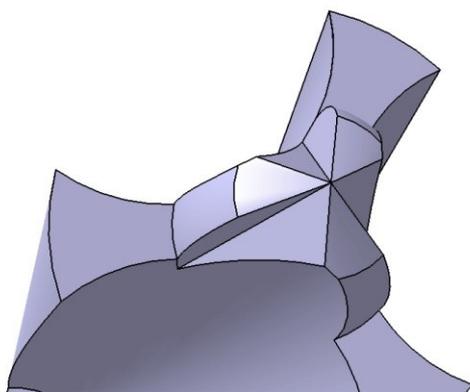


Figura 35. Tre taglienti principali

Poi si è proseguiti nell'esecuzione di ulteriori lavorazioni di asportazione di materiale sempre su diversi piani di taglio, affinché fosse garantita una prosecuzione del profilo della punta con il cilindro di base, e che i taglienti potessero venir meglio a contatto con il materiale da eliminare durante l'operazione di foratura.

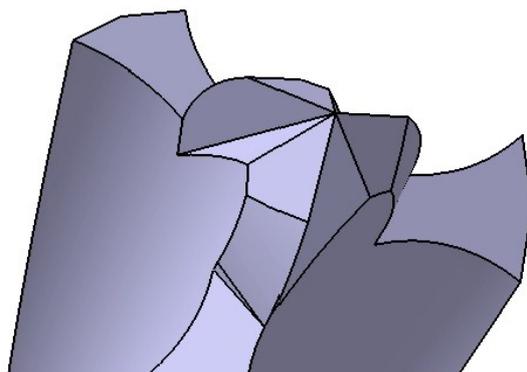


Figura 36. Scavi per evitare tallonatura.

Su ciascun dente così ottenuto mediante le tre scanalature elicoidali sopracitate, si è effettuato un taglio con una superficie inclinata di 20° in modo da ottenere l'angolo di spoglia inferiore desiderato.

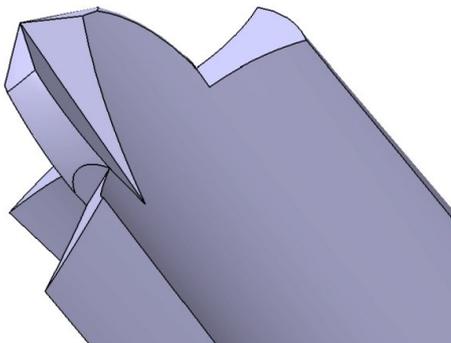


Figura 37. Taglienti secondari.

Infine, sono state ritenute necessarie altre due operazioni di taglio lungo i fianchi dei taglienti per ottenere anche qui l'angolo di spoglia inferiore voluto.

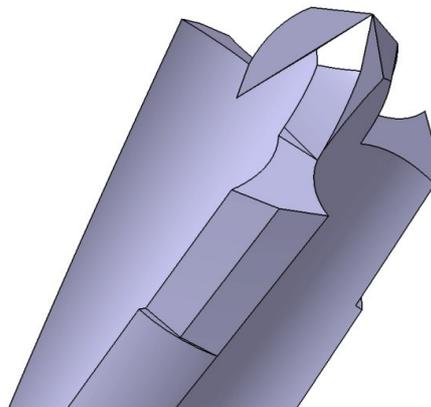


Figura 38. Dettaglio punta prototipo finale.

2.2 Nuova Geometria Single-Step

Partendo da una classica geometria di punta elicoidale *single-step*, da un'attenta analisi delle forze, si è riscontrato che il nocciolo dell'utensile va ad applicare la maggior parte della forza assiale. Il nocciolo però avendo, negli utensili tradizionali, una geometria quasi piatta non lavora il materiale per asportazione di truciolo ma per abrasione ed estrusione. Questo comporta un notevole aumento del carico assiale da imprimere al materiale per praticare il foro. La spinta che esercita il nocciolo, inoltre, è la maggior causa dei fenomeni di delaminazione che si verificano.

2.2.1 Analisi geometria di punta

Partendo da una geometria nota, in un primo momento sono state ricavate tutte le dimensioni caratteristiche dell'utensile, acquisite dal modello bidimensionale.

I parametri rilevati sono di seguito riportati:

- Codolo del diametro di 8 mm;
- Diametro dell'elica 6.35 mm o equivalente 1/4 inch;
- Lunghezza elica di 39 mm;
- Passo elica 40 mm;
- Angolo taglienti 142°;
- Lunghezza complessiva punta di 91 mm.

Una volta ottenute le dimensioni caratteristiche, è stato ricavato il modello tridimensionale dell'utensile, grazie all'ausilio del software di modellazione CATIA V5R21.

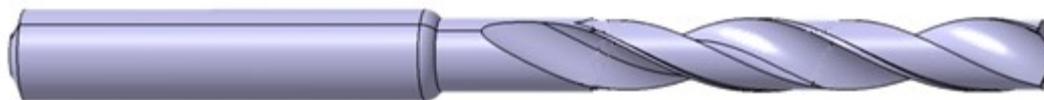


Figura 39. Generico utensile single-step per la foratura degli FRPs

Una semplice geometria di punta così realizzata, rappresenta un buon compromesso tra costo, usura dell'utensile e qualità dei fori realizzati.

In seguito ad una attenta analisi della punta, avallata da studi bibliografici, si è voluto porre l'attenzione sulla spinta assiale esercitata dalla punta sul materiale. In particolare si è visto che il principale limite delle punte elicoidali è dovuto alla presenza del nocciolo che presenta angoli di spoglia fortemente negativi, andando a lavorare, quindi, il materiale per estrusione, abrasione e deformazione plastica verso la periferia, non lavorando per asportazione di truciolo. Infatti, la maggior parte della spinta assiale (fino all'80% secondo studi bibliografici) viene assorbita dal nocciolo dell'utensile.

2.2.2 Definizione nuova geometria di utensile

Come già anticipato, la presenza del nocciolo dell'utensile è la maggior causa dell'insorgere di fenomeni di delaminazione. Si è pensato quindi, partendo da un generico modello tridimensionale, di apportare alcune modifiche volte al miglioramento dei principali parametri di processo. Un primo accorgimento ha

suggerito la rimozione della parte terminale del nocciolo, creando una scanalatura al centro della punta, come riportato in Figura 40.

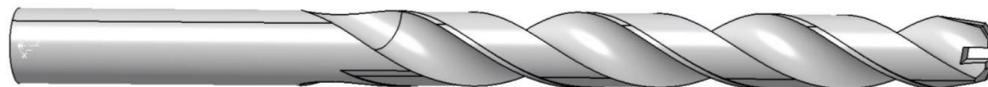


Figura 40. Utensile con nocciolo asportato.

Una utensile di questo genere, come constatato da studi bibliografici, provoca una minore delaminazione in ingresso e in uscita, tuttavia comporta altri inconvenienti dovuti al solco centrale. La quantità di materiale che durante la foratura si trova in corrispondenza del suddetto solco, non riesce ad evacuare adeguatamente, anzi si accumula all'interno dello stesso, come riportato in Figura 41.

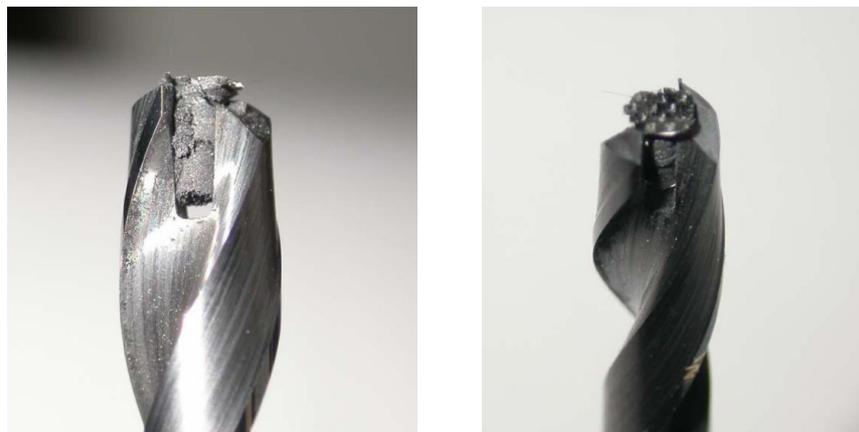


Figura 41. Accumulo di materiale nel solco centrale dell'utensile

La tendenza del materiale di accumularsi all'interno del solco può ridurre le migliorie apportate in quanto si viene a creare un nocciolo di materiale composito che oltre a peggiorare la qualità del foro realizzato, comporta un incremento della temperatura di esercizio che si traduce in una riduzione della vita utile dell'utensile.

Per ovviare a questo inconveniente è stato apportato, al modello geometrico, una modifica al solco centrale. Sono stati realizzati due taglienti separati in prossimità dell'asse della punta e in particolare uno dei due è stato prolungato, fino all'asse centrale della stessa.

In questa configurazione è possibile individuare un tagliente principale adibito al taglio del materiale che si estende per tutto il raggio della punta, ed un tagliente "secondario" leggermente distanziato dal primo, a cui è assegnata sia la funzione di supporto al

tagliente principale sia di incanalare i trucioli nella scanalatura. Un dettaglio dei due eliche è riportato nella vista dall'alto in Figura 42.

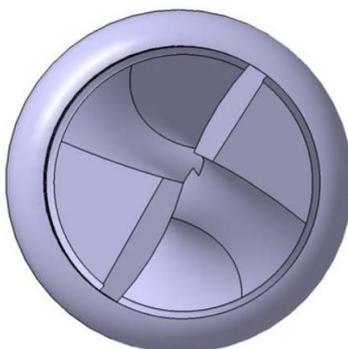


Figura 42. Dettaglio vista dall'alto dell'utensile.

Gli angoli dei taglienti restano di 142° come per la punta iniziale di riferimento, e sono stati mantenuti inalterati anche gli altri parametri dell'utensile, quali: lunghezza d'elica, passo, angolo d'elica.

In aggiunta, anche la scanalatura è stata modificata, sempre con l'obiettivo di agevolare l'evacuazione del truciolo come riportato in Figura 43.

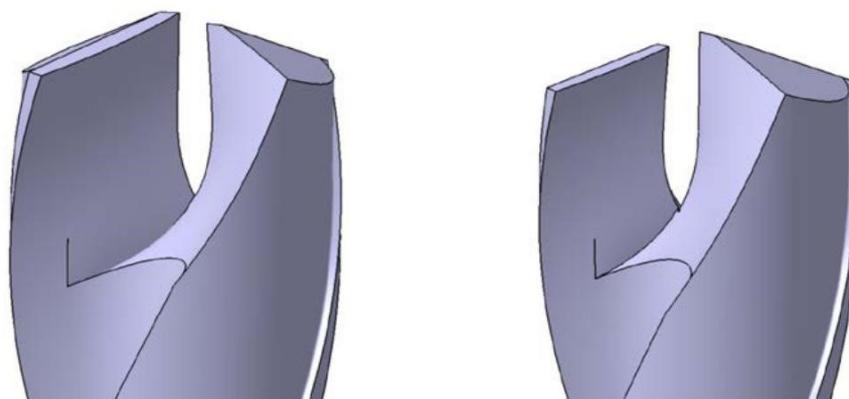


Figura 43. Modifica alla scanalatura

La scelta di adottare una geometria regolare, smussata e addolcita è stata dettata da esigenze di riduzione delle sollecitazioni che si concentrano negli spigoli vivi. Questi, seppur laterali e non adibiti direttamente alle operazioni di foratura, possono ridurre la vita utile dell'utensile.

L'utensile così realizzato, fissando un piano all'estremità ortogonale al cilindro, presenterebbe un tagliente più alto. Ciò comporterebbe una maggiore sollecitazione dello stesso, che si tradurrebbe in una rottura prematura dell'utensile.

Per ovviare a questo problema, è stato praticato un taglio in modo da avere una piccola sezione piatta (ortogonale all'asse della punta) come riportato in Figura 45 e **Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.**

Con la modifica apportata, il tagliente lavorerà la parte centrale del materiale quasi per taglio ortogonale, mentre la restante parte del tagliente continua a lavorare in maniera tradizionale.

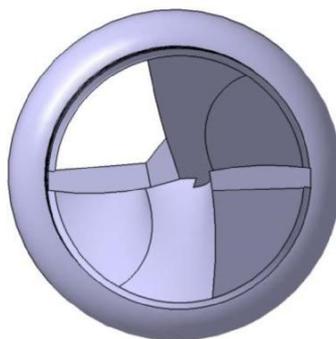


Figura 44. Vista dall'alto dell'utensile modificato.

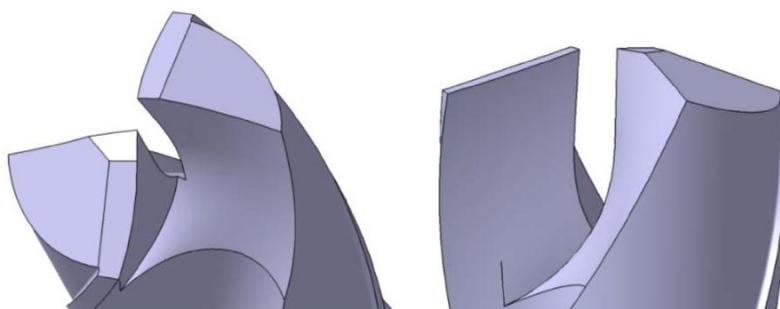


Figura 45. Vista isometrica e vista laterale dell'utensile modificato.

L'ultima modifica apportata al modello virtuale del nostro utensile è stata quella di creare una geometria che riducesse in modo evidente il fenomeno più dannoso che si può verificare in un'operazione di foratura su laminati compositi, ossia la delaminazione. Da analisi bibliografiche si è visto che punte con geometria del tipo a "C" riescono a ridurre tale fenomeno anche se presentano alcuni problemi per lo scarico dei trucioli. L'idea è quella di inglobare una minima parte di tale punta nella geometria proposta. In particolare si è provveduto a non far proseguire l'angolazione dei taglienti fino alle estremità dell'utensile, bensì fermarsi in corrispondenza dello spessore del bordino laterale e di proseguire su quest'ultimo con un'angolazione differente, ad esempio di 90° rispetto l'asse della punta.

In Figura 46 è stata riportata una vista di dettaglio dell'estremità a "C" della punta, mentre in Figura 47 un'immagine della geometria finale proposta.

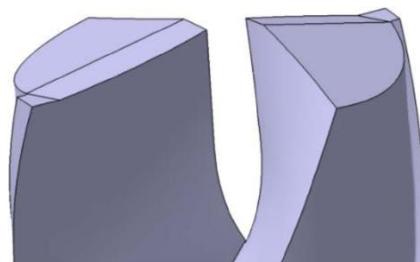
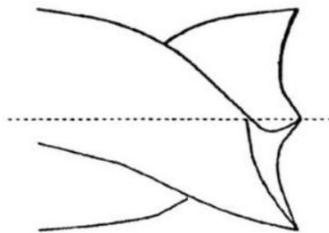
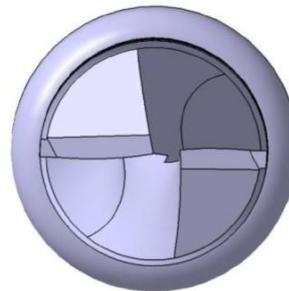
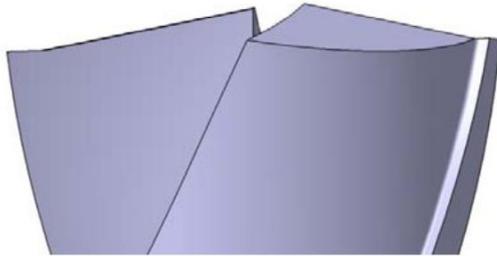


Figura 46. Estremità a "C" della geometria proposta

Figura 47. Vista di dettaglio della geometria proposta

3 ANALISI SPERIMENTALE SUL PROCESSO DI FORATURA

Per poter validare un generico modello matematico del processo di foratura, c'è bisogno di una campagna sperimentale in cui sono stati fissati tutti i parametri e le geometrie da testare. In questo modo, i dati ottenuti saranno utili per tarare il modello numerico che successivamente sarà proposto.

La campagna sperimentale ha interessato geometrie di utensili a doppia elica in metallo duro integrale con diametro nominale di 6,35mm. Sono riportati di seguito in Figura 48 un'immagine rappresentativa degli utensili utilizzati, denominati *utensile A* e *utensile B*, mentre sono in Tabella 3 sono riportate le loro proprietà geometriche.



Figura 48. Utensili da testare.

Name	Total length [mm]	Helix length [mm]	Cutting-edge angle
A	100	50	120°
B	100	28	115°

Tabella 3. Caratteristiche geometriche degli utensili utilizzati

Il sistema sperimentale adottato per l'esecuzione delle prove di foratura, riportato nelle figure successive, è costituito dai seguenti elementi:

- *Trapano assiale ad ultra velocità* riportato in Figura 49, corredato di attrezzatura di fissaggio dei campioni sui quali effettuare la foratura;
- *Sistema di acquisizione dei parametri di processo* (carico assiale e momento torcente) riportato in Figura 50.



Figura 49. Trapano ad alta velocità.



Figura 50. Sistema di acquisizione.

Per quanto riguarda il sistema di acquisizione, esso è costituito dai seguenti elementi:

- Piastra dinamometrica KISTLER modello 9257A per la rilevazione della forza d'avanzamento con relativo amplificatore modello 5007;
- Piastra dinamometrica KISTLER modello 9277A25 per la rilevazione del momento torcente con relativo amplificatore modello 5007;
- Scheda di acquisizione NI 9239 della National Instruments, con ben quattro canali disponibili per l'acquisizione, ed una frequenza di campionamento in un range che va da 1613 provini al secondo fino a 50000 provini al secondo.
- Computer e software VBA (Vibration Basic Analyzer), sempre della National Instruments, per l'acquisizione e la registrazione del segnale della forza e del momento.

Il trapano ad alta velocità messo a disposizione dal laboratorio del dipartimento di Ingegneria Chimica, dei Materiali e della Produzione Industriale dell'Università degli studi di Napoli "Federico II". La velocità massima di rotazione è pari a 10000 giri/min ed è ottenuta mediante un elettro-mandrino. Il moto di avanzamento, controllato elettronicamente grazie al posizionatore analogico per asse lineare SIDAC MC111/C

della MTL automazioni, avviene tramite il movimento dell'elettro-mandrino, e la velocità massima è pari a 83,33 mm/s.

La procedura di acquisizione è composta da quattro fasi:

- Taratura (eseguita solo una volta all'avvio delle prove);
- Azzeramento;
- Foratura;
- Acquisizione.

La taratura deve essere fatta per i due comandi di acquisizione forza e momento ad ogni ripresa delle prove. I valori di *sensitivity* del trasduttore da impostare sono suggeriti in modo preciso dalle schede tecniche delle due piastre dinamometriche.

Per quanto concerne la forza, i valori sono rispettivamente pari a -7,5 pC/N per la F_x o F_y , e per la F_z pari a -3,5 pC/N, quest'ultimo è proprio il valore che a noi interessa.

Viceversa, il valore da impostare per il momento M_z risulta essere di - 2,5 pC/Ncm.

Tali numeri sono da introdurre come parametri di sensibilità nell'amplificatore, anche qui mediante procedura esposta sul manuale tecnico, che, per le cifre in questione, consta nel settare il primo anello regolatore in un range di 1-11, e poi manovrare le altre due manopole in modo tale da inserire l'esatto valore numerico.



Figura 51. Interfaccia dell'amplificatore KISTLER modello 5007.

Ad ogni modo, anche se questa procedura è sufficiente per ottenere il risultato desiderato, si è reputato necessario e conveniente effettuare una verifica della taratura, disponendo pesi di quantità nota sulle due piastre dinamometriche, e constatando che gli output in termini di tensioni ottenuti corrispondessero alle reali grandezze in questione.

Per quanto riguarda la fase di azzeramento, invece, si precisa che essa va eseguita all'inizio di ogni prova tramite i semplici comandi *shift* e poi *run/stop*, che sono presenti sull'interfaccia del posizionatore analogico della macchina (fig.4.9).



Figura 52. Interfaccia del posizionatore analogico per asse lineare SIDAC MC111/C sella MTL.

Sempre grazie al microprocessore, si dà inizio all'esecuzione dei blocchi in precedenza programmati in maniera accurata nella fase di setup e posizionamento dei provini, in termini di corsa, velocità ed accelerazione di avanzamento, che permettono di effettuare la foratura.

Si vuole, inoltre, puntualizzare che la fase fondamentale di acquisizione dei segnali di forza e momento avviene dal momento in cui si dà avvio al trapano a quello di completa fuoriuscita della punta dal foro. Se così non fosse, ovvero se l'acquisizione si avviasse dopo che la macchina inizi ad eseguire la lavorazione, a causa delle inevitabili vibrazioni sempre presenti che venissero rilevate dai trasduttori, si avrebbe lo spostamento dallo zero dei segnali ad un valore che risulta essere la media dei punti inizialmente acquisiti. Ciò potrebbe invalidare le prove, o quantomeno ne renderebbe più difficoltosa la lettura e l'extrapolazione dei risultati, e quindi è da evitare.

I dati ricavati da questa sperimentazione riguardo le forze esplicate durante la lavorazione sono stati relazionati al numero di fori realizzati; è dunque implicita una correlazione con lo stato di usura dell'utensile.

3.1 Design Of Experiment

La sperimentazione condotta ha avuto l'obiettivo di monitorare la dipendenza della forza verticale, del momento e dell'usura dell'utensile dai parametri di taglio e dalla tipologia di utensile adoperato. In particolare sono state condotte prove con la stessa

tipologia di utensile, variando i parametri di taglio e prove variando la tipologia di utensile ma mantenendo fissi i parametri di taglio. In tutti i set di sperimentazione si è scelto, in base a precedenti studi, di posizionare i provini di CFRP con lato “tool side” in uscita, in modo da analizzare le peggiori condizioni operative, in termini sia di delaminazione sia di finitura superficiale. Si è dimostrato infatti che l’eccesso di resina relativo al lato “bag side” protegge le fibre durante la lavorazione da eventuali delaminazioni e sfrangiamenti.

Lo schema relativo ai parametri ed agli utensili scelti nei differenti set di sperimentazione è abbastanza corposo, tuttavia si riportano solamente due casi studio che sono stati successivamente simulati mediante software di calcolo LS-DYNA.

Caso Studio	Utensile	n [giri/min]	F [mm/min]	a [mm/giro]
1	A	6000	20	0,2
2	B	600	744	0,2

Tabella 4. Design of Experiment

Di seguito verrà descritta nel dettaglio la metodologia di svolgimento delle singole prove, dell’acquisizione delle forze e del rilievo dell’usura dell’utensile. L’elaborazione dei dati ottenuti, tramite il programma Matlab R2012a, ha consentito di effettuare l’analisi della variazione delle forze in relazione al numero di fori, all’usura ed all’utensile adoperato.

3.1.1 Caso Studio n°1

Il seguente set di sperimentazione valuta il comportamento della prima tipologia di utensile, l’*utensile A*, in termini di forze esplicate e di usura, al variare dei parametri di taglio. I valori dei parametri di taglio, riportati di seguito, sono stati scelti in base ad un’analisi bibliografica.

$$F = 20 \text{ mm/min}$$

$$V_t = 6000 \text{ giri/min}$$

$$a = 0,12 \text{ mm/giro}$$

Fissati i parametri di taglio, sono stati realizzati in successione 100 fori, con interruzioni ad intervalli regolari di 20 fori, per analizzare il grado di usura dell’utensile. Per ogni foro è stata effettuata l’acquisizione della forza verticale e del momento. I dati ricavati sono stati in seguito processati mediante software Matlab R2012a. I grafici riportati di

seguito mostrano l'andamento della media mobile, risultato dell'elaborazione numerica, per i fori n°1, 20, 40, 60, 80 e 100.

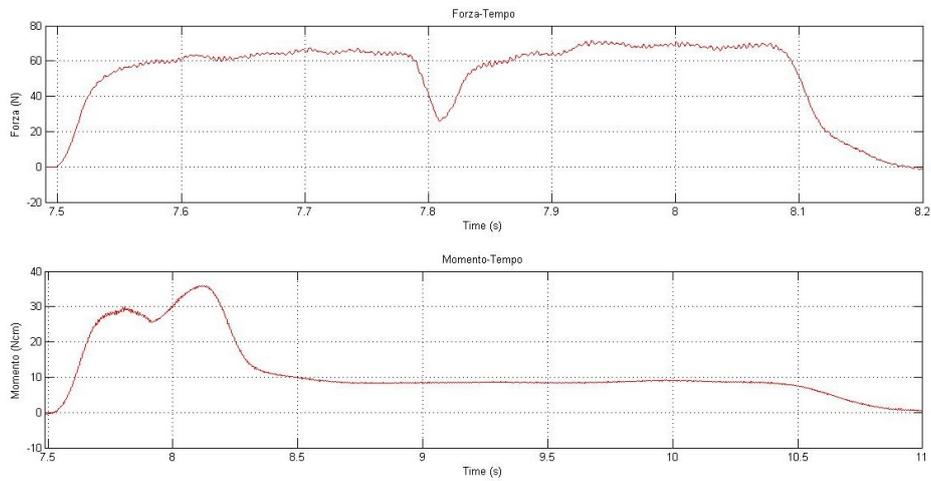


Figura 53. Andamento di F_z e di M per il foro n°1

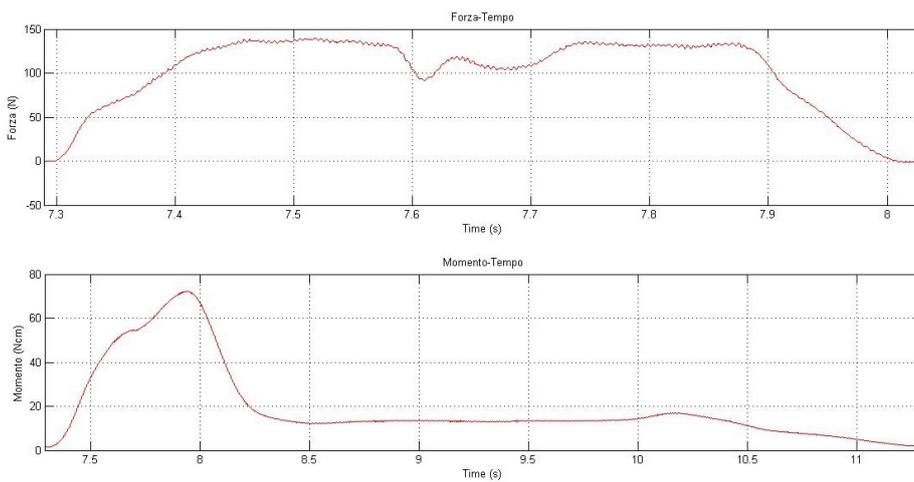


Figura 54. Andamento di F_z e di M per il foro n°20

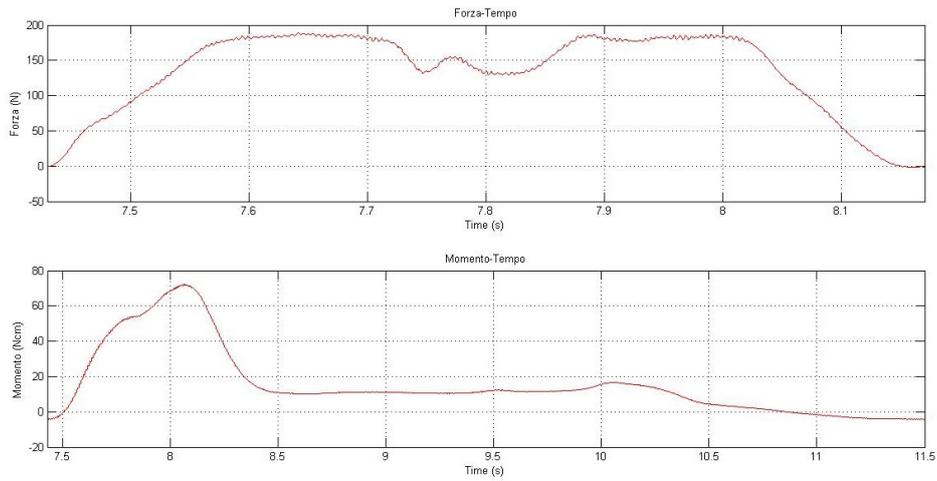


Figura 55. Andamento di Fz e di M per il foro n°40

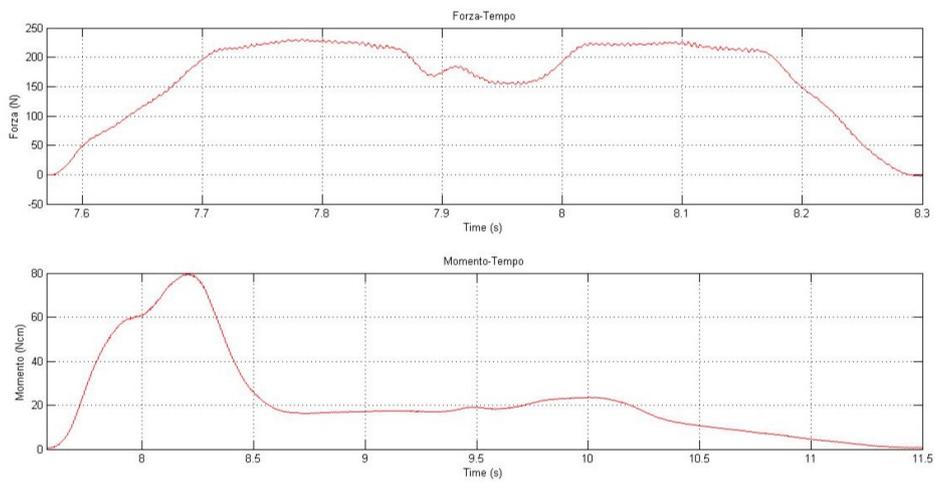


Figura 56. Andamento di Fz e di M per il foro n°60

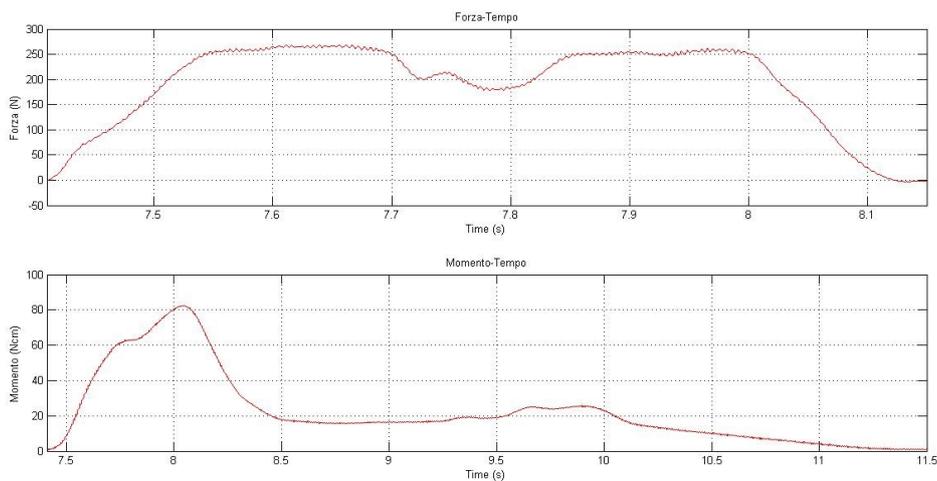


Figura 57. Andamento di Fz e di M per il foro n°80

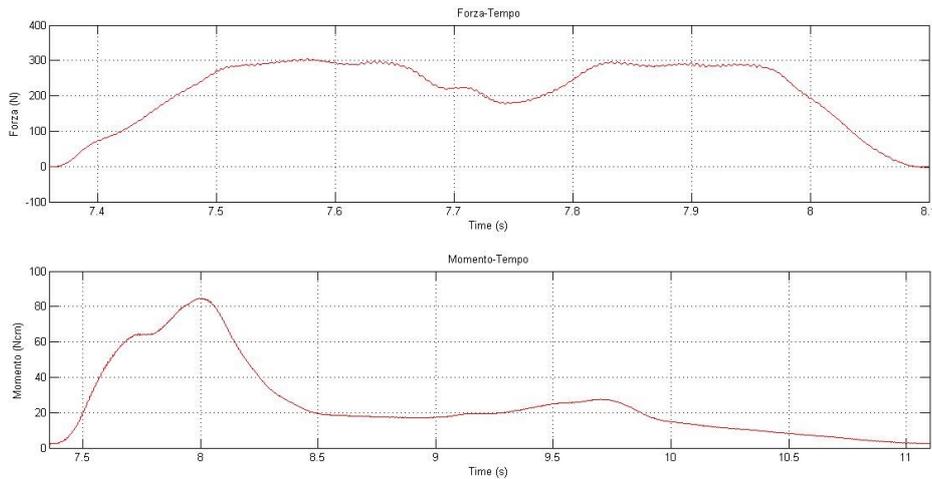


Figura 58. Andamento di F_z e di M per il foro n°100

L'andamento di forza e momento combaciano con i risultati bibliografici. La forza cresce man mano che il tagliente impegna il materiale e raggiunge un valore costante quando l'utensile è completamente affondato nel pezzo. Il decremento intermedio è relativo alla fase di passaggio dell'utensile dal primo al secondo laminato del pacchetto, oltre il quale, impegnandosi sempre più nel materiale, l'utensile esplica una forza prima crescente e poi costante. Man mano che l'utensile abbandona il pezzo la forza decresce, fino ad annullarsi a lavorazione ultimata. Il momento cresce rapidamente e linearmente nella fase iniziale del processo in corrispondenza dell'aumento della parte di labbro coinvolta e dell'attrito crescente tra le superfici laterali dell'utensile e l'interno del foro. Quando l'utensile rompe la superficie inferiore del foro, l'unica componente rimanente è quella legata all'attrito, per cui si ha un iniziale decremento, fino al raggiungimento di un valore costante.

Lo stretto legame tra forze e momento ed usura dell'utensile è stato evidenziato analizzando, a partire dai dati precedentemente elaborati, l'andamento dei valori della coppia e della forza verticale al variare del numero di fori realizzati. Dall'analisi dei successivi diagrammi (Figura 59 e Figura 60) è evidente come il progressivo aumento dell'usura dell'utensile, ovvero di numero di fori realizzati, sia strettamente correlato ad una variazione dei valori di forza e momento, che, in queste particolari condizioni di lavoro, subiscono incrementi rispettivamente del 500% e del 300%.

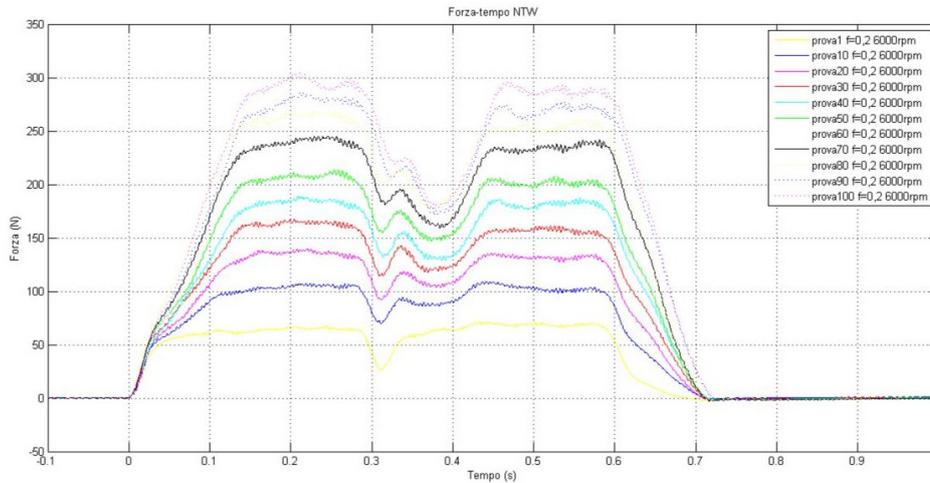


Figura 59. Andamento di Fz ogni 10 fori.

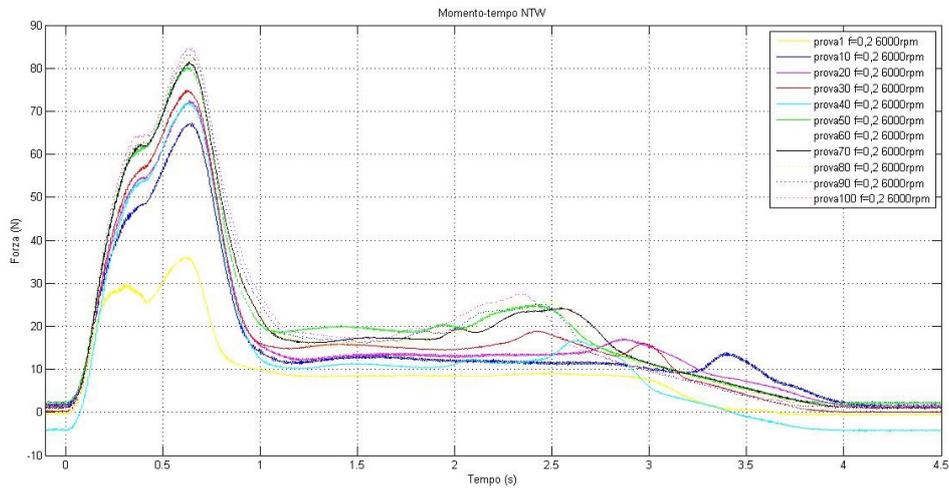


Figura 60. Andamento del momento torcente ogni 10 fori.

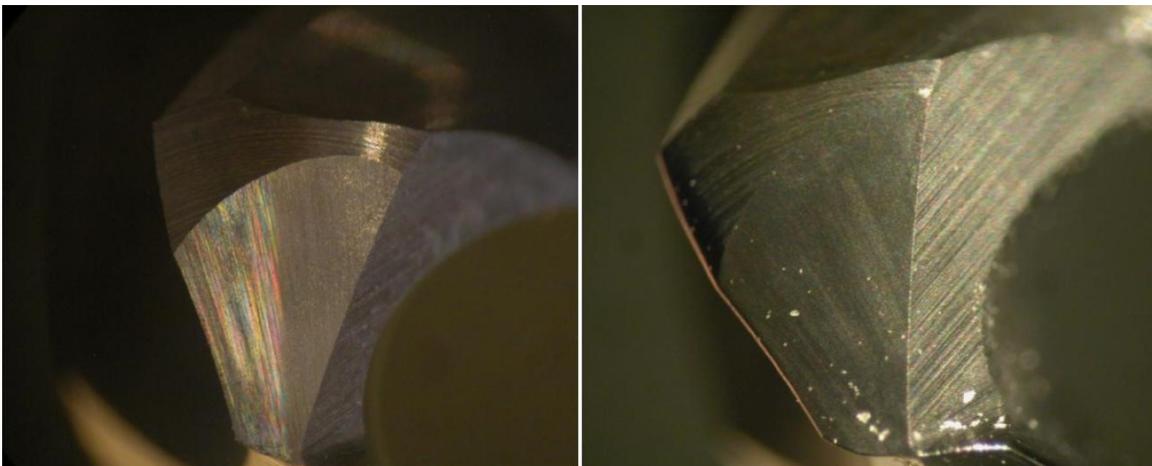


Figura 61. Confronto dell'utensile prime della lavorazione e dopo 100 fori.

In Figura 61 è mostrato il confronto tra l'utensile non usurato e lo stesso al termine della realizzazione dei cento fori; il progredire dell'usura si manifesta sotto forma di un arrotondamento del profilo del tagliente.

3.1.2 Caso Studio n°2

Per questo caso studio è stato utilizzato l'*utensile B*, con i parametri di taglio riportati in Tabella 4, scelti anche in questo caso da un'analisi bibliografica.

$F=20$ mm/min

$V_t=6000$ giri/min

$a=0,2$ mm/giro

Fissati i parametri di taglio, sono stati realizzati in successione 100 fori, con interruzioni ad intervalli regolari, in particolare ogni 20 fori, per analizzare il grado di usura dell'utensile. Per ogni foro è stata effettuata l'acquisizione della forza verticale e del momento torcente. I dati ottenuti sono stati in seguito processati tramite software Matlab R2012a. Le figure seguenti mostrano i grafici della media mobile, risultato dell'elaborazione numerica, per i fori n°1, 20, 40, 60, 80 e 100.

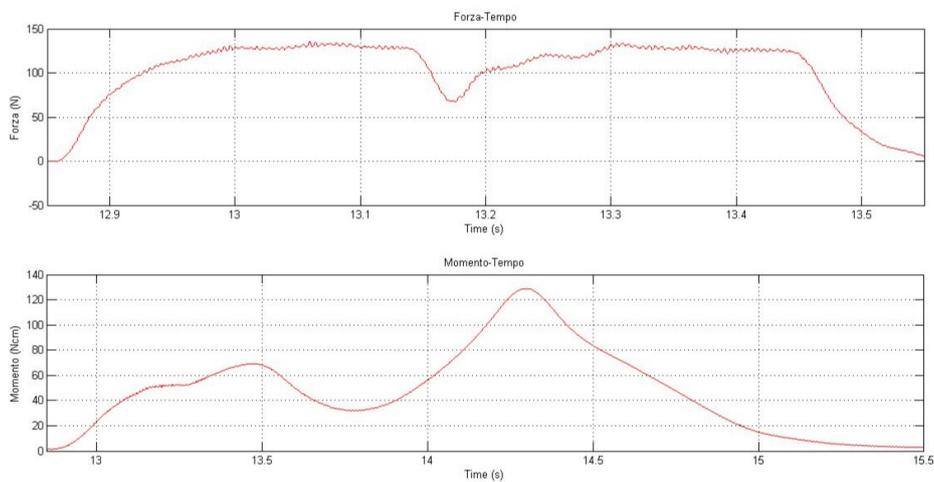


Figura 62. Andamento di F_z e di M per il foro n°1

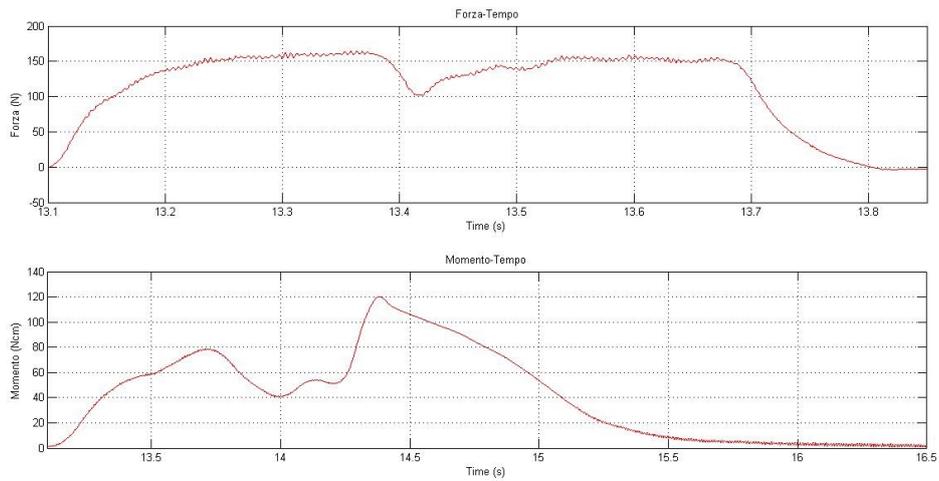


Figura 63. Andamento di Fz e di M per il foro n°20

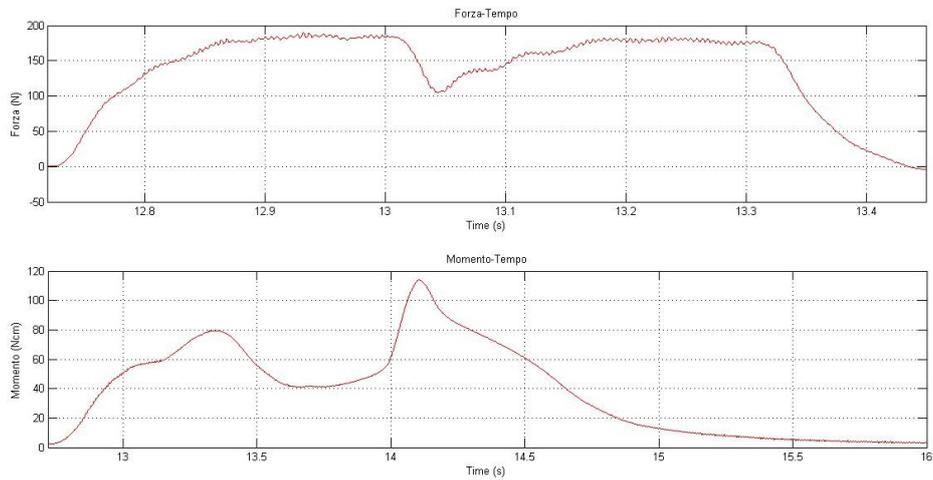


Figura 64. Andamento di Fz e di M per il foro n°40

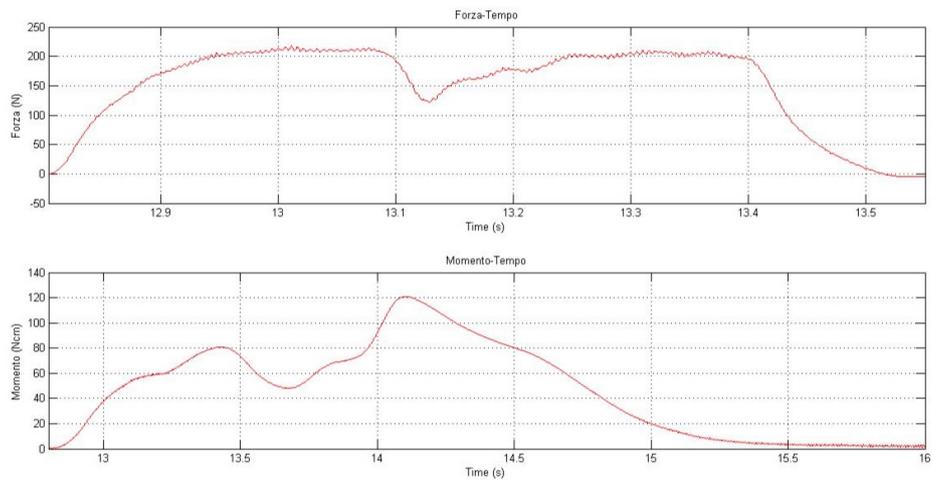


Figura 65. Andamento di Fz e di M per il foro n°60

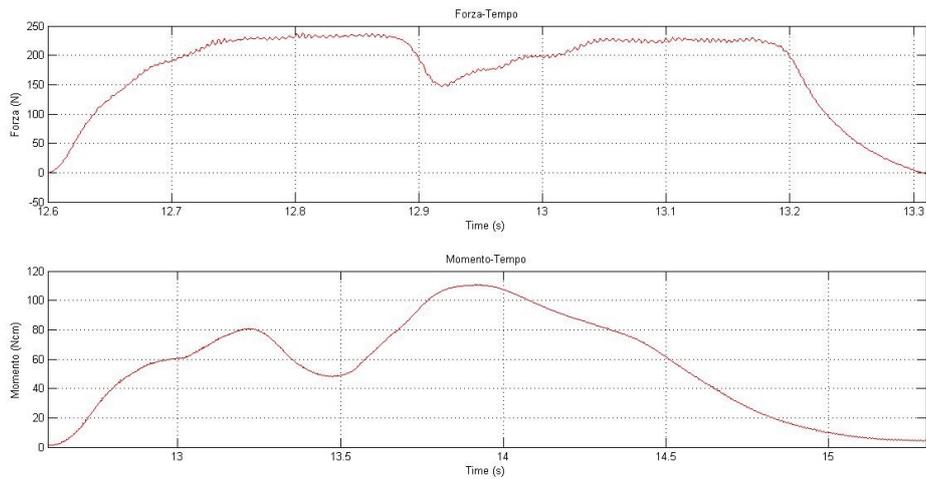


Figura 66. Andamento di F_z e di M per il foro n°80

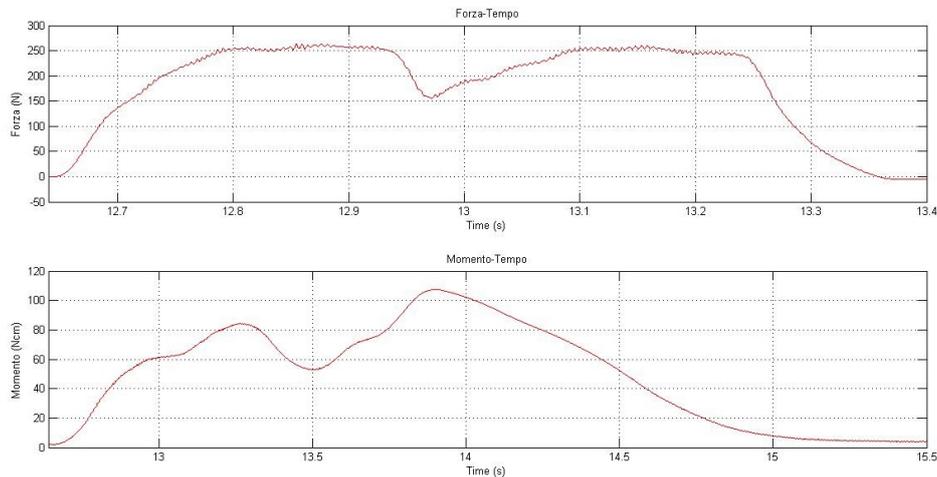


Figura 67. Andamento di F_z e di M per il foro n°100

Con i dati così ottenuti è possibile correlare la forza ed il momento espliciti con l'usura dell'utensile, tracciandone l'andamento al variare del numero di fori realizzato, come mostrato in Figura 68 e Figura 69.

Anche in questo caso gli andamenti di forza e momento combaciano con i risultati bibliografici. La forza cresce man mano che il tagliente impegna il materiale e raggiunge un valore costante quando l'utensile è completamente affondato nel pezzo. Il decremento intermedio è relativo alla fase di passaggio dell'utensile dal primo al secondo laminato del pacchetto, oltre la quale, impegnando sempre più nel materiale, l'utensile esplica una forza prima crescente e poi costante. Man mano che l'utensile abbandona il pezzo la forza decresce, fino ad annullarsi a lavorazione ultimata. Il momento cresce rapidamente e linearmente nella fase iniziale del processo in

corrispondenza dell'aumento della parte di labbro coinvolta e dell'attrito crescente tra le superfici laterali dell'utensile e l'interno del foro. Quando l'utensile rompe la superficie inferiore del foro, l'unica componente rimanente è quella legata all'attrito, per cui si ha un iniziale decremento, fino al raggiungimento di un valore costante.

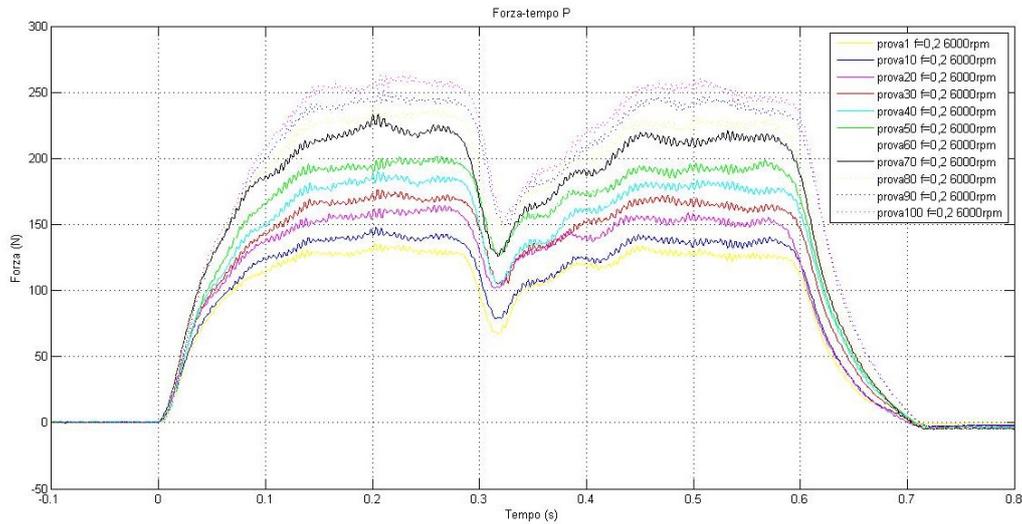


Figura 68. Andamento di F_z ogni 10 fori.

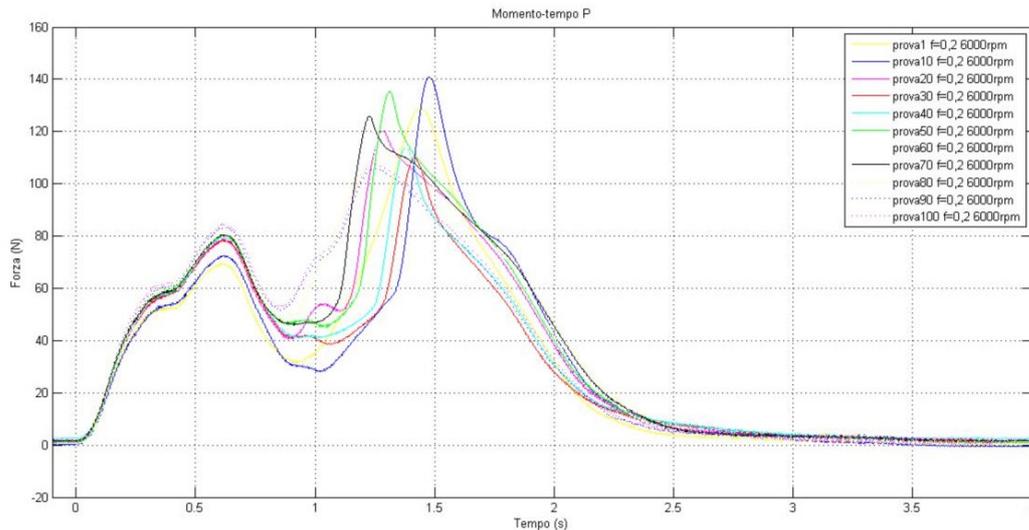


Figura 69. Andamento del momento ogni 10 fori.

L'incremento dei valori di forza e momento è, in questo specifico caso, più contenuto, seppur i valori relativi ai primi fori siano più elevati rispetto ad altri rilievi sperimentali. È comunque evidente un progressivo aumento dei valori di forza e momento tra i primi e gli ultimi fori realizzati, in corrispondenza di un incremento di usura dell'utensile.

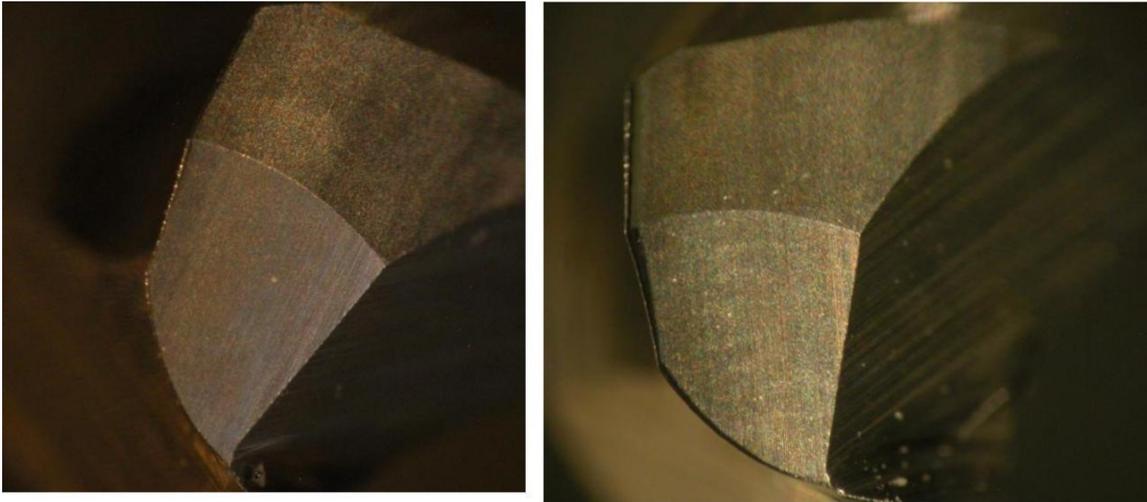


Figura 70. Confronto dell'utensile prima della lavorazione e dopo 100 fori.

Dal confronto mostrato in Figura 70 tra l'utensile non usurato e lo stesso al termine della realizzazione dei cento fori, il progredire dell'usura si può notare in una zona piuttosto ristretta del tagliente, sotto forma di un arrotondamento del suo profilo.

3.2 Confronto tra utensili

A partire dai risultati appena descritti, è possibile effettuare un confronto che metta in evidenza la variazione del valore della forza e del momento, mantenendo fissi i parametri di taglio e variano la tipologia di utensile.

I diagrammi successivi mostrano i diversi andamenti della forza e del momento per le tre differenti tipologie di utensili, relativi alla lavorazione di foratura effettuata con i seguenti parametri di taglio:

$F=20$ mm/min

$V_t=6000$ giri/min

$a=0,2$ mm/giro

I grafici mostrati riportati da Figura 71 a Figura 82 mostrano i confronti relativi ai fori n°1, 20, 40, 60, 80, 100 per gli *utensili A e B* uniti con l'andamento di un utensile di riferimento.

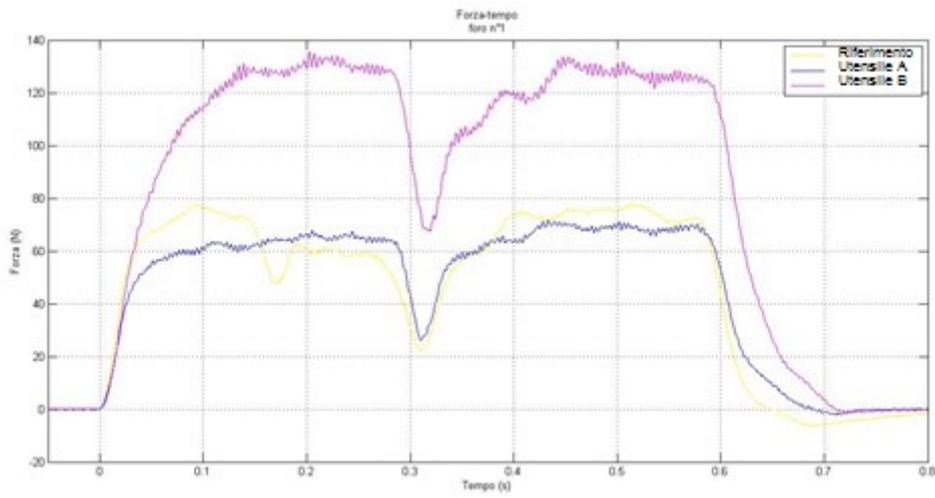


Figura 71. Confronto Fz per i tre utensili al foro n°1

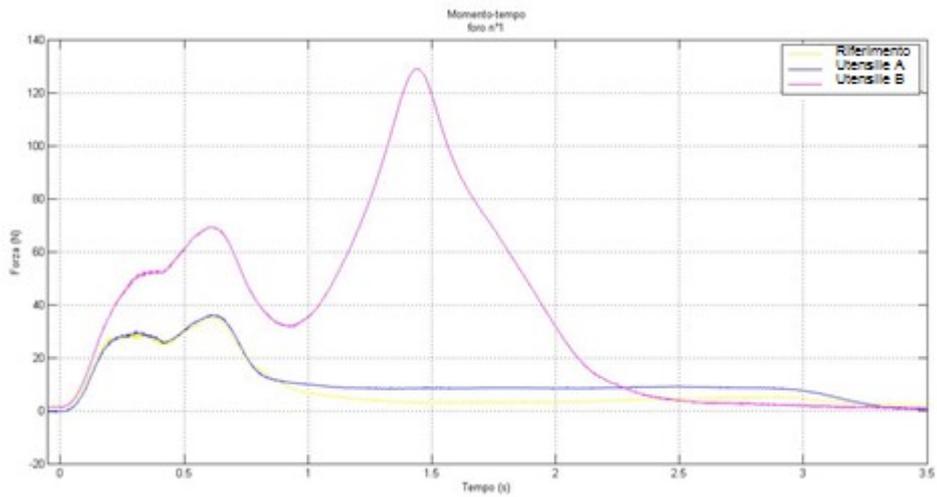


Figura 72. Confronto M per i tre utensili al foro n°1

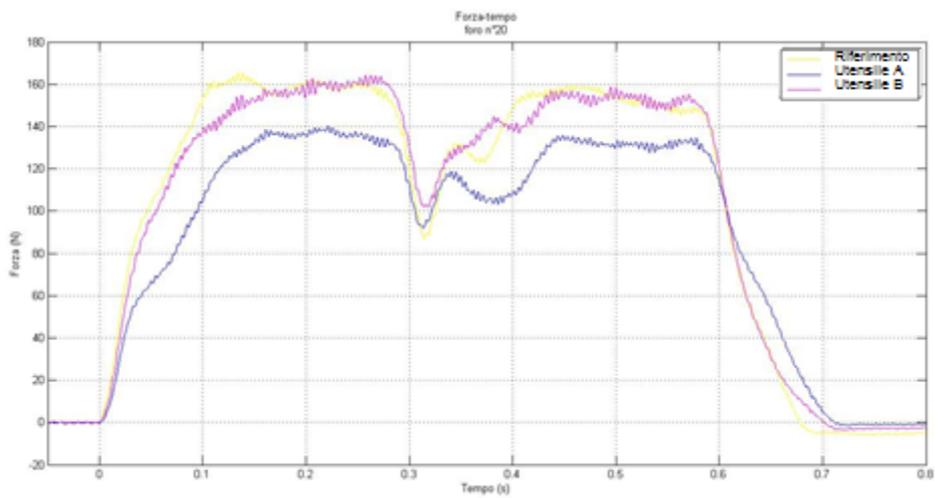


Figura 73. Confronto Fz per i tre utensili al foro n°20

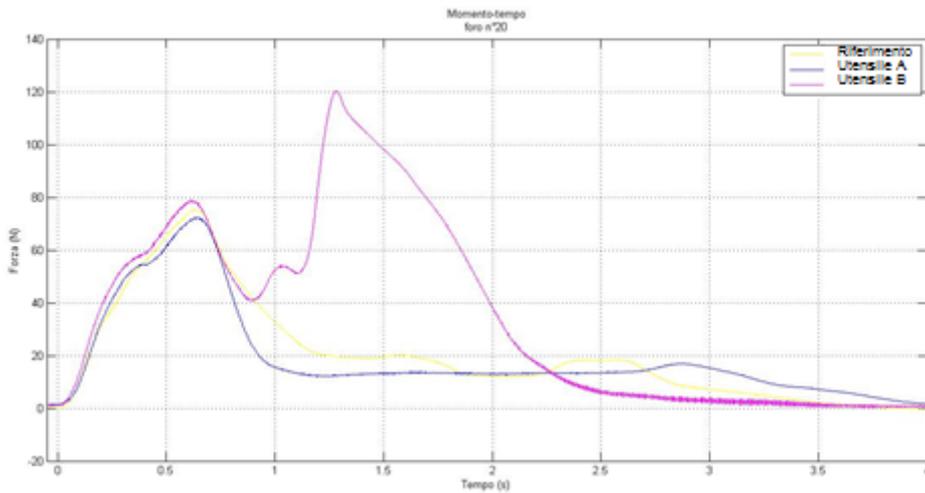


Figura 74. Confronto M per i tre utensili al foro n°20

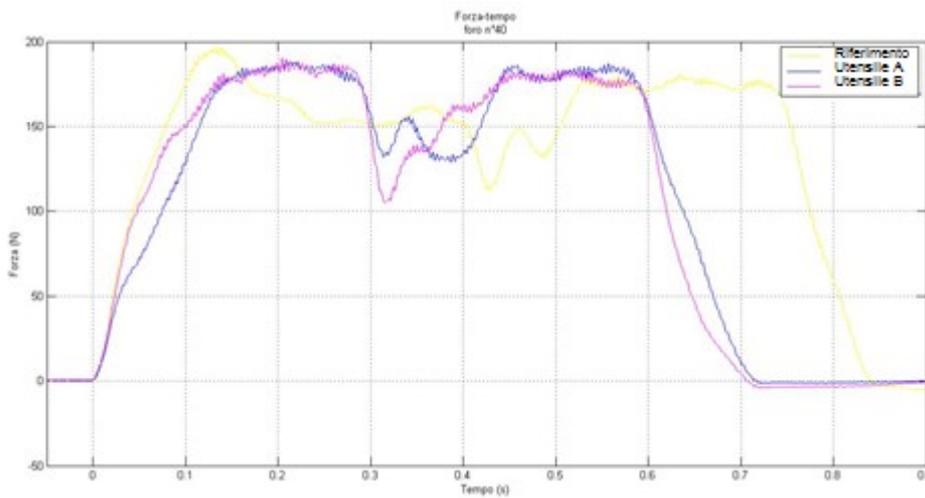


Figura 75. Confronto Fz per i tre utensili al foro n°40

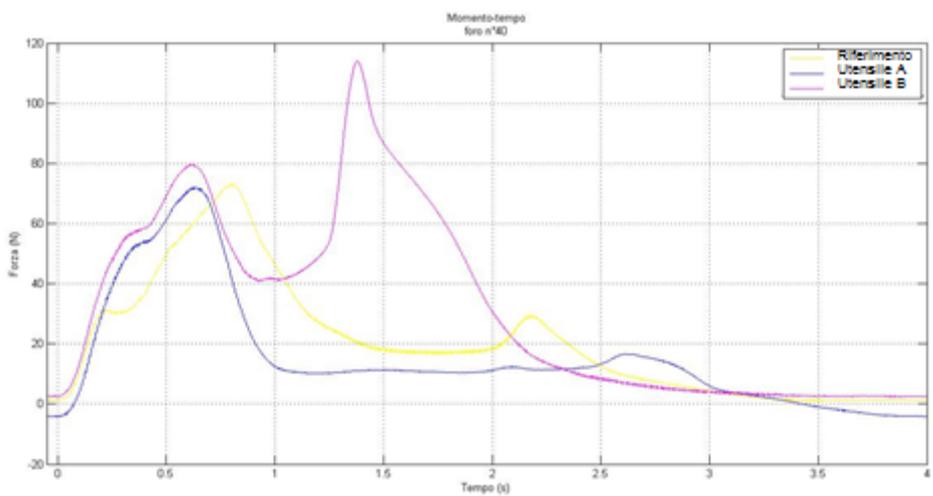


Figura 76. Confronto M per i tre utensili al foro n°40

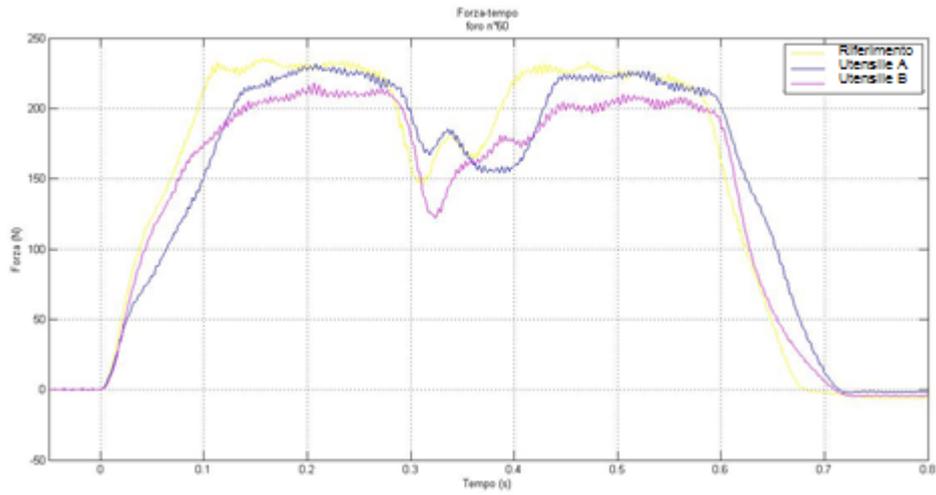


Figura 77. Confronto Fz per i tre utensili al foro n°60

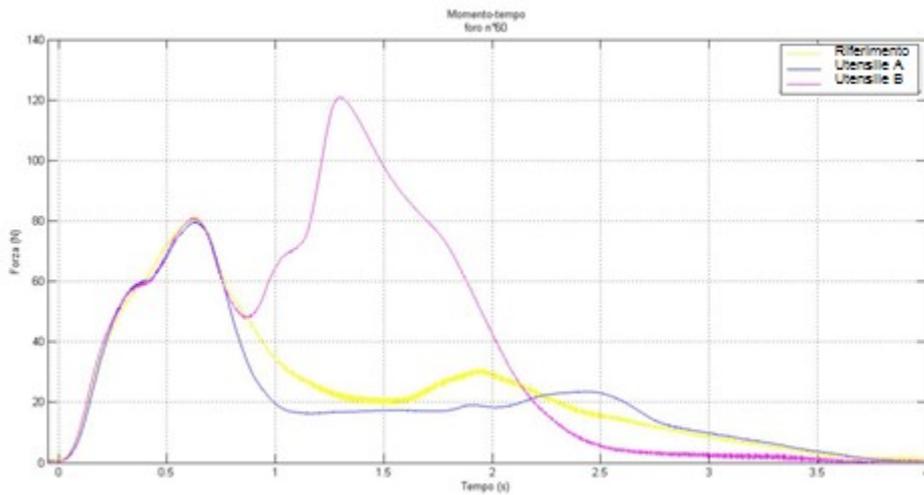


Figura 78. Confronto M per i tre utensili al foro n°60

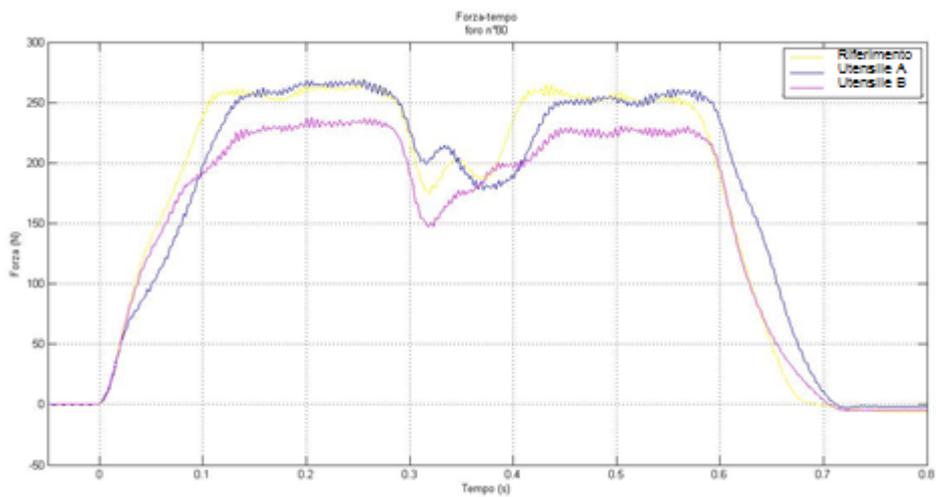


Figura 79. Confronto Fz per i tre utensili al foro n°80

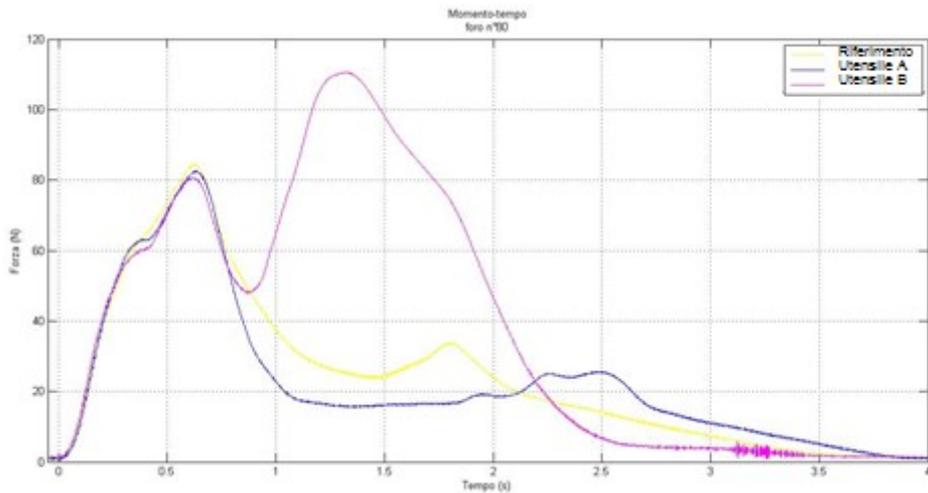


Figura 80. Confronto M per i tre utensili al foro n°80

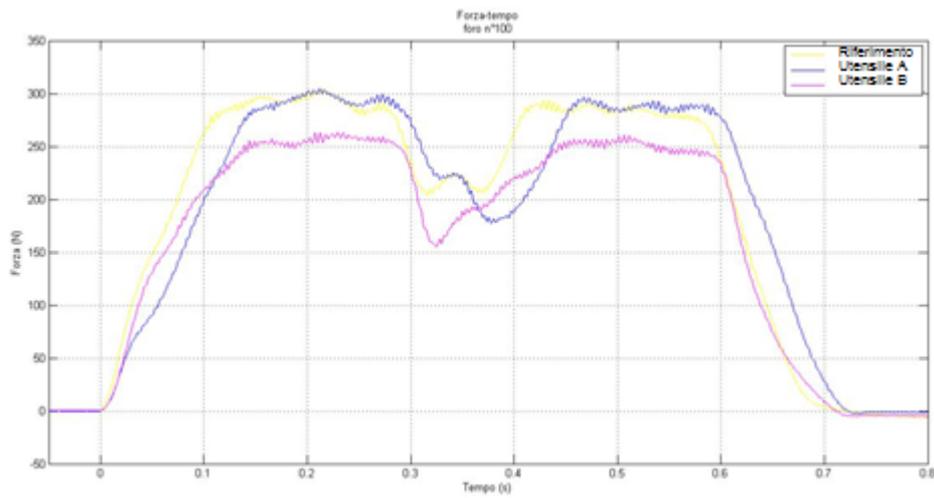


Figura 81. Confronto Fz per i tre utensili al foro n°100

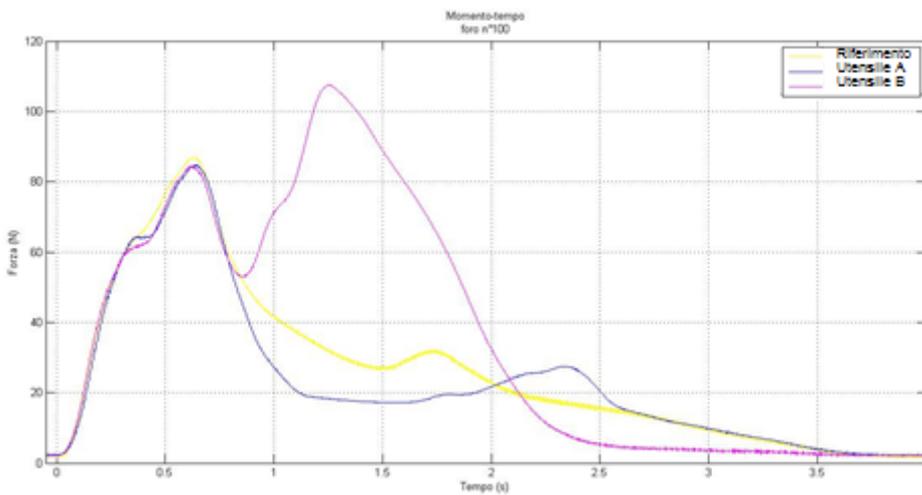


Figura 82. Confronto M per i tre utensili al foro n°100

In generale, l'andamento della forza nel tempo è simile per tutte e le punte analizzate. Tuttavia, l'utensile B fa registrare valori di forza notevolmente superiori al monitoraggio del 1° foro, rispetto all'utensile A.

I valori si livellano per i monitoraggi dal 20° al 60°, per poi far registrare un decremento del valore registrato per l'utensile B che dimostra una maggiore resistenza all'usura.

I risultati relativi al momento torcente registrano dei valori quasi identici per i diversi monitoraggi. Per l'utensile B si registra un andamento differente, con un picco massimo in corrispondenza della fase decrescente dell'utensile B; questo particolare andamento può essere spiegato come un fenomeno di risonanza che si verifica, per la particolare punta in esame, nelle fasi finali di lavorazione. Quindi, ad esclusione dei primi fori, per i quali i valori del momento torcente sono significativamente più elevati per l'utensile B, proprio come accadeva per la forza assiale, per tutti i fori successivi i valori registrati sono simili per entrambi gli utensili monitorati.

4 SOFTWARE AGLI ELEMENTI FINITI – LS DYNA

4.1 Introduzione

Il metodo agli elementi finiti è un metodo numerico utilizzato per risolvere problemi di calcolo strutturale (stato di sforzo e deformazioni) in elementi con condizioni di carico per le quali non è ricavabile la soluzione analitica e non è possibile reperire risultati in letteratura.

Il metodo consiste nel discretizzare un corpo continuo, a infiniti gradi di libertà, con un numero finito di elementi di dimensioni finite e connessi tra loro solo in particolari punti detti “nodi”. In questo modo è possibile semplificare il problema riducendolo a un sistema di equazioni algebriche con un numero finito di incognite, ovvero gli spostamenti nodali.

A ciascun elemento è assegnata una “funzione di forma”, ovvero una funzione di spostamento lungo i bordi dell’elemento stesso che in sostanza serve a descrivere il comportamento di quel tipico elemento. In questo modo è possibile esprimere le componenti di spostamento di un generico punto appartenente ai bordi dell’elemento in funzione degli spostamenti dei soli nodi. Perciò, con tale assunzione, il problema passa dal dominio continuo al dominio discreto dove le incognite sono solo gli spostamenti nodali. A partire da questi è immediato il passaggio alle deformazioni e successivamente, mediante la matrice di legame sforzi-deformazioni, al tensore delle tensioni. [25]

Su queste basi si fonda il funzionamento dei software per analisi FEM.

Il software utilizzato nel presente lavoro di tesi è LS DYNA, codice a elementi finiti improntato all’analisi statica e dinamica di strutture meccaniche in campo non lineare, con particolare propensione verso i fenomeni che evolvono molto velocemente nel tempo (dinamici), quali urti e impatti.

La principale metodologia di risoluzione è basata su integrazione nel tempo di tipo esplicito, tuttavia è comunque disponibile un risolutore implicito, seppur con limitate capacità.

Il pacchetto software è in grado di gestire l'intero sviluppo dell'analisi nelle sue tre fasi caratteristiche:

1. Pre Processo (definizione del modello)
2. Analisi numerica (soluzione)
3. Post Processo (analisi dei risultati)

Si può intuire come la maggior parte del lavoro sia ascrivibile alla prima di queste fasi, la quale a sua volta si articola secondo la seguente sequenza logica:

- *Acquisizione della geometria*
È possibile sia crearla all'interno del preprocessor, sia importarla in formati compatibili da altri programmi.
- *Modellazione agli elementi finiti*
Consiste nella discretizzazione della struttura a partire dalla geometria, inoltre passo fondamentale di questa fase è la scelta del tipo di elemento da associare a ciascuna parte del modello, nonché del materiale di cui sarà composta.
- *Definizione dei carichi e delle condizioni cinematiche*
Vengono definiti i carichi agenti sulla struttura, i vincoli e ove necessario in che modo la struttura entrerà in contatto con altri corpi o con sé stessa.
- *Impostazione dei parametri di controllo dell'analisi*
In questa fase si assegnano tutti i parametri utili al solutore per eseguire il calcolo numerico.
- *Definizione delle grandezze desiderate in output*
Visto il gran numero di output attivabili, è necessario prestare attenzione alle grandezze cui si è realmente interessati e dunque ai particolari file che le contengono. Inoltre bisogna individuare i nodi dei quali interessa conoscere particolari informazioni per poi richiederne l'output, nonché l'intervallo di tempo intercorrente tra due successive operazioni di immagazzinamento dati nei files; capita frequentemente, infatti, di riempire gli output, di dati inutili che finiscono con il mascherare quelli di reale interesse, o addirittura produrre una tale quantità di output da portare l'analisi all'aborto per l'esaurirsi dello spazio a disposizione.
- *Controllo della validità del modello*

L'utente in questa fase deve verificare che nel modello costruito siano assenti elementi eccessivamente deformati o con rapporto di forma troppo spinto, compenetrazioni iniziali e deve inoltre accertarsi della connessione tra gli elementi costituenti il modello stesso. Per tutte queste funzioni il FEMB si rivela molto efficace e di facile utilizzo, racchiudendole tutte nell'apposito CHECK.

- *Trasferimento del modello al solutore*

Completate le precedenti fasi, si passa al salvataggio del file in formato keyword. Tutte le informazioni necessarie alla definizione del modello FEM e dell'analisi sono, infatti, raggruppate in blocchi di dati, identificati tramite parole chiave, keyword appunto. Alla fine sarà il solutore vero e proprio a fornire la soluzione del problema che si sta indagando.

Per quanto riguarda la fase di analisi dei dati (post processo), è possibile:

- Acquisire files ASCII contenenti i dati in output
- Visualizzare immagini della deformata e grafici di azioni interne, spostamenti e velocità
- Ottenere animazioni che riproducono, ad esempio, l'evolversi nel tempo dello stato di sforzo, delle deformazioni plastiche e della dissipazione di energia.

4.2 Descrizione del file di input di Ls Dyna

Il file .k, utilizzato in input dal solutore di Ls Dyna, è un tipico file ASCII e presenta una struttura ben definita. In particolare si possono individuare due sezioni riguardanti ognuna degli aspetti ben distinti della costruzione del modello [26][27]:

- *Area di controllo*

Nella quale sono riportati i comandi di settaggio delle caratteristiche numeriche generali dell'analisi che si andrà a svolgere (controllo del timestep, termine dell'analisi, impostazioni dei contatti ecc) e le impostazioni sui file di output desiderati (quali risultati devono essere salvati e con quale frequenza nel processo di integrazione)

- *Area di definizione geometrica del modello*

In cui si definiscono i nodi costituenti il modello, gli elementi che li connettono, le parti che riuniscono questi ultimi, i materiali di cui queste sono costituite e,

ove necessario, le equazioni di stato con le quali vengono trattati tali materiali.
 Non mancano inoltre apposite “card” per l’impostazione dei contatti, dei vincoli
 e dei carichi agenti

All’interno di ognuna delle suddette aree, i dati numerici sono immessi in “cards”
 rigidamente suddivise in 8 campi da 10 caratteri all’interno di ciascuno dei quali è
 possibile adottare il formato più conveniente per i numeri, senza alcuna limitazione. La
 figura 21 serve a chiarire meglio la struttura del file ed il modo in cui al suo interno
 sono collegate le varie entità.

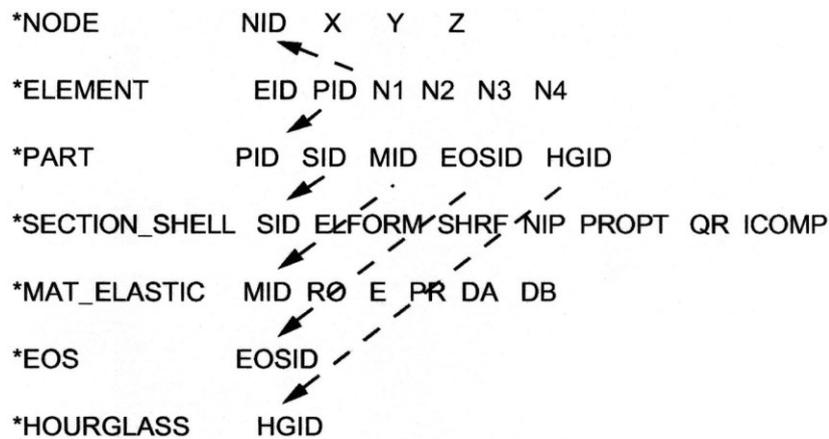


Figura 83: Struttura del file .k

Le frecce indicano i collegamenti logici tra le varie keywords. Così nella keyword
 *ELEMENT sarà presente un “element identifier”, un identificatore della parte cui
 l’elemento appartiene, insieme con gli identificatori dei nodi delimitanti l’elemento
 stesso, a loro volta definiti nella sezione *NODE. I campi della keyword *PART
 contengono invece l’identificatore della parte, della sezione cui essa appartiene, del
 materiale di cui è costituita (che rimanda alla sezione *MAT), dell’equazione di stato
 con la quale il materiale è eventualmente modellato (che è specificata nella sezione
 *EOSD), e via procedendo in questa serie di “specificazioni concatenate tra loro” fino
 alla keyword *END, che chiude il file. Un’osservazione anche solo superficiale rende
 immediatamente chiara la necessità dell’utente di dover acquisire il più velocemente
 possibile la massima familiarità tanto con la divisione in campi del file, tanto con il
 significato del maggior numero possibile delle cards e dei loro campi, essendo questo

l'unico modo per compensare la perdita del contatto fisico con il problema nella delicata fase del preprocesso.

4.3 Descrizione del moto e soluzione delle equazioni di equilibrio

La natura dei problemi alla cui soluzione è mirato l'LS-DYNA, fortemente non lineari e lontani dall'ipotesi di piccole deformazioni, pone l'utente davanti alla necessità di scegliere, prima di tutto, la formulazione del vettore degli spostamenti più adeguata al problema. Se infatti, come avviene nella maggior parte dei casi, un approccio lagrangiano conduce a risultati del tutto validi, non di rado ci si trova di fronte a distorsioni degli elementi talmente spinte da rendere necessario il ricorso ad una formulazione euleriana del problema.

Per quanto esposto si è ritenuto utile riassumere i due modi di descrivere il problema del moto di un corpo, preceduti da un piccolo, ma utile, glossario dei termini chiave usati nella trattazione:

- *Punto*: è una posizione fissata nello spazio
- *Particella*: è una piccola porzione di un mezzo continuo
- *Configurazione di una particella*: è l'insieme dei punti dello spazio occupati da una particella ad un dato istante
- *Deformazione*: è il cambiamento di forma subito da un continuo, tra una configurazione iniziale, generalmente indicata come "indeformata", ed una finale
- *Flusso*: indica il continuo stato di moto di un mezzo continuo

4.3.1 Approccio Lagrangiano ed Euleriano al problema del moto di un corpo

Si consideri ora la generica particella P_0 di un continuo, individuata al tempo $t=0$ dalle coordinate X ed Y , relativamente ad un riferimento OXY . Al passare del tempo, le coordinate X ed Y varieranno secondo le leggi:

$$\begin{aligned}x &= x(X, Y, t) \\ y &= y(X, Y, t)\end{aligned}\tag{4.1}$$

le quali, se note per ogni particella del continuo, rappresentano la legge di trasformazione del dominio $V_0(X,Y)$ nel dominio $V(x,y)$ parametrizzata in funzione del tempo t . Supponendo che la suddetta trasformazione sia ad un sol valore, le (2.1) devono anch'esse risultare funzioni di un sol valore, continue e differenziabili. Inoltre lo jacobiano della trasformazione:

$$|F| = \begin{vmatrix} \frac{\partial x}{\partial X} & \frac{\partial x}{\partial Y} \\ \frac{\partial y}{\partial X} & \frac{\partial y}{\partial Y} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \alpha_i \\ \alpha_j \end{vmatrix}$$

(4.2)

risulterà essere non singolare, ossia diverso da 0 in V_0 e $\forall t$. Con tali ipotesi, le (2.1) rappresentano la cosiddetta “descrizione lagrangiana materiale del moto di un corpo”. Le coordinate indipendenti X ed Y , descrittive la configurazione indeformata del corpo, sono dette anche “coordinate materiali”, mentre le coordinate dipendenti x ed y , descrittive la configurazione al generico istante t , sono anche note come “coordinate spaziali”. In tale formulazione la velocità e le accelerazioni sono definite come le derivate locali delle coordinate spaziali rispetto al tempo, vale a dire:

$$\begin{aligned} \dot{u} &= \dot{u}(X, Y, t) = \left(\frac{\partial u}{\partial t} \right)_{X,Y} & \dot{v} &= \dot{v}(X, Y, t) = \left(\frac{\partial v}{\partial t} \right)_{X,Y} \\ \ddot{u} &= \ddot{u}(X, Y, t) = \left(\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \right)_{X,Y} & \ddot{v} &= \ddot{v}(X, Y, t) = \left(\frac{\partial^2 v}{\partial t^2} \right)_{X,Y} \end{aligned}$$

(4.3)

mentre invece lo spostamento della particella è definito dal vettore:

$$\{\Delta\} = \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} X \\ Y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x(t) \\ y(t) \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} x(0) \\ y(0) \end{bmatrix}$$

(4.4)

Nella descrizione lagrangiana, dunque, ogni particella è definita dalle sue coordinate all'istante t generico. In altre parole, la formulazione lagrangiana consente di descrivere il cammino percorso da una generica particella dalla configurazione iniziale, utilizzando questa come riferimento.

Tuttavia tale descrizione può rivelarsi inadeguata. Specialmente nello studio del moto del fluido in un condotto, più che alla “storia” del moto di una particella, si è interessati a determinare il campo di velocità in una prefissata sezione, nonché la sua evoluzione temporale. Quanto detto equivale a considerare le coordinate x ed y , nonché il tempo t

come variabili indipendenti, ossia ad adottare la cosiddetta “*formulazione euleriana*” o spaziale, nella quale il moto istantaneo del continuo è definito dal campo di velocità $\dot{u}_i = \dot{u}_i(x, y, t)$ rappresentativo della velocità della generica particella che, all’istante t , transita per la posizione (x, y) . Inoltre in tale formulazione, l’accelerazione istantanea si dimostra essere data da:

$$\ddot{u}_i = \frac{d\dot{u}_i(x, y, t)}{dt} = \left(\frac{\partial \dot{u}_i(x, y, t)}{\partial t} \right)_{x, y} + \dot{u}_j(x, y, t) \cdot \left(\frac{\partial \dot{u}_i(x, y, t)}{\partial x_j} \right)_t$$

(4.5)

In questa espressione il primo termine rappresenta la derivata locale della velocità, mentre il secondo è invece noto come termine convettivo o di trasporto. In altri termini, con la (2.5) si è introdotta la cosiddetta *derivata sostanziale* che, di una generica grandezza P , misura la variazione del tempo, così come la vedrebbe un osservatore solidale alla particella di continuo che, all’istante considerato, transita per la posizione di coordinata (x, y) . In simboli:

$$\frac{DP}{Dt} = \left(\frac{\partial P}{\partial t} \right)_{x, y} + \dot{u}_j(x, y, t) \cdot \left(\frac{\partial P}{\partial x_j} \right)_t$$

(4.6)

È evidente che, sostituendo a P la velocità, si otterrebbe ancora la (2.5) mentre, volendo sostituire a P uno spostamento, la (2.6) restituisce la velocità istantanea partendo da:

$$\dot{u}_i(x, y, t) = \left(\frac{\partial u_i}{\partial t} \right)_{x, y} + \dot{u}_j(x, y, t) \cdot \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right)_t$$

(4.7)

È ora fondamentale, anche alla luce di quanto si sta per dire, notare come, considerando l’espressione che la derivata sostanziale assume nella descrizione lagrangiana degli spostamenti, questa coincida con la derivata locale, venendo infatti a mancare il termine convettivo o di trasporto.

A chiarimento delle differenze implicate dalle due descrizioni degli spostamenti, si consideri la figura 22, nella quale è illustrata la deformazione, avvenuta tra gli istanti 0 e t , di una trave incastrata. Tenuto conto del fatto che nel caso specifico il ruolo della particella è assunto dalla fibra, si evince come, adottando la formulazione lagrangiana, si segua il percorso della fibra dalla sua configurazione indeformata (al

tempo 0), a quella deformata al tempo t; mentre invece ricorrendo alla descrizione euleriana, determinata la configurazione di una fibra all'istante t, si possa risalire alla sua configurazione iniziale.

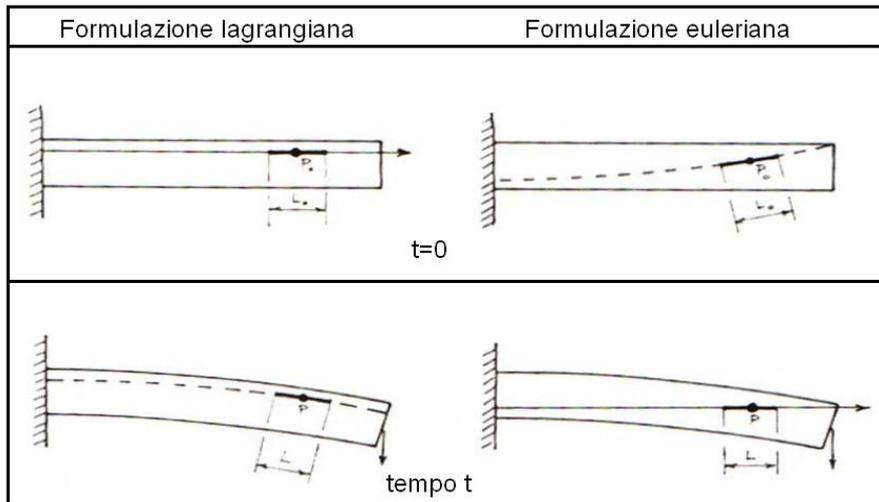


Figura 84: *Approccio Lagrangiano ed Euleriano del moto*

Terminata la panoramica sulle possibili formulazioni degli spostamenti, si passa ora alla descrizione delle modalità secondo le quali il codice di calcolo procede all'integrazione delle equazioni del moto (soluzione).

4.3.2 Soluzione delle equazioni di equilibrio

Nell'affrontare problemi non lineari, per i quali è noto come sia possibile pervenire ad una soluzione per la sola via numerica, l'LS-DYNA adopera per l'integrazione delle equazioni di equilibrio, il "Central Difference Method". Le equazioni di equilibrio possono, con riferimento ad una formulazione lagrangiana del problema e senza alcuna perdita di generalità, essere poste nella forma:

$$[M]\ddot{U} + [C]\dot{U} + U = R$$

(4.8)

dove [M] indica la matrice delle masse, [C] la matrice rappresentativa dello smorzamento viscoso, [K] la matrice di rigidità, R il vettore dei carichi esterni, ed

U, \dot{U}, \ddot{U} rappresentano invece il vettore degli spostamenti, delle velocità e delle accelerazioni rispettivamente.

Il “Central Difference Method” appartiene alla famiglia dei “metodi di integrazione diretta”, caratterizzati dalla assenza di qualunque trasformazione delle equazioni di equilibrio (al fine di cercarne una forma più conveniente) prima dell’inizio della loro soluzione numerica. Tali metodi trovano le loro basi teoretiche in due idee fondamentali:

1. Ricerca della soluzione soltanto ad intervalli discreti Δt , invece di soddisfare le equazioni di equilibrio (4.8) ad ogni istante t ; ciò equivale ad imporre l’equilibrio tra le forze agenti sul sistema (comprese quelle di inerzia e quelle dovute allo smorzamento viscoso) ad intervalli discreti Δt_i .
2. Assunzione di una variazione lineare delle accelerazioni all’interno di ogni singolo intervallo Δt .

Un metodo di integrazione diretta consente dunque, una volta noti i vettori degli spostamenti, delle velocità e delle accelerazioni, la determinazione della soluzione delle (4.8) all’istante Δt , la quale a sua volta servirà a rintracciare la soluzione all’istante Δt_2 , e così via fino alla fine del periodo T di interesse. In altre parole un metodo di integrazione diretta consiste in un algoritmo che dalla conoscenza delle soluzioni delle equazioni di equilibrio agli istanti $0, \Delta t_1, \Delta t_1+\Delta t_2, \dots, t$ consente di pervenire alla soluzione delle suddette equazioni all’istante $t+\Delta t_n$. In particolare, nell’applicazione del “Central Difference Method”, le (4.8) vengono riguardate come un sistema lineare di equazioni differenziali a coefficienti costanti, la cui risoluzione viene eseguita all’interno di Ls Dyna, con un time step Δt variabile nel tempo. Tale assunzione, per quanto causa di notevoli complicazioni da un punto di vista analitico, è necessaria, dal momento che quello che sarà di qui a poco definito come time step critico, Δt_{cr} , varia al deformarsi della mesh essendo funzione della geometria degli elementi dei quali essa è costituita. Si definiscono quindi gli incrementi Δt al generico istante n , al quale si perviene dopo n step, ed $n + \frac{1}{2}$, al quale si perviene dopo $n + \frac{1}{2}$ step, come:

$$\Delta t_n = t_n - t_{n-1}$$

(4.9)

$$\Delta t_{n+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} \cdot (\Delta t_n + \Delta t_{n+1})$$

(4.10)

Quest'ultimo è solitamente chiamato "midpoint time step", dal momento che scandisce proprio la metà del time step considerato.

Nel Central Difference Method l'accelerazione si assume essere data da:

$$\ddot{U}_n = \frac{1}{\Delta t_n} \cdot \left(\dot{U}_{n+\frac{1}{2}} - \dot{U}_{n-\frac{1}{2}} \right) \Rightarrow$$

(4.11a)

$$\Rightarrow \dot{U}_{n+\frac{1}{2}} = \dot{U}_{n-\frac{1}{2}} + \Delta t_n \cdot \ddot{U}_n$$

(4.11b)

mentre per la velocità si ritiene valida la seguente espressione:

$$\dot{U}_{n+\frac{1}{2}} = \frac{1}{\Delta t_{n+\frac{1}{2}}} (U_{n+1} - U_n) \Rightarrow$$

(4.12a)

$$U_{n+1} = U_n + \Delta t_{n+\frac{1}{2}} \cdot \dot{U}_{n+\frac{1}{2}}$$

(4.12b)

Dalla (4.11b) si ricava la funzione velocità al generico midpoint time step, essendo per quanto detto in precedenza da ritenersi note tutte le grandezze fino all'istante n . Per quanto concerne poi la accelerazione, sostituendo la (4.12a) e la relazione ad essa identica ma riferita allo step precedente nella (4.11a), è possibile pervenire ad una sua espressione in termini della sola funzione spostamento, ossia:

$$\ddot{U}_n = \frac{\Delta t_n - \frac{1}{2} \cdot (U_{n+1} - U_n) - \Delta t_{n+\frac{1}{2}} \cdot (U_n - U_{n-1})}{\Delta t_n \cdot \Delta t_n - \frac{1}{2} \cdot \Delta t_{n+\frac{1}{2}}}$$

(4.13)

la quale nel caso in cui ci si riferisca ad un time step Δt costante, è passibile della seguente particolarizzazione:

$$\ddot{U}_n = \frac{1}{\Delta t^2} \{U_{n-1} - 2U_n + U_{n+1}\}$$

(2.14)

È a tal punto doverosa una precisazione: da qui in avanti si riterrà valida l'ipotesi del Δt costante, consapevoli del fatto che, come detto, questa non trova riscontro nell'effettivo modo di operare del programma, e che tuttavia consente una più agevole trattazione di tutte le problematiche cui esso va incontro nell'integrazione delle equazioni di equilibrio mediante il Central Difference Method. È solo questo lo spirito con il quale si giustifica l'ipotesi, accettata la quale, la (4.14) diventa, più semplicemente:

$$\ddot{U}_t = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \{U_{t-\Delta t} - 2U_t + U_{t+\Delta t}\} \quad (4.15)$$

dal momento che la costanza del Δt implica che il generico istante, al quale si arriva dopo n step, possa indicarsi più intuitivamente con t . Allo stesso istante, l'espressione della velocità è passibile della forma:

$$\dot{U} = \frac{1}{2\Delta t} \{-U_{t-\Delta t} + U_{t+\Delta t}\} \quad (4.16)$$

Dal momento che l'obiettivo rimane la determinazione della funzione spostamento all'istante $t+\Delta t$, cioè $U_{t+\Delta t}$, questa può essere ottenuta considerando la (4.8) all'istante t :

$$[M] \cdot \ddot{U}_t + [C] \cdot \dot{U}_t + [K] \cdot U_t = R_t \quad (4.17)$$

e sostituendo in essa le (4.15) ed (4.16), ottenendo così dopo due banali passaggi:

$$\left\{ \frac{1}{\Delta t^2} M + \frac{1}{2\Delta t} C \right\} U_{t+\Delta t} = R_t - \left\{ K - \frac{2}{\Delta t^2} M \right\} U_t - \left\{ \frac{1}{\Delta t^2} M + \frac{1}{2\Delta t} C \right\} U_{t-\Delta t} \quad (4.18)$$

dalla quale è possibile ricavare agevolmente $U_{t+\Delta t}$.

Va ora sottolineato come la determinazione della funzione spostamento all'istante $t+\Delta t$, cioè $U_{t+\Delta t}$, sia stata effettuata mediante l'imposizione delle condizioni di equilibrio all'istante t . Per tale motivo il Central Difference Method è definito anche come un metodo di *integrazione esplicita*, in contrapposizione con altri metodi di integrazione delle equazioni di equilibrio, che pervengono alla determinazione della funzione spostamento all'istante $t+\Delta t$, cioè $U_{t+\Delta t}$, mediante l'imposizione delle condizioni di equilibrio allo stesso istante $t+\Delta t$ e che, pertanto, sono detti *metodi impliciti*; tra questi è

possibile citare, a puro titolo di esempio, il Metodo di Newmark, utilizzato da un altro diffusissimo codice FEM, l'ANSYS, per l'integrazione dei problemi lineari.

Non può inoltre sfuggire come la determinazione della funzione $U_{t+\Delta t}$ coinvolga le funzioni U_t e $U_{t-\Delta t}$, ragione per la quale è necessario determinare una speciale procedura di partenza al fine di poter determinare la funzione spostamento all'istante Δt . Ritenendo assegnate le condizioni iniziali, e quindi note le funzioni U, \dot{U}, \ddot{U} , è possibile utilizzare le (4.15) e (4.16) per determinare la funzione spostamento all'istante $-\Delta t$, cioè:

$$U_{-\Delta t}^{(i)} = U_0^{(i)} - \Delta t \cdot \dot{U}_0^{(i)} - \frac{\Delta t^2}{2} \ddot{U}_0^{(i)} \quad (4.19)$$

nella quale l'apice (i) indica l'i-esima componente del vettore considerato.

Supponiamo ora che il sistema non sia caratterizzato da alcuna forma di smorzamento, il che equivale ad imporre che sia $[C]=[0]$. In tal caso la (4.18) assume la seguente forma:

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} \mathbf{M} \right) \mathbf{U}_{t+\Delta t} = \hat{\mathbf{R}}_t \quad (4.20)$$

nella quale:

$$\hat{\mathbf{R}}_t = \mathbf{R}_t - \left(\mathbf{K} - \frac{2}{\Delta t^2} \mathbf{M} \right) \mathbf{U}_t - \left(\frac{1}{\Delta t^2} \mathbf{M} \right) \mathbf{U}_{t-\Delta t} \quad (4.21)$$

Risulta quindi evidente che se la matrice delle masse è diagonale, il sistema di equazioni (4.8) può essere risolto effettuando soltanto i prodotti tra matrici necessari alla determinazione del vettore $\hat{\mathbf{R}}_t$. Una volta eseguite tali operazioni sarà infatti possibile ottenere la generica i-esima componente del vettore spostamento all'istante $t+\Delta t$, mediante la seguente scrittura:

$$U_{t+\Delta t}^{(i)} = \hat{R}_t^{(i)} \left(\frac{\Delta t^2}{m_{ii}} \right) \quad (4.22)$$

dove $U_{t+\Delta t}^{(i)}$ ed $\hat{R}_{t+\Delta t}^{(i)}$ indicano la i-esima componente dei vettori $U_{t+\Delta t}$ ed $\hat{\mathbf{R}}_{t+\Delta t}$ rispettivamente, ed m_{ii} rappresenta l'i-esimo elemento della matrice (diagonale) delle masse. Si assume inoltre che sia $m_{ii} > 0$.

Il vantaggio derivante dall'applicazione del Central Difference Method appare ora evidente, dal momento che, come si evince dalla (4.22), non è necessario calcolare le matrici di massa e di rigidezza della intera struttura meshata. In altre parole, mediante le suddette formule è possibile rintracciare la soluzione $U(t)$ operando nel dominio del singolo elemento. Il metodo diviene poi maggiormente efficace qualora più elementi successivi dovessero avere le stesse matrici di massa e di rigidezza; in tal caso infatti risulta sufficiente leggere dalla memoria le matrici relative al primo elemento della serie. Operando in tal maniera è possibile risolvere tanto efficacemente quanto velocemente anche sistemi di dimensioni molto elevate.

Stando a quanto finora esposto, l'efficacia del metodo è fortemente condizionata dal considerare solo matrici di massa simmetriche e dal trascurare gli effetti di un qualunque tipo di smorzamento viscoso (cioè dipendente dalla velocità). Tuttavia considerando matrici di smorzamento simmetriche i vantaggi descritti in precedenza rimangono inalterati. Per quanto riguarda poi la necessità di dover considerare solo matrici di massa simmetriche, è noto come ai fini pratici ciò non rappresenti assolutamente un serio problema.

Altra considerazione da fare in merito all'utilizzo del Central Difference Method riguarda la misura del time step Δt , che deve sempre risultare minore del suo valore critico Δt_{cr} determinabile a partire dalle matrici di massa e rigidezza complessive della mesh. In particolare si dimostrerà in seguito che deve essere sempre verificata la seguente scrittura:

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} = \frac{T_n}{\pi}$$

(4.23)

dove T_n rappresenta il più piccolo periodo naturale dell'insieme di elementi finiti costituenti la mesh. La (4.23), così come in precedenza esposto per la (4.22) richiede che sia verificata la condizione $m_{ii} > 0 \forall i$, dal momento che la presenza di uno zero nella diagonale della matrice di massa equivarrebbe ad affermare la presenza di un elemento caratterizzato dall'aver periodo nullo. Poiché in pratica è sempre $m_{ii} > 0 \forall i$, la (4.23) restituisce una limitazione effettiva alla grandezza del time step massimo da utilizzare nel processo di integrazione. In alcuni casi la (4.23) può non condurre ad un Δt eccessivamente piccolo, ma in generale da essa si ricava una misura del time step che

può essere anche diverse volte più piccola di quella che assicura la stabilità del processo di integrazione.

Da quanto detto, e dal momento che l'onere computazionale connesso al processo di integrazione è all'incirca inversamente proporzionale alla dimensione del time step utilizzato, segue che un generico aumento del time step, pari ad m volte la sua dimensione, implica una riduzione del tempo di calcolo anch'essa circa uguale ad m . La determinazione e la modalità di gestione del time step più opportuno da parte di LS-DYNA in un processo di integrazione diretta sarà discussa nel dettaglio in uno dei prossimi paragrafi; comunque è opportuno anticipare con una semplice considerazione il motivo per il quale le dimensioni del Δt devono essere mantenute ridotte. Si supponga a tal fine di dover integrare in maniera diretta un sistema di equazioni di equilibrio del tipo (4.8) avente dimensione n delle matrici relativamente grande, almeno pari a 100 per intenderci. Si stabilisca il time step in base alla (4.23), e si immagini poi di ridurre il più piccolo elemento della diagonale della matrice di massa fino ad avvicinarlo allo zero, senza però mai raggiungerlo poiché, come precedentemente detto, avere un elemento nullo nella matrice di massa equivarrebbe ad avere T_n anch'esso pari a zero il che renderebbe impossibile il processo di integrazione. Ad ogni modo, ciò che interessa notare è che all'avvicinarsi allo zero dell'elemento della diagonale della matrice di massa, il più piccolo periodo del sistema, e con esso Δt , tende a zero. Da quanto detto si evince chiaramente come la diminuzione di una massa del sistema (*mass element*) comporta la necessità di una concreta riduzione del time step con il quale viene effettuata l'integrazione. Tuttavia, essendo le dimensioni del sistema molto grandi, sarebbe lecito aspettarsi che la risposta dinamica del sistema vari molto poco al ridursi della massa del più piccolo elemento, perfino al suo annullarsi. Se ne ricava che la riduzione del time step conseguente alla riduzione del più piccolo elemento della diagonale della matrice di massa comporti un ingiustificato aumento dell'onere computazionale connesso al processo di integrazione. E' poi da aggiungere che la stessa condizione sarebbe raggiunta qualora la rigidità di un solo elemento dovesse aumentare.

Gli schemi di integrazione che, come il Central Difference Method, richiedono l'utilizzo di un time step Δt minore di una quantità Δt_{cr} sono detti condizionatamente stabili. L'utilizzo di un time step maggiore di quello critico comporta l'instabilità del processo

di integrazione, dove per tale si intende la crescita incondizionata di un qualsiasi errore numerico dell'integrazione che porta al fallimento dell'intero processo. Di seguito è riportata una rappresentazione grafica del processo di integrazione nel tempo eseguito dal codice di calcolo per il metodo descritto.

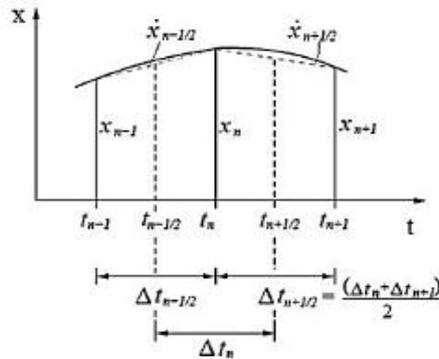


Figura 85: Integrazione nel tempo per il Metodo delle Differenze Centrali

4.3.3 Differenza tra metodo esplicito e implicito

Nella realizzazione del modello ad elementi finiti occorre tener conto delle modalità con cui avviene l'impatto e del tipo di analisi che bisogna scegliere.

Infatti, i vantaggi che possono derivare sia da una mirata modellazione agli elementi finiti sia dalla scelta del metodo di calcolo più efficace sono spesso notevoli, in termini di tempo di calcolo e accuratezza dei risultati. È perciò necessario valutare criticamente i criteri di modellazione e i metodi di calcolo necessari per le simulazioni di impatto a media o alta velocità, soprattutto per modelli FEM realizzati con elementi tridimensionali.

In questo senso, da quanto accennato, Ls Dyna mette a disposizione due algoritmi d'integrazione nel tempo, offrendo all'utente la possibilità di utilizzarli secondo le proprie esigenze:

- Metodo esplicito
 - Non richiede soluzioni iterative per ogni incremento di tempo (time step)
 - Per ragioni di stabilità i time step sono più piccoli
 - Evitando iterazioni e problemi di convergenza è utilizzato per modellazioni fortemente non lineari e con molti gradi di libertà, per le quali le iterazioni risulterebbero troppo dispendiose e i problemi di convergenza frequenti

- Metodo implicito
 - Richiede soluzioni iterative per ogni incremento di tempo (time step)
 - Permette di utilizzare time step più larghi, garantendo allo stesso tempo maggior stabilità e accuratezza
 - È utilizzato per modellazioni con minor non linearità ed in regimi quasi statici

Quindi, in sintesi, nell’algoritmo di calcolo “implicito” si utilizza un metodo di calcolo *step by step* in cui un opportuno criterio di convergenza permette di proseguire o meno l’analisi, eventualmente riducendo l’incremento di tempo, a seconda dell’accuratezza dei risultati al termine di ogni step. Invece, con l’utilizzo del metodo “esplicito” non si presentano eventuali problemi di non convergenza ad una soluzione finita, dal momento che in questo caso l’analisi non risulta condizionata da un criterio di convergenza e l’incremento di tempo viene definito all’inizio dell’analisi e rimane costante durante tutto il calcolo.

Una simulazione di un impatto è generalmente caratterizzata da intervalli temporali governati da forte non linearità in regime dinamico (durante l’impatto stesso) e da altri governati da regimi quasi statici (prima e dopo l’impatto). Di conseguenza, taluni intervalli richiedono integrazioni di tipo esplicito mentre altri presentano maggior accuratezza con integrazioni implicite.

Il vantaggio dell’utilizzo del metodo di calcolo esplicito è dovuto principalmente al fatto che, pur essendo gli incrementi di tempo molto più piccoli rispetto a quelli del metodo implicito, si ha comunque un elevato risparmio di tempo di calcolo in analisi che prevedono urti ad elevata velocità o in problemi che prevedono grosse dissipazioni o trasferimenti di energia e propagazione di onde d’urto (eventi che avvengono in intervalli di tempo molto piccoli). In ogni caso, siccome il time step non può essere scelto a piacere (la massima dimensione permessa è limitata dalla “Condizione di Courant”) si ha una limitazione in tal senso che conduce ad un algoritmo che, tipicamente richiede molti time step, seppur relativamente non dispendiosi e quindi, ciò che è importante, come detto è che l’analisi esplicita è adatta per le simulazioni dinamiche (urti e impatti) ma può risultare proibitiva in termini di onere computazionale nel caso di analisi statiche o di lunga durata.

I vantaggi dell'utilizzo di un metodo di calcolo esplicito piuttosto che uno implicito possono essere riassunti come segue:

- Maggior velocità di calcolo (soprattutto con modelli caratterizzati da un elevato numero di gradi di libertà)
- Assenza di problemi di calcolo legati alla convergenza verso una soluzione corretta in presenza di forti non linearità (questo perché spesso con l'utilizzo del metodo implicito, in presenza di elevate non linearità sia geometriche sia nel comportamento del materiale, il programma si blocca oppure impiega tempi di calcolo eccessivi prima di giungere a soluzione)
- Attenzione alla valutazione della correttezza della soluzione
- Possibilità di superare più agevolmente le non linearità caratteristiche dei problemi di contatto e di urto

4.4 Algoritmi di contatto

Essendo LS-DYNA un codice dedicato essenzialmente allo studio delle problematiche legate al metalforming ed alla simulazione dei crash test, appare necessario illustrare come il programma gestisce gli slittamenti, i contatti e gli impatti che hanno luogo all'interfaccia tra "parti diverse" oppure lungo la stessa superficie, nel caso in cui sia una singola parte a ripiegare su se stessa, come può avvenire, ad esempio, nello studio di fenomeni di *buckling* (instabilità). Esistono tre diversi modi per approcciare un problema di contatto tra due superfici, e sono:

- Metodo dei vincoli cinematici
- Penalty Method
- Metodo dei parametri distribuiti

Ognuno di questi è caratterizzato da differenti aspetti, che ne differenziano il campo di possibile applicazione.

È dunque naturale che anche gli algoritmi di contatto ed impatto implementati nell'LS-DYNA, che nei suddetti metodi trovano il loro fondamento teorico, manifestino una spiccata attitudine alla trattazione di problematiche specifiche.

Occorre a tal punto premettere alcune considerazioni. Nel prosieguo si impiegherà diffusamente il termine "*segmento di contatto*", il cui significato fisico è in contrasto

con quanto suggerito dall'intuito, dal momento che il termine indica la porzione di superficie di contatto, delimitata da 4 nodi, se la mesh della stessa è effettuata ricorrendo ad elementi quadrilateri, oppure da 3 nodi, nel caso in cui la suddetta mesh sia costituita da elementi triangolari. Si parlerà frequentemente anche di “*interfaccia di contatto*”, intendendo con ciò riferirsi contemporaneamente ad entrambe le superfici coinvolte nel contatto. Di queste, una andrà definita come **master**, e risulterà pertanto costituita da segmenti, nel senso di cui sopra, e nodi master, mentre l'altra andrà invece definita come **slave**, da cui la definizione di segmenti e nodi slave. Tale definizione consente all'algoritmo di determinare la posizione della superficie master in funzione della posizione della superficie slave. Sarà poi successivamente chiarito come, in relazione al solo Penalty Method, si possa parlare di approccio simmetrico ad entrambe i lati dell'interfaccia (che vengono cioè considerati in maniera equivalente ai fini della determinazione del contatto), rendendo così di fatto superflua la suddetta definizione. I manuali raccomandano di definire come master la superficie dalla mesh meno fitta, a meno che non sussista una cospicua differenza di densità di massa, nel qual caso è consigliabile definire come master la superficie dalla più elevata densità.

Metodo dei Vincoli Cinematici

Il metodo in oggetto fu implementato per la prima volta nel DYNA2D in ambito bidimensionale, per essere poi esteso in ambito tridimensionale all'interno del DYNA3D. In esso vengono imposti dei vincoli alle equazioni dei nodi slave, bloccandone il grado di libertà traslazionale in direzione normale alla superficie master. Adoperando il metodo dei vincoli cinematici, è possibile incontrare dei problemi nel caso in cui la mesh della superficie master sia più fitta di quella slave, come mostrato nella **Figura 86**. In tal caso, infatti, è possibile che alcuni nodi master penetrino all'interno della superficie slave senza incontrare alcuna resistenza, creando così una piegatura nella superficie di contatto.

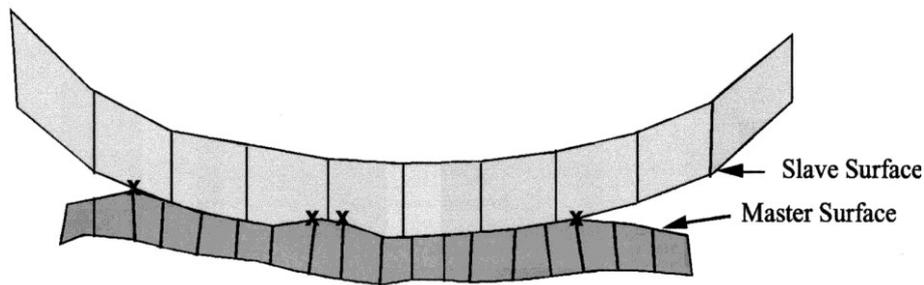


Figura 86: Problemi relativi al metodo dei vincoli cinematici

Operando con questo metodo, la riferita eventualità è tutt'altro che infrequente, specialmente quando le pressioni di contatto sono molto alte. Tuttavia, se è importante notare che una accurata definizione della superficie può limitare in misura considerevole il problema, è altrettanto importante notare come una meshatura che riesca in tale scopo all'istante iniziale, possa addirittura amplificarlo negli istanti successivi, come accade, ad esempio, nell'espansione dei prodotti gassosi dell'esplosione di un gas contro una superficie.

Penalty Method

Implementato sia nei codici espliciti DYNA2D e DYNA3D, sia in quelli impliciti della LSTC (NIKE 2D e NIKE 3D), questo metodo trova i suoi fondamenti in una semplice idea: posizionare delle molle di opportuna rigidità e prive di massa tra i nodi che tendono alla penetrazione dell'interfaccia e l'interfaccia stessa. La citata simmetria con cui tale metodo appropria i due lati dell'interfaccia è inoltre causa di una ridotta tendenza all'eccitazione di fenomeni oscillatori, nel caso in cui gli elementi si deformino in modo da originare fenomeni di hourglassing. La rigidità dell'interfaccia va scelta in modo tale che risulti all'incirca dello stesso ordine di grandezza della rigidità del generico elemento che affaccia sulla superficie di contatto in direzione normale all'interfaccia. Operando in tal modo, la dimensione del time step di integrazione non risente delle modifiche effettuate.

In ogni caso, nell'eventualità in cui la pressione di contatto risulti troppo alta, anche ora possono verificarsi delle inaccettabili penetrazioni, eliminabili mediante un aumento del valore della rigidità all'interfaccia e/o una diminuzione del valore del time step. Poiché quanto detto comporta un deciso aumento dell'onere computazionale dovuto

all'aumento del numero di passi di integrazione richiesti, è stata sviluppata un'opzione che consente il solo slittamento dei nodi all'interfaccia, rivelatasi poi fondamentale nella trattazione dei problemi di diffusione dei prodotti gassosi di una esplosione e della loro interazione con una superficie solida: la cosiddetta "*sliding only option*" la quale consente di evitare il ricorso al Penalty Method e conduce automaticamente all'introduzione del Metodo dei parametri distribuiti, oggetto del paragrafo che segue.

Metodo dei Parametri Distribuiti

Implementato nei codici DYNA fin dalla fine degli anni '70, il Distributed Parameters Method trova il suo fondamento ideologico nell'idea di distribuire metà della massa dei nodi slave interessati al contatto sulla superficie master da essi ricoperta, la quale risulta essere inoltre caricata da una distribuzione di pressione determinata dalla sollecitazione interna di ogni elemento. Completata la distribuzione di massa e pressione, è possibile determinare la nuova accelerazione della superficie master. Successivamente vengono imposti dei vincoli alle accelerazioni ed alle velocità dei nodi slave, al fine di assicurare che il loro moto si svolga sulla superficie master. Operando nel modo descritto, si ignora ogni possibile penetrazione della superficie master nel volume delimitato dalla superficie slave.

È ormai evidente come lo scopo ultimo di ogni algoritmo di contatto sia il medesimo: evitare che le superfici costituenti l'interfaccia si compenetrino durante l'intervallo di tempo analizzato. Può tuttavia accadere per svariati motivi, che le superfici in contatto si compenetrino ancor prima di iniziare i calcoli, cioè all'istante 0. Dette penetrazioni, a loro volta, possono creare, nella fase iniziale dell'integrazione, dei problemi numerici la cui entità è tale da rendere necessaria la loro immediata correzione, al fine di garantire l'efficacia del calcolo.

Nella maggior parte dei casi, la presenza di compenetrazioni iniziali si manifesta con una precoce crescita (in senso negativo) dell'energia di contatto. Normalmente vengono prodotti dei messaggi di *Warning*, nel file D3HSP e nel *Message* file, che elencano le penetrazioni iniziali dei nodi attraverso i segmenti di contatto, unitamente alle modifiche operate dall' LS-DYNA al fine di rimuoverle.

Va tuttavia sottolineato come, a volte, alcune di quelle correzioni non siano effettivamente risolutive del problema, stante la reale possibilità che la causa delle

penetrazioni iniziali possa essere rappresentata da un errato posizionamento della superficie media di uno shell, oppure da una non corretta determinazione del suo spessore.

A questo punto è necessario sottolineare come alcune compenetrazioni iniziali possano non essere rilevate; ciò accade ogni qual volta un nodo penetra completamente la superficie, come illustrato in **Figura 87a**, oppure quando le superfici superiore ed inferiore di uno shell siano raccordate da una semicirconferenza di raggio pari alla metà dello spessore dello stesso shell, come mostra la **Figura 87b**.

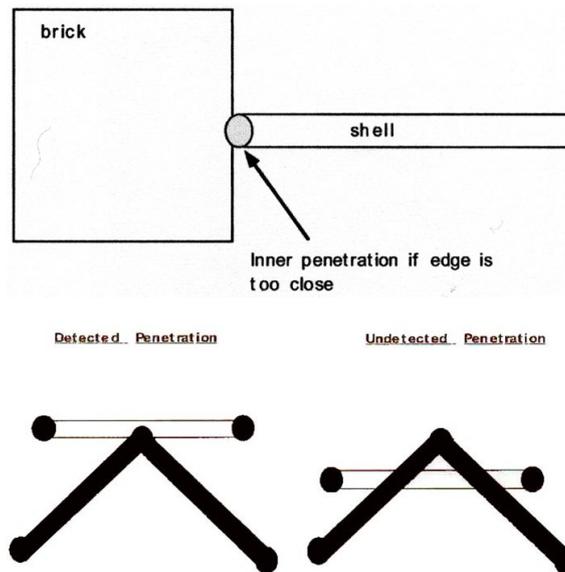


Figura 87: Problemi di rilevazione di compenetrazioni

In conclusione, al fine di evitare ogni forma di compenetrazione iniziale, ed i problemi ad esse conseguenti, appare imprescindibile attenersi alle seguenti regole:

- Determinare con precisione gli offset necessari a tenere conto di tutti gli spessori delle parti in gioco
- Infittire in maniera anche consistente la mesh nel caso in cui parti adiacenti abbiano notevoli curvature
- Determinare con precisione gli spessori degli shell e le sezioni di tutte le beam, in particolare quando si opera con corpi rigidi
- Ridurre, se necessario, gli spessori delle parti, prestando attenzione a non compromettere in maniera inaccettabile le prestazioni strutturali del modello

- Usare gli “spot welds” (punti di saldatura), anziché dei merged nodes per realizzare l’offset della superficie media degli shell.

4.5 Elementi e fenomeno dell’hourglassing

Ls Dyna presenta al suo interno una intera libreria di elementi tra i quali scegliere, di volta in volta, la tipologia più adatta ad ogni modello all’interno dell’analisi.

Non si è ritenuto opportuno e pertinente riportare in questo lavoro i tantissimi elementi presenti nella libreria di Ls Dyna e dilungarsi poi nella descrizione matematica di questi. Tuttavia non ci si può esimere dal considerare come tutti gli elementi strutturali (beams, shells o bricks che siano), a seconda delle particolari funzioni che ne descrivono il comportamento, possano presentare dei modi di deformarsi ai quali corrisponde una energia di deformazione nulla. Questo è il cosiddetto fenomeno dell’*Hourglassing* (effetto clessidra), di seguito descritto insieme ai rimedi del caso adottati da Ls Dyna. Il fenomeno consiste in una dispersione, se così si può dire, di una “energia numerica” non computata a causa della particolare deformazione subita dall’elemento. L’hourglassing dipende dal numero dei punti di integrazione. Si faccia riferimento alla **Figura 88** riportata di seguito.

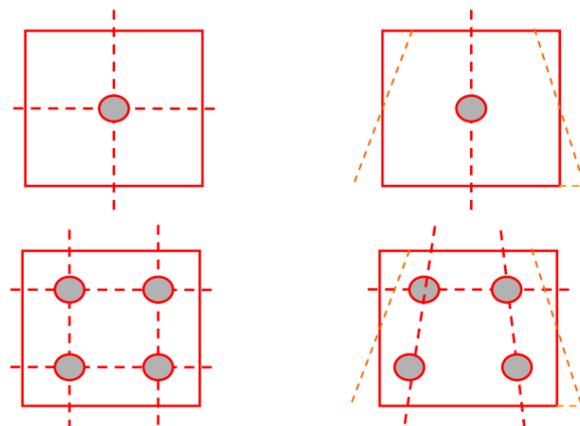


Figura 88: Dipendenza dell’Hourglassing dal numero dei punti di integrazione

Come si nota nell’elemento in alto, il punto di Gauss (punto di integrazione) non avverte nessuna variazione anche se l’elemento si è deformato. In pratica è come se si deformasse un corpo senza spendere alcuna energia, il che rappresenta un paradosso.

Invece se si considera l'elemento in basso nella figura, si nota che nel caso in cui si usino più di un punto di integrazione, il fenomeno dell'hourglassing non si avverte. Per comprendere meglio il fenomeno si consideri un semplice esempio relativo ad un elemento membranale piano, caratterizzato quindi da due soli g.d.l. per nodo. I concetti che verranno esposti non cambiano in alcun modo al crescere della complessità dell'elemento e si ritengono quindi validi in generale per tutti quelli presenti nella libreria. Si consideri la seguente figura:

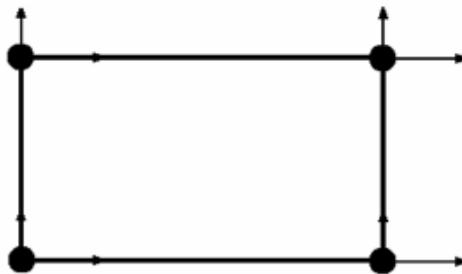


Figura 89: Elemento membranale piano a 4 nodi

L'elemento considerato ha dunque in totale 8 gradi di libertà ed altrettanti modi di spostarsi, tre dei quali propri di un corpo rigido ed indicati in **Figura 90**:

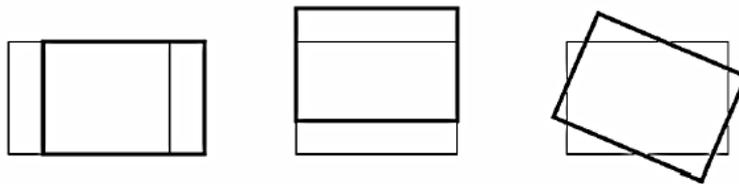


Figura 90: Moti rigidi dell'elemento membranale piano

Avendo poi l'elemento un solo punto di integrazione, possono essere determinate solo le tensioni di trazione, compressione e taglio, ragione per la quale l'elemento ha tre modi di deformarsi ai quali è associata una rigidità che li contrasta, e indicati in **Figura 91**:

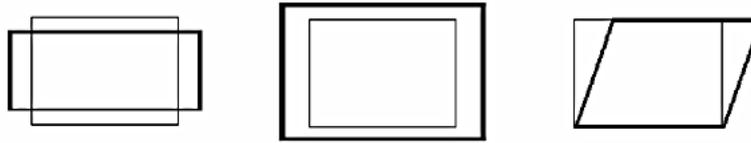


Figura 91: *I tre modi di deformazione reale dell'elemento quad*

Ai rimanenti modi, l'elemento non è in grado di reagire, e pertanto i modi indicati in **Figura 92** non sono contrastati dalla rigidità dell'elemento:

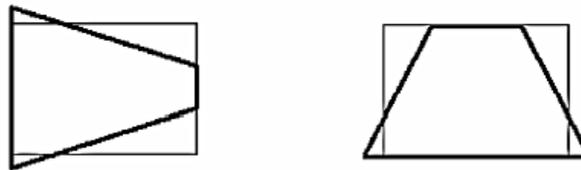


Figura 92: *Modi di Hourglass relativi all'elemento quad*

È quando la deformazione della struttura discretizzata coinvolge sensibilmente gli ultimi due modi di deformazione dell'elemento che si parla di hourglassing, fenomeno al quale sono connessi i seguenti problemi:

- *Riduzione del time step* dovuta alla riduzione delle dimensioni critiche dell'elemento cui si assiste quando hanno luogo fenomeni di hourglassing
- *Possibilità di fallimento dell'analisi* nel caso estremo in cui un lato dell'elemento diventi di lunghezza nulla
- *Progressiva perdita di precisione nei calcoli* all'aumentare dell'importanza assunta dal fenomeno.

LS-DYNA prevede due strumenti per il controllo dell'hourglassing: in primo luogo l'utente può attivare una particolare forma di smorzamento che riesce a contrastare efficacemente i modi di deformazione che originano hourglassing, senza interessare in modo significativo la struttura reale dell'elemento; in secondo luogo, in casi estremi, nei quali la suddetta forma di smorzamento non riesce a contrastare efficacemente il fenomeno, è possibile attivare una forma di "hourglass stiffness" (rigidità di hourglassing) mediante la quale, in pratica, si applicano delle forze finalizzate al contrasto di quei termini della sollecitazione interna dell'elemento che generano

l'hourglassing. Tuttavia tale approccio, pur risultando più efficace del precedente rimedio, può generare cospicui problemi dovuti proprio alla presenza delle suddette forze, che possono falsare il risultato finale. Il controllo può essere effettuato attivando il campo HGEN della keyword ***CONTROL_ENERGY**, che consente il calcolo della "hourglass energy" (ossia dell'energia di deformazione connesse alle suddette forze) e la sua inclusione nel bilancio totale dell'energia. L'hourglass energy è poi riportata nei files di oputput GLSTAT e MATSUM, e quindi facilmente diagrammabile dal Graph Process. La letteratura suggerisce che l'energia di hourglass non superi il 5-10% dell'energia di deformazione totale per poter ritenere numericamente validi i risultati di un'analisi.

Al di là dei controlli numerici di cui dispone il codice, e che sia chiaro rallentano il lavoro del calcolatore, la miglior prevenzione del fenomeno resta quella effettuabile dall'utente nella fase di modellazione, seguendo alcune piccole e semplici norme pratiche, riportate nella **Figura 93**, che davvero non necessita di alcun commento.

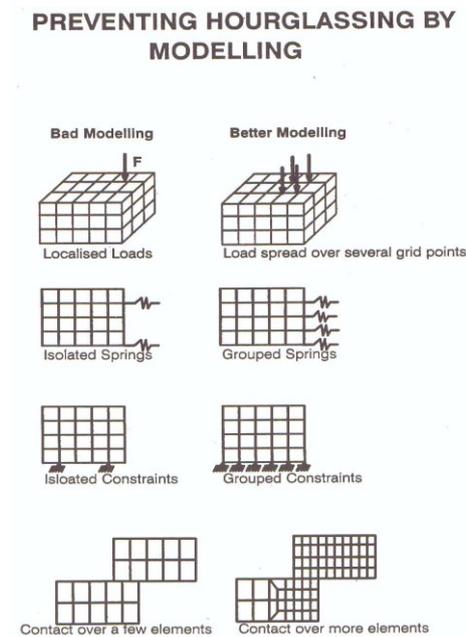


Figura 93: Norme pratiche per la prevenzione dell'hourglassing

5 MODELLAZIONE NUMERICA DEL PROCESSO DI FORATURA

5.1 Introduzione del modello sperimentale

In questo capitolo si discuterà su come modellare numericamente e quindi col supporto di un software per analisi agli elementi finiti, il processo di foratura di stacks in composito (Cfrp/Cfrp) e ibridi (Al/Cfrp) [28][29]. Lo scopo è quello di creare un modello FEM che possa riprodurre numericamente al calcolatore le prove sperimentali per poi confrontarne i risultati ottenuti.

Come ampiamente discusso precedentemente il software di calcolo utilizzato è Ls Dyna, largamente usato per studi in campo non lineare. L'analisi richiesta è di tipo esplicito, dal momento che il processo di foratura che si vuole simulare mostra una natura spiccatamente dinamica per la forte dipendenza dalle velocità in gioco.

In questo capitolo verrà esaminata passo per passo la modellazione del processo in tutte le sue fasi: pre-processo, analisi numerica (soluzione), post-processo.

La ricerca effettuata, volta alla creazione e ottimizzazione di un primo modello numerico del processo di foratura, ha come scopo finale lo studio e il confronto numerico-sperimentale delle forze che si destano, durante il processo, tra punta e materiale, in particolar modo la forza verticale lungo l'asse dell'utensile.

Tutti dettagli della fase sperimentale, necessari alla modellazione ed al confronto numerico-sperimentale, sono stati ampiamente discussi nei precedenti capitoli.

5.2 Pre-Processo

Nella fase di preprocesso si va ad impostare l'intero modello sul quale eseguire l'analisi con i relativi parametri di processo. Tutte le caratteristiche da assegnare al modello FEM devono essere stabilite e settate interamente in questa fase e da queste dipende fortemente il risultato finale, nonché la buona riuscita della simulazione. Per questo motivo risulta necessaria una preventiva fase di analisi e schematizzazione dell'intero processo e delle relative proprietà.

Il nostro caso studio prevede la presenza di 2 "Parti":

- Punta per foratura Elicoidale
- Stack costituito da due cilindretti

Per quanto detto, innanzitutto si è schematizzato il problema della modellazione numerica del processo e si è proceduto in seguito in questo modo:

1. Modellazione geometrica e importazione dei modelli in Ls-Prepost: la punta è stata modellata tramite software CAD e poi importata in Ls-Dyna dove è stata creata una mesh con elementi shell; i cilindretti dello stack sono stati invece modellati e meshati mediante il software Hypermesh. In particolare sono stati creati due cilindri diversi per Alluminio e Cfrp, dal momento che quello relativo allo strato di alluminio nelle prove sperimentali presentava un pre-foro di 3mm di diametro per evitare oscillazioni della punta nella fase iniziale del processo e guidarla nel materiale per garantire la circolarità del foro (ciò influenza ovviamente l'andamento delle forze sul metallo ma non sulla carboresina, effettivo oggetto dello studio).
2. Modellazione del materiale e della sezione: alla punta sono state assegnate le caratteristiche di un comune acciaio mentre per i cilindri sono stati definiti due materiali diversi a seconda della simulazione da effettuare, ovvero Alluminio o Carboresina (fibre di carbonio in matrice di resina epossidica).
3. Modellazione delle condizioni al contorno: condizioni di vincolo e cinematiche del processo.
4. Impostazione dei parametri di controllo e degli output chiesti al solutore.

Il modello FEM ottenuto è raffigurato nella figura seguente.

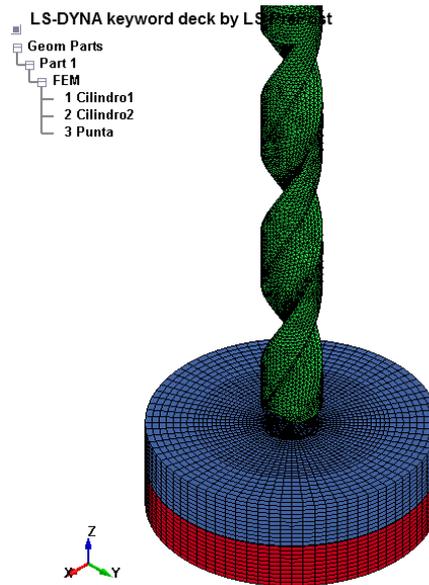


Figura 94: Modello FEM

5.2.1 Modellazione CAD della punta

Per quanto riguarda l'utensile utilizzato nelle prove sperimentali, non avendo a disposizione il modello CAD della casa produttrice si è dovuto procedere preliminarmente alla creazione della punta in ambiente CAD. In particolare si è utilizzato il Software SolidWorks nella versione per studenti fornita dall'università.

A partire dal drawing fornito dalla casa produttrice, riportato in **Figura 95**, si è modellata la punta con la scanalatura a doppia elica e con i relativi parametri del tagliente.

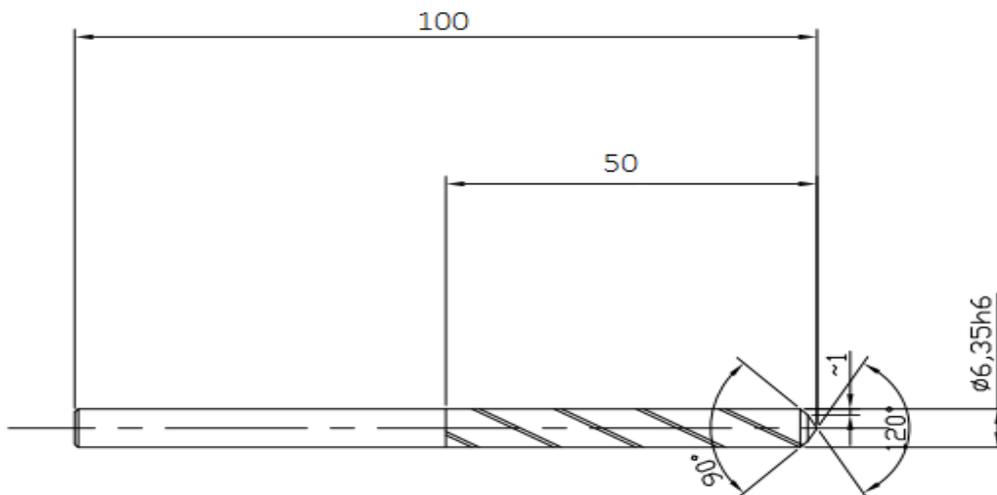


Figura 95: Drawing della punta NTW

I parametri caratteristici sono:

- Lunghezza totale e lunghezza d'elica: 100mm ÷ 50mm
- Diametro: 6,35mm
- Doppio angolo dei taglienti: 120° ÷ 90°

Il modello CAD finale è raffigurato di seguito.

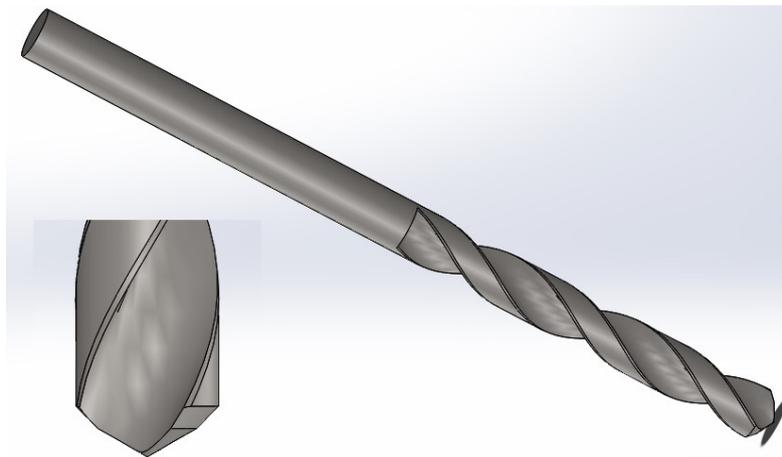


Figura 96: Modello CAD dell'utensile A

Infine il modello è stato convertito in formato STEP (STandard for the Exchange of Product model data) per essere poi importato in ambiente FEM dove è stata creata la mesh e dove sono state assegnate le properties.

5.2.2 Meshing

In seguito alla modellazione della punta elicoidale, e prima di addentrarsi tra le schede di Ls-Dyna in cui impostare a tutti gli effetti l'analisi agli elementi finiti, ci si è dedicati con attenzione alla modellazione dei cilindretti costituenti lo stack. Questi sono stati generati interamente con il software HyperMesh (student edition disponibile gratuitamente per il download sul sito AltairUniversity) il quale offre, rispetto a LsPrepost, maggiori e migliori strumenti per il meshing. Infatti, la modellazione dei cilindretti non presentava particolari difficoltà relative alla geometria bensì legate alla mesh. Un aspetto basilare della modellazione di un fenomeno fisico è costituito proprio dalla creazione della mesh, ovvero della discretizzazione delle parti che rientrano nel

processo che si vuole simulare. Da questa poi dipenderanno fortemente i risultati dell'analisi.

Il software Hypermesh ha permesso di creare una mesh molto accurata che permettesse di non falsare i risultati della simulazione ma che allo stesso tempo non comportasse elevati costi computazionali.

Per prima cosa è stata creata la geometria di riferimento per creare la mesh 2D che poi viene estrusa lungo Z per creare il cilindro desiderato già meshato.

In particolare è stata creata una superficie circolare di diametro 30mm (dimensione che rappresenta la luce nel supporto attraverso la quale la punta avanzando va a forare il provino) divisa poi in 4 parti. Poi sono state create altre due circonferenze per ottenere una mesh quanto più regolare possibile, una di diametro 10mm e una di 5mm. Infine è stata introdotta una circonferenza che avesse il diametro della punta elicoidale (6,35mm) in modo tale che la superficie esterna dell'utensile nel contatto col cilindro incontrasse una circonferenza costituita da tutti i nodi.

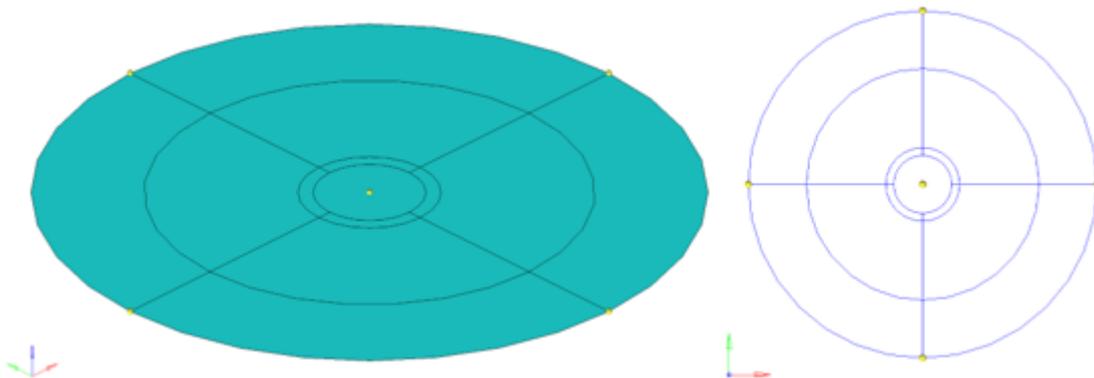


Figura 97: Geometria di riferimento per la Mesh 2D

Dalla geometria di riferimento si è quindi generata una mesh 2D guidata, in modo da ottenere elementi regolari e poco distorti specificando che questi fossero tutti e soli quad. Infatti gli elementi quad restituiscono un risultato più preciso e rendono più stabile l'analisi, aspetto non trascurabile nel caso di analisi esplicite come quelle che si affrontano in questo lavoro di tesi.

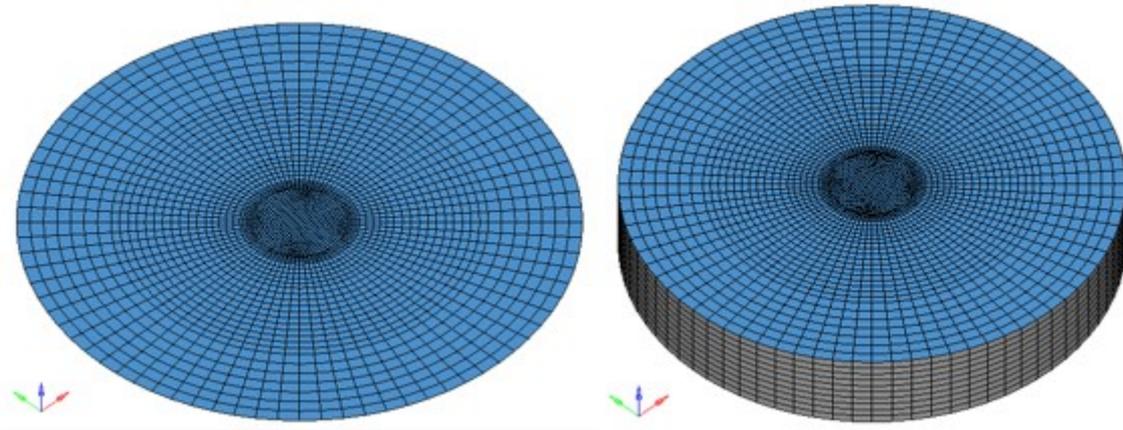


Figura 98: Estrusione della Mesh piana

Infine assegnando come direzione di estrusione l'asse Z e il numero di elementi lungo lo spessore si è ottenuto il cilindro desiderato, verificando che gli elementi solidi ottenuti (esaedri o noti come hexa) non fossero distorti, andando a plottare l'aspect ratio che è risultato per il 98% degli elementi inferiore a 3; il restante 2% ha comunque rilevato un valore massimo per l'aspect pari a 3,02 e quindi comunque accettabile per la nostra analisi.

Come si può notare anche dalle figure la mesh risulta molto fitta al centro mentre più rada andando verso l'esterno, questo è stato possibile con l'impostazione del bias lungo le 4 linee che dividono la superficie in spicchi, in modo da ridurre il peso computazionale della mesh e renderla più fitta laddove era strettamente necessario.

Questa appena descritta è la modellazione del cilindro che verrà utilizzato per simulare lo strato di composito (Cfrp). Per quanto riguarda lo strato di alluminio i passi sono stati gli stessi con l'unica differenza che il cilindretto presenta un preforo realizzato nelle prove sperimentali per impedire oscillazioni della punta nelle fasi iniziali del processo e prevenire così difetti di forma e finitura nel foro finale. Nella figura di seguito è riportato il cilindro preforato che sarà utilizzato poi per simulare lo strato di Alluminio.

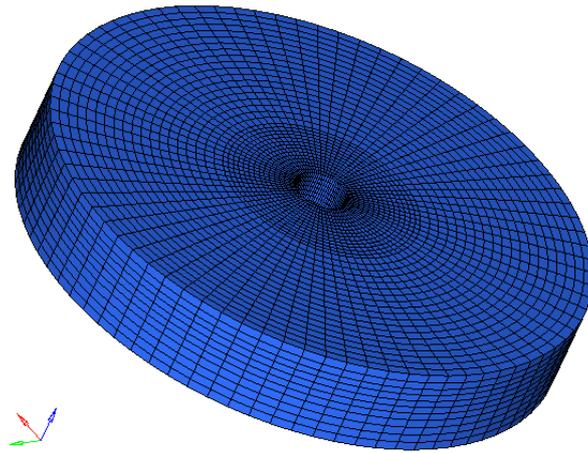


Figura 99: Cilindro di Alluminio preforato

Tuttavia questo tipo di approccio alla modellazione FEM del cilindretto di Cfrp rappresenta senza dubbio un'approssimazione. Infatti normalmente, così come accade ad esempio nelle analisi strutturali in campo aeronautico, i materiali compositi vengono modellati per ply così come nella realtà, attraverso l'utilizzo di più strati di elementi shell sovrapposti e orientati secondo opportuni sistemi di riferimento locali per simulare l'effettivo lay-up del laminato. Motivo per il quale con opportune impostazioni e con dati sperimentali a disposizione è possibile anche valutare gli effetti dei carichi sulla delaminazione che incorre nei materiali compositi laminati. Nel nostro caso, per ragioni legate al processo in sé, fortemente dinamica e per mancanza di effettivi dati sperimentali (e di valori numerici da poter analizzare e utilizzare nelle simulazioni) che permettessero poi di definire opportunamente anche il tipo di contatto tra le shell e i valori energetici per i quali poi queste dovessero "staccarsi" a simulare l'avvenuta delaminazione delle ply, si è approssimata la struttura del composito a un cilindro solido e si è compensato il problema della modellazione attraverso l'assegnazione di determinate proprietà al materiale nella relativa scheda in Ls-Dyna a cui si rimanda nei successivi paragrafi.

Infine, per quanto concerne la mesh della punta, si è importato il file Step nel software Ls-Dyna e, vista la complessità geometrica della parte, si è proceduto ad un AutoMeshing impostando solo la dimensione media e la tipologia degli elementi da utilizzare (Tria o Mixed). Nella figura è riportata la mesh iniziale sulla punta.

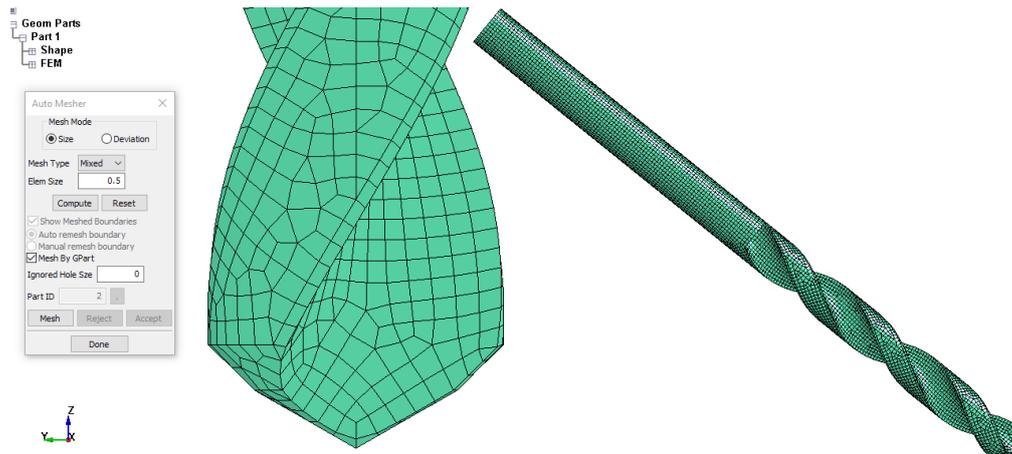


Figura 100: Mesh della punta

Si è scelta una dimensione media degli elementi pari a 0,5 e come tipologia una mesh “mixed” in cui la maggior parte degli elementi sono quad ma essendo appunto un mix, il software utilizzerà elementi tria laddove non riesca a discretizzare con soli quad la geometria dell’utensile.

5.2.3 Assegnazione delle Keyword in Ls-Prepost

Terminata la fase di meshing si passa all’assegnazione delle varie properties al modello sul quale verrà lanciata l’analisi.

Come precedentemente discusso nel capitolo 2, Ls-Dyna ha una struttura basata su schede o anche dette “Keyword”. In ciascuna di queste si assegnano delle proprietà o delle caratteristiche al modello in modo da avvicinare il più possibile il suo comportamento a quello del processo reale.

Prima di descrivere passo per passo i vari passi, è opportuno riportare il sistema di unità di misure compatibili utilizzato per i valori inseriti nelle varie schede che si troveranno nel seguito. Infatti quando si compilano le schede relative alle proprietà del modello, i valori che si inseriscono sono dati numerici e adimensionali per il software ed è compito dell’utente rendere il tutto coerente ad una certa unità di misura. Lo schema riportato nella figura seguente rende il tutto più chiaro.

	(a)	(b)	(c)
Length unit	metre	millimetre	millimetre
Time unit	second	second	millisecond
Mass unit	kilogramme	tonne	kilogramme
Force unit	Newton	Newton	kiloNewton
Young's Modulus of Steel	210E9	210E3	210
Density of Steel	7.85E3	7.85E-9	7.85E-6
Yield stress of Mild Steel	200E6	200	0.200
Acceleration due to gravity	9.81	9.81E3	9.81E-3
Velocity equivalent to 30mph	13.4	13.4E3	13.4

Figura 101: Unità di misura utilizzabili in Ls Dyna

In particolare per il modello costruito si è fatto riferimento al sistema (b).

Passando ora alla modellazione in Ls-Prepost, il primo passo, dopo aver importato e posizionato opportunamente rispetto al sistema di riferimento globale i vari componenti, è stato assegnare le proprietà alle “parti” del modello, ovvero alla punta e ai cilindri dello stack. In particolare ci si riferisce a:

- “Section” degli elementi della mesh
- Materiale

Una volta creata la mesh è necessario andare a definire la sezione dell’elemento con cui si è discretizzato un oggetto, in questo caso quindi, punta e cilindro. In particolare per la punta si è impostata una section di tipo SHELL con uno spessore 0,2 scelto arbitrariamente solo per poter far partire l’analisi e non per motivi legati al calcolo degli stati di sforzo e deformazione. Infatti da questo punto di vista la scelta, per semplificare il modello che già da subito presentava una serie innumerevoli di variabili da dover gestire, è stata quella di modellare l’intera punta come un corpo infinitamente rigido ed escludere quindi a priori possibili deformazioni dell’utensile. Così facendo si impediscono spostamenti relativi tra i nodi della mesh e quindi di conseguenza non ci saranno deformazioni. A questo punto risulta chiaro anche il motivo per il quale si è scelta una mesh di elementi shell di piccolo spessore e non solidi, i quali avrebbero solo appesantito inutilmente il modello con conseguente aumento dell’onere computazionale. Discorso a parte merita invece l’aspetto della mesh stessa, dal punto di vista della dimensione media degli shell (densità della mesh con relativo numero degli elementi) e della loro tipologia di forma. Un confronto tra i differenti risultati ottenuti variando

questi due fattori, così come si potrebbe immaginare di fare in una sperimentazione per mezzo del metodo DOE (Design of Experiment), verrà affrontato nell'ultimo capitolo relativo al postprocesso insieme all'analisi dei dati ottenuti.

Altro aspetto fondamentale nel settaggio della sezione è la scelta del tipo di formulazione dell'elemento che ne descrive il comportamento dal punto di vista matematico. Di default per gli Shell è settata la ELFORM=2, formulazione di Belytschko-Tsay che risulta quella universalmente accettata e che garantisce la maggior stabilità numerica, per questo motivo la scelta è stata di lasciare inalterata l'impostazione di base.

Una section di tipo SOLID invece è stata creata per gli elementi dei cilindri impostando anche qui come formulazione quella di default, ELFORM=1 definita come "Constant stress solid element".

Terminata la fase di impostazione delle sezioni degli elementi che dopo andremo ad assegnare alle parti (sono solo state create delle schede con delle proprietà degli elementi ma non ancora associate ad alcuna parte o elemento) sono state create le schede relative ai materiali:

- Acciaio
- Alluminio
- Carboresina

Come già accennato, la punta verrà modellata come un corpo estremamente rigido, nonostante ciò, nella scheda 20_MAT_RIGID bisogna inserire le caratteristiche del materiale; in questo caso la punta è costituita da acciaio e quindi come si vede nella figura si riportano i relativi valori caratteristici del materiale: densità, modulo di Young, coefficiente di Poisson.

Keyword Input Form

Use *PARAMETER (Subsys: 1) Setting

*MAT_RIGID_(TITLE) (020) (1)

TITLE: Mat_Rigid_Punta_Acciaio

1	MID	RO	E	PR	N	COUPLE	M	ALIAS
	1	7.850e-009	2.100e+005	0.3000000	0.0	0	0.0	

2	CMO	CON1	CON2
	1.0	4	4

3	LCO OR A1	A2	A3	V1	V2	V3
	0.000	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

Figura 102: Scheda del materiale assegnato alla punta

Nella sezione 1. ci sono le proprietà del materiale, comune acciaio in questo caso; nella sezione 2. vengono assegnate condizioni di vincolo al moto del corpo rigido, il quale, nel caso riportato è stato vincolato lasciando libere solo la traslazione lungo Z e la rotazione intorno a Z, gradi di libertà che verranno utilizzati in seguito per assegnare il moto di avanzamento e rotazione all'utensile (nelle caselle CON1 e CON2 con l'identificativo 4 si indica che sono stati vincolati i gradi di libertà relativi a x e y, prima per la traslazione e poi allo stesso modo per la rotazione).

Per l'alluminio in figura è riportata la scheda del materiale, con i relativi valori caratteristici assegnati.

Keyword Input Form

Use *PARAMETER (Subsys: 1) Setting

*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY_(TITLE) (024) (1)

TITLE: Mat_Cilindretto_Al_Elastoplastic

1	MID	RO	E	PR	SIGY	ETAN	FAIL	IDEL
	2	2.720e-009	6.900e+004	0.3000000	235.80200	0.0	0.5000000	0.0

2	C	P	LCSS	LCSR	VP
	0.0	0.0	1	0	0.0

Figura 103: Scheda materiale Alluminio

La scheda utilizzata per l'assegnazione del materiale questa volta è la 24_MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY con la quale si può definire un generico materiale che abbia comportamento elasto-plastico. Infatti si può notare che a differenza della scheda del materiale rigido, nella prima parte ora sono presenti anche i valori relativi alla tensione di snervamento (SIGY) e al FAIL. In particolare quest'ultimo rappresenta il "Plastic strain to failure", cioè il valore di deformazione plastica oltre il quale l'elemento fallisce.

Nella card 2 è possibile definire con maggior accuratezza il comportamento del materiale in campo plastico. In particolare, attraverso la casella LCSS si può infatti importare una curva precedentemente definita per descrivere l'andamento delle tensioni al variare della deformazione plastica. In questo caso è stata infatti importata una curva per il tratto plastico identificata attraverso l'ID=1 che è stata prima definita attraverso le coordinate di 10 punti nell'apposita scheda DEFINE_CURVE come si vede in figura.

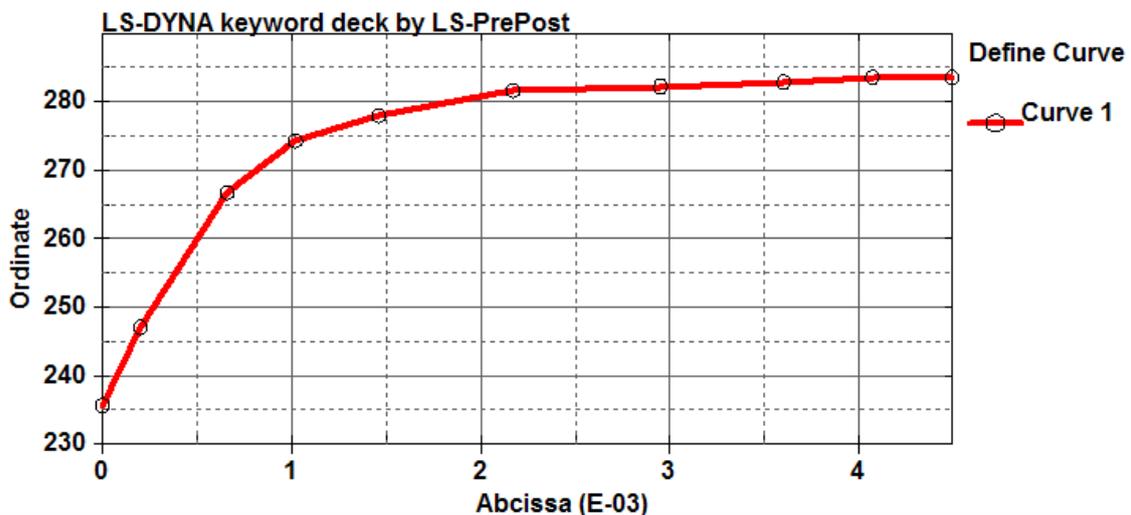


Figura 104: Curva di comportamento del tratto plastico dell'Alluminio

Così facendo l'alluminio è completamente caratterizzato nel suo comportamento elasto-plastico. Il tratto elastico è infatti definito mediante i valori del modulo di young, densità, coefficiente di poisson e della tensione di snervamento; per quel che concerne il tratto plastico invece è stata appunto definita la curva raffigurata sopra.

Per modellare il comportamento meccanico del materiale composito rinforzato con tessuti in fibre di carbonio si è scelto di utilizzare la scheda

54/55_MAT_ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE che permette di simulare i materiali compositi anisotropi ed elastici, ed eventualmente introdurre un criterio di rottura [30][31].

Nel nostro caso il criterio di rottura scelto è di tipo quadratico ed è quello di Chang-Chang, il quale implementa la rottura sia delle fibre che della matrice, quindi è un modello molto sensibile che necessita di precisi parametri sperimentali. Quelli minimi, strettamente necessari per utilizzare questo modello di materiale sono:

- I moduli di resistenza longitudinali: E_x, E_y, E_z
- I moduli di Poisson: $\nu_{xy}, \nu_{yz}, \nu_{xz}$
- I moduli di resistenza a taglio: G_{xy}, G_{yz}, G_{xz}
- Le caratteristiche di resistenza a trazione nelle due direzioni x e y: X_t, Y_t
- Le caratteristiche di resistenza a compressione nelle due direzioni x e y: X_c, Y_c
- Le caratteristiche di resistenza a taglio nel piano xy: S_c
- Massimo allungamento a trazione e compressione della fibra: DFAILT, DFAILC
- Massimo allungamento a trazione o compressione della matrice: DFAILM
- Massima deformazione a taglio: DFAILS

Tutte queste grandezze sono riportate nella figura sottostante dove è raffigurata appunto la scheda del materiale utilizzato per simulare lo strato di Cfrp:

The image shows a software interface for defining material properties. The title is '*MAT_ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE_(TITLE) (054/055) (1)'. The material name is 'Mat_Stack'. The properties are defined in a table with 6 rows of parameters:

ID	RO	EA	EB	(EC)	PRBA	(PRCA)	(PRCB)	
2	1.600e-009	4.429e+004	5.355e+004	8430.0000	0.3480000	0.0	0.0	
ID	GAB	GBC	GCA	(KF)	AOPT			
2	2.586e+004	3360.0000	4200.0000	0.0	2.0000000			
ID	XP	YP	ZP	A1	A2	A3	HANGLE	
3	0.0	0.0	0.0	1.0000000	0.0	0.0	0.0	
ID	V1	V2	V3	D1	D2	D3	DFAILM	DFAILS
4	0.0	0.0	0.0	0.0	1.0000000	0.0	0.0523000	0.0200000
ID	TFAIL	ALPH	SOFT	FBRT	YCFAC	DFAILT	DFAILC	EPS
5	0.0	0.0	1.0000000	0.0	2.0000000	0.0632200	-0.0361300	0.0
ID	XC	XT	YC	YT	SC	CRIT	BETA	
6	1600.0000	2800.0000	1600.0000	2800.0000	95.000000	54.0	0.0400000	

Figura 105: Scheda MAT 54

Prima di spiegare in dettaglio le varie sezioni della scheda riportata in figura è opportuno definire brevemente l'ipotesi alla base della logica di modellazione utilizzata. Come precedentemente accennato, lo strato di composito è stato modellato come un unico cilindretto di elementi solidi, così facendo non è possibile simulare l'effettiva stratificazione delle plies. Perciò per poter comunque approssimare il cilindretto a un Cfrp composto da 26 plies si è proceduto ad una *omogeneizzazione*. Ovvero, dovendo assegnare nella scheda del materiale le proprietà di una sola ply (spessa 5mm) si è andati a "condensare" in questa il comportamento e le caratteristiche meccaniche effettive del materiale costituito dalle 26 plies monodirezionali. Per poter fare ciò appunto è stato necessario utilizzare un programma esterno (The Laminator) nel quale è stata eseguita l'omogeneizzazione.

Inserendo tutte le proprietà del materiale utilizzato in laboratorio dai dati di scheda tecnica, (fibre di carbonio in resina epossidica) e inserendo il numero di plies, l'orientazione di ciascuna di esse e il loro spessore, si è ottenuto in output la matrice di rigidità del composito costruito con le relative proprietà meccaniche (E, G, ν , X_t , Y_t , X_c , Y_c , S).

I valori così ottenuti a seguito della omogeneizzazione sono stati inseriti nella scheda del materiale in Ls Dyna come visto nella figura 46 relativa appunto al MAT 54. Nella card 1 e 2 ci sono tutte le proprietà del materiale nelle 3 direzioni: A e B nel piano e C quella ortogonale. Come si può notare, EA ed EB sono di un ordine di grandezza più grandi rispetto a EC, infatti nel piano AB si hanno le fibre orientate secondo le 26 plies monodirezionali e quindi ci si aspetta una resistenza maggiore rispetto alla direzione ortogonale. Nelle card 4 e 5 sono riportati tutti i valori relativi al criterio di failure mentre nella card 6 ci sono le caratteristiche di resistenza a trazione e compressione del Cfrp.

Nel modello di materiale è necessario definire lo "Zero fibra", cioè la direzione di riferimento della laminazione e quindi il modo in cui le proprietà meccaniche sono orientate rispetto al laminato. Come sistema di riferimento per la laminazione, e quindi per definire gli angoli di impilamento (in questo caso dell'unica ply derivante dalla omogeneizzazione) della trama e dell'ordito, si è scelto un sistema di riferimento orientato come il sistema di riferimento globale, con l'asse Zero fibra parallelo all'asse X, in questo modo l'altro asse di riferimento per la laminazione è parallelo all'asse Y

del sistema di riferimento globale. Definito questo, è stato poi assegnato anche il sistema di riferimento locale del materiale, scegliendo l'opzione AOPT=2, tramite la quale è stato possibile definire opportunamente gli assi di riferimento della singola lamina mediante l'angolo di inclinazione dei vettori rispetto al sistema di riferimento globale. Il sistema adottato è riportato nella figura seguente.

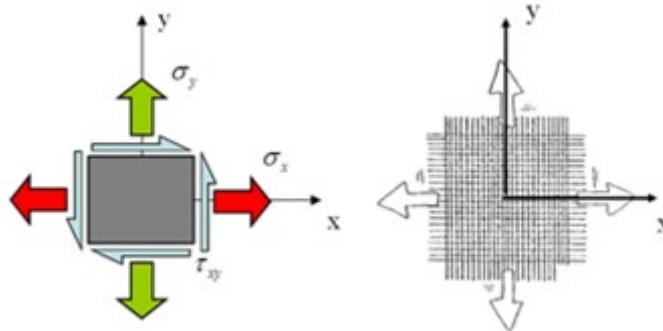


Figura 106: Sistema di riferimento del materiale composito

Per quanto riguarda i dettagli delle grandezze presenti nel MAT_54, nella regione elastica, il comportamento tensione-deformazione del materiale per la fibra (axial, a-direction), matrice (transverse, oppure b-direction), e taglio (ab-direction) è dato dalle seguenti equazioni:

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{E_1} (\sigma_1 - \nu_{12} \sigma_2) \quad (1)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{E_2} (\sigma_2 - \nu_{21} \sigma_1) \quad (2)$$

$$2\varepsilon_{12} = \frac{1}{G_{12}} \tau_{12} + \alpha \tau_{12}^3 \quad (3)$$

Nell'equazione 3, il termine α (ALPH in MAT_54) è un parametro di peso per il termine di taglio non lineare (elevato al cubo) presente nell'equazione. Tale parametro non può essere ricavato sperimentalmente e deve essere calibrato provando e riprovando nel modello FEM. Nel nostro caso è stato lasciato pari a 0. Con il parametro CRIT si sceglie invece il tipo di criterio di danneggiamento utilizzato, una volta che il materiale abbia superato il limite elastico. Il criterio utilizzato (Chang-Chang 54) tiene conto del danneggiamento di ogni singola ply, ed è dato dalle seguenti equazioni:

1. Criterio di rottura a trazione per le fibre

$$e_{f,t}^2 = \left(\frac{\sigma_1}{XT}\right)^2 + \beta \left(\frac{\tau_{12}}{SC}\right)^2 - 1 \quad \begin{cases} \geq 0 & Failure \\ < 0 & elastic \end{cases} \quad (1)$$

2. Criterio di rottura a compressione per le fibre

$$e_{f,c}^2 = \left(\frac{\sigma_1}{XC}\right)^2 - 1 \quad \begin{cases} \geq 0 & Failure \\ < 0 & elastic \end{cases} \quad (2)$$

3. Criterio di rottura a trazione della matrice

$$e_{m,t}^2 = \left(\frac{\sigma_2}{YT}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{SC}\right)^2 - 1 \quad \begin{cases} \geq 0 & Failure \\ < 0 & elastic \end{cases} \quad (3)$$

4. Criterio di rottura a compressione della matrice

$$e_{m,c}^2 = \left(\frac{\sigma_2}{2SC}\right)^2 + \frac{\sigma_2}{YC} \left(\frac{YC^2}{4SC^2} - 1\right) + \left(\frac{\tau_{12}}{SC}\right)^2 - 1 \quad \begin{cases} \geq 0 & Failure \\ < 0 & elastic \end{cases} \quad (4)$$

Dove:

- XT è la resistenza a trazione della fibra
- XC è la resistenza a compressione della fibra
- YT è la resistenza a trazione della matrice
- YC è la resistenza a compressione della matrice
- SC rappresenta la resistenza a taglio nel piano xy
- β rappresenta il fattore di peso della tensione di taglio nel criterio di Chang-Chang e consente di definire esplicitamente l'influenza del taglio nel criterio utilizzato

Se durante il calcolo FEM, una delle sole condizioni appartenente al criterio di Chang-Chang eccede il valore limite, è indice che si è creato uno stato tensionale che supera il dominio elastico. In tal caso le specifiche proprietà elastiche per il determinato elemento vengono automaticamente settate a 0.

Vi sono inoltre delle ulteriori equazioni, collegate ai valori di deformazione massima, le quali riducono la tensione di un elemento al valore nullo. I parametri utilizzati sono i seguenti:

- DFAILT (*Maximum strain for fiber tension*): rappresenta il valore massimo di deformazione causato da una sollecitazione a trazione indotta nella fibra; il valore massimo impostabile è 1, pari al 100% di deformazione. L'elemento è rimosso non appena il valore di deformazione massimo a trazione è raggiunto.

- *DFAILC (Maximum strain for fiber compression)*: valore massimo di deformazione causato da una sollecitazione a compressione indotta nella fibra; in questo caso il valore massimo impostabile è -1.
- *DFAILM (Maximum strain for matrix straining in tension or compression)*: valore massimo di deformazione causato da una sollecitazione indotta nella matrice, sia essa di compressione o trazione.
- *DFAILS (Maximum shear strain)*: rappresenta il valore massimo di deformazione causato da una sollecitazione di taglio.
- *EFS (Effective failure strain)*: valore massimo di deformazione calcolato attraverso uno specifico criterio di equivalenza; questo parametro immediatamente riduce a 0 il valore della tensione di un elemento non appena la deformazione, in qualsiasi direzione, eccede il valore impostato. Il valore utilizzato di default da Ls Dyna è pari a zero e si traduce in un valore infinito di tensione.

Per ricavare i valori citati si ricorre alle semplici equazioni riportate di seguito:

$$DFAILT = \frac{XT}{EA}$$

$$DFAILC = \frac{XC}{EA}$$

$$DFAILM = \frac{YT}{EB} \text{ oppure } \frac{YC}{EB}$$

$$EFS = \sqrt{\frac{4}{3}(\varepsilon_{11}^2 + \varepsilon_{11}\varepsilon_{22} + \varepsilon_{22}^2 + \varepsilon_{12}^2)}$$

Questi parametri sono quelli che portano quindi all'annullamento dell'elemento; l'annullamento dell'elemento avviene quando esso assume una forma distorta rispetto alla sua geometria iniziale e richiede dunque un time step molto piccolo (collegato alla lunghezza dell'elemento). Per tale motivo si utilizza anche un parametro temporale (TFAIL), il quale rimuove gli elementi distorti nel modo seguente:

- Se $TFAIL \leq 0$ nessun elemento è rimosso dal time step
- Se $0 \leq TFAIL \leq 0.1$ l'elemento è eliminato quando il suo time step è più piccolo di TFAIL

- Se $TFAIL \geq 1$ l'elemento è eliminato quando il time step corrente/time step originale $\leq TFAIL$

Infine, tra le proprietà da assegnare alle parti, rientra l'impostazione dell'Hourglass di cui si è discusso nel precedente capitolo. Dal punto di vista pratico, nella scheda Hourglass sono stati lasciati tutti i valori di default tranne uno, ovvero l'IHQ in cui si va a scegliere la tipologia di controllo dell'Hourglass. In particolare è stata scelta la EQ.5: *Flanagan-Belytschko stiffness form with exact volume integration for solid elements*, una delle sei opzioni disponibili per elementi solidi. Infatti questa opzione riguarderà il solo stack da forare costituito proprio da elementi solidi, mentre, avendo modellato la punta come un corpo infinitamente rigido, questa non richiede un controllo dei modi a clessidra.

L'energia dissipata a causa delle forze di reazione hourglass contro la formazione dei modi hourglass è tracciata e riportata nei file di output MATSUM e GLSTAT di cui verrà richiesto nella scelta degli output da estrarre durante il calcolo, ultima fase prima dell'analisi effettiva.

Una volta create le schede materiali e scelte le section degli elementi, nonché il tipo di controllo hourglass, si prosegue all'Update delle parti, ovvero all'assegnazione di queste 3 proprietà alle relative parti. In particolare:

- Per la punta: Section Shell e Mat Rigid
- Per i cilindretti: Section Solid, Hourglass e Materiale (Piecewise linear plasticity o enhanced composite damage, a seconda che si tratti di alluminio o composito)

A questo punto si può dire conclusa la prima fase relativa al settaggio delle parti, ora si passa all'impostazione delle condizioni al contorno, quindi:

- Creazioni dei vincoli
- Definizione della legge del moto della punta
- Impostazione del tipo di contatti

Per le condizioni di vincolo, per replicare al meglio il modello reale si è incastrata la superficie laterale dello stack senza introdurre ulteriori vincoli. In Ls Dyna per poter vincolare determinati gradi di libertà di un certo numero di nodi si può ricorrere ad un'apposita scheda, SPC_SET nella sezione BOUNDARY. Infatti è possibile in questo modo scegliere un "set" di nodi e bloccare i gdl a tutti i nodi di questo set. Ovviamente quest'ultimo deve essere creato preventivamente.

A questo punto quindi nella scheda prima introdotta è stato scelto il Node Set ID e poi si sono vincolati tutti i gradi di libertà di questi nodi (sarebbe bastato anche vincolare solo le tre traslazioni siccome gli elementi solidi utilizzati non presentano rotazioni nodali). Per quanto riguarda la punta, questa già nella scheda relativa al MAT_RIGID è stata vincolata a traslare e ruotare lungo z. Da questo si è passati perciò alla definizione della legge del moto della punta. Siccome la punta è definita come corpo rigido, questa fase non ha riscontrato particolare difficoltà. Infatti in Ls Dyna è possibile assegnare uno o più leggi di moto a un corpo rigido mediante la scheda (sempre nella sezione Boundary) PRESCRIBED_MOTION_RIGID riportata nella **Figura 107**.

I parametri di processo che sono stati utilizzati per la simulazione sono quelli relativi alle prove sperimentali di cui si dispone:

- Velocità di avanzamento $F=4.95$ mm/s
- Velocità di rotazione $V_t=2700$ rpm

ID	TITLE	PID	DOF	VAD	LCID	SF	VID	DEATH	BIRTH
1	Avanzamento	3	3	2	2	1.0000000	0	1.000e+028	0.0
2	Rotazione	3	3	2	2	1.0000000	0	1.000e+028	0.0

Figura 107: Assegnazione del moto della punta

Per prima cosa si decide quale parte è interessata dal moto scegliendo il Part ID, ovvero la punta. In DOF si vanno a scegliere i gradi di libertà del moto stesso, quindi una direzione per la traslazione piuttosto che un asse di rotazione, nel caso presentato, per l'avanzamento si è scelto l'asse Z e lo stesso è stato fatto per la rotazione: EQ 3: Z-Translational DOF; EQ 7: Z-Rotational DOF. Infine ultimo settaggio è quello relativo alla VAD (*Velocity/Acceleration/Displacement flag*), in cui si va a scegliere che tipo di curva verrà importata (tramite LCID da cui si richiama l'ID di una curva precedentemente creata nell'apposita sezione DEFINE_CURVE come era stato fatto per la curva

dell'alluminio) per la definizione del moto, ovvero se una curva di spostamento, una curva di velocità o via dicendo. In questo caso, per quanto riguarda l'avanzamento viene definita una curva di spostamento lungo Z in funzione del tempo e quindi nel VAD è stata impostata la EQ 2: displacement (rigid bodies and nodes); per la rotazione invece la curva definisce una velocità di rotazione in funzione del tempo, perciò nel VAD si sceglie la EQ 0: velocity (rigid bodies and nodes). Così facendo la punta avrà un moto composto da un avanzamento lungo Z e una rotazione intorno all'asse stesso.

In base ai parametri ricavati dalle prove sperimentali e tenendo conto del sistema di unità di misure utilizzato, sono state definite le curve per l'avanzamento e la rotazione (riportate nelle **Figura 108** e **Figura 109**):

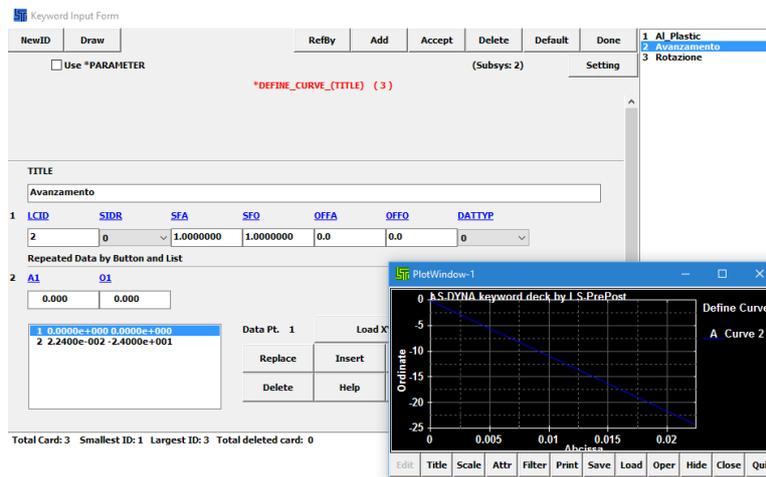


Figura 108: Assegnazione della legge del moto di avanzamento



Figura 109: Assegnazione della legge del moto di rotazione

Come si può notare per il moto di avanzamento della punta, la curva è stata definita mediante due punti, il primo coincidente con l'origine degli assi, il secondo di coordinate Tempo-Spazio riportate sempre in figura. Ovviamente essendo il moto diretto nel verso negativo delle Z anche la curva evolve lungo ordinate negative (le quali definiscono lo spostamento come detto).

Invece la rotazione è costante nel processo e quindi è bastato definire una retta orizzontale con un valore delle ordinate che definisse il valore della velocità di rotazione in funzione del tempo.

Per problemi legati ai tempi di calcolo, non è stato possibile rispettare i parametri utilizzati nelle prove sperimentali in quanto da prime prove eseguite al calcolatore con determinati valori di velocità i tempi di calcolo si attestavano intorno alle 250/300 ore; questo perché alla velocità di avanzamento è direttamente legato il tempo totale per eseguire la foratura dello stack ed è evidente come all'aumentare dell'intervallo di tempo che si vuole simulare aumentino anche i tempi di calcolo. Pertanto per ridurre i tempi di calcolo si sono varate due strade:

- Mass Scaling
- Aumento delle velocità

Si è preferito, per semplicità, seguire la seconda soluzione, ovvero si è aumentata la velocità di un fattore di 10^3 e adattare allo stesso tempo la velocità di rotazione in base alla nuova velocità di avanzamento per mantenere lo stesso numero di mm/giro. Così facendo si sono ridotti notevolmente i tempi di calcolo ed è stato possibile eseguire tutta la serie di analisi necessarie all'ottimizzazione del comportamento del modello.

Ultimo passaggio, a dir poco fondamentale per il modello in analisi è la definizione dei CONTATTI, tra punta e stack, per simulare al meglio ciò che avviene durante il processo di foratura tra utensile e pezzo da forare. Questa fase è risultata sicuramente quella che nascondeva il maggior numero di difficoltà, per via dei complessi algoritmi alla base dei contatti e per la difficoltà di identificare la tipologia ottimale di contatto. Questo sicuramente è uno degli aspetti più importanti da considerare per simulare al meglio il processo di foratura in atto, dal momento che uno degli obiettivi richiesti è la possibilità di avere un modello flessibile, che funzioni al variare di utensile e di materiale da forare.

In quanto a contatti Ls Dyna risulta essere uno dei migliori software per questo tipo di simulazioni, infatti offre una innumerevole quantità di tipologie di contatti, anche automatizzati, nei quali c'è bisogno solo di definire le parti in gioco quali elementi necessari per far leggere correttamente la card al solutore. Definite le parti, grazie a questi contatti "AUTO" il software ricrea determinate condizioni di interazione tra le parti scelte secondo complessi algoritmi.

Dopo una serie di prove, la scelta è ricaduta in particolare sulla combinazione di due contatti:

1. Automatic Single to Surface
2. Eroding Surface to Surface

Siccome nel modello costruito ci sono in totale 3 parti, ovvero la punta e i due cilindretti costituenti lo stack, è necessario andare a definire, per ciascuna delle due tipologie scelte, il contatto tra la punta e ciascuno dei due cilindretti; in totale si avranno quindi quattro card, due Single to Surface e due Eroding. Nelle figure sottostanti sono riportate le card di cui sopra.

Gli elementi comuni alle quattro card sono quelli nella sezione 1.

Per prima cosa si sceglie chi nel contatto rappresenta la parte Slave e chi la parte Master e poi se includere o meno nel computo degli output quella parte slave o master. Cioè, a seconda che interessi leggere determinati risultati, derivanti dal contatto, su una parte, o se questa non rientra tra i corpi su cui richiedere gli output ma serve solo per simulare il processo. Siccome si è in una fase di sperimentazione del modello si è scelto di includere tra gli output tutte le parti (slave e master).

Tutti gli altri valori sono stati lasciati come di default.

Nella scheda del contatto Eroding oltre a scegliere le parti interessate, si è andati a inserire i coefficienti di attrito statico e dinamico tra punta e cilindretto nei due casi relativi al cilindretto di alluminio e a quello di materiale composito.

Keyword Input Form

Use *PARAMETER (Subsys: 2) Setting

*CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE_(ID/TITLE/MPP) (2)

CID	TITLE
1	Single_Surf_Punta_Al

MPP1 MPP2

IGNORE	BUCKET	LCBUCKET	NS2TRACK	INITITER	PARMAX	UNUSED	CPARMB
0	200		3	2	1.0005		0

UNUSED	CHKSEGS	PENSE	GRPABLE
	0	1.0	0

1	SSID	MSID	SSTYP	MSTYP	SBOXID	MBOXID	SPR	MPR
1	2	2	2	0	0	1	1	

2	FS	FD	DC	VC	VDC	PENCHK	BT	DT
0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0	0.0	1.000e+020	

3	SFS	SFM	SST	MST	SFST	SEMT	FSF	VSF
1.0000000	1.0000000	0.0	0.0	1.0000000	1.0000000	1.0000000	1.0000000	

Figura 110: Scheda contatto SINGLE_SURFACE tra punta e stack

Keyword Input Form

Use *PARAMETER (Subsys: 2) Setting

*CONTACT_ERODING_SURFACE_TO_SURFACE_(ID/TITLE/MPP)_(THERMAL) (2)

CID	TITLE
3	Eroding_Punta_Al

MPP1 MPP2

IGNORE	BUCKET	LCBUCKET	NS2TRACK	INITITER	PARMAX	UNUSED	CPARMB
0	200		3	2	1.0005		0

UNUSED	CHKSEGS	PENSE	GRPABLE
	0	1.0	0

1	SSID	MSID	SSTYP	MSTYP	SBOXID	MBOXID	SPR	MPR
1	2	2	2	0	0	1	1	

2	FS	FD	DC	VC	VDC	PENCHK	BT	DT
0.6100000	0.4700000	0.0	0.0	0.0	0	0.0	1.000e+020	

3	SFS	SFM	SST	MST	SFST	SEMT	FSF	VSF
1.0000000	1.0000000	0.0	0.0	1.0000000	1.0000000	1.0000000	1.0000000	

4	ISYM	EROSOP	IADJ
0	1	0	

Figura 111: Scheda contatto ERODING_SURFACE_TO_SURFACE tra punta e cilindro Al

IGNORE	BUCKET	LCBUCKET	NSZTRACK	INITITER	PARMAX	UNUSED	CPARMB
0	200		3	2	1.0005		0

1	SSID	MSID	SSTYP	MSTYP	SBOXID	MBOXID	SPR	MPR
1	3	2	2	0	0	1	1	

2	FS	FD	DC	VC	VDC	PENCHK	BT	DT
0.5500000	0.4000000	0.0	0.0	0.0	0	0.0	1.000e+020	

3	SFS	SFM	SST	MST	SFST	SFMT	SFS	VSF
1.0000000	1.0000000	0.0	0.0	1.0000000	1.0000000	1.0000000	1.0000000	1.0000000

4	ISYM	EROSOP	IADJ
0	1	0	

Figura 112: Scheda contatto ERODING_SURFACE_TO_SURFACE tra punta e cilindro di CFRP

Infine, dopo aver terminato la modellazione del processo, si è passati all'ultima fase del preprocesso che prevede:

- Settaggio dei parametri relativi al controllo dell'analisi
- Settaggio dei parametri relativi agli output richiesti

Per quanto riguarda il primo punto, nella sezione CONTROL è stato inserito in particolare un controllo relativo all'energia del processo, inserendo nella computazione della stessa tutte le possibili aliquote presenti nella scheda CONTROL_ENERGY e poi si è proceduto mediante la card CONTROL_TERMINATION a definire l'intervallo di tempo per cui eseguire l'analisi, cioè quanto dura nella realtà l'analisi che si effettua. Infatti impostando un valore nell'ENDTIM, l'analisi verrà arrestata quando si raggiunge quel valore.

Invece il settaggio degli output e la scelta dei risultati da estrarre alla fine dell'analisi si effettua mediante la card DATABASE. Per prima cosa, nel BINARYD3PLOT si va ad impostare il time step (intervallo di tempo rappresentante un singolo ciclo di simulazione) attraverso la dimensione dell'intervallo desiderato o indicando quanti step si vogliono nell'intero ENDTIM. In questo caso si è scelto di avere 200 step (NPLTC). In particolare, se definiamo:

- T = tempo totale della simulazione (definito in Ls Dyna ENDTIM, nella card CONTROL_TERMINATION)
- ΔT = time step, rappresentante il singolo ciclo di simulazione

- n = numero di cicli necessari per effettuare la simulazione

vale la seguente relazione:

$$T = n\Delta T$$

Conoscendo T, si può definire uno qualsiasi dei due restanti valori per calcolarne il terzo; in questo caso avendo definito il numero di step (n), Ls Dyna calcolerà automaticamente il valore del time step (**Figura 113**).

Figura 113: Card *DATABASE_BINARY_D3PLOT*

In particolare, traducendo quanto detto nei termini utilizzati nella scheda riportata in figura si ha:

$$NPLTC : DT = \frac{ENDTIM}{NPLTC}$$

Infine bisogna scegliere cosa chiedere in output al solutore. Mediante la card *DATABASE_ASCII* si chiede ad Ls Dyna di creare un file ASCII con determinate grandezze che si sceglie di plottare, queste rappresentano gli output richiesti. Oltre a scegliere tramite spunta quali grandezze plottare, il software chiede il relativo DT (time interval between outputs), ossia l'intervallo temporale con cui viene scritto il relativo file ASCII e la modalità con cui incamerare i dati.

Terminata la modellazione si lancia l'analisi nel solver di Ls-Dyna.

La modellazione descritta dettagliatamente in questo capitolo fa riferimento al caso generico di una punta con uno stack composto da due cilindretti, a seconda dello stack che si volesse simulare è bastato poi aggiornare le parti. Perciò nel caso di stack Cfrp/Cfrp sono state assegnate le stesse proprietà ad entrambi i cilindretti (entrambi senza preforo). Invece, nel caso del pacchetto ibrido Al/Cfrp, le proprietà sono state

differenziate, importando innanzitutto due cilindretti diversi per alluminio e composito, siccome il primo presenta un pre foro, e poi sono state assegnate le relative proprietà. Qualora si volesse, in questo secondo caso, sarebbe possibile anche invertire l'ordine dei cilindretti e vedere quali effetti si ottengono sui risultati e sulla curva risultante che poi viene estratta. Ancora, è possibile simulare il processo con diverse punte semplicemente importando un CAD diverso da quello descritto in questo capitolo. Ciò non toglie di generalità alla trattazione della modellazione mostrata, in quanto sono state riportate genericamente le singole fasi di modellazione delle singole parti e delle singole properties, le quali assegnate opportunamente a seconda delle necessità permettono la simulazione di differenti casi studio.

5.3 Post Processo

Nella fase di Post Processo si è andati a visualizzare i risultati ottenuti per verificare che l'analisi fosse andata a buon fine e che quanto modellato rispondesse in maniera congruente a quello che ci si aspettava. Sono state fatte varie prove e lanciate diverse analisi prima di giungere ad un risultato soddisfacente in termini di comportamento e stabilità del modello, ottenuti con le scelte di modellazione descritte nel paragrafo precedente.

Per prima cosa in questa fase si importa il file D3PLOT generato dal solutore. A questo punto è possibile mediante la sezione di post processo di Ls PrePost andare ad analizzare tutti gli output precedentemente richiesti.

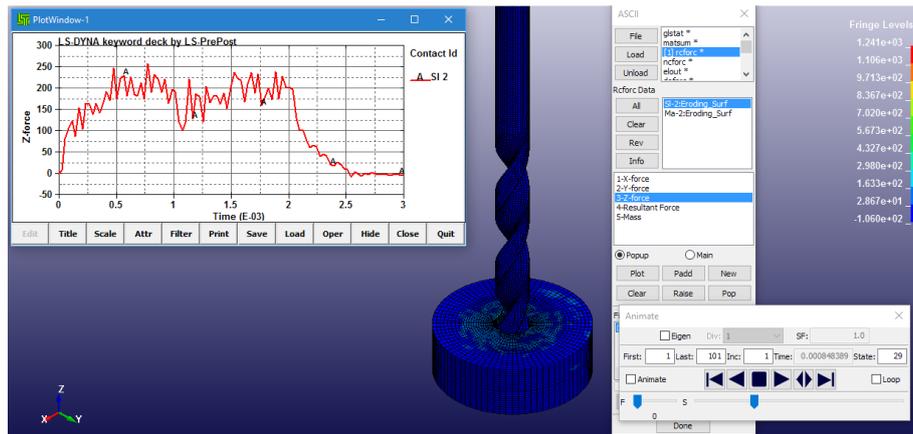


Figura 114: Post Processo e visualizzazione degli Output

In particolar modo l'interesse era quello di andare a monitorare la forza che si desta all'interfaccia lungo l'asse della punta. E' possibile visualizzare questo risultato andando a plottare un particolare file di output, precedentemente richiesto al solutore e quindi presente ad analisi terminata nel file ASCII, ovvero la RCFORC. Questa rappresenta proprio la forza all'interfaccia tra le due parti a contatto, slave e master. Quella rappresentata in figura 55 per esempio è quella che agisce sulla punta che sarà poi uguale e contraria a quella che la stessa punta esercita sul pezzo. Le RCFORCE vengono ottenute direttamente dall'algoritmo di contatto, in particolare attraverso il contatto `ERODING_SURFACE TO SURFACE` e infatti tengono conto anche dell'attrito. La precisione finale di questi dati dipende fortemente dalla precisione del contatto stesso il quale a sua volta è influenzato dalle mesh delle parti in gioco. Di seguito è mostrata una vista in sezione del processo di foratura modellato per meglio apprezzare quanto descritto in questo capitolo.

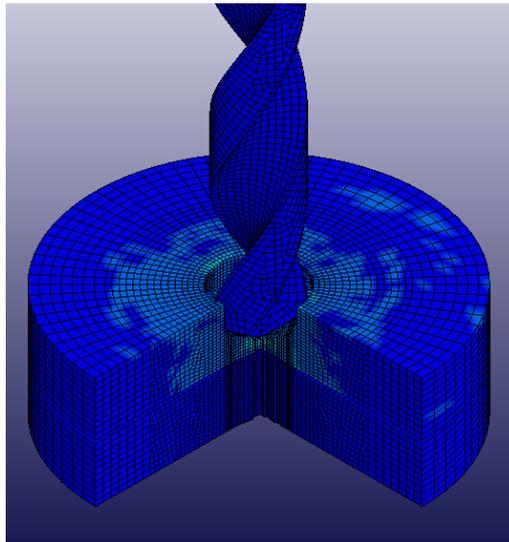


Figura 115: Vista in sezione del modello FEM

È interessante notare come nell'istante mostrato in figura la punta sia penetrata ancora solo nello strato superiore (Cfrp/Cfrp) e come quindi lo stato tensionale che si desta nello strato inferiore non risente ancora dell'avanzamento dell'utensile e del processo di taglio. Non appena l'utensile incontra il secondo strato del pacchetto si può notare come lo stato tensionale raggiunga subito elevati valori (figura 57).

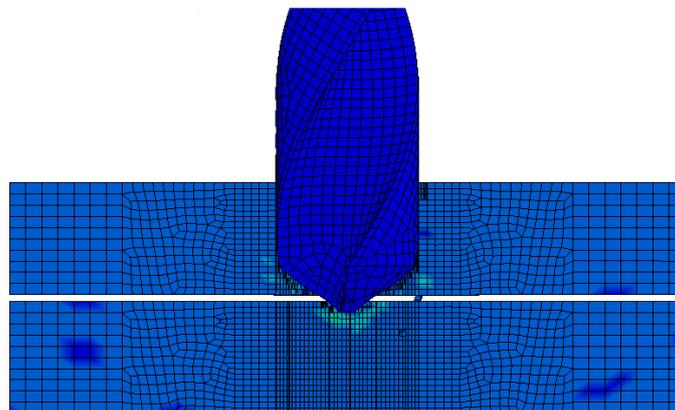


Figura 116: Stato tensionale stack Cfrp/Cfrp

6 CONFRONTO NUMERICO SPERIMENTALE

Il modello matematico sviluppato nel capitolo precedente è stato validato grazie all'ausilio delle prove sperimentali precedentemente condotte sugli utensili analizzati, al fine di verificare che il modello riproducesse gli effettivi valori del processo di foratura, seppur con un certo margine di errore.

Tutte le simulazioni sono state effettuate su stack omogenei Crfp/Cfrp, con due utensili differenti:

- Utensile A;
- Utensile B.

Tra i due laminati è stato lasciato un certo “gap d’aria”, così da poter simulare un contatto non perfetto, come effettivamente accade nella realtà.

In totale sono state condotte due campagne di simulazione, una per ogni utensile.

Prima è stata condotta una campagna di simulazione per l’utensile A, facendo variare gradualmente i parametri D_{fail} inseriti nel modello. Quindi è stata ricavata, come vedremo di seguito, una relazione analitica che collegasse i valori di D_{fail} inseriti nel modello e l’effettiva usura dell’utensile. Infine è stata effettuata una nuova campagna di simulazione sull’utensile B con l’obiettivo di interpretare il grado di usura dell’utensile e quindi i valori di carico assiale misurati mediante il software, semplicemente inserendo gli opportuni coefficienti D_{fail} in base alla relazione precedentemente individuata.

6.1 Utensile A

Come anticipato, nella prima campagna di simulazione sono stati valutati i risultati ottenuti dal modello, descritto nel capitolo precedente, con l’utilizzo dell’utensile A.

In tal senso, nelle figure sottostanti sono riportati i valori numerici e quelli sperimentali della prova. Si nota come, a meno della scala relativa al tempo, che risulta sfalsata per il discorso relativo alla riduzione dei tempi di calcolo, il comportamento che si ottiene dal modello riproduce con buona approssimazione quello che accade nella realtà.

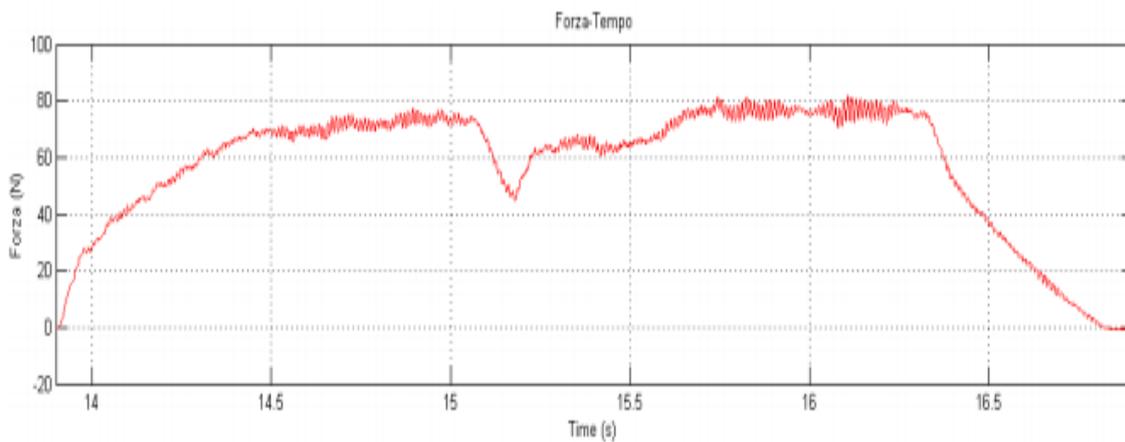


Figura 117: Curva sperimentale forza risultante lungo l'asse della punta in funzione del tempo

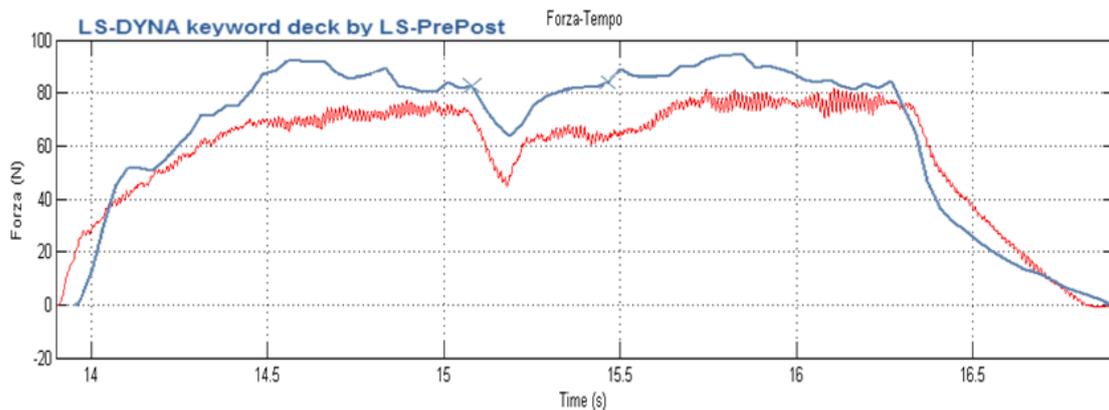


Figura 118: Confronto curve di processo al 1° foro

Sia nella curva estratta da Ls Dyna che in quella sperimentale, la forza verticale è sempre positiva. Questa rappresenta un'azione di compressione esercitata dall'utensile sul pezzo. Man mano che si impegna il bordo del tagliente, l'andamento della forza è crescente, con un coefficiente angolare prima molto elevato, dipendente soprattutto dalla spinta esercitata dal tagliente trasversale, poi più basso perché dipendente solo dalle azioni laterali; quando la punta è completamente affondata nel pezzo la spinta si mantiene pressoché costante.

Una differenza che si può notare tra le due curve nel tratto iniziale è, che quella relativa all'analisi FEM risulta più ripida e quindi si raggiungono valori elevati in minor tempo, questo è giustificato dal fatto che, avendo aumentato la velocità del processo per ridurre i tempi di calcolo, la punta affonda nel pezzo in un tempo minore.

Il valore della forza decresce nel momento in cui l'utensile abbandona il primo laminato in composito costituente lo stack, per poi aumentare una volta a contatto con il secondo laminato del pacchetto e assestarsi nuovamente su un valore costante. Infine la curva tende a decrescere fino a zero quando la punta fuoriesce gradualmente dallo stack (**Figura 119**).

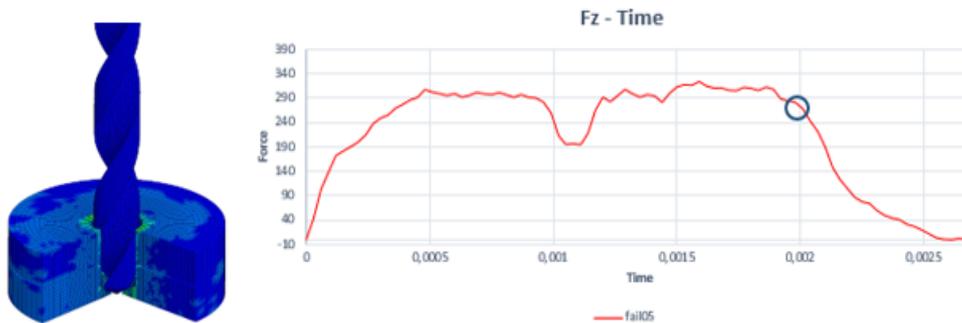


Figura 119: Andamento della Forza F_z nel tempo

Le curve, come già specificato nelle fasi della modellazione, si riferiscono ai seguenti parametri di processo (gli stessi utilizzati nelle prove sperimentali per la foratura dello stack cfrp/cfrp):

- Velocità di avanzamento = 4,95 mm/s
- Velocità di rotazione = 2700 rpm

Inoltre si è notato che al variare del valore DFAILS, relativo al criterio di failure di cui si è discusso nel capitolo sulla modellazione, la resistenza incontrata dalla punta durante il processo varia, e perciò, anche la forza risultante raggiunge valori via via diversi. In particolare, aumentando il valore di DFAILS, la forza media che si esplica lungo l'asse della punta è maggiore, viceversa, risulta più bassa per valori minori del DFAILS. Questo aspetto, opportunamente studiato a priori, rappresenta un valore aggiunto del modello, dal momento che in questo modo sarebbe possibile simulare gli andamenti delle forze risultanti quando si utilizzano punte usurate, impostando a priori determinati valori di fail nella scheda del materiale.

Nella **Figura 120** è possibile apprezzare come al variare del valore di fail degli elementi, la curva risultante raggiunga appunto picchi diversi:

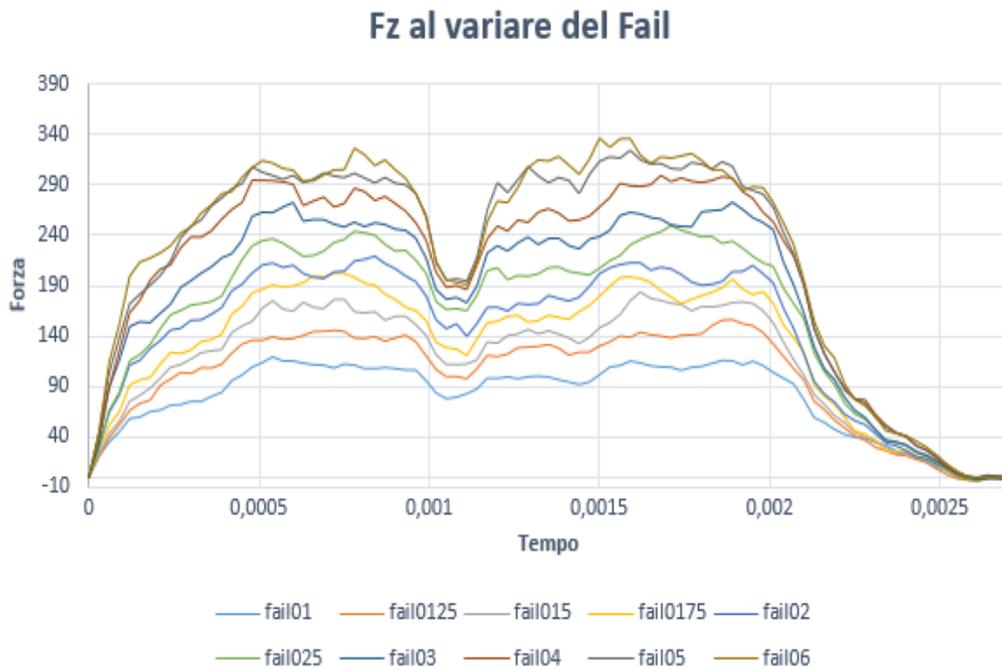


Figura 120: Forze lungo l'asse della punta al variare del DFAILS

È stato effettuato, in merito a quanto esposto, un confronto numerico sperimentale per andare a testare la veridicità dei risultati ottenuti ed estrarre una relazione tra il valore di Dfails (da impostare nella scheda del materiale a priori) e il grado di usura della punta che si intende simulare. Nella **Figura 120** sono riportate, in un grafico complessivo per semplificare la trattazione, le curve relative a 10 prove sperimentali ottenute con un aumento graduale dell'usura della punta espressa in numero di fori realizzati.

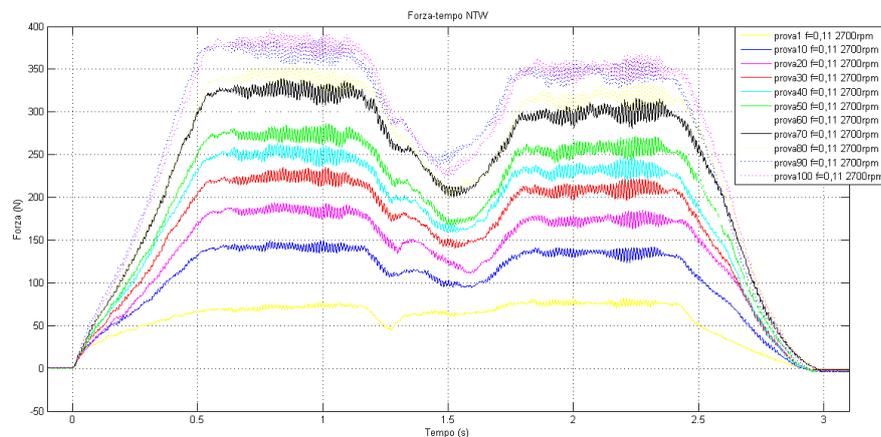


Figura 121: Prove sperimentali di foratura

Ad ogni curva estratta con prefissati valori di failure è stata associata la curva sperimentale che si scostasse con il minor margine di errore, in termini di scarto quadratico medio.

È quindi possibile sulla base delle prove realizzate e del confronto numerico sperimentale, esprimere la relazione (**Figura 121**) che esiste tra grado di usura della punta espresso come “numero di fori realizzati” e valore numerico del fail degli elementi (Dfails).

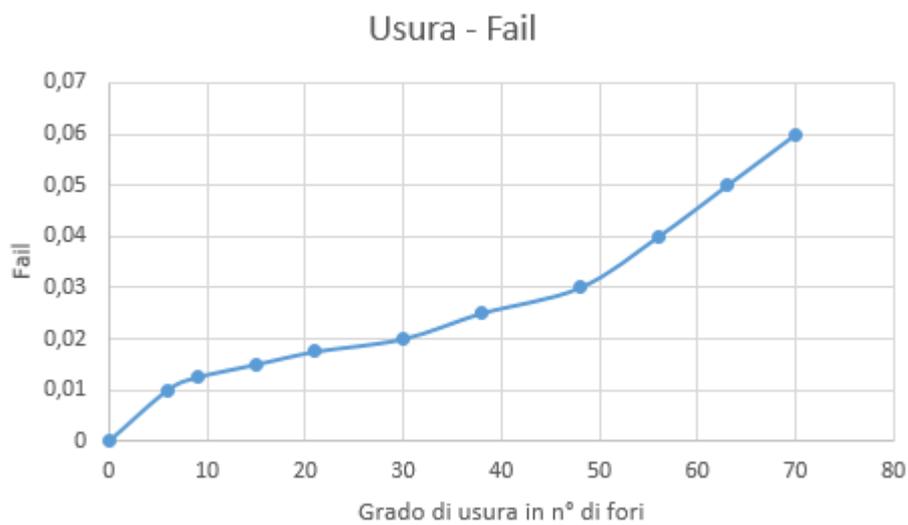


Figura 122: Curva relazione tra Usura e Fail

La curva, come si vede, mostra l'andamento del grado di usura della punta al variare del Fail, tramite la quale è possibile riprodurre e prevedere le forze risultanti nel caso di punta usurata dopo un certo numero di fori realizzati. Inizialmente si vede come ad una variazione del fail corrisponde un aumento del grado di usura dell'utensile maggiore rispetto a quanto avviene ad esempio dal 40° foro in avanti. Ad esempio, passando da un valore di fail pari a 0,1 ad uno di 0,2 (tratto della curva a pendenza minore) si ha un grado di usura variabile da 10 a 30 fori; invece dal 40° foro circa, aumentando sempre di un decimo il valore di fail l'incidenza sul grado di usura è minore (si ha una variazione di circa 10 fori, un salto pari alla metà rispetto a prima). Quanto appena espresso è apprezzabile anche andando ad analizzare il salto tra una curva e l'altra sia nel caso numerico che sperimentale (**Figura 120** e **Figura 121**).

6.2 Utensile B

Questa seconda campagna di simulazione è quella che permette di affermare che il modello risponde in maniera ottimale, almeno per utensili dalla geometria simile. L'utensile B (**Figura 123**) è stato modellata al CAD come fatto per l'utensile A. La punta ha una lunghezza totale di 100mm, lunghezza d'elica di 28mm e angolo del tagliente di 115°.

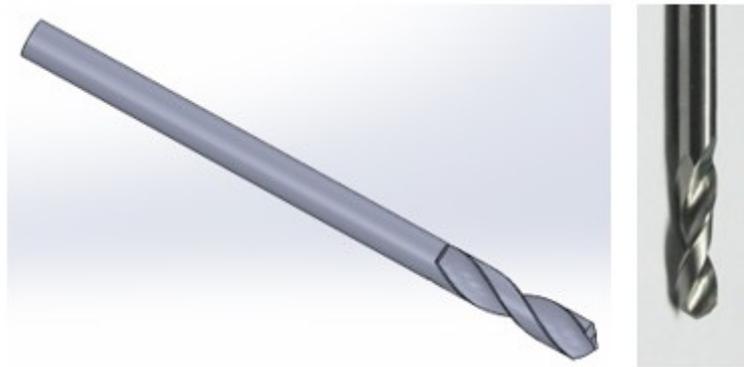


Figura 123: Utensile B

Con questa punta è stata eseguita una prova per verificare che il comportamento del modello rispondesse come da aspettative. Come è mostrato nella figura seguente infatti si nota come la curva della Fz risulta del tutto simile a quella relativa alla all'utensile A.

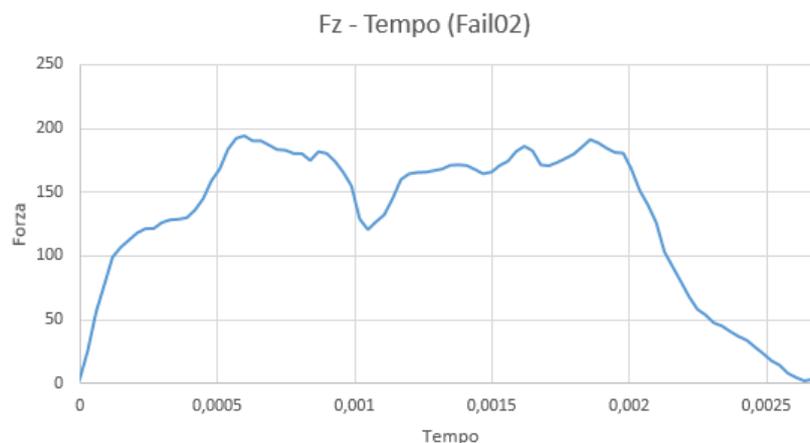


Figura 124: Forza Fz per punta PANARESE con Fail=0,02

Sfruttando la relazione analitica precedentemente individuata tra DFAIL e usura dell'utensile, e sapendo di aver impostato un valore del fail pari a 0,02, entrando nel diagramma si ottiene che il grado di usura dell'utensile dovrebbe assestarsi al 30° foro circa.

Quindi la curva numerica prima riportata è stata confrontata proprio con la curva sperimentale relativa al 30° foro (**Figura 125**).

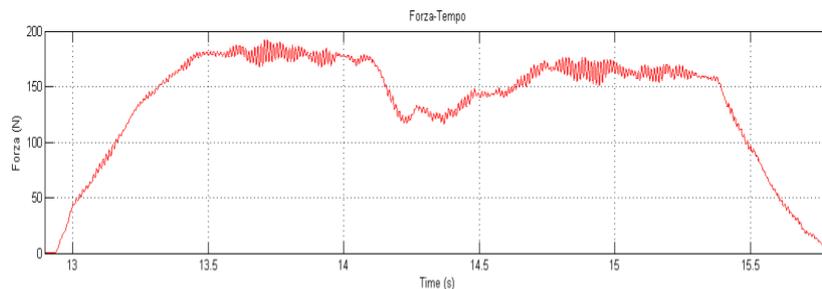


Figura 125: Curva sperimentale relativa all'utensile B al 30° foro

Come si può notare, il comportamento risulta corretto. La forza lungo l'asse della punta sia nel caso della curva FEM che di quella sperimentale si attesta sugli stessi valori medi, a meno dei disturbi presenti in entrambe le due curve.

6.3 Sviluppi Futuri

In futuro si prevede di realizzare un modello matematico in grado di riprodurre il comportamento di punte con geometrie molto particolari, come ad esempio le multi-step multi-facet, del tipo riproposto nei capitoli precedenti.

Inoltre è di fondamentale importanza tarare un modello matematico relativo al processo di foratura anche su diversi materiali metallici e accoppiamenti ibridi metallo/composito.

Si riportano di seguito alcune simulazioni effettuate in questa ottica.

6.3.1 Utensili multi-step

È stato riprodotto il modello matetico del processo con una punta del tipo multi-step multi-facet il cui modello geometrico, realizzato con software CAD, è stato fornito da

alcuni ricercatori del dipartimento di Ingegneria Chimica, dei Materiali e della Produzione Industriale, dell'Università degli studi di Napoli Federico II.

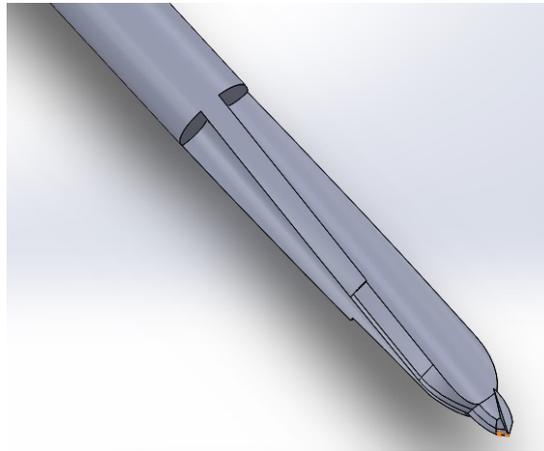


Figura 126: Dettaglio Utensile multi-step

Non avendo a disposizione dati sperimentali del tutto affidabili e verificati, è stata ricavata una sola curva della forza, con l'unico scopo di verificare, sempre con una certa approssimazione, il corretto funzionamento del modello al variare del tipo di utensile.

La punta utilizzata è un utensile appositamente studiato per la foratura dei materiali compositi, pertanto ne è stato simulato il comportamento per la foratura di stack Cfrp/Cfrp. Sebbene il comportamento (andamento della curva) ottenuto, sia con una certa approssimazione assimilabile a quello reale, i valori ottenuti sono molto più bassi e non paragonabili ai dati sperimentali (i quali tuttavia in questo caso, sono ancora da verificare e non del tutto affidabili, per questo motivo non è possibile ancora effettuare un vero e proprio confronto). Il perché, in questo specifico caso è da ricercare nel fatto che l'utensile in questione presenta una geometria molto particolare, essendo una punta "multi step", e dunque la risposta del modello rispetto a quanto precedentemente visto non è altrettanto veritiera. Da questo si deduce come per poter simulare diverse punte, con il modello creato, gli utensili debbano presentare una geometria non troppo distante da quella della punta di riferimento utilizzata.

Come si può notare dal confronto tra la curva sperimentale (**Figura 127**) e la curva FEM (**Figura 128**) il modello non riesce a replicare, per la punta SEE, in maniera veritiera il processo e le forze risultanti. In particolare, mentre è possibile apprezzare un tratto

iniziale simile tra le due curve, non si evince nettamente la presenza del gap tra i due cilindretti e quindi non è evidente il brusco calo della forza nel passaggio tra uno strato di Cfrp all'altro. Questo è dovuto, come già accennato, al fatto che la punta in questione è una multi step e inoltre il primo step risulta di diametro molto inferiore ai 6,35mm visti per la punta precedente. Pertanto, tutto il processo risulta influenzato dalla particolarissima geometria dell'utensile utilizzato.

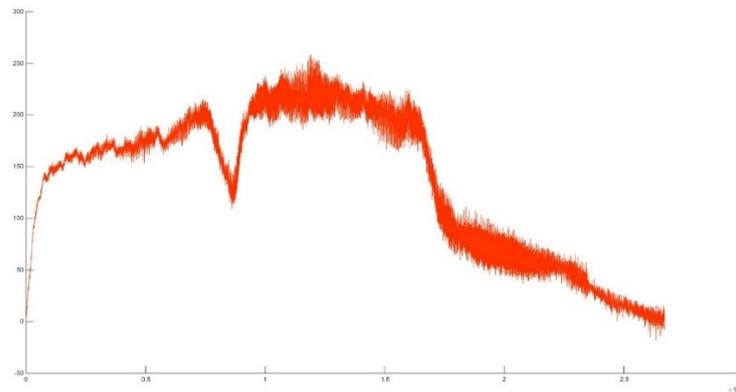


Figura 127: Curva sperimentale foratura stack Cfrp/Cfrp mediante utensile SEE

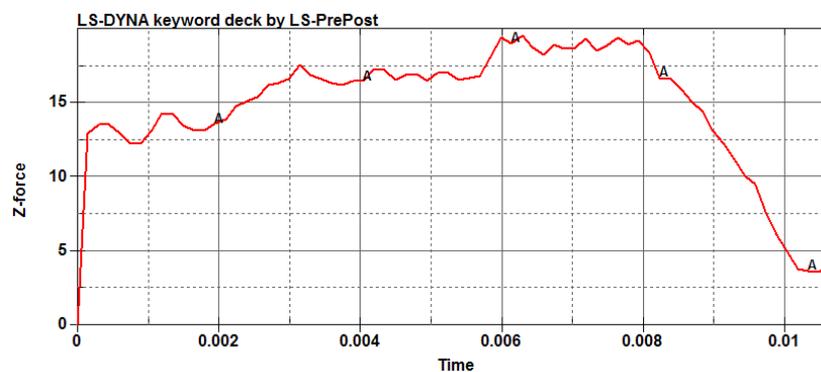


Figura 128: Curva numerica stack Cfrp/Cfrp con punta SEE

6.3.2 Stack ibrido Al/Cfrp

Un'ulteriore simulazione è stata effettuata sul processo di foratura di stack ibridi Al/Cfrp. Innanzitutto i cilindretti importati sono diversi in quanto quello relativo all'alluminio presenta un pre-foro creato per guidare la punta nelle fasi iniziali ed evitare forme non perfettamente circolari dei fori finali (stessa procedura utilizzata per

la campagna sperimentale). Per questo motivo nelle curve che seguono si nota come la forza risultante relativa all'alluminio sia molto più bassa rispetto al composito. In questo caso non è possibile eseguire un confronto con i dati sperimentali i quali risultano non del tutto affidabili.

Inoltre, la disposizione dei due cilindretti non è casuale, infatti si è seguita la stessa strada adottata nelle prove in laboratorio: il cilindretto di Cfrp è stato posto al di sotto di quello di Alluminio in modo da mettersi nelle peggiori condizioni possibili, ovvero quelle in cui si potrebbe presentare delaminazione in uscita, dovuta proprio al fatto che è il materiale composito a trovarsi all'uscita della punta nel processo simulato; altro motivo è quello per il quale effettuando prove sperimentali a parti invertite, con l'alluminio in uscita, si è notato come il truciolo di Al, che doveva evacuare secondo l'elica dell'utensile, andava a rovinare in questo percorso la finitura del foro nello strato di Cfrp.

Di seguito si riporta una curva numerica ottenuta da una simulazione per uno stack Al/Cfrp con l'utensile A.



Figura 129: Forza Fz su Stack Al/Cfrp

Come si può notare in questo secondo caso la curva cambia totalmente. Innanzitutto si distinguono due parti (separate dal tratteggio) che riguardano le due fasi del processo. A sinistra della linea, la curva è relativa alla foratura del solo strato di Alluminio, ovvero la punta penetra e fora il cilindretto pre forato di Al. Infatti si raggiungono valori della forza resistente molto bassi dal momento che appunto il cilindretto così come nella realtà risulta già pre forato per i motivi prima riportati. A destra della linea si ha la

seconda fase del processo, ovvero quando la punta incontra anche lo strato di composito. La forza aumenta velocemente e raggiunge un picco per poi assestarsi per un certo intervallo di tempo su un valore pressoché costante e infine decadere fino a zero gradualmente quando lo stack risulta ormai forato e la punta inizia la fuoriuscita dal pacchetto.

CONCLUSIONI

Creare un modello numerico in ambiente FEM non è impresa semplice. Soprattutto ottenere il comportamento desiderato e ottimizzarne la resa in termini di flessibilità e adattabilità risulta essere un lavoro alquanto oneroso.

Nell'ambito dell'ampio lavoro di ricerca e ottimizzazione del processo di foratura di stacks in Cfrp, il modello ottenuto risponde in maniera coerente a quanto richiesto, soprattutto in merito al confronto effettuato con i dati sperimentali ottenuti dalle prove di laboratorio. Il modello creato riesce a simulare, mediante fallimento ed eliminazione progressiva degli elementi con cui si è discretizzata la struttura, il processo di foratura e restituisce un andamento della forza resistente lungo l'asse della punta rispondente alla realtà in tutte le fasi dell'avanzamento dell'utensile nello stack. Inoltre, valore aggiunto del modello è quello di riuscire a prevedere le forze di interfaccia nel caso si voglia simulare il processo con una punta che abbia già realizzato un certo numero di fori (usura espressa in n° di fori realizzati). Questo è possibile impostando a priori un certo valore di "fail" nella scheda del materiale e la cui legge di variazione in relazione al grado di usura dell'utensile (Usura – Fail) è riportata nei capitoli precedenti.

Peraltro, è possibile simulare con ottimi risultati (scarto medio dai dati sperimentali del 5÷10%) il processo con diverse punte che abbiano una geometria simile e non troppo complessa (single-step).

Tuttavia quello realizzato risulta senza dubbio un "primo approccio" alla modellazione del processo. Il modello realizzato, infatti, non riesce a prevedere e simulare ad esempio la delaminazione tra le plies di cui risulta costituito lo strato di Cfrp. Questo può rappresentare, orientando l'attenzione alla micromeccanica del processo, uno dei tanti sviluppi futuri, ai quali bisogna in ogni caso fornire supporto mediante prove sperimentali.

Inoltre bisogna aumentare ulteriormente la flessibilità del modello, in modo da riuscire a simulare il processo di foratura indistintamente su materiali metallici, compositi o accoppiamenti ibridi, con qualunque tipologia di utensile, dalla semplice single-step alla multi-step multi-facet.

Bibliografia

- [1] Günter Spur e Theodor Stöferle. *Enciclopedia delle Lavorazioni Meccaniche*. Tecniche nuove.
- [2] Arshinov V, Alekseev G. *Metal Cutting Theory and Cutting Tool Design*. – MIR Publishers, Moskow 1973.
- [3] Jain S, Yang DCH. *Delamination - Free Drilling of Composite Laminates*. Journal of Engineering for Industry 1994; 116: 475-481.
- [4] Di Ilio A, Paoletti A, Veniali F. *Tool Wear in Drilling Thermosets and Thermoplastic matrix composites*. Engineering System Design and Analysis ASME 1996; 3:41-46.
- [5] Piquet R, Ferret B, Lachaud F, Swider P. *Experimental analysis of drilling damage in thin carbon/epoxy plate using special drills*. Composites Part A 2000; 31.
- [6] König W, Grass P. *Quality definition and assessment in drilling of fibre reinforced thermosets*. Annals of the CIRP 1989; 38(1): 119-24.
- [7] Caprino G, Nele L. *Cutting Forces in Orthogonal Cutting of Unidirectional GFRP Composites*. Journal of Engineering Materials and Technology 1996; 118: 419-425.
- [8] Tagliaferri V, Caprino G, Diterlizzi A. *Effect of drilling parameters on the finish and mechanical properties of GFRP composites*. International Journal of Machining tool manufacturing 1990; 30(1): 77-84.
- [9] E.J.A. Armarego, H. Zhao, *Predictive force models for point-thinned and circular centre edge twist drill designs*, Ann. CIRP 45 (1996) 65–71.
- [10] Khashaba UA. *Delamination in drilling GFR-thermoset composites*. Composite Structures 2004; 63, 313-327.
- [11] S. Jain, D.C.H. Yang, *Delamination-Free Drilling of Composite Laminates*, in Journal of Engineering for Industry, Asme, 1994;
- [12] S.C. Lin, I.K. Chen, *Drilling carbon fiber-reinforced composite material at high speed*, inWear, Elsevier Science, 1996;
- [13] H. Hocheng, C.C. Tsao, *Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits*, in *Journal of materials processing technology*, Elsevier Science, 2003;

- [14] H. Hocheng, C.C. Tsao, *Effects of special drill bits on drilling-induced delamination of composite materials*, in International journal of machine tools & manufacture, Elsevier Science, 2006;
- [15] RedouaneZitoune, Francis Collombet, *Numerical prediction of the thrust force responsible of delamination during the drilling of the long-fibre composite structures*, in Composites, Elsevier Science, 2007;
- [16] C.C. Tsao, H. Hocheng, *Effect of tool wear on delamination in drilling composite materials*, in International journal of machine tools & manufacture, Elsevier Science, 2007;
- [17] C.C. Tsao, H. Hocheng, *Parametric study on thrust force of core drill*, in Journal of materials processing technology, Elsevier Science, 2007;
- [18] C.C. Tsao, *Thrust force and delamination of core-saw drill during drilling of carbon fiber reinforced plastics (CFRP)*, in Int J Adv Manuf. Technology, Springer-Verlag, 2008
- [19] Antonio T. Marques, Luis M. Durao, Antonio G. Magalhaes, Joao Francisco Silva, Joao Manuel R.S. Tavares, *Delamination analysis of carbon fibre reinforced laminates: Evaluation of a special step drill*, in Composites science and technology, Elsevier Science, 2009;
- [20] Sanjay Rawat, Helmi Attia, *Wear mechanisms and tool life management of WC-Co drills during dry high speed drilling of woven carbon fibre composites*, in Wear, Elsevier Science, 2009;
- [21] Luis Miguel P. Durao, Daniel J.S. Goncalves, Joao Manuel R.S. Tavares, Victor Hugo C. de Albuquerque, A. Aguiar Vieira, A. Torres Marquest, *Drilling tool geometry evaluation for reinforced composite laminates*, in Composite structures, Elsevier Science, 2009;
- [22] G. Cimitile, *La foratura degli stack composito\metallo*; in tesi Ingegneria Industriale, Unina, 2011;

- [23] R. Marmo, *Caratterizzazione della lavorazione di foratura di stacks composito/composito*; in tesi Ingegneria Industriale, Unina, 2011;
- [24] E. Brinksmeier, R. Jansenn, *Drilling of Multi-Layer composite materials consisting of carbon fiber reinforced plastics (CFRP), Titanium and Aluminum alloys*, University of Bremen, 2011
- [25] Ls Dyna, *Theory Manual*, Livermore Software Technology Corporation, 2006
- [26] Ls Dyna, *Keyword User's Manual*, versione 971, Livermore Software Technology Corporation, 2007
- [27] L. Corradi Dell'Acqua, *Meccanica delle strutture – Le teorie strutturali e il metodo degli elementi finiti*, Vol. 2, Editore McGraw Hill, 1993;
- [28] L.M.P. Durao, M.F.S.F. de Moura, A.T. Marques, *Numerical simulation of the drilling process on carbon/epoxy composite laminates*, in *Composites*, Elsevier Science, 2006;
- [29] Vijayakumar Palani, *Finite element simulation of 3D drilling in unidirectional CFRP composite*, thesis in University of Madras, India, 2002;
- [30] Bonnie Wade, Paolo Feraboli, Morgan Osborne, *Simulating laminated composite using LS-DYNA material model MAT54 part I: [0] and [90] ply single-element investigation*
- [31] A. Caraviello Sòphia High Tech, *Simulazione numerica dell'impatto a bassa velocità su materiali compositi*, Compotec, Carrara, 2015;