POLITECNICO DI TORINO

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Biomedica

TESI DI LAUREA MAGISTRALE

Giunzione innovativa metallo-composito con processo additivo per sedie a rotelle superleggere

Relatore
Prof. Giorgio De Pasquale

Candidata
Sara Plos

Anno Accademico 2019-2020

Ai miei genitori

Che mi hanno insegnato a non arrendermi.

Indice

Elenco dei simboli utilizzati IV

Elenco delle figure V

Elenco delle tabelle XIV

Abstract 1

Introduzione 2

1. Materiali e Processi di fabbricazione 5

1.1 Additive Manufacturing per materiali metallici 5

1.1.1 Selective Laser Melting (SLM) *6*

1.2 Materiali compositi 14

1.2.1 Materiali compositi rinforzati con fibra di carbonio *16*

1.3 Giunzioni metallo – composito 22

1.3.1 Giunzioni meccaniche *24*

1.3.2 Giunzioni incollate *25*

1.3.3 Giunzioni co-cured *27*

2. Progettazione delle giunzioni 29

2.1 Simulazioni del comportamento del giunto con il contributo della sola resina 30

2.1.1 Realizzazione del modello *30*

2.1.2 Studio della convergenza del mesh *33*

2.1.3 Ottimizzazione della forma delle punte dei provini metallici *38*

2.1.4 Metodologie adottate per l'alleggerimento delle simulazioni *45*

2.2 Simulazioni del comportamento del giunto metallo - composito 58

2.2.1 Realizzazione del modello *59*

2.2.2 Simulazioni numeriche delle diverse tipologie di giunto *64*

2.2.3 Confronto dei risultati *76*

3. Prove sperimentali della tenuta delle giunzioni allo sforzo di taglio 80

3.1 Stampaggio dei provini metallici con tecniche di AM 81

3.2 Creazione della giunzione tra composito e metallo 89

3.3 Prove di trazione 95

3.3.1 Determinazione del modulo elastico del materiale composito *96*

3.3.2 Prove per determinare il setting della macchina a trazione *103*

3.3.3 Diagrammi forza-spostamento sperimentali dell'intera struttura *109*

3.3.4 Valutazione delle rigidezze dei giunti *119*

3.4 Valutazione dell'efficacia delle giunzioni prodotte 126

4. Modello numerico FEM per simulare la giunzione metallo-composito 130

4.1 Modello a due volumi con punte metalliche 130

4.1.1 Analisi di sensitività *135*

4.2 Modello a tre volumi senza punte metalliche 146

4.2.1 Analisi di sensitività del volume di giunzione *148*

4.3 Considerazioni riguardanti le simulazioni numeriche 161

5. Applicazione biomedicale: schienale di una sedia a rotelle superleggera 163

5.1 Sedie a rotelle 166

5.1.1 Sedie a rotelle superleggere *169*

5.2 Valutazione dell'efficacia della giunzione metallo-CFRP per lo schienale di una ULWC 171

5.2.1 Creazione del modello *171*

5.2.2 Simulazioni numeriche FEM *174*

5.3 Componente metallico da stampare con le tecniche AM 190

Conclusioni 195

Appendice A 199

Bibliografia 206

Ringraziamenti 211

Elenco dei simboli utilizzati

AM	Additive Manufacturing
SLM	Selective Laser Melting
CFRP	Carbon Fiber Reinforced Polymer
FEM	Finite Element Method
F	Forza
E	Modulo di Young
G	Modulo di taglio
ν	Coefficiente di Poisson
u	Spostamento
σ	Tensione normale
ε	Deformazione
τ	Tensione tangenziale
m	Massa
a	Accelerazione
g	Accelerazione di gravità
ULWC	Ultra Lightweight Wheelchair

Elenco delle figure

Figura **Pag.**

1.1 *Schema riassuntivo dei passi principali nella progettazione e produzione di un componente con tecniche di SLM* **8**

1.2 *Rappresentazione schematizzata del processo che avviene all'interno della camera di produzione di una macchina per SLM* **9**

1.3 *Tre diverse orientazioni di costruzione di provini metallici utilizzati per analizzare il modificarsi delle proprietà meccaniche a seconda del piano scelto per la sovrapposizione dei layer* **12**

1.4 *Provini con piani di crescita inclinati usati per stabilire il modificarsi delle proprietà meccaniche a seconda dell'angolo di orientazione dei piani di costruzione* **12**

1.5 *Gruppo epossidico contenuto nei polimeri formanti la resina epossidica* **15**

1.6 *Tessuto in fibra di carbonio di tipo twill ottenuto dall'intreccio di fibre lungo due direzioni ortogonali* **16**

1.7 *Ortesi post-chirurgica utilizzata per la riabilitazione della mano* **17**

1.8 *(a) Schema della giunzione incollata, (b) Schema della giunzione meccanica* **22**

1.9 *Possibili configurazioni delle giunzioni incollate* **26**

2.1 *Modello CAD utilizzato per analizzare la forza adesiva della sola resina* **30**

2.2 *(a) provino liscio, (b) provino con punte a forma di parallelepipedo, (c) provino con punte piramidali* **32**

2.3 *Convergenza degli spostamenti lungo y per le tre diverse tipologie di provino* **36**

2.4 *Convergenza delle tensioni di Von Mises per le tre diverse tipologie di provino* **36**

2.5 *Rappresentazione della diminuzione dell'errore all'aumentare del numero di nodi per le tre diverse tipologie di provini* **37**

2.6 *(a) provino con punte piramidali con base quadrata di lato 2.5 mm, (b) provino con punte a forma di tronchi di piramidi* **38**

2.7 *Distribuzione delle tensioni di Von Mises della resina con provino con punte a forma di parallelepipedo* **39**

2.8 *Distribuzione della deformata di Von Mises della resina con provino con punte a forma di parallelepipedo* **39**

2.9 *Distribuzione dello sforzo di taglio su YZ della resina con provino con punte a forma di parallelepipedo* **40**

2.10 *Distribuzione delle tensioni di Von Mises della resina con punte a forma di parallelepipedo* **41**

2.11 *Distribuzione dello sforzo di taglio della resina con punte a forma di parallelepipedo* **41**

2.12 *Distribuzione delle deformazioni di Von Mises della resina con punte a forma di parallelepipedo* **41**

2.13 *Provino con punte a forma di tronchi di piramide con lato di base di 1.5 mm e facce inclinate di 10°* **43**

2.14 *Provino con punte a forma di tronchi di piramide con lato di base di 3.4 mm e facce inclinate di 10°* **43**

2.15 *Provino con punte a forma di tronchi di piramide con lato di base di 1.5 mm e facce inclinate di 15°* **43**

2.16 *Istogramma di confronto tra le tensioni di Von Mises e gli sforzi di taglio per le tre tipologie di provini con punte a forma di tronchi di piramidi* **44**

2.17 *Istogramma di confronto tra le deformazioni di Von Mises per le tre tipologie di provini con punte a forma di tronchi di piramidi* **44**

2.18 *Prima tipologia di mesh diversificato* **46**

2.19 *Confronto tra gli errori energetici percentuali della zona di giunzione e dell'intera struttura con tre diversi mesh* **46**

2.20 *Distribuzioni delle tensioni di Von Mises del provino liscio (a) con il modello intero e (b) con il modello della sola resina* **48**

2.21 *Componenti costituenti una cella del provino con punte a forma di tronchi di piramide* **49**

2.22 *Imposizione di vincoli aggiuntivi nel modello con singola cella* **49**

2.23 *Confronto diagrammi forza – spostamento per l'intero modello e per la cella con provino con punte a forma di parallelepipedi* **50**

2.24 *Confronto diagrammi forza – spostamento per l'intero modello e per la cella con provino con punte piramidali* **50**

2.25 *Confronto diagrammi forza – spostamento per l'intero modello e per la cella con provino con punte a forma di tronchi di piramide* **51**

2.26 *CAD del modello tagliato sfruttando le simmetrie presenti* **52**

2.27 *Distribuzione delle tensioni di Von Mises della resina (a) a contatto con il metallo e (b) a contatto con il composito del provino liscio con il modello intero* **53**

2.28 *Distribuzione delle tensioni di Von Mises della resina (a) a contatto con il metallo e (b) a contatto con il composito del provino liscio con un quarto di modello* **53**

2.29 *Distribuzione delle tensioni di Von Mises della resina (a) a contatto con il metallo e (b) a contatto con il composito del provino liscio con elementi di lato 0.75 mm* **54**

2.30 *Quarto di modello con composito di spessore dimezzato* **56**

2.31 *Vincoli aggiunti sulla faccia libera del composito per ottenere la simmetria* **57**

2.32 *Raggiungimento della simmetria delle tensioni (a) nella faccia a contatto con il composito e (b) nella faccia a contatto con il metallo* **57**

2.33 *Modello CAD utilizzato per analizzare la forza adesiva del composito sul provino metallico dotato di punte* **58**

2.34 *Provino con punte a forma di parallelepipedo (a) inclinate verso l'alto e (b) inclinate verso il basso* **60**

2.35 *Provino con punte cilindriche (a) inclinate verso l'alto e (b) inclinate verso il basso* **60**

2.36 *Provino con punte di geometria complessa. (a) punte a doppia piramide, (b) punte a doppia piramide piccola, (c) punte a doppio uncino, (d) punte con quattro uncini e (e) punte a spirali* **64**

2.37 *CAD del quarto di modello composito – metallo* **65**

2.38 *Distribuzione delle tensioni di Von Mises del composito nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto* **66**

2.39 *Distribuzione delle tensioni di Von Mises del metallo nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto* **67**

2.40 *Distribuzione dello sforzo di taglio nel piano di giunzione del composito nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto* **68**

2.41 *Distribuzione dello sforzo di taglio nel piano di giunzione del metallo nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto* **68**

2.42 *Distribuzione dello spostamento lungo Y del composito nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto* **69**

2.43 *Distribuzione dello spostamento lungo Y del metallo nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto* **69**

2.44 *Approssimazione delle punte cilindriche con (a) prisma a base esagonale, (b) prisma a base ottagonale, (c) prisma a base dodecagonale e (d) prisma a base esadecagonale* **70**

2.45 *Confronto tra gli sforzi di taglio dei modelli dei provini a punte cilindriche approssimate con prismi con poligoni di base con diverso numero di lati* **71**

2.46 *Confronto tra gli spostamenti dei modelli dei provini a punte cilindriche approssimate con prismi con poligoni di base con diverso numero di lati* **71**

2.47 *Confronto tra le tensioni di Von Mises dei modelli dei provini a punte inclinate* **73**

2.48 *Confronto tra gli sforzi di taglio dei modelli dei provini a punte inclinate* **73**

2.49 *Confronto tra gli spostamenti dei modelli dei provini a punte inclinate* **73**

2.50 *Confronto tra gli sforzi di taglio dei modelli dei provini con punte a geometria complessa* **75**

2.51 *Confronto tra gli spostamenti dei modelli dei provini con punte di geometria complessa* **76**

2.52 *Confronto tra gli sforzi di taglio del primo gruppo di modelli con quello dei modelli con punte inclinate* **78**

2.53 *Confronto tra gli spostamenti del primo gruppo di modelli con quello dei modelli con punte inclinate* **78**

3.1 *Macchina RenAM 500M utilizzata per la stampa dei provini metallici* **81**

3.2 *Schermata del software QuantAM che permette di identificare le superfici da supportare* **83**

3.3 *Stampa dei provini con supporti (a)tra le punte a forma di tronchi di piramide, (b) tra le punte a forma di parallelepipedi e (c) provini con punte piramidali senza supporti* **83**

3.4 *Stampa dei provini con punte inclinate senza l'ausilio di supporti* **84**

3.5 *Processo di produzione additiva, dal CAD alla macchina* **85**

3.6 *Interno della camera di processo* **86**

3.7 *Provini appena estratti dalla camera di processo, ancora connessi al substrato mediante i supporti* **87**

3.8 *Provini sabbiati* **87**

3.9 *Stampa dei provini con punte di geometria complessa; (a) distorsione degli uncini, (b) punte a spirali bruciate e (c) doppie piramidi si sfaldano* **88**

3.10 *Provini stampati e sabbiati* **89**

3.11 *Sistema epossidico parte A e parte B da miscelare per formare la resina e distaccante polivinilico che permette di staccare la resina dal piano di lavoro* **90**

3.12 *Tessuto in fibra di carbonio di tipo twill* **90**

3.13 *Materiale utilizzato per realizzare le giunzioni* **91**

3.14 *Inserimento singole fibre manualmente impregnate di resina tra le punte* **92**

3.15 *Posizionamento dei rettangoli di tessuto* **92**

3.16 *Posizionamento di un foglio di plastica sull'ultimo strato di resina* **93**

3.17 *Posizionamento dei pesi (6 kg)* **93**

3.18 *Provino asciutto rimosso dai supporti in plastica* **93**

3.19 *Taglio della parte di composito in eccesso* **94**

3.20 *Provini finiti ed etichettati* **94**

3.21 *(a) macchina a trazione Instron 8801(b) schema macchina a trazione* **96**

3.22 *Taglio dei provini con l'ausilio di una sega a nastro* **97**

3.23 *Schema illustrative del posizionamento degli afferraggi della macchina a trazione* **97**

3.24 *Diagramma forza-spostamento relativo alla messa in trazione dei sei provini di composito* **98**

3.25 *Operazione di fitting lineare degli andamenti forza-spostamento dei provini di composito* **101**

3.26 *Influenza della percentuale in volume delle fibre sulle proprietà meccaniche del materiale composito* **103**

3.27 *Spessori metallici utilizzati per annullare il momento flettente* **104**

3.28 *Posizionamento del provino nella macchina di trazione (a) con uno zoom sugli afferraggi adoperati (b)* **105**

3.29 *Provini di prova dopo la rottura della giunzione* **106**

3.30 *Scollamento del doppio giunto* **108**

3.31 *Grafico forza-spostamento del modello con doppio composito* **108**

3.32 *Diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte a forma di parallelepipedo* **110**

3.33 *Lato destro (a) e sinistro (b) del provino 9 con punte a forma di parallelepipedo* **111**

3.34 *Diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso il basso* **111**

3.35 *Diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte cilindriche inclinate verso il basso* **112**

3.36 *Zoom del tratto lineare del diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte cilindriche inclinate verso il basso* **113**

3.37 *Diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto* **113**

3.38 *Diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte cilindriche inclinate verso l'alto* **114**

3.39 *Diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte a forma di tronco di piramide* **115**

3.40 *Diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte piramidali* **116**

3.41 *Zoom del tratto lineare del diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte piramidali* **116**

3.42 *Scollamento dei materiali nel caso del provino con punte piramidali* **117**

3.43 *Carichi massimi raggiunti dalle strutture in trazione* **118**

3.44 *Istogramma del valore medio dei carichi massimi dei provini* **118**

3.45 *Diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte a forma di parallelepipedi* **120**

3.46 *Diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte a forma di parallelepipedi inclinati verso il basso* **120**

3.47 *Diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte a forma di parallelepipedi inclinati verso l'alto* **121**

3.48 *Diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte cilindriche inclinate verso il basso* **121**

3.49 *Diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte cilindriche inclinate verso l'alto* **122**

3.50 *Diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte a forma di tronchi di piramide* **122**

3.51 *Diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte piramidali* **123**

3.52 *Diagramma forza-spostamento di confronto tra varie le rette interpolanti* **123**

3.53 *Zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra le varie rette interpolanti* **124**

3.54 *Confronto delle rigidezze dei vari giunti* **125**

3.55 *Confronto delle diverse giunzioni* **127**

3.56 *Confronto tra i carichi massimi raggiunti dalle giunzioni tradizionali e i nuovi giunti realizzati* **128**

4.1 *Modello CAD a due volumi dei provini con punte piramidali* **131**

4.2 *Sistema di carichi e vincoli* **132**

4.3 *Confronto diagrammi forza-spostamento con composito ortotropo* **135**

4.4 *Confronto rette forza-spostamento al variare della lunghezza iniziale della lastra di composito* **136**

4.5 *Confronto rette forza-spostamento al variare della sezione della lastra di composito* **138**

4.6 *Confronto rette forza-spostamento al variare dello spessore del volume di composito* **139**

4.7 *Confronto rette forza-spostamento al variare del modulo Ez del volume di composito* **140**

4.8 *Verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte a forma di parallelepipedo* **142**

4.9 *Verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte piramidali* **142**

4.10 *Verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte a forma di tronchi di piramide* **143**

4.11 *Verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte a forma di parallelepipedo inclinati verso l'alto* **143**

4.12 *Verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte a forma di parallelepipedo inclinati verso il basso* **144**

4.13 *Verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte cilindriche inclinate verso l'alto* **144**

4.14 *Verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte cilindriche inclinate verso il basso* **145**

4.15 *CAD della vista esplosa (a) e dell'assieme (b) del modello a tre volumi* **146**

4.16 *Zoom del diagramma forza-spostamento dei diversi spessori utilizzati per l'analisi di sensitività del volume di giunzione* **150**

4.17 *Zoom del diagramma forza-spostamento delle diverse lunghezze utilizzate per l'analisi di sensitività del volume di giunzione* **152**

4.18 *Diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con parallelepipedi* **153**

4.19 *Zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con parallelepipedi* **154**

4.20 *Diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con piramidi* **154**

4.21 *Zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con piramidi* **155**

4.22 *Diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con tronchi di piramide* **155**

4.23 *Zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con tronchi di piramide* **156**

4.24 *Diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con parallelepipedi verso il basso* **156**

4.25 *Zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con parallelepipedi verso il basso* **157**

4.26 *Diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con parallelepipedi verso l'alto* **157**

4.27 *Zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con parallelepipedi verso l'alto* **158**

4.28 *Diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con cilindri verso l'alto* **158**

4.29 *Zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con cilindri verso l'alto* **159**

4.30 *Diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con cilindri verso il basso* **159**

4.31 *Zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con cilindri verso il basso* **160**

5.1 *Applicazioni biomeccaniche con giunzione tradizionale metallo-composito (a) scarpone da sci, (b) tutore ginocchio, (c) piedi protesici per amputati* **164**

5.2 *Esempio di sedia a rotelle superleggera con telaio in fibra di carbonio* **165**

5.3 *Zone della sedia a rotelle dove poter impiegare la nuova giunzione (a) ruote antiribaltamento, (b) tra telaio e seduta, (c) componenti laterali e (d) schienale* **166**

5.4 *Confronto della resistenza specifica della fibra di carbonio rispetto ad alluminio e titanio* **169**

5.5 *Schienali in CFRP della ULWC Progeo, CARBOMAX* **171**

5.6 *Schienali in CFRP delle ULWC CSEI prodotta dalle Officine Ortopediche Maria Adelaide* **172**

5.7 *CAD dello schienale con (a) vista esplosa, (b) lato posteriore dello schienale, (c) lato anteriore dello schienale* **173**

5.8 *CAD della parte di schienale utile per le simulazioni FEM* **174**

5.9 *CAD semplificato per alleggerire le simulazioni numeriche* **175**

5.10 *CAD importato in ANSYS in formato .IGES* **176**

5.11 *Mesh diversificato di metà schienale* **176**

5.12 *Zoom del mesh nella zona di giunzione* **176**

5.13 *Sistema di carichi e vincoli (a) forza sulla suerficie superiore dello schienale e vincoli, (b) pressione distribuita sulla parte anteriore dello schienale* **178**

5.14 *CAD e mesh del modello tagliato con evidenziati i tre volumi di materiale dieversi* **183**

5.15 *Sistema di carichi e vincoli nel modello tagliato (a) forza sulla suerficie superiore del composito, (b) pressione distribuita sulla parte anteriore dello schienale* **183**

5.16 *Componente metallico con punte a forma di parallelepipedo* **191**

5.17 *Componente metallico per regolazione dello schienale con viti* **192**

5.18 *Vite con manopola* **192**

5.19 *Componente metallico completo dotato di punte e di viti a manopola* **193**

5.20 *CAD dello schienale comprensivo di asta e nuovo design del componente metallico (a) vista esplosa, (b) assieme* **194**

Elenco delle tabelle

Tabella		Pag.
2.1	*Proprietà dei materiali costituenti i volumi del modello composito – resina – metallo*	**32**
2.2	*Valori delle grandezze analizzate per l'operazione di convergenza del mesh nel caso del provino liscio*	**35**
2.3	*Valori delle grandezze analizzate per l'operazione di convergenza del mesh nel caso del provino con punte piramidali*	**35**
2.4	*Valori delle grandezze analizzate per l'operazione di convergenza del mesh nel caso del provino con punte a forma di parallelepipedo*	**35**
2.5	*Confronto tra le tensioni di Von Mises del modello intero e del modello della sola resina per il provino liscio e per il provino con punte a tronco di piramide*	**47**
2.6	*Confronto tra le tensioni di Von Mises del modello intero e del quarto di modello per il provino liscio*	**53**
2.7	*Risultati delle simulazioni con il modello tagliato delle quattro diverse tipologie considerate*	**55**
2.8	*Proprietà dei materiali costituenti i volumi del modello composito – metallo*	**59**
2.9	*Risultati simulazioni dei modelli dei provini con punte a forma di parallelepipedo inclinate*	**69**
2.10	*Risultati simulazioni dei modelli dei provini a punte cilindriche approssimate con prismi con poligoni di base con diverso numero di lati*	**71**
2.11	*Risultati simulazioni dei modelli dei provini a punte cilindriche inclinate*	**72**

2.12 *Risultati simulazioni dei modelli dei provini con punte di geometria complessa* **74**

2.13 *Risultati simulazioni dei modelli del primo gruppo di provini* **77**

3.1 *Parametri di interesse impostati per la stampa 3D dei provini metallici* **85**

3.2 *Carichi massimi a trazione raggiunti dai provini di composito* **99**

3.3 *Carichi massimi raggiunti dalle strutture di prova* **107**

4.1 *Confronto spostamenti lungo Y delle prove sperimentali con le simulazioni numeriche con composito isotropo e F=250 N* **133**

4.2 *Proprietà meccaniche del modello a due volumi con composito ortotropo* **134**

4.3 *Variazione dai moduli elastico e a taglio a causa della modifica della lunghezza iniziale della lastra di composito* **136**

4.4 *Variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento al variare della lunghezza iniziale della lastra di composito* **137**

4.5 *Variazione dai moduli elastico e a taglio a causa della modifica della sezione della lastra di composito* **137**

4.6 *Variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento al variare della sezione della lastra di composito* **138**

4.7 *Proprietà del materiale composito attribuite per valutare l'influenza dello spessore* **139**

4.8 *Variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento al variare dello spessore del volume di composito* **139**

4.9 *Variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento al variare di Ez* **140**

4.10 *Caratteristiche del materiale CFRP* **141**

4.11 *Variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento per tutte le tipologie di provino con le nuove proprietà del composito* **145**

4.12 *Proprietà dei materiali del modello a tre volumi* **148**

4.13 *Analisi di sensitività dello spessore del volume di giunzione* **149**

4.14 *Variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento al variare dello spessore del volume di giunzione* **150**

4.15 *Analisi di sensitività della lunghezza del volume di giunzione* **151**

4.16 *Variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento al variare dello spessore del volume di giunzione* **151**

4.17 *Proprietà meccaniche per ogni tipologia di punte con giunzione di dimensioni 20x33x2 mm* **153**

4.18 *Variazioni percentuali delle pendenze delle rette dei modelli a due e a tre volumi rispetto all'andamento sperimentale* **160**

5.1 *Proprietà dei materiali costituenti lo schienale* **175**

5.2 *Sistema di carichi* **178**

5.3 *Distribuzione degli spostamenti, nel caso dinamico, con metà modello* **180**

5.4 *Distribuzione delle tensioni, nel caso dinamico, con metà modello* **182**

5.5 *Confronto grandezze di interesse nei casi statico e dinamico con metà modello* **182**

5.6 *Distribuzione degli spostamenti, nel caso dinamico, con il modello tagliato* **185**

5.7 *Distribuzione delle tensioni, nel caso dinamico, con il modello tagliato* **187**

5.8 *Confronto grandezze di interesse nei casi statico e dinamico con il modello tagliato* **187**

5.9 *Verifica della somiglianza delle distribuzioni delle grandezze di interesse tra metà modello e modello tagliato* **189**

5.10 *Verifica della somiglianza dei risultati delle grandezze di interesse tra metà modello e modello tagliato nel caso statico* **189**

5.11 *Verifica della somiglianza dei risultati delle grandezze di interesse tra metà modello e modello tagliato nel caso dinamico* **189**

Abstract

L'impiego di CFRP in campo biomedicale è sempre più apprezzato per la sua peculiarità di combinare leggerezza e ottime proprietà meccaniche. Esso vede spesso la necessità di essere accoppiato con componenti in metallo mediante giunzioni che ne decrementano la resistenza. In questo lavoro viene quindi proposta una nuova giunzione *co-cured* metallo-CFRP in cui la tenuta viene garantita dall'inserimento, sulla superficie metallica di interfaccia, di punte di diversa geometria che penetrano tra le fibre di carbonio. La produzione del pezzo metallico con le punte risulta di semplice realizzazione grazie alla manifattura additiva. Poiché l'innovativo giunto, testato sperimentalmente, ha dimostrato una tenuta a taglio superiore rispetto ai giunti tradizionali, si è ricercato un modello FEM che potesse sostituire le prove distruttive e che fosse poco complesso. Grazie alla sua semplicità può essere utilizzato nelle simulazioni numeriche di componenti di grandi dimensioni. Nel caso specifico si sono accertate, mediante simulazioni numeriche, le migliorie che tali giunzioni possono apportare allo schienale di una ULWC.

Introduzione

L'impiego di materiali compositi a fibra di carbonio viene oggi maggiormente adottato in diversi settori, tra cui quello biomedicale, in sostituzione a materiali più tradizionali per le sue buone proprietà meccaniche. I compositi spesso necessitano di essere accoppiati con materiali metallici mediante l'uso di giunzioni. Le giunzioni tradizionali come rivettature, bullonature o incollaggi con adesivi sono affette da diverse problematiche che rendono il giunto la zona più cedevole della struttura. Da qui deriva l'importanza di ricercare nuove tecniche di unione tra questi due materiali che ne migliorino l'efficacia oltre semplificare e ridurre i costi del processo produttivo.

L'obiettivo di questa tesi è quindi quello di sviluppare una nuova strategia di giunzione tra metallo e composito che avvenga simultaneamente alla costruzione del composito in fibra di carbonio, che non richieda componenti e processi aggiuntivi, che sia poco complessa da realizzare ma che sia più efficace delle tradizionali giunzioni. Una giunzione di questo tipo potrebbe comportare notevoli benefici alle strutture biomedicali che devono essere leggere ma anche resistenti come protesi, ortesi e ausili per la mobilità. L'idea è quella di lavorare superficialmente il componente metallico per permettere un incremento del mantenimento dell'adesione dello stesso con le fibre di carbonio. A tal fine si sono progettati dei provini metallici con punte di forme geometriche che possano penetrare facilmente nel composito, aggraffando le fibre costituenti il tessuto, così da rendere meno cedevole la giunzione. La

lavorazione del metallo è semplificata dalle tecniche di *additive manufacturing* e la scelta di non utilizzare né elementi meccanici né adesivi per la giunzione comporta tutti i benefici che già hanno le giunzioni *co-cured*.

Inizialmente viene presentato un excursus sulle tecniche produttive e sui materiali impiegati per la realizzazione della giunzione ideata con particolare attenzione ai vantaggi introdotti dalla produzione additiva del metallo e alle potenzialità dei materiali CFRP. Si passa poi alla descrizione dei tradizionali giunti, finora adoperati per accoppiare metallo e composito, con annesse problematiche a cui la nuova giunzione tenta di porre rimedio. Il secondo capitolo è dedicato alla messa a punto dell'idea, ovvero alla parte di progettazione della giunzione. Si è definito un modello FEM di ridotta complessità che permettesse di verificare quali forme delle punte metalliche risultassero più adatte al mantenimento dell'adesione tra i due componenti, così da effettuare una cernita e mandare in stampa solo i provini con le migliori proprietà. In questa prima fase, la modellazione è anche stata adoperata per osservare la differenza nella tenuta di un provino con e senza punte, così da verificare che la lavorazione del metallo fosse effettivamente la via corretta per migliorare le prestazioni delle giunzioni. Essa è servita inoltre per valutare l'elevato contributo delle fibre del composito nella tenuta rispetto alla presenza della sola resina in modo da evitare l'esecuzione di prove sperimentali con provini ricoperti da sola resina. Il terzo capitolo tratta la parte sperimentale del lavoro. I provini metallici progettati sono stati prodotti mediante AM e si è realizzata manualmente la giunzione con il materiale composito. Vengono qui descritti i processi eseguiti per la creazione dei componenti in metallo e in materiale composito e dunque della giunzione, i quali hanno permesso di ottenere delle strutture adatte alla messa in trazione, prova utile per determinare a livello sperimentale la tenuta a taglio delle giunzioni ideate. Al fine di comprendere i benefici da esse apportati, si sono confrontati i carichi di rottura con quelli trovati in letteratura riguardanti le tradizionali giunzioni incollate o meccaniche. Dal confronto è emerso che una giunzione *co-cured* con punte metalliche permette il raggiungimento di carichi a rottura quasi doppi di quelli riscontrati con le giunzioni tradizionali. Ciò significa che questi giunti hanno delle notevoli potenzialità oltre ad oltrepassare alcune

problematiche che affliggono i giunti precedenti. Il passo successivo è la ricerca di un modello FEM che faccia da sostituto alle prove distruttive. Si vuole trovare un modello con caratteristiche e proprietà dei materiali in grado di fornire dei risultati in termini di diagramma forza-spostamento similari a quelli ottenuti sperimentalmente. Calibrato questo modello si è pensato di cercare un modo per caratterizzare il volume simulante la giunzione senza la necessità di modellare anche le punte metalliche che incrementano notevolmente la complessità computazionale. Questo passaggio risulta particolarmente importante per poter poi simulare la presenza della giunzione in strutture estese reali in qualunque campo applicativo. Trovate le caratteristiche del volume di giunzione che permettessero di avere un riscontro con le prove a trazione, si è potuta simulare la giunzione su un componente biomedicale realmente in commercio. La struttura in questione è lo schienale di una sedia a rotelle superleggera pensata per utilizzatori giovani e attivi composta principalmente da componenti in fibra di carbonio connessi con elementi metallici. I vari pezzi vengono tenuti adesi solitamente mediante bulloni o da particolari elementi inseriti appositamente per effettuare la giunzione con il composito. Questo fenomeno comporta però un inutile incremento di peso oltre al fatto che le giunzioni meccaniche di questa tipologia soffrono di numerosi problemi. La giunzione progettata potrebbe quindi essere un'evoluzione per unire i componenti metallici e in CFRP di una sedia a rotelle, come ad esempio nelle ruote o nell'accoppiamento tra telaio e seduta. Si è deciso di applicare la giunzione ideata allo schienale della sedia a rotelle, il quale viene soggetto a diverse sollecitazioni tra cui sforzi di taglio.

Capitolo 1

Materiali e Processi di fabbricazione

In questo capitolo vengono descritti i materiali e i processi di fabbricazione utilizzati per l'ottenimento della giunzione tra metallo e composito con matrice in resina epossidica e fibra di carbonio. In particolare, vi è una focalizzazione sulla produzione dei metalli con le innovative tecniche di *additive manufacturing* e una trattazione sui materiali compositi a fibra di carbonio. Infine, vengono esposte le tradizionali procedure applicate per la costruzione di giunzioni con le problematiche ad esse associate, problematiche che hanno indotto lo sviluppo di questa ricerca.

1.1 Additive Manufacturing per materiali metallici

L'*Additive Manufacturing* (AM) è una tecnica che, a differenza delle tradizionali tecniche produttive che procedono per asportazione di materiale, consente la produzione di un oggetto tramite l'aggiunta progressiva di strati di materiale sulla base di un modello CAD tridimensionale. In maniera rigorosa tale processo viene definito dalla norma ISO/ASTM 52921 come *"process of joining materials to make objects from 3D model data, usually layer upon layer"*. Inizialmente l'AM era dedicata solamente alla produzione di prototipi e modelli mentre ora viene utilizzata per realizzare componenti adatti all'impiego prolungato nel tempo. Questo processo produttivo presenta numerosi vantaggi: è applicabile ad un'ampia selezione di materiali come polimeri, metalli ed eventualmente anche compositi, comporta minori scarti di materiale

poiché le polveri non utilizzate vengono riciclate per le successive lavorazioni e di conseguenza si ha una riduzione dell'inquinamento ambientale. Anche la progettazione risulta semplice e totalmente automatizzata, è una tecnica a tempi e costi ridotti infatti il ciclo produttivo consta di un singolo passaggio; inoltre vengono evitati i costi e le procedure di produzione di stampi. L'AM si rivela quindi particolarmente adatta quando si devono produrre pochi pezzi oppure pezzi fatti su misura o per componenti con geometrie complesse. Infine, il prodotto terminato ha delle buone proprietà meccaniche anche a causa della quasi totale eliminazione della porosità residua e per la formazione di una microstruttura che aumenta la durezza e la resistenza meccanica. La produzione additiva ha però delle limitazioni: non è possibile realizzare componenti di grandi dimensioni, si hanno limitata accuratezza dimensionale, bassa ripetibilità dei processi e scarsa finitura superficiale pertanto, si rendono spesso necessarie delle lavorazioni successive per migliorare le proprietà finali del prodotto, anche a causa di una distribuzione non perfettamente omogenea della taglia delle particelle, una difficoltà di stesura delle polveri e per la presenza di rugosità superficiale al termine del processo. Nonostante la procedura sia, nella sua totalità, a basso costo, i macchinari impiegati sono costosi come anche i materiali usati poiché devono presentare apposite caratteristiche in termini di varietà, omogeneizzazione e taglia di grano. Il ciclo produttivo di componenti geometricamente complessi è rapido se si paragona alle tecniche tradizionali ma non è comunque adatto per la produzione massiva di componenti [1].

1.1.1 Selective Laser Melting (SLM)

La produzione di componenti metallici con le tecniche di AM può prevedere l'utilizzo di un filo metallico per le tecniche di *laser metal-wire deposition* oppure di lamine metalliche per lavorazioni con ultrasuoni o per la fabbricazione di oggetti laminati, ma solitamente si utilizzano polveri metalliche composte da un solo componente metallico o da una miscela di polveri di una lega metallica. Tali polveri vengono fuse parzialmente o totalmente per mezzo di un fascio ad elevata energia concentrato che può essere elettronico, in tal caso si parla di *Electron Beam Melting* (EBM), oppure un fascio laser nel caso di *Selective Laser Melting* (SLM), *Selective Laser*

Sintering (SLS) e *Laser Engineered Net Shaping* (LENS). Le normative hanno oggi unificato le tecniche di AM attribuendo loro la sigla PBF-LB/M (*Powder Bed Fusion – Laser Beam / Metal*). Per semplicità si continuerà ad utilizzare la sigla SLM per descrivere la tecnica produttiva di interesse, nome che è anche quello tradizionalmente più conosciuto. Il fascio laser, benché meno efficiente dal punto di vista energetico, non richiede la lavorazione sottovuoto ed è preciso poiché permette di focalizzare una grande quantità di energia in una zona limitata. Entrambe le lavorazioni prevedono però l'impiego di elevate quantità di energia per fondere le polveri che provocano dei gradienti di temperatura e quindi delle tensioni residue all'interno del materiale, portando ad una deformazione indesiderata e ad un aumento della fragilità del prodotto finale.

Sono previste due diverse modalità di utilizzo delle polveri metalliche, vi sono processi a letto di polvere, in cui viene steso uno strato di polvere e successivamente il laser investe le zone di interesse e vi sono i processi a polvere iniettata, durante i quali la fusione avviene contemporaneamente alla deposizione della polvere sul piano di lavoro. I metalli che vengono principalmente impiegati in questi processi lavorativi sono il cobalto, il nichel, il tungsteno, l'acciaio inossidabile come l'acciaio inox 316L, e in particolare le leghe leggere come la lega Ti6Al4V, leghe Co-Cr, la lega AlSi10Mg e una lega a base di nichel e cromo ovvero Inconel 625 o Inconel 718 [1]. La lega Ti6Al4V è una lega di importante interesse in ambito biomedicale a causa delle sue eccellenti proprietà meccaniche, della bassa densità, della bassa conducibilità termica, della biocompatibilità e buona resistenza alla corrosione. Grazie all'avvento delle tecniche AM è stato possibile risolvere un problema legato a questo materiale cioè si sono ridotti notevolmente i costi di fabbricazione sia di strutture con architettura porosa sia di strutture piene utili per l'osteointegrazione, la proliferazione e il differenziamento cellulare [2].

Questo lavoro di tesi prevede una delle procedure sopra citate ovvero la tecnica SLM sviluppata all'università di Osaka ed impiegata per la prima volta in Germania nel 1999 per fondere polveri di acciaio inossidabile. Inizialmente viene creato un modello 3D tramite appositi software CAD o mediante la scansione 3D oppure ancora attraverso la tomografia computerizzata; il file viene poi convertito nel formato che la macchina è in grado di leggere,

spesso .stl. La macchina è controllata da un software che permette all'utente di programmare il posizionamento dei modelli 3D sul piano di lavoro e seziona tali modelli in tanti strati paralleli. Il macchinario è dotato di un vano all'interno del quale vengono inserite le polveri metalliche opportunamente setacciate; esse, poi, vengono prelevate per formare il primo strato di materiale depositato sul supporto di lavoro, inserito in una camera riempita da gas inerte, solitamente argon, così da raggiungere una concentrazione di ossigeno minore dello 0,1%. Una volta depositato il primo letto di polvere, il laser, di solito un laser a fibra di ytterbio, fonde le polveri per creare il primo *layer* con spessore che può variare da 15 a 150 µm. La focalizzazione del fascio è controllata da un sensore galvanometrico e il movimento del fascio è prodotto tramite delle lenti del tipo F-theta in modo da seguire il CAD. Il processo, schematizzato in Fig. 1.1, è determinato da un set di parametri impostato dall'operatore che dipende dal macchinario usato e da ciò che si vuole produrre.

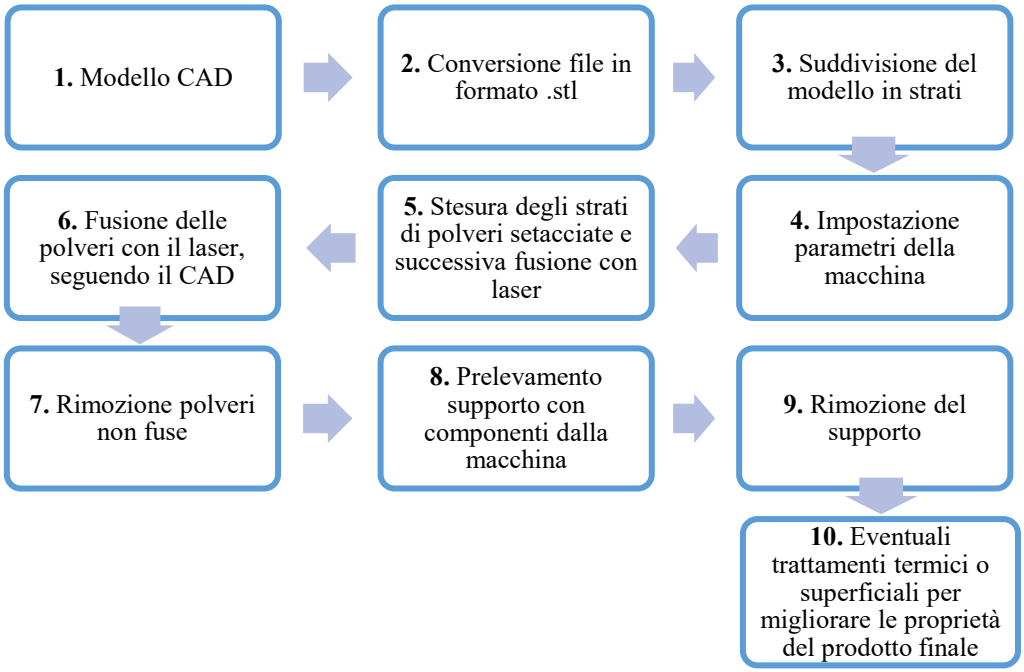


Fig. 1.1: schema riassuntivo dei passi principali nella progettazione e produzione di un componente con tecniche di SLM

Una volta che il processo è iniziato la polvere metallica viene depositata per mezzo di una lama di acciaio inossidabile su una piattaforma, che si abbassa progressivamente all'aumentare del numero degli strati, come mostrato in Fig. 1.2, preriscaldata tra 35°C e 90°C

per attenuare i gradienti termici che si vengono a formare. La deposizione e fusione delle polveri continua strato dopo strato fino a quando l'intero oggetto è stato costruito, dopo si aspirano le polveri non fuse rimaste, le quali sono pronte per essere setacciate e impiegate per il prossimo processo. In seguito, si preleva dalla camera di costruzione la *building platform* con sopra il prodotto e si rimuove il supporto così che il manufatto finale sia pronto per essere utilizzato o sottoposto a specifici trattamenti superficiali [3][4].

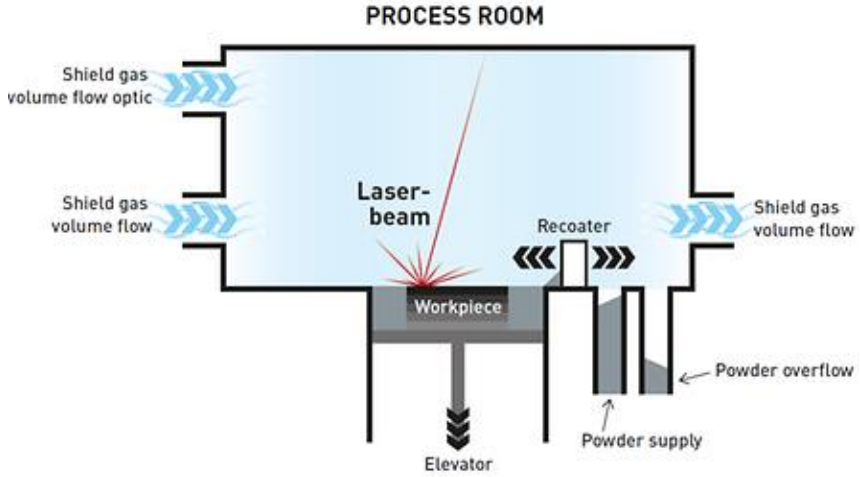


Fig. 1.2: rappresentazione schematizzata del processo che avviene all'interno della camera di produzione di una macchina per SLM [5]

La procedura SLM presenta come particolare criticità la presenza di stati di stress residui all'interno del materiale causati dalla presenza di forti gradienti termici e di eventuali trasformazioni di fase che si verificano durante il processo. Le tensioni di trazione o compressione indesiderate che si creano possono causare l'innesco di microcricche e indurre deformazioni inaspettate, portando ad un peggioramento delle proprietà meccaniche del prodotto finito. Le tensioni residue interne sono presenti in particolare lungo la direzione di applicazione dei carichi e sono superiori lungo la direzione di scansione piuttosto che in quella perpendicolare a causa del diverso gradiente di temperatura nelle due direzioni; ciò comporta una distribuzione anisotropa delle tensioni [2]. Sono due i meccanismi che inducono la formazione di stress residui:

1. Si verifica una rapida solidificazione del bagno fuso causata dal veloce raffreddamento che avviene immediatamente dopo l'allontanamento del fascio laser;

2. Il fascio altamente localizzato provoca forti gradienti di temperatura, di conseguenza il punto colpito si scalderà velocemente, ma lo strato sottostante sarà ad una temperatura decisamente inferiore a causa della ridotta conducibilità termica del materiale. Si producono quindi tensioni di compressione e di trazione negli strati al di sotto di quello colpito dal fascio; ciò induce una flessione che, se elevata, può superare la resistenza di snervamento del materiale. Gli stress residui dipendono dal numero di *layer* di cui è composto l'oggetto da produrre, dalla dimensione del substrato su cui si adagiano le polveri e dal materiale che si utilizza, in particolare dal modulo di Young e dalla resistenza allo snervamento. Per contenere questo effetto negativo si possono mettere in atto diverse strategie come preriscaldare il piano di lavoro prima di fondere lo strato di polvere, si è osservato che ogni incremento di 50°C di tale piano comporta una riduzione del 20% delle tensioni residue, oppure si può eseguire, dopo la fusione di uno strato, un trattamento con il fascio ad una potenza ridotta che decrementa i gradienti termici tra gli strati adiacenti [1][6].

Oltre alla presenza di stress residui, la procedura SLM si scontra con un'altra problematica cioè il fenomeno del *balling,* che comporta una grande produzione di pori e conseguente riduzione della densità e della qualità dei componenti a causa della forma sferica assunta dalle particelle di metallo una volta raffreddate, forma assunta secondo il principio di minimizzazione dell'energia superficiale. La presenza di pori può derivare da: errori di fusione, presenza di gas intrappolati in lacune che poi vengono rilasciati al momento della fusione lasciando un vuoto o dal restringimento del materiale durante il raffreddamento. Nel primo caso il fascio ad una potenza inferiore a quella richiesta provoca una parziale fusione delle polveri generando pori irregolari tra uno strato e quello adiacente. Occorre inoltre focalizzarsi sulla posizione delle porosità in quanto difetti superficiali diminuiscono notevolmente la vita a fatica del materiale, cosa che invece accade in misura decisamente inferiore se tali difetti sono localizzati ad una distanza maggiore, di circa 1 mm, dalla superficie. La presenza di pori su uno strato si propaga con un effetto a catena anche negli strati successivi provocando delle zone con difetti non

trascurabili; è vero invece che questo fenomeno può essere migliorato settando correttamente i parametri della macchina e con eventuali trattamenti termici successivi come il trattamento *hot isostatic pressing* (HIP), trattamenti che però rendono più costosa la produzione e non possono essere utilizzati con strutture geometricamente complesse in quanto ne decrementano l'accuratezza. La presenza di difetti e pori può essere osservata tramite tomografia a raggi X [5][7][8].

Un altro problema delle tecniche a fusione di polveri è l'elevata rugosità superficiale che si viene a creare a causa dell'ossidazione, della parziale adesione delle polveri alla superficie, della presenza di pori sulla superficie e dell'elevato numero di strati. Per controllare la rugosità occorre impostare correttamente la velocità di fusione, un aumento nella velocità diminuisce la rugosità, la taglia delle polveri e lo spessore dei vari strati. Il metodo più efficace per ridurre la rugosità è levigare o lucidare la superficie ad esempio mediante sabbiatura.

Il risultato della produzione con SLM è influenzato anche dalla modalità di costruzione del manufatto. Si è osservato che la densità di pori e difetti rimane inalterata al variare dell'orientazione di costruzione ma la microstruttura risulta differente a seconda del piano scelto per la costruzione in particolare, la microstruttura del piano frontale e di quello laterale è diversa dal piano orizzontale ovvero dal piano di crescita. In riferimento alla Fig. 1.3, le barre costruite sul piano *xy* sono in grado di sopportare carichi più alti mentre i provini sviluppati verticalmente presentano i più bassi valori di *yield stress* (YS) e *ultimate tensile stress* (UTS) poiché contengono un maggior numero di strati. Questi ultimi sono caratterizzati inoltre da maggiore rugosità superficiale. Anche la duttilità varia al variare del piano di costruzione scelto, in particolare si è osservato che le barre costruite sul piano laterale *xz* hanno le migliori proprietà tensionali e il maggior allungamento prima della frattura [9].

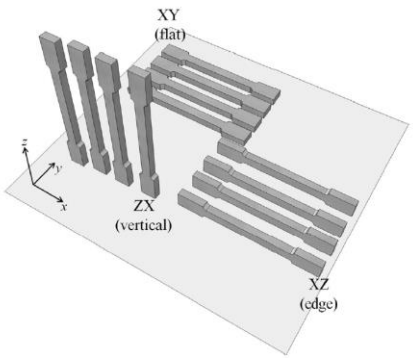


Fig.1.3: tre diverse orientazioni di costruzione di provini metallici utilizzati per analizzare il modificarsi delle proprietà meccaniche a seconda del piano scelto per la sovrapposizione dei layer[9]

Un altro gruppo di ricerca ha invece analizzato orientazioni diverse da quelle precedenti ovvero piani di costruzione inclinati di 0°, 30°, 45°, 60° e 90°, come si può vedere in Fig. 1.4. Essi hanno osservato le seguenti dipendenze tra proprietà del materiale e orientazione del piano di costruzione: aumentando l'angolo il carico applicabile aumenta, raggiungendo il massimo a 45° per poi decrescere e raggiungere il minimo a 90°. Le diverse proprietà che si ottengono con le differenti orientazioni di crescita degli strati possono essere rese trascurabili con un'opportuna programmazione della macchina di produzione [10].

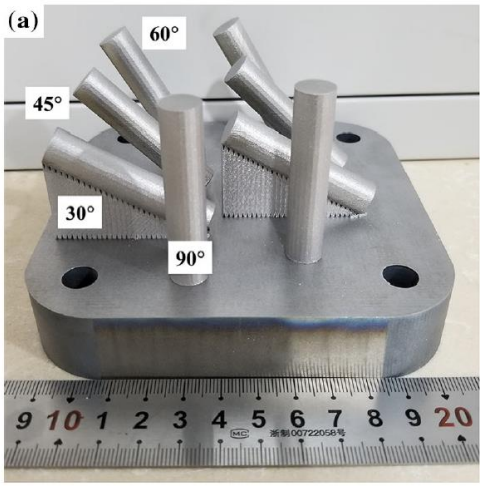


Fig. 1.4: provini con piani di crescita inclinati usati per stabilire il modificarsi delle proprietà meccaniche a seconda dell'angolo di orientazione dei piani di costruzione [10]

La fabbricazione mediante SLM è particolarmente complicata nel caso in cui si scelga di usare polveri di alluminio poiché, a causa della sua bassa densità e scarsa scorrevolezza, è difficoltoso stendere uno strato omogeneo di polvere e le superfici di polveri di alluminio tendono

ad ossidarsi provocando una complicata diffusione del calore. Inoltre, l'elevata conducibilità termica, l'ampio range di temperature di solidificazione e l'importante restringimento durante la solidificazione aumentano la probabilità di innesco delle cricche e di formazione di pori. L'alluminio, però, è economico rispetto ad altri metalli, ha una buona resistenza elettrica e alla corrosione, è indispensabile per le applicazioni in cui è richiesta una massa ridotta e per dispositivi ad alta efficienza termica. Pertanto, si stanno effettuando diversi studi per far fronte ai problemi di produzione di componenti in alluminio tramite AM [5][11].

Le parti metalliche utilizzate in questo progetto sono state prodotte in Inconel625 attraverso la procedura SLM in accordo con lo studio condotto da Gonzalez et al. in cui sono stati confrontati provini in Inconel625 ottenuti con EBM, SLM e *binder jetting* ed in seguito sottoposti a trattamento HIP. Tale studio ha dimostrato che le migliori caratteristiche meccaniche si sono riscontrate con la tecnica SLM, in special modo per ciò che concerne la microstruttura, il comportamento a fatica, la percentuale di allungamento, il modulo elastico, lo *yield strenght* (YS) e il carico di rottura (UTS *ultimate tensile stress*). La microstruttura, caratterizzata dalla formazione di aggregati di particelle di diverse dimensioni, nel caso di fabbricazione mediante SLM, risulta simile a quella ottenuta con le tradizionali tecniche produttive ed è adatta per fornire resistenza e durabilità al prodotto finale. Per ciò che concerne il comportamento a torsione, si è osservato che il materiale prodotto con tecnica SLM risulta avere uno sforzo di torsione più elevato di quello che si ottiene quando il materiale viene lavorato con le procedure tradizionali. Inoltre, questo processo ha fornito i più alti valori di UTS, YS, modulo elastico e percentuale di allungamento e tali valori sono sufficienti o addirittura superiori a quelli richiesti dalla normativa ASTM standard. Infine, i componenti presentano un buon comportamento a fatica se vengono settati correttamente i parametri della macchina come velocità del laser, diametro del fascio, potenza, frequenza e corrente. Tali parametri influenzano anche la densità, l'omogeneità e lo spessore degli strati [12][13].

1.2 Materiali compositi

I materiali compositi sono definiti come sistemi ottenuti dall'unione di due o più componenti pensati e progettati per avere proprietà superiori a quelle dei materiali costituenti. Numerose sono le applicazioni di questi materiali, vengono adottati per la realizzazione di barche, container, prodotti sportivi e biomedicali, componenti di autoveicoli, nel settore aerospaziale e dell'edilizia. I molti possibili impieghi dei compositi derivano dalla capacità di questi materiali di coniugare ottime proprietà con un peso contenuto. Solitamente si ha un componente continuo, che serve da legante, più debole chiamato matrice ed un componente più rigido detto rinforzo; a questi si può aggiungere un ulteriore materiale, l'interfase, tra rinforzo e matrice per migliorare le caratteristiche del composito finale. Ciò che si ottiene sono quindi strati di fibre sovrapposti e legati per mezzo della matrice, la quale permette la trasmissione dei carichi da una fibra all'altra, e fornisce sostegno e protezione alle fibre.

I materiali compositi presentano numerosi vantaggi tra cui un aumento della resistenza meccanica e alle sollecitazioni dinamiche poiché i carichi vengono ripartiti su tutte le fibre contenute nel materiale composito; comportano una riduzione del peso, una riduzione del fenomeno di corrosione, rendono minimi gli interventi di manutenzione e permettono di ottenere proprietà termiche ed elettriche in base alle esigenze desiderate. Tali materiali hanno però degli svantaggi quali: un elevato costo, un difficile smaltimento, impossibilità di riutilizzo ed un invecchiamento precoce della matrice, svantaggi che invece i tradizionali metalli non hanno [14]. I materiali compositi si possono classificare in quattro categorie, esistono compositi laminati, compositi particellari, compositi fibrosi caratterizzati da fibre immerse in matrici di resina e combinazioni miste.

Le matrici possono essere metalliche, ceramiche, carboniose o polimeriche. Le resine costituenti la matrice possono a loro volta essere classificate come termoindurenti o termoplastiche. Le resine termoplastiche sono formate dalla ripetizione di catene polimeriche, possono essere in forma amorfa o semicristalline e si ottengono per raffreddamento. Nonostante il processo di produzione delle resine termoplastiche sia economico, i macchinari necessari per

la lavorazione ad alta temperatura sono costosi. Vi sono invece due principali tipologie di resine termoindurenti: il poliestere, economico ma anche poco resistente e le resine epossidiche ovvero un insieme di polimeri contenenti gruppi epossidici, come quello mostrato in figura 1.5 [15].

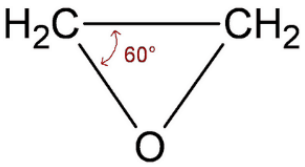


Fig. 1.5: gruppo epossidico contenuto nei polimeri formanti la resina epossidica

Le resine epossidiche sono utilizzate per le loro buone caratteristiche tra cui l'elevata resistenza meccanica, l'ottima adesione tra le fibre e la resina e per la buona resistenza elettrica e a fatica. Queste resine però non resistono alle temperature elevate e presentano un basso allungamento a rottura, inoltre, una volta indurite non possono più essere rimodellate e i trattamenti successivi a cui possono eventualmente essere sottoposte peggiorano notevolmente le proprietà del materiale. Essendo igroscopiche, poi, assorbono facilmente l'umidità, fenomeno che peggiora le proprietà meccaniche della resina. Sia le resine termoindurenti sia le resine termoplastiche sono soggette al fenomeno dell'invecchiamento pertanto nel tempo si ha un infragilimento progressivo del materiale.

All'interno della matrice di resina vengono immerse delle fibre di diversa origine per rinforzare il materiale; esse possono essere unidirezionali, intrecciate su più assi per formare un tessuto, possono formare dei piani sovrapposti senza che le fibre siano intrecciate oppure le fibre, solitamente più corte dei casi precedenti, possono essere disposte casualmente nella resina rendendo poco prevedibili le proprietà finali del composito. Il tessuto di fibre intrecciate, mostrato in figura 1.6, è comunemente scelto per formare compositi rinforzati da fibre perché i fili, accavallandosi lungo assi ortogonali, si incurvano aumentando la deformabilità del tessuto.

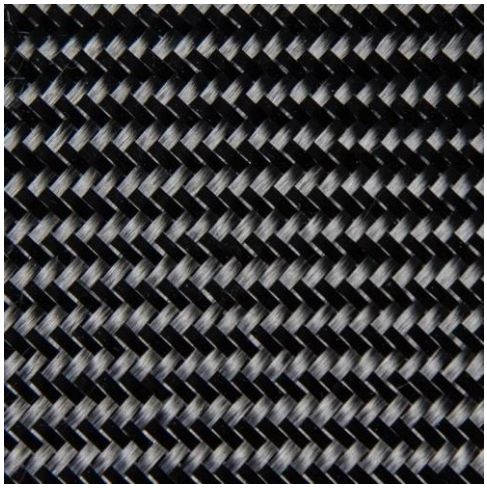


Fig. 1.6: tessuto in fibra di carbonio di tipo twill ottenuto dall'intreccio di fibre lungo due direzioni ortogonali

Le caratteristiche del materiale sono fortemente influenzate dalla tipologia di fibre scelte per il rinforzo. Le fibre presentano elevati moduli elastici e resistenza meccanica seppur con un peso specifico basso. All'inizio degli anni '60, periodo dell'avvento nello sviluppo di compositi rinforzati da fibre ad elevata resistenza, si usavano fibre di boro, che successivamente si è scoperto essere dannoso per la salute. Sono state quindi introdotte le fibre di kevlar per applicazioni in ambito aereonautico, le fibre di vetro e le fibre di carbonio. Le fibre di vetro, usate per molto tempo, da una trentina di anni sono state sostituite, in molte applicazioni, con i tessuti di carbonio a causa dello scorrimento delle fibre di vetro che si verifica nel tempo e del loro basso modulo elastico, se paragonato a quello delle fibre di carbonio. Le fibre di carbonio, in più, presentano basso coefficiente di dilatazione termico e bassa massa volumica, caratteristiche che le rendono particolarmente adatte per strutture rigide ma leggere [16][17].

1.2.1 Materiali compositi rinforzati con fibra di carbonio

La giunzione, oggetto della suddetta tesi, prevede una parte di materiale composito con matrice di resina epossidica rinforzata con un tessuto di fibre di carbonio intrecciate. La scelta delle fibre di carbonio deriva dal loro ampio utilizzo in diversi ambiti: ad esempio nel settore sportivo la fibra di carbonio serve per caschi, telai di biciclette, racchette da tennis, mazze da golf, parti di auto da corsa, canne da pesca, tavole da surf mentre in ambito medicale è impiegata

per culle, macchinari per imaging radiografico, pezzi di tavoli chirurgici, per ortesi e per dispositivi per la cura di fratture ossee. Un esempio di dispositivo usato in ambito riabilitativo dopo l'intervento chirurgico è il tutore metacarpale riportato in figura 1.7.

Fig. 1.7: ortesi post-chirurgica utilizzata per la riabilitazione della mano

I materiali compositi a fibra di carbonio sono stati utilizzati in questo secolo in sostituzione soprattutto all'alluminio a causa della similarità delle proprietà meccaniche dei due materiali. Nel settore manifatturiero però l'uso di compositi non è ancora molto diffuso in sostituzione di alluminio e acciaio perché i progettisti non hanno ancora familiarità con il design dei compositi, li considerano troppo costosi o difficili da lavorare. Come materiali sono effettivamente più costosi di alluminio e acciaio ma considerando che non necessitano di lavorazioni successive il costo dell'intero prodotto, materiali e produzione, è minore o uguale ai corrispettivi componenti in metallo. Inoltre, i compositi a fibra di carbonio hanno il vantaggio di minimizzare il peso dei componenti, ridurre le emissioni di diossido di carbonio e migliorare le prestazioni generali dei prodotti [18].

La fibra di carbonio ha solitamente un contenuto di carbonio maggiore del 92% ma inferiore al 99% perché altrimenti parleremmo di fibre di grafite. La struttura atomica delle fibre di carbonio è la stessa della grafite che consiste di strati di carbonio con struttura esagonale con zone cristalline localizzate, struttura che garantisce le elevate proprietà meccaniche di queste fibre. Il carbonio ha ibridazione sp2 e le molecole dei vari strati sono tenute assieme da legami deboli di Van der Waals mentre tra gli atomi si ha un legame forte di tipo covalente. Il tessuto

che si viene a creare dipende dal precursore utilizzato per ottenere le fibre di carbonio; si va dal tradizionale PAN (poliacrilonite) o MP (*mesospheres pitch* molto malleabile) a materiali più innovativi come eucalipto, chitosano e rayon che hanno costi più contenuti e minor impatto ambientale. I precursori influenzano la microstruttura delle fibre che a sua volta influenza le proprietà del materiale finale, in particolare migliorando l'efficienza delle fibre, la taglia dei cristalli e la loro forma si migliora la resistenza del materiale e il massimo carico applicabile prima di giungere a rottura. Uno dei compositi a fibra di carbonio più usato è il CFRP (*carbon fiber reinforced polymers*) che contiene atomi di carbonio delle dimensioni di 5-10 micrometri di diametro che formano dei cristalli. Si è inoltre provato a costruire le fibre utilizzando carbonio pirolitico che è biocompatibile ed emocompatibile ma si è osservato che si ha un aumento dei difetti superficiali e conseguentemente un decremento delle proprietà meccaniche del composito. Al fine di migliorare le proprietà del tessuto, si è rinforzato con nanotubi di carbonio che però sono troppi costosi per le migliorie che comportano.

Il processo di formazione delle fibre prevede la pirolisi, ovvero la rottura delle macromolecole di precursore per riscaldamento, la carbonizzazione a temperature di circa 1500 °C, per ottenere il carbonio nella forma elementare e la grafitizzazione a temperature di circa 1800 °C per ottenere cristalli di carbonio. Le temperature e le modalità con cui avvengono questi processi dipendono dal precursore scelto. Se il precursore è il rayon si ottiene un filato continuo composto da due filamenti intrecciati ciascuno costituito da centinaia di fili, se si sceglie il PAN, le fibre assumono la forma di una corda di decine di migliaia di fili [19].

Per creare il materiale composito è necessario unire il rinforzo in fibra di carbonio con la matrice epossidica attraverso metodi di deposizione più o meno complessi; tali lavorazioni devono permettere la creazione di componenti compatti, limitando i vuoti, ridurre gli stress residui ed essere a costo contenuto ma efficienti. La metodologia più semplice è la lavorazione manuale che consiste in un procedimento di stratificazione eseguito da un operatore; viene adottato per piccoli componenti o per componenti di forma complessa difficili da realizzare con i macchinari. La tecnica consiste nell'intervallare strati di tessuto di fibra con la resina epossidica

e nella successiva asciugatura all'aria, sotto pressa, del materiale. Altrimenti si procede con metodi automatizzati come *filament winding*, con lavorazioni per iniezione, con la pultrusione, *vacuum infusion* (RIFT) o mediante produzione in autoclave. Nel *filament winding* un filato impregnato di resina viene avvolto attorno ad un mandrino rotante di forma specifica e poi fatto seccare in forno o in autoclave mentre nella pultrusione, le fibre impregnate di resina vengono tirate per costringerle ad entrare in uno stampo. Se i componenti da produrre necessitano di ottime proprietà meccaniche è meglio optare per la formazione in autoclave dove, la possibilità di impostare elevate temperature e di variare la pressione, garantiscono una migliore compattazione delle fibre e una migliore polimerizzazione [19][20].

I compositi rinforzati da fibre di carbonio sono largamente adoperati perché combinano ottime proprietà tra cui: un basso peso, duttilità, un'elevata resistenza meccanica e a fatica, un elevato modulo elastico, una buona rigidità e buone caratteristiche chimiche ed elettriche. Le fibre forniscono resistenza alla trazione mentre la matrice dà resistenza agli urti e alla compressione; la forma allungata delle fibre infatti, a causa del presentarsi del fenomeno dell'instabilità elastica, le rende poco resistenti a compressione. La matrice inoltre permette la distribuzione dei carichi e impedisce lo scorrimento delle fibre. Nonostante la resina epossidica sia fondamentale nella formazione del composito, è il rinforzo che determina, principalmente, il comportamento del materiale [19]. In uno studio del 2017, è stato osservato, scansionando con un microscopio SEM un composito di resina epossidica rinforzato da fibre di carbonio, si è scoperto che il comportamento a fatica del materiale è influenzato dal contenuto di fibre al suo interno, più sono le fibre presenti maggiore è il numero di cicli a cui può essere sottoposto il composito. Inoltre, aumentando la percentuale in volume delle fibre e la lunghezza delle fibre, si osserva un incremento anche delle proprietà meccaniche statiche del composito; l'aumento del numero di fibre si può ottenere con una disposizione ordinata delle stesse nella matrice. Paragonando le proprietà del composito con quelle dell'alluminio si notano densità e resistenza a trazione e agli urti simili o addirittura superiori, inoltre il composito non si corrode e non viene attaccato facilmente da agenti chimici. La resistenza a compressione invece risulta inferiore di

quella dell'alluminio a causa della sofferenza delle fibre al fenomeno dell'instabilità elastica mentre la resistenza a taglio è fortemente influenzata dal rapporto rinforzo – matrice [20]. I materiali compositi, infine, resistono bene alle basse temperature mentre infragiliscono se esposti a temperature elevate o subiscono la formazione di microcricche con variazioni cicliche di temperature [18].

Per analizzare con più accuratezza, il comportamento meccanico e a fatica di questi materiali occorre considerare l'influenza dei difetti presenti sulle proprietà meccaniche del composito. I difetti possono essere dovuti alla parte delle fibre, alla matrice, al processo di formazione del composito o si possono verificare durante l'utilizzo del materiale. Durante la produzione, ovvero mentre si sovrappongono gli strati di tessuto impregnati di resina, si possono creare vuoti, accumuli di resina e inclusioni. Nella fase di esercizio, i danni, quali rotture e distorsioni delle fibre, possono essere dovuti a carichi ciclici, forti sbalzi di temperatura o agli urti. L'estensione dei difetti dipende principalmente dalle condizioni di carico, dall'impilamento degli strati di tessuto, dalle proprietà dei costituenti e dalle condizioni ambientali sul luogo di produzione. È bene osservare che, anche quando i difetti sono molto limitati in dimensione, si hanno effetti gravi sull'integrità del materiale, pertanto si dovrebbero sviluppare dei metodi efficaci di rilevazione dei difetti. La presenza di vuoti è un difetto che si verifica molto frequentemente, dipende dall'umidità e dalla durata dell'applicazione della pressione durante il processo produttivo. I vuoti si insinuano soprattutto negli angoli e, se presenti in elevata quantità, provocano una importante riduzione della resistenza agli sforzi di taglio come anche della resistenza a trazione. Contemporaneamente alla formazione del materiale si possono verificare rotture delle fibre, ciò comporta che le fibre assorbono meno carico comportando una riduzione della resistenza meccanica, in particolare della resistenza a trazione. La resistenza a compressione viene invece ridotta dall'inclusione di corpi estranei tra gli strati mentre si crea il composito, in particolare durante la lavorazione manuale possono inserirsi tra gli strati pezzi di materiali presenti sul piano di lavoro. Se si analizza invece il materiale durante l'esercizio, si individuano le cause della precoce rottura del materiale, quali frattura delle fibre, delaminazione, microcricche

nella matrice, scorrimento viscoso e scollamento tra fibra e matrice. La delaminazione, cioè il distacco che si verifica tra lamine sovrapposte, comporta una riduzione della resistenza a compressione; si verifica in seguito all'applicazione di carichi ciclici ed è aggravata dalla presenza di cricche nella matrice. Tale fenomeno, a volte, può portare ad un arresto delle cricche ma indebolisce comunque il materiale. La frattura delle fibre ha lo stesso effetto della rottura che avviene durante il processo di formazione del composito ovvero viene ridotta l'entità del carico sopportabile e la rigidezza del materiale. La frattura viene provocata principalmente da urti trasversali alla direzione di applicazione del carico. Si è osservato che, anche la rottura di poche fibre, può comportare la frattura del materiale, è importante quindi che le fibre siano ben impregnate di resina che le protegge e le isola. Il verificarsi di questa problematica è molto frequente pertanto si dovrebbero ideare dei protocolli per rilevare anticipatamente il fenomeno. Anche lo scollamento tra fibre e matrice è molto difficile da rilevare, ma tale problema non è eccessivamente grave anzi può ridurre le tensioni concentrate in prossimità delle cricche. Lo scollamento però permette all'umidità di penetrare all'interno degli strati riducendo la resistenza a compressione [19]. È risaputo, anche, che le proprietà meccaniche del composito dipendono dall'interazione all'interfaccia tra matrice e fibre; l'adesione migliore che può avvenire è di tipo chimico in quanto garantisce la massima resistenza all'interfaccia. Le fibre di carbonio però hanno scarsa adesione dovuta all'inerzia chimica delle fibre. In breve, quindi, il cedimento del composito avviene per una combinazione dei difetti presenti, difetti che sono sia a livello microscopico che a livello macroscopico [21].

Infine, la durabilità del materiale è influenzata dall'ambiente in cui il materiale viene inserito per eseguire la sua funzione. Nel caso di immersione del composito in un fluido, il liquido tende a rigonfiare il materiale diminuendo le prestazioni del materiale, prestazioni che in ambito biomedicale, vengono ridotte dall'aggressione da parte del sistema immunitario e dei microrganismi. Nel campo aerospaziale invece, gli agenti atmosferici che impattano sugli aeroplani possono provocare l'aumento dei difetti superficiali. In conclusione, quindi è

importante prendere in considerazione, per le scelte di progettazione e di lavorazione, la funzione per cui è pensato il componente in composito e l'ambiente in cui andrà inserito [16].

1.3 Giunzioni metallo – composito

Nella costruzione di oggetti complessi è quasi sempre necessario accoppiare due o più componenti, spesso di materiali diversi, con tecniche di giunzione. Tali giunzioni costituiscono l'elemento debole e più critico della struttura realizzata, meritano pertanto particolare attenzione. Benché nelle scelte progettuali si cerchi di limitare al massimo la presenza di giunzioni, a causa dei problemi ad esse connessi, le giunzioni sono inevitabili per accoppiare materiali differenti. Il crescente utilizzo dei materiali compositi nella produzione di oggetti di diverso genere ha portato alla necessità di accoppiamento di questi materiali, in particolare i compositi rinforzati con fibre, con materiali metallici. Tradizionalmente le unioni di metalli con compositi vengono eseguite mediante giunzioni che possono essere discontinue ovvero giunzioni meccaniche in cui il carico viene trasmesso attraverso bulloni, chiodi, viti e rivetti oppure si possono avere giunzioni continue, cioè giunzioni incollate, in cui lo sforzo viene trasmesso mediante l'uso di adesivi; le due tipologie di giunzioni vengono schematizzate in figura 1.8.

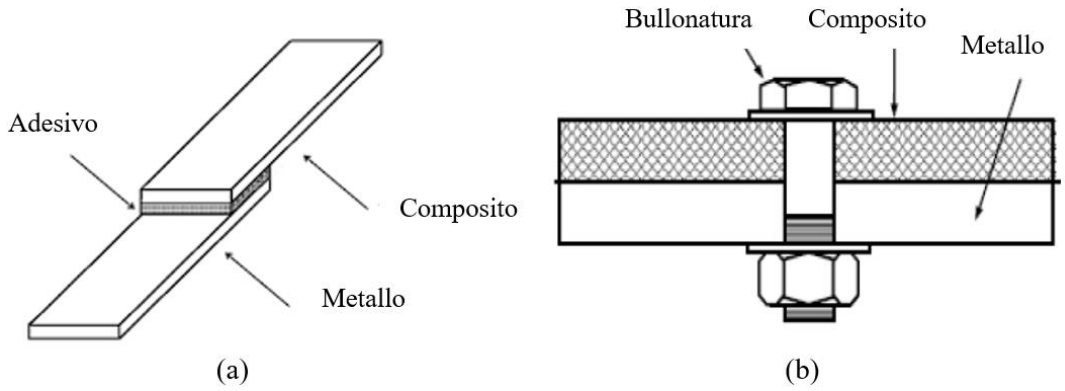


Fig. 1.8: (a) schema della giunzione incollata, (b) schema della giunzione meccanica

Le giunzioni incollate sono semplici, economiche, hanno un peso contenuto e non presentano problemi di corrosione e di concentrazione degli sforzi come accade invece nelle giunzioni meccaniche a causa della necessità di foratura del composito per l'inserimento dell'elemento meccanico. Queste ultime però sono giunzioni che solitamente possono essere

smontate, non risentono delle tensioni residue e possono essere applicate a materiali di qualsiasi spessore mentre gli adesivi sono da preferirsi quando si usano componenti con spessori limitati. A queste si può aggiungere un'ulteriore categoria, le giunzioni ibride in cui i pezzi si uniscono per mezzo sia di adesivi sia di componenti meccanici come i bulloni [22].

Il collegamento tra materiale metallico e composito in fibra di carbonio è complicato da elevata differenza dei potenziali elettrochimici tra questi materiali. Ciò comporta che, in presenza di umidità, il composito, non corrodendosi, accelera il processo di corrosione del metallo adiacente. L'alluminio e l'acciaio hanno potenziali elettrochimici molto diversi da quello del composito in fibra di carbonio, pertanto sarebbe meglio usare pezzi in Ti o l'Inconel se si vuole ottenere una giunzione efficiente oppure isolare con dei rivestimenti opportuni le superfici a contatto. È bene infine scegliere dei metalli che abbiano anche coefficienti di dilatazione termica simili a quelli del composito oppure usare un tessuto di fibre che, grazie alla tipologia di intrecci delle fibre stesse di cui è dotato, permetta di raggiungere coefficienti di dilatazione simili a quelli del metallo di cui è composto il pezzo da unire al composito [16].

Le giunzioni tra metallo e materiale composito, sebbene vengano eseguite abitualmente, restano un problema aperto perché sono ancora l'elemento più cedevole della struttura. Nelle giunzioni meccaniche la presenza dei fori causa la concentrazione degli sforzi in quella determinata zona mentre, negli incollaggi, gli adesivi non rappresentano la soluzione ottimale in quanto, risentendo delle condizioni ambientali, tendono a scollarsi nel tempo. Entrambe le tipologie di giunzioni necessitano di componenti aggiuntivi, chiodature o adesivi, dunque sarà necessario produrre, oltre al pezzo in metallo e a quello in composito, il componente adesivo o meccanico utile ad effettuare la giunzione. L'inserimento di un pezzo aggiuntivo comporta un aumento del peso e una modifica del comportamento strutturale generale del prodotto finale. Per come sono pensate oggi, le giunzioni vengono eseguite con un processo produttivo ulteriore, ovvero un processo che è successivo alla produzione dei componenti in metallo e composito che consiste nel posizionamento degli adesivi o dei rivetti. Per i motivi sopra elencati le giunzioni tra

metallo e composito sono oggetto di diverse ricerche scientifiche svolte al fine di rendere le unioni tra questi materiali meno complesse e più efficaci.

1.3.1 Giunzioni meccaniche

Le giunzioni discontinue sono da preferirsi quando l'uso di adesivi non è possibile ovvero in determinate condizioni di temperatura e umidità. Per queste giunzioni, anche dette meccaniche, è necessario forare i componenti, processo che crea elevate concentrazioni degli sforzi attorno al foro. I fori servono per innestare chiodi, viti e bulloni, e soprattutto rivettature. L'inserimento di rivetti o bulloni all'interno del composito ne modifica il comportamento, l'innescarsi di cricche e delaminazioni fa sì che si origini una re-distribuzione dei carichi che causa il comportamento non lineare della giunzione. Le cause principali di fallimento di questo tipo di giunzione sono: un eccessivo sforzo di trazione che agisce sulla sezione ridotta dal foro, un possibile taglio o spaccatura del labbro, una compressione superficiale sul bordo del foro oppure uno sfilamento o la rottura del rivetto. La buona riuscita di una giunzione si ha con un basso sforzo di *bearing* ovvero lo sforzo di compressione scambiato tra foro e gambo del rivetto durante la sollecitazione del giunto; da qui deriva la forma svasata dei rivetti impiegati che comporta la minimizzazione degli sforzi di *bearing*. Come materiali, per realizzare le rivettature, si scelgono le leghe di Ti-6Al-4V o l'Inconel poiché hanno caratteristiche simili a quelle dei compositi in fibra di carbonio come bassa densità ad elevata resistenza. Si è osservato come l'inserimento di più file di rivetti di piccolo diametro fornisca risultati migliori rispetto all'utilizzo di pochi rivetti ma di grandi dimensioni; le loro piccole dimensioni comportano diametri ridotti dei fori, fenomeno che migliora la vita a fatica del componente. È importante inoltre che essi vengano inseriti dritti nei fori e che ci sia un gioco praticamente nullo o una piccola interferenza per diminuire la cedevolezza del giunto. Analizzando il comportamento a fatica, si è notato che le sollecitazioni cicliche provocano l'innescarsi di cricche soprattutto nella matrice di resina e ciò genera l'avvio del fenomeno di delaminazione. Si ha quindi una riduzione della resistenza del giunto, resistenza che subisce un decremento significativo soprattutto se si applicano carichi di compressione. Per

migliorare la giunzione si può inspessire il composito nella zona di foratura, ma ciò origina un incremento del peso ed aumenta la complessità di produzione del materiale. I danni che la foratura provoca non sono legati solo alla concentrazione degli sforzi in quella zona ma vengono dettati anche dalla procedura usata per produrre il foro. I compositi a fibra di carbonio, infatti, per non essere danneggiati, necessitano di utensili in carburi o diamante ad elevata velocità di taglio, che non producano grandi quantità di polveri e che non favoriscano la delaminazione [22][23]. La scelta di giunzioni meccaniche, dunque, comporta una certa accuratezza e complessità nella realizzazione oltre che ad una serie di problematiche dovute all'operazione di foratura, ma rimane ad oggi l'unica alternativa se si desidera una giunzione che sia smontabile.

1.3.2 Giunzioni incollate

Le giunzioni maggiormente utilizzate sono gli incollaggi, cioè procedure tecnologiche di unione di materiali mediante adesivi, a causa delle loro buone proprietà strutturali, del peso contenuto e della buona aerodinamicità. Le normative ASTM definisco adesivo "una sostanza in grado di tenere assieme i materiali in maniera funzionale tramite l'adesione superficiale". L'adesione viene ottenuta con meccanismi elettrostatici, meccanici e chimici. Esse, rispetto alle giunzioni meccaniche, sono più economiche, non soffrono del problema della corrosione e, non comportando l'operazione di foratura, consentono una distribuzione più omogenea dei carichi. Queste giunzioni però, una volta create, non possono essere smontate e spesso si formano difetti nello strato di adesione che non è facile individuare; questi difetti originano una distribuzione dei carichi non ottimale. L'efficacia della giunzione dipende dalla configurazione della giunzione, dalla distribuzione del carico, dalla tipologia di adesivo adottato, dalla preparazione delle superfici degli elementi da unire e dai fattori ambientali. Le configurazioni solitamente impiegate per l'ottenimento del giunto vengono mostrate nella figura 1.9. Tra queste, le giunzioni *lap-joints* sono le più utilizzate per la loro semplicità costruttiva benché siano le meno efficienti in quanto generano un disallineamento dei carichi con conseguente concentrazione degli sforzi nella zona di incollaggio. Una soluzione alternativa sono i *stepped lap-joints* cioè dei giunti a gradino

semplici da realizzare che garantiscono una distribuzione degli sforzi più omogenea dei precedenti [22][23].

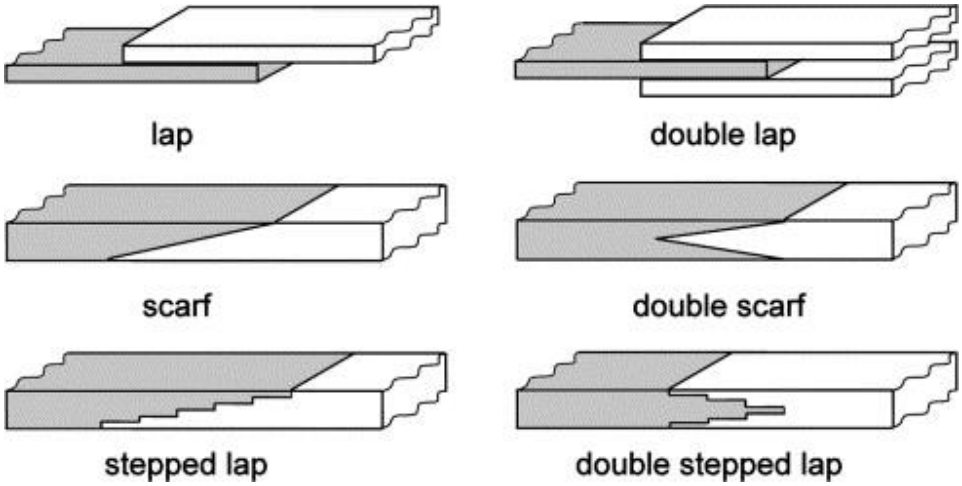


Fig. 1.9: possibili configurazioni delle giunzioni incollate [24]

Le giunzioni vanno progettate in modo che resistano soprattutto alle tensioni di taglio, per questo gli adesivi devono avere buona resistenza e deformabilità a taglio per essere impiegati in queste applicazioni. Le normative ISO e ASTM impongono che i test da eseguire sugli adesivi in termini di resistenza e modulo elastico siano test di trazione, compressione, *peel*, a taglio e prove di fatica. Questi test hanno dimostrato che solo gli adesivi strutturali sono in grado di rispondere ai requisiti richiesti. Gli adesivi strutturali possono essere fragili o duttili; gli adesivi fragili hanno elevata resistenza a taglio ma una bassa deformabilità mentre gli adesivi duttili sono meno resistenti ma sopportano deformazioni maggiori. L'adesivo viene scelto considerando le caratteristiche degli elementi da unire, quali il loro materiale, la rugosità superficiale e la loro rigidezza, l'ambiente in cui il giunto verrà posizionato, le sollecitazioni a cui dovrà essere sottoposto, il costo e la complessità del processo di incollaggio. Vengono impiegati spesso adesivi epossidici a causa della loro buona compatibilità con le resine epossidiche, che sono le più usate come matrici dei compositi, e per il fatto che essi resistono bene alle alte temperature, conferendo al giunto buone proprietà meccaniche e termiche. I fattori ambientali che influenzano la resistenza del giunto sono principalmente temperatura e umidità. Le elevate temperature provocano degradazione delle proprietà fisiche e chimiche degli adesivi con conseguente diminuzione della resistenza dell'accoppiamento. L'umidità invece viene assorbita sia dagli

adesivi sia dalle matrici polimeriche dei materiali compositi portando al rigonfiamento e alla degradazione; ciò indebolisce, non solo l'adesivo e il composito, ma anche l'interfaccia. Ulteriore fattore ambientale da considerare è la possibilità di inserire il giunto in un ambiente corrosivo, la corrosione può permettere l'indesiderato ingresso di molecole che abbassano le proprietà meccaniche dei componenti.

La tenuta della giunzione è fortemente influenzata dalla lavorazione delle superfici a contatto con l'adesivo che possono aumentare la sua resistenza nel tempo. Poiché gli adesivi strutturali tendono a formare legami covalenti con gli atomi dei componenti che uniscono, è importante preparare le superfici a livello chimico ovvero aumentando l'energia superficiale degli aderenti e la loro bagnabilità attraverso l'immersione in solventi come acetoni e idrocarburi. Anche i trattamenti meccanici giocano un ruolo fondamentale; essi mirano ad aumentare la rugosità e la bagnabilità superficiale attraverso processi di abrasione quali ad esempio la sabbiatura con polveri di ossido di alluminio [25][26].

1.3.3 Giunzioni co-cured

Una particolare categoria di giunzioni continue è la giunzione *co-cured* ottenuta usando come adesivo la stessa resina che funge da matrice nel componente in materiale composito. Inizialmente la tecnica, studiata per applicazioni in ambito aereonautico, prevedeva l'uso della resina come collante spalmata dopo la solidificazione del composito. In seguito, si è pensato di eseguire la giunzione quando la resina non ha ancora terminato il processo di indurimento e polimerizzazione. In questo modo la realizzazione del composito e della giunzione non sono più due procedure separate ma avvengono simultaneamente. Tale tecnica quindi, oltre a richiedere un solo passaggio produttivo, non necessita di appositi trattamenti migliorativi della superficie del composito poiché non è più presente l'adesivo. L'assenza dell'adesivo inoltre permette al metallo e al composito di aderire direttamente, non si ha interposizione di un terzo materiale e il peso non viene aggravato dalla presenza della colla [26].

Sono stati sviluppati diversi studi per analizzare la resistenza a taglio dei giunti *co-cured* tra metallo, solitamente acciaio o alluminio, e composito rinforzato con fibre di carbonio. Essi hanno permesso di identificare la normativa ASTM D5573 che riconosce quattro principali cause di fallimento del giunto: la rottura adesiva, ovvero lo scollamento tra metallo e resina, la rottura per delaminazione che prevede lo scivolamento delle fibre, la rottura coesiva nello strato di resina che serve per incollare i materiali e la rottura a trazione dei componenti. Quest'ultima si verifica raramente poiché la giunzione, elemento più debole della struttura, cede prima dei pezzi che la formano. Escludendo, quindi, la rottura dei componenti, il giunto dovrebbe subire rottura coesiva per essere efficace, cioè si dovrebbe assistere alla frattura delle fibre dei primi strati di composito. Se si verifica questo tipo di cedimento vuol dire che la procedura di incollaggio ha avuto successo. Si è osservato, poi, che nei giunti a doppia sovrapposizione la rottura avviene per coesione e delaminazione ed è la tensione di taglio che principalmente influisce nel meccanismo di frattura [27][28]. Le giunzioni *co-cured* sono di particolare interesse per questo lavoro di tesi perché si ricerca una nuova tipologia di giunzione *co-cured* che sia meno cedevole.

Capitolo 2

Progettazione delle giunzioni

Il secondo capitolo è dedicato alla progettazione di una nuova tipologia di giunzione metallo composito che oltrepassi le problematiche relative ai giunti tradizionali. Per questa fase si sono sfruttati dei modelli numerici che possano simulare il comportamento reale delle giunzioni progettate. In particolare, con il metodo agli elementi finiti, si sono sviluppati due diversi gruppi di simulazioni. Innanzitutto, si è deciso di osservare il contributo della sola resina nella tenuta della giunzione e successivamente si sono studiati i diversi modelli di giunto composti dai soli volumi di composito e di metallo. Tale scelta deriva dalla volontà di conoscere il ruolo della resina nell'efficacia delle giunzioni realizzate prima di considerare interamente il composito.

Come primo passaggio si sono creati dei disegni CAD, con l'ausilio del software SOLIDWORKS, che sono poi stati importati nel software ANSYS. Con questo programma è stata eseguita l'analisi statica qui descritta, attraverso simulazioni in campo lineare. Le simulazioni FEM hanno inoltre permesso di individuare le caratteristiche più funzionali che devono possedere i componenti metallici da stampare con SLM per produrre una buona adesione tra i due diversi materiali a contatto.

2.1 Simulazioni del comportamento del giunto con il contributo della sola resina

Il primo gruppo di analisi agli elementi finiti mira a determinare, non solo il contributo della resina nell'accoppiamento tra metallo e composito, ma è stato utilizzato anche per definire le caratteristiche delle simulazioni, quali la dimensioni degli elementi costituenti il *mesh* e lo schema di carichi e vincoli che meglio approssima quello realmente in atto durante le prove di trazione, in seguito effettuate.

2.1.1 Realizzazione del modello

Partendo dalle conoscenze, riportate in letteratura, sui giunti *co-cured* si è pensato che, modificando la superficie del metallo con l'aggiunta di punte di diversa forma, fosse possibile migliorare l'efficacia di queste giunzioni. Si sono quindi prodotti dei CAD tridimensionali costituiti da un provino metallico accoppiato con un componente in resina e con un componente in composito. Il volume metallico è in Inconel625, la resina è di tipo epossidico e il composito ha una matrice in resina epossidica con rinforzo di tessuto in fibra di carbonio. La resina è stata considerata come un volume separato al fine di valutarne la forza adesiva. Nella figura 2.1 sottostante si riporta il disegno CAD del modello realizzato.

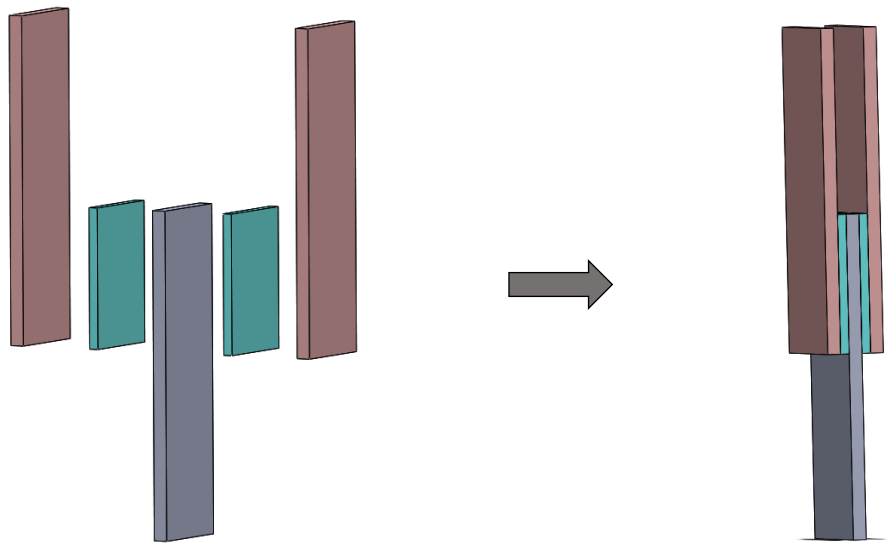


Fig. 2.1: modello CAD utilizzato per analizzare la forza adesiva della sola resina

Il modello è composto da tre tipi di volumi: composito in fibra di carbonio (volume marrone), resina epossidica (volume azzurro) e provino metallico (volume grigio); la presenza di due volumi di composito e di resina è dettata dal voler ottenere un modello simmetrico rispetto al provino stesso. Tale scelta risiede nel fatto che, simulando solo metà del modello, si creerebbe un momento flettente per la presenza di un braccio non nullo tra composito e metallo, generato dalla reazione vincolare sugli incastri alla base e dalla forza distribuita sulla superficie superiore del composito. Il contributo del momento flettente influenzerebbe i risultati ottenuti dalla simulazione; rendendo però il modello doppio e simmetrico se ne annulla l'effetto. Le dimensioni dei componenti sono state scelte pensando alla loro produzione per le prove sperimentali. In particolare, quelle dei provini metallici sono state decise in modo che la loro realizzazione, mediante SLM, non risultasse troppo onerosa come anche la creazione dei compositi. Lo spessore di 3 mm è stato pensato per non avere problemi di afferraggio nella macchina a trazione e per rendere sufficientemente resistenti i componenti così da portare a rottura solo il giunto. La lunghezza di 70 mm e la larghezza di 20 mm, invece, sono state adottate per annullare gli effetti di bordo nella zona della giunzione; infatti le zone in prossimità dei carichi e dei vincoli hanno un comportamento che risente della loro presenza.

Soffermandosi sulla progettazione, si sono ideate diverse geometrie di punte da apporre al provino metallico, finalizzate a trattenere il più possibile la resina e le fibre di carbonio. Si è pensato infatti che questi componenti tendano a scivolare su una superficie totalmente liscia. Per verificare questa ipotesi e per valutare le effettive migliorie prodotte dall'aggiunta delle punte, come prima geometria, si è considerato un provino metallico liscio, privo di punte. Successivamente si sono, introdotte due tipologie di punte quelle a forma di parallelepipedo e quelle piramidali. Le punte ricoprono i primi 30 mm della superficie del provino metallico, tra di esse, se previsto, è stato lasciato uno spazio che permettesse l'inserimento di almeno una fibra di carbonio e le punte hanno un'altezza tale da penetrare ma senza fuoriuscire dal composito. Nella figura 2.2 vengono mostrati i disegni dei provini inizialmente ideati, in particolare la figura (b) mostra il provino con punte a forma di parallelepipedo con base quadrata di 1.5 mm e altezza di

2 mm mentre la figura (c) illustra il provino con punte piramidali di base quadrata di lato 2 mm e altezza di 1.5 mm.

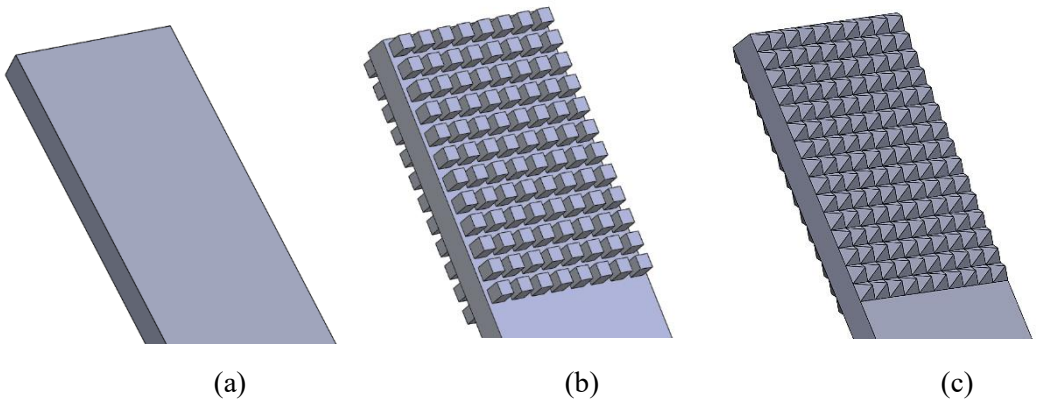
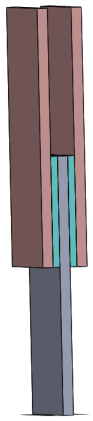


Fig. 2.2: (a) provino liscio, (b) provino con punte a forma di parallelepipedo, (c) provino con punte piramidali

Per analizzare la tenuta a taglio della resina sulla superficie metallica si è poi proceduto con la simulazione FEM. La geometria, prodotta con il software SOLIDWORKS, è stata importata su ANSYS in formato .IGES. Come previsto si sono discretizzati i vari volumi con l'operazione di *mesh* utilizzando gli elementi tetraedrici solid92 a 10 nodi, elementi che consentono di discretizzare bene anche geometrie complesse, e si sono definite le proprietà dei materiali che deve possedere ciascun elemento costituente il *mesh*. In particolare si sono considerati i materiali elastici, lineari, omogenei e isotropi, pertanto è stato imposto un solo modulo elastico per le tre direzioni e un coefficiente di Poisson come descritto nella tabella 2.1. I valori dei moduli elastici sono stati reperiti in letteratura.



Componente	Materiale	E [MPa]	ν	Dimensioni [mm]
grigio	Inconel625 non trattato termicamente	180000	0.3	70x20x3
azzurro	Resina epossidica	3000	0.3	30x20x2.5
marrone	Composito di fibra di carbonio con matrice di resina epossidica	100000	0.3	70x20x3

Tab. 2.1: proprietà dei materiali costituenti i volumi del modello composito – resina – metallo

Si è definito successivamente il sistema di carichi e vincoli che rispecchiasse quello delle prove sprimentali. Il modello è stato sottoposto ad un carico di 1000 N distribuito sulla superficie superiore del composito ed è stato incastrato alla base in corrispondenza del metallo. Il valore della forza è stato scelto arbitrariamente poiché si è interessati a confrontare i risultati ottenuti con le diverse geometrie più che alla correlazione tra il valore del carico e il comportamento della struttura. È pertanto fondamentale soltanto che la forza rimanga la medesima per tutti i modelli analizzati. Coerentemente con ciò che avviene nella macchina a trazione, il carico è stato imposto sulla superficie superiore del composito, dove questo viene afferrato e tirato, l'incastro è stato posto alla base del metallo perché questa parte, nella macchina a trazione, viene completamente bloccata da un afferraggio. Si è optato per un carico distribuito in quanto è più realistico e perché la distribuzione della forza permette di ottenere minori artefatti nella simulazione rispetto all'applicazione di un carico puntuale. La forza di 1000 N è stata quindi ripartita su tutti i nodi della faccia superiore del composito. Dopo la fase di *preprocessing* si è passati alla fase di soluzione del modello e infine alla fase di *postprocessing* per valutare le tensioni, le deformazioni e gli spostamenti che si registrano sulla struttura.

2.1.2 Studio della convergenza del mesh

Nella modellazione agli elementi finiti è importante effettuare una buona operazione di *mesh* perché i risultati siano accettabili e realistici. Solitamente, un *mesh* più fitto, ovvero costituito da elementi finiti di dimensioni minori, genera una soluzione più accurata perché vi è un avvicinamento al concetto di continuo, ma al tempo stesso, il suo affinamento aumenta notevolmente il tempo computazionale necessario all'ottenimento dei dati. Un metodo per bilanciare efficacemente tempistiche di elaborazione e precisione dei risultati è dato dallo studio della convergenza del *mesh*. Si vuole quindi trovare la dimensione degli elementi che permetta al modello di giungere ad una soluzione di livello adeguato. A tal fine, si sono effettuate simulazioni con diverse dimensioni dell'elemento solid92, partendo da valori di 10 mm fino a 1.25 mm, garantendo sempre *mesh* auto-contenuti. Per confrontare i diversi risultati è importante

infatti che ogni modello successivo contenga tutti i gradi di libertà del modello precedente [30]. Non è stato possibile procedere con *mesh* ancora più fitti poiché la licenza di ANSYS, disponibile in università, presenta dei limiti sul numero di elementi finiti utilizzabili e con valori inferiori a 1.25 mm si eccede il valore massimo concesso.

Per tale analisi sono stati scelti i provini con punte a forma di parallelepipedo, quelli con punte piramidali con base di 2 mm ed il provino liscio. Per ogni simulazione, si registrano i valori di spostamento lungo la direzione Y del carico, i valori massimi di tensione di Von Mises, il numero di nodi totali e il PRERR. Si sono scelte queste grandezze per valutare, durante il processo di *fitting*, la convergenza a un valore pressoché costante, al quale corrisponderà la dimensione ottimale del *mesh*. La modellazione agli elementi finiti fornisce soluzioni approssimate; per valutare il grado di approssimazione è utile, non solo considerare la velocità di convergenza, ma anche l'errore associato ad un modello. A tal proposito si analizzano i valori di PRERR. Il PRERR, ovvero l'errore energetico percentuale, è il calcolo dell'errore di energia globale, ottenuto dal software come somma degli errori associati ad ogni elemento usato per discretizzare la struttura continua, normalizzato rispetto all'energia totale. Questo tipo di errore è correlato all'errore delle tensioni o degli spostamenti valutate ai nodi di ogni elemento. L'errore di approssimazione del singolo elemento viene quindi calcolato effettuando una media delle tensioni o degli spostamenti ai suoi nodi. L'errore energetico globale in percentuale viene calcolato con la formula:

$$E = 100 * \sqrt{\frac{e}{U+e}}$$

dove U è l'energia di deformazione relativa all'intero modello mentre e è l'errore di energia dell'intero modello ottenuto sommando gli errori di tutti gli elementi in cui è stata discretizzata la struttura d'interesse [31].

I valori ottenuti per ogni grandezza sono riportati nelle tabelle 2.2, 2.3, 2.4, facendo una distinzione in base alla tipologia di punte del provino metallico. È bene sottolineare che si sono potuti considerare spostamenti e tensioni massime perché più elementi presentavano questi valori

di tensione o spostamento, segno del fatto che queste grandezze sono distribuite e dunque probabilmente non derivanti da artefatti dovuti all'imposizione di carichi e vincoli.

PROVINO LISCIO				
Dimensione *mesh* [mm]	Numero dei nodi	Spostamento [mm]	Tensione di Von Mises [MPa]	PRERR [%]
10	1361	4.35e-03	21.27	15.71
5	3498	4.37e-03	23.55	11.63
2.5	12711	4.38e-03	25.96	9.42
1.25	92666	4.39e-03	31.82	6.37

Tab. 2.2: valori delle grandezze analizzate per l'operazione di convergenza del mesh nel caso del provino liscio

PUNTE PIRAMIDALI				
Dimensione *mesh* [mm]	Numero dei nodi	Spostamento [mm]	Tensione di Von Mises [MPa]	PRERR [%]
10	4877	4.37e-03	23.23	14.65
5	6630	4.37e-03	24.88	11.19
2.5	14595	4.38e-03	25.24	9.17
1.25	200566	4.42e-03	31.86	5.78

Tab. 2.3: valori delle grandezze analizzate per l'operazione di convergenza del mesh nel caso del provino con punte piramidali

PUNTE a forma di PARALLELEPIPEDI				
Dimensione *mesh* [mm]	Numero dei nodi	Spostamento [mm]	Tensione di Von Mises [MPa]	PRERR [%]
10	mesh troppo grossolana, non è possibile procedere			
5	27911	4.34e-03	32.97	12.51
2.5	34868	4.35e-03	31.62	9.36
1.25	173781	4.37e-03	29.01	7.09

Tab. 2.4: valori delle grandezze analizzate per l'operazione di convergenza del mesh nel caso del provino con punte a forma di parallelepipedo

Dalle tabelle, si può notare come, per dimensioni inferiori di solid92, le grandezze analizzate tendano a un valore pressochè costante, con livelli d'errore percentuale, PRERR, sempre più bassi. Per visualizzare meglio la convergenza, si sono riportati i valori su dei grafici, in modo da

illustrare l'andamento per lo spostamento lungo *Y*, per le tensioni di Von Mises e per l'errore in funzione del numero di nodi contenuti nei modelli.

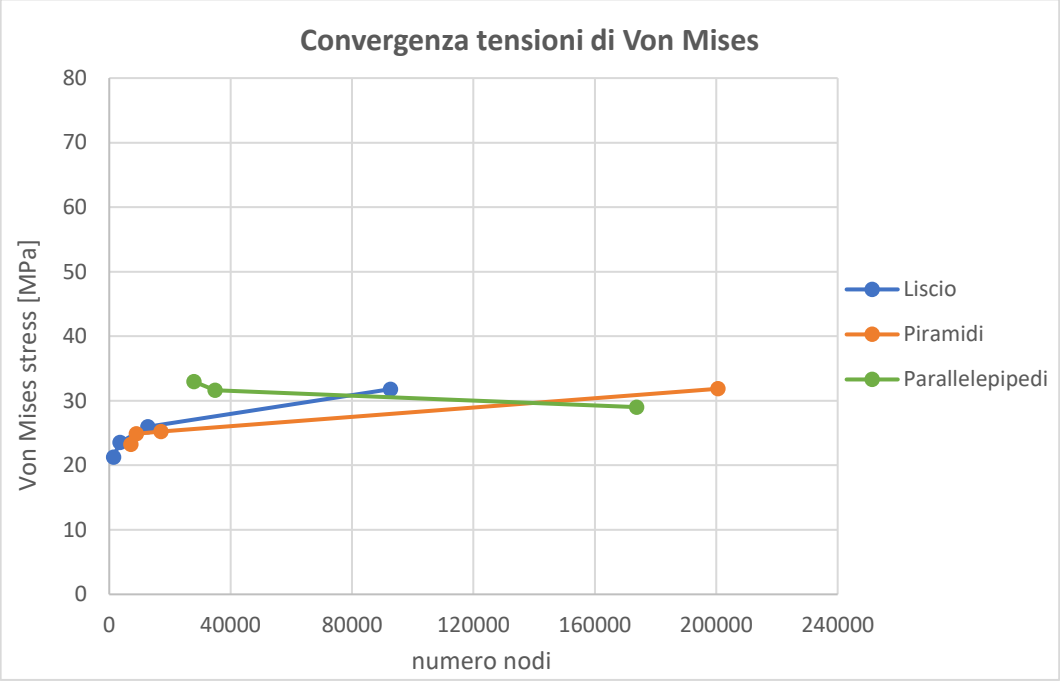


Fig. 2.3: convergenza degli spostamenti lungo y per le tre diverse tipologie di provino

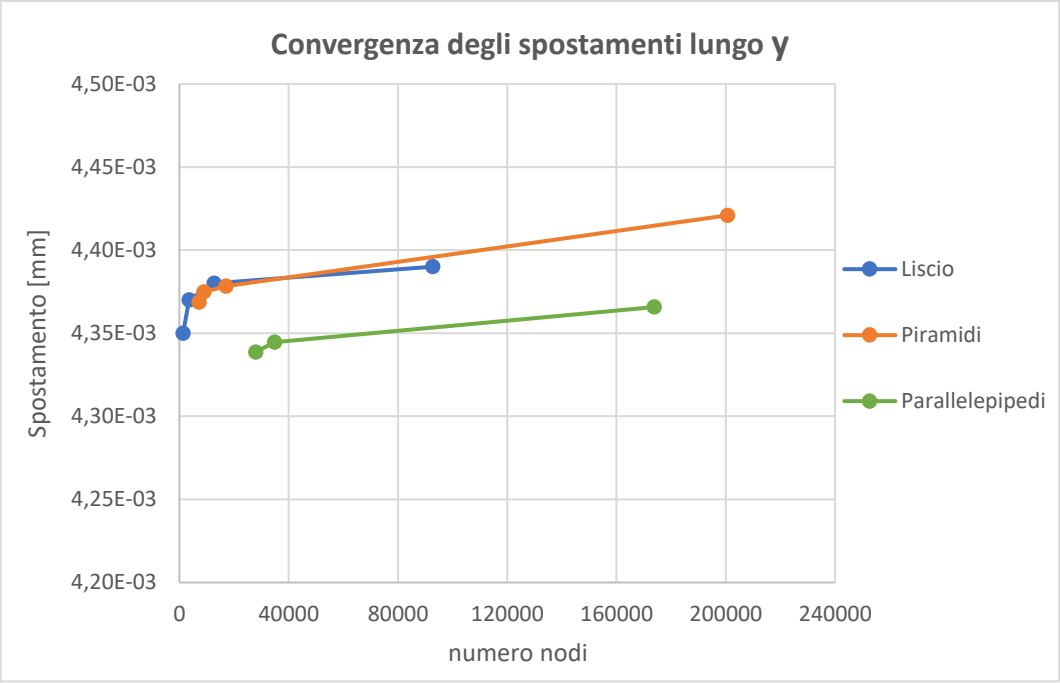


Fig. 2.4: convergenza delle tensioni di Von Mises per le tre diverse tipologie di provino

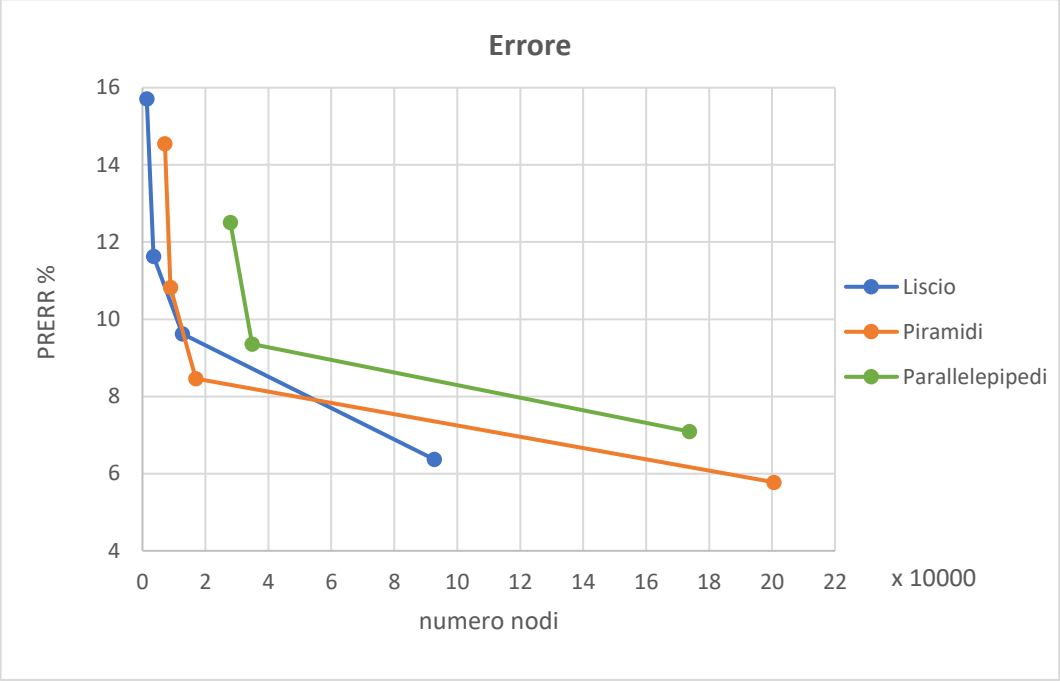


Fig. 2.5: rappresentazione della diminuzione dell'errore all'aumentare del numero di nodi per le tre diverse tipologie di provini

Dagli andamenti mostrati dai precedenti grafici si deduce che, per le tre tipologie di provini, la convergenza viene raggiunta con *mesh* con elementi solid92 di lato 1.25 mm; sarebbe stato utile, per confermare tale affermazione, procedere anche con la discretizzazione con elementi da 0.625 mm, ma ciò non è stato possibile per le limitazioni del software utilizzato. Per lo stesso motivo non si è riusciti a raggiungere un errore inferiore al 5%, limite che solitamente viene considerato per stabilire la buona riuscita dell'operazione di *mesh*. Sarebbe auspicabile adottare delle strategie per arginare questo problema così da procedere con delle discretizzazioni più fitte che permettano di ottenere risultati più accurati con tempi computazionali ragionevoli, come quelle che verranno in seguito utilizzate. Al fine di migliorare il *mesh* si è provato a cambiare la tipologia di elementi utilizzati, passando ad elementi tetraedrici solid187, ma ciò non ha prodotto benefici. Si potrebbe ancora innalzare il grado delle funzioni di forma, modificando la tipologia di elemento ma si è deciso di migliorare le simulazioni seguendo le strategie descritte in seguito che permettono anche di alleggerirle.

2.1.3 Ottimizzazione della forma delle punte dei provini metallici

Una volta concluso lo studio sulla convergenza del *mesh* e avendo quindi stimato la dimensione ottimale dell'elemento finito, si è passati alla valutazione della tenuta adesiva della resina tra i due aderenti. Dopo aver eseguito le simulazioni si è scelto di considerare le tensioni di Von Mises, le deformazioni di Von Mises e lo sforzo di taglio sul piano parallelo alla direzione del carico; si è pensato infatti che tali grandezze diano un'indicazione dell'efficacia dell'adesione della resina al metallo. Inoltre, si sono aggiunte due nuove geometrie alle tre già realizzate: si è progettato un provino metallico con punte piramidali con base quadrata di lato di 2.5 mm per ottenere lo stesso numero di punte presenti negli altri provini ed un provino con punte a forma di tronchi di piramide. Questa seconda geometria nasce dalla volontà di realizzare delle punte con forma intermedia tra piramidi e parallelepipedi, i tronchi presentano infatti una base inferiore quadrata di lato 1.5 mm ed una superiore come i parallelepipedi ma hanno facce inclinate di 10° come le piramidi. Le immagini CAD dei nuovi provini vengono mostrate nella figura 2.6.

(a) (b)

Fig. 2.6: (a) provino con punte piramidali con base quadrata di lato 2.5 mm, (b) provino con punte a forma di tronchi di piramidi

Le simulazioni sono state eseguite con il medesimo sistema di carichi e vincoli usato per la convergenza: incastri alla base del metallo e forza di 1000 N distribuita sulla base superiore del composito. Al fine di determinare la geometria che meglio permette il mantenimento dell'adesione tra i componenti, si sono confrontate tensioni e deformazioni della sola resina poiché è questa la parte responsabile della tenuta. Per la valutazione delle grandezze, si considera solo la resina del lato sinistro in quanto, a livello tensionale, non si sono riscontrati grandi differenze con la sua parte simmetrica di destra. L'analisi viene effettuata confrontando i valori

massimi presenti sulla resina delle varie grandezze, poiché essi si registrano tutti nella medesima zona. Si è osservato che le distribuzioni di tensione, deformazione e sforzo di taglio sono le stesse per tutte le tipologie di modelli, di conseguenza, si riportano in figura 2.7, 2.8 e 2.9 solo gli andamenti relativi alla geometria dei parallelepipedi, per dare un'idea delle distribuzioni che accomunano tutti i volumi di resina.

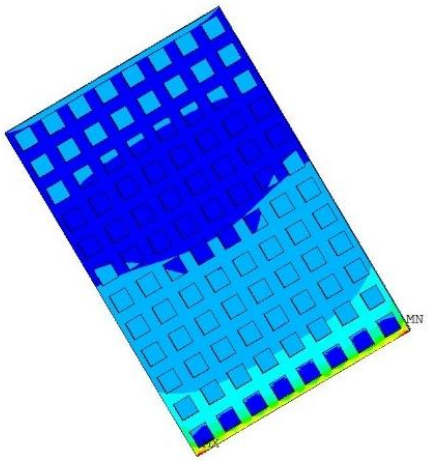


Fig. 2.7: distribuzione delle tensioni di Von Mises della resina con provino con punte a forma di parallelepipedo

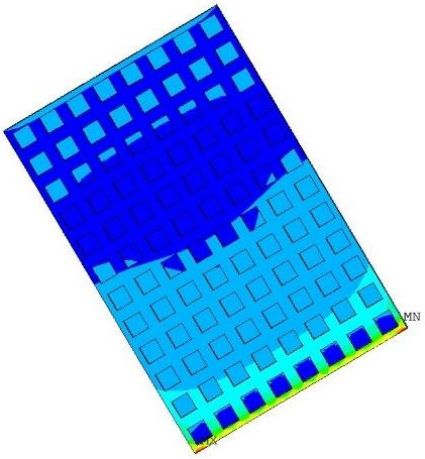


Fig. 2.8: distribuzione della deformazione di Von Mises della resina con provino con punte a forma di parallelepipedo

Come prevedibile, le distribuzioni delle tensioni e delle deformazioni di Von Mises sono uguali. In entrambi i casi la zona più sollecitata si trova a ridosso della parte inferiore del volume di resina, è infatti questa la parte che è soggetta a sollecitazioni maggiori nel caso delle giunzioni. Dalle immagini si nota come la distribuzione delle tensioni di Von Mises ai bordi è simmetrica e invertita nei due lati, rispettivamente a contatto con il metallo e con il composito; questa

osservazione non è valida invece per le facce a diretto contatto con i due diversi aderenti, in quanto essi hanno dei moduli elastici differenti tra di loro: 100000 MPa per il composito e 180000 MPa per il metallo, risultando, quasi, l'uno il doppio dell'altro.

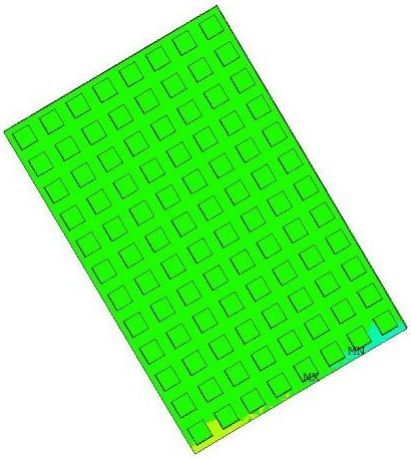


Fig. 2.9: distribuzione dello sforzo di taglio su YZ della resina con provino con punte a forma di parallelepipedo

Per ciò che concerne lo sforzo di taglio nel piano della giunzione, esso è omogeneo in tutta la resina tranne che nella parte inferiore della resina che risulta, anche in questo caso, maggiormente sollecitata.

Grazie alla similitudine nelle distribuzioni di tensione e deformazione sulla resina di tutti i modelli, si è potuto effettuare il paragone tra i valori massimi delle grandezze registrate. Per avere un confronto più quantitativo occorrerebbe invece non considerare il valore massimo, che potrebbe essere un valore più puntuale dovuto ad un artefatto derivante da come è stata impostata la simulazione, ma un valore della grandezza più distribuito. Altrimenti si potrebbe provare ad infittire ulteriormente il *mesh* per vedere se tale valore massimo compare in più elementi adiacenti, ovvero se esso si distribuisce maggiormente; in questo caso si potrà considerare tale valore come massimo, risultando più realistico. Per visualizzare in modo immediato il confronto tra i risultati per ogni tipologia di provino, si sono costruiti gli istogrammi riportati nelle figure 2.10, 2.11 e 2.12.

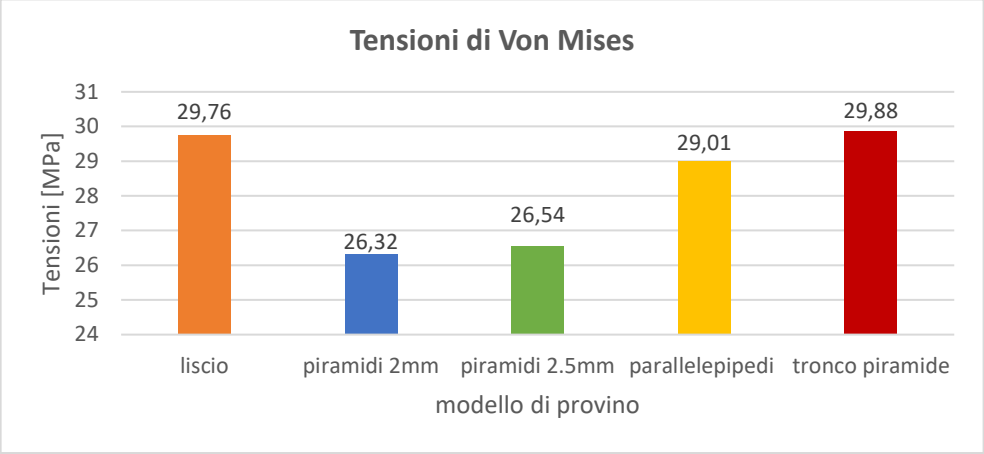


Fig. 2.10: distribuzione delle tensioni di Von Mises della resina con punte a forma di parallelepipedo

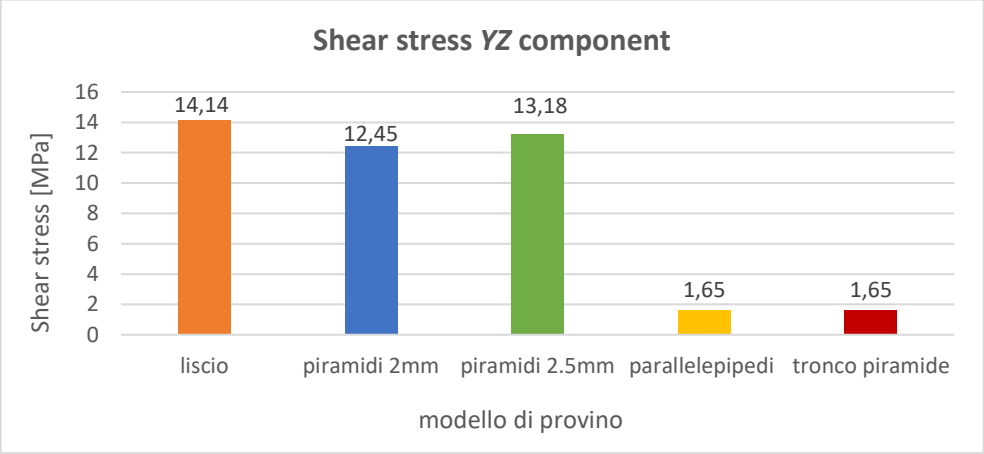


Fig. 2.11: distribuzione dello sforzo di taglio della resina con punte a forma di parallelepipedo

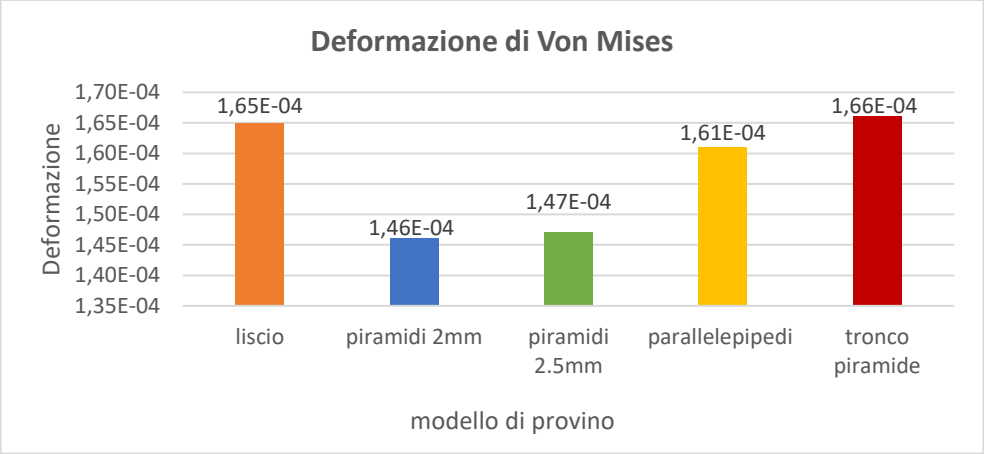


Fig. 2.12: distribuzione delle deformazioni di Von Mises della resina con punte a forma di parallelepipedo

Dal confronto si nota che il modello con piramidi a 2.5 mm ha prestazioni inferiori rispetto al modello con piramidi di lato 2 mm perché l'angolo di inclinazione delle facce diminuisce la

presa, sono, di fatto, meno sporgenti. Il provino liscio presenta un elevato sforzo di taglio, segno che è il meno adatto a trattenere la resina adesa. La geometria con tronchi di piramide, invece, ha delle buone prestazioni in quanto a tenuta, con tensioni superiori al modello con parallelepipedi ma, con una geometria che consente di alleggerire la massa del metallo. Osservando lo sforzo di taglio lungo il piano *YZ*, cioè il piano di interfaccia tra metallo e resina, si è visto che il modello con punte a forma di tronco di piramide e quello con parallelepipedi presentano uno *shear stress* notevolmente inferiore a quello degli altri modelli. Essendo questa una grandezza che gioca un ruolo importante nel mantenimento dell'adesione tra i due materiali, si conclude che le geometrie migliori per il provino metallico sono quelle aventi delle punte a tronco di piramide o a parallelepipedo. Poiché il modello con punte a parallelepipedo presenta deformazioni e tensioni di Von Mises poco inferiori rispetto al modello con punte a tronco di piramide, si deduce che la geometria migliore per il mantenimento della resina adesa al metallo è quella con le punte a tronco di piramide. Essa infatti ha buone proprietà meccaniche e consente anche un alleggerimento della massa rispetto al modello del provino con punte a forma di parallelepipedo.

Constatando che il provino con punte a forma di tronchi di piramide è risultato il più idoneo, per ciò che concerne la tenuta della resina sul metallo, si sono effettuate altre prove per migliorarne la geometria. Si sono quindi confrontati provini con tronchi di piramide con caratteristiche geometriche differenti per capire quali di queste risultassero più adatte allo scopo. Si sono modificati alcuni aspetti quali l'inclinazione delle facce del tronco di piramide e, di conseguenza, le dimensioni della base superiore e le dimensioni del lato della base inferiore per capire quanto queste caratteristiche geometriche influenzassero i risultati finali. Si sono quindi realizzati due nuovi CAD di provini metallici con punte a forma di tronchi di piramide, uno con lato di base di 3.4 mm e facce inclinate di 10° e uno con lato di base di 1.5 mm e facce inclinate di 15°. Per le due tipologie, le punte sono distanziate di 0.5 mm una dall'altra come nel caso del primo provino con punte a tronchi di piramidi. I provini appena descritti vengono raffigurati nelle immagini 2.14 e 2.15 seguenti così da rendere più chiara la differenza tra le varie forme delle

nuove punte ideate; a tal fine si riporta nuovamente in figura 2.13 il primo modello di provino con punte a tronchi di piramide.

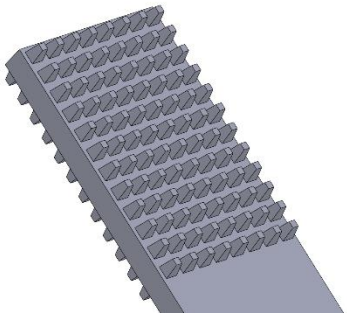


Fig. 2.13: provino con punte a forma di tronchi di piramide con lato di base di 1.5 mm e facce inclinate di 10°

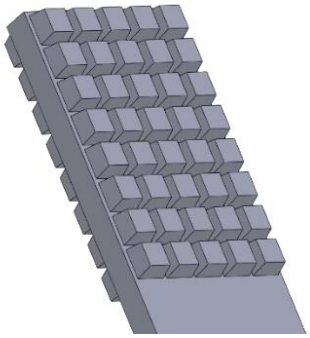


Fig. 2.14: provino con punte a forma di tronchi di piramide con lato di base di 3.4 mm e facce inclinate di 10°

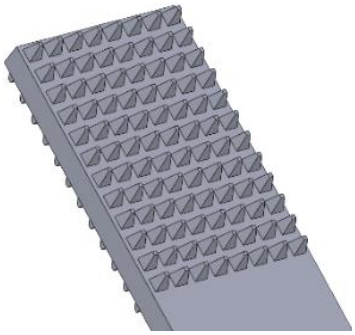


Fig. 2.15: provino con punte a forma di tronchi di piramide con lato di base di 1.5 mm e facce inclinate di 15°

Per ciascuna delle geometrie è stata effettuata una simulazione FEM con il medesimo sistema di carichi e vincoli delle precedenti prove. Si sono riportati i risultati in termini di tensioni di Von Mises, sforzo di taglio e deformazione su degli istogrammi, mostrati nelle figure 2.16 e 2.17 per confrontarne l'entità e, successivamente, scegliere la geometria ottimale per la tenuta della sola resina.

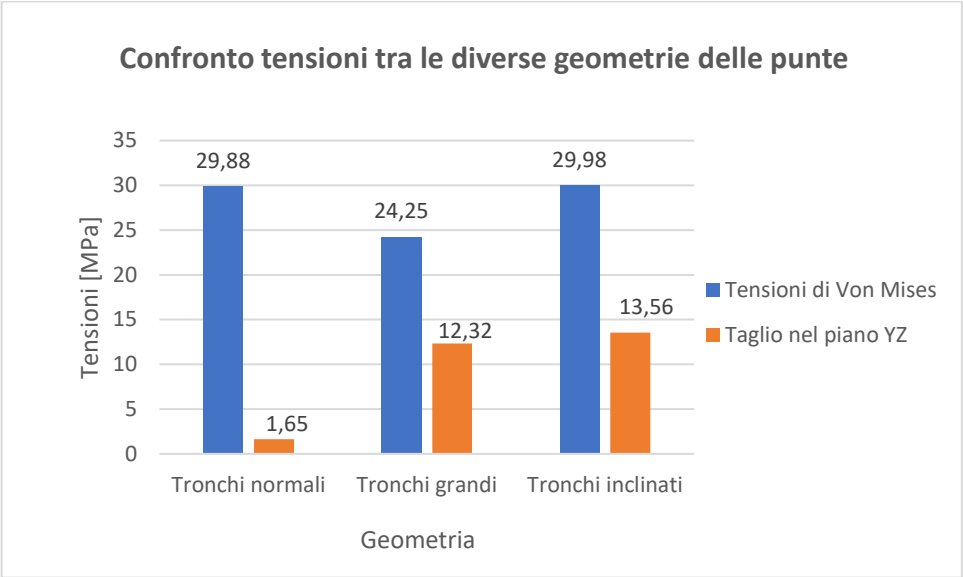


Fig. 2.16: istogramma di confronto tra le tensioni di Von Mises e gli sforzi di taglio per le tre tipologie di provini con punte a forma di tronchi di piramidi

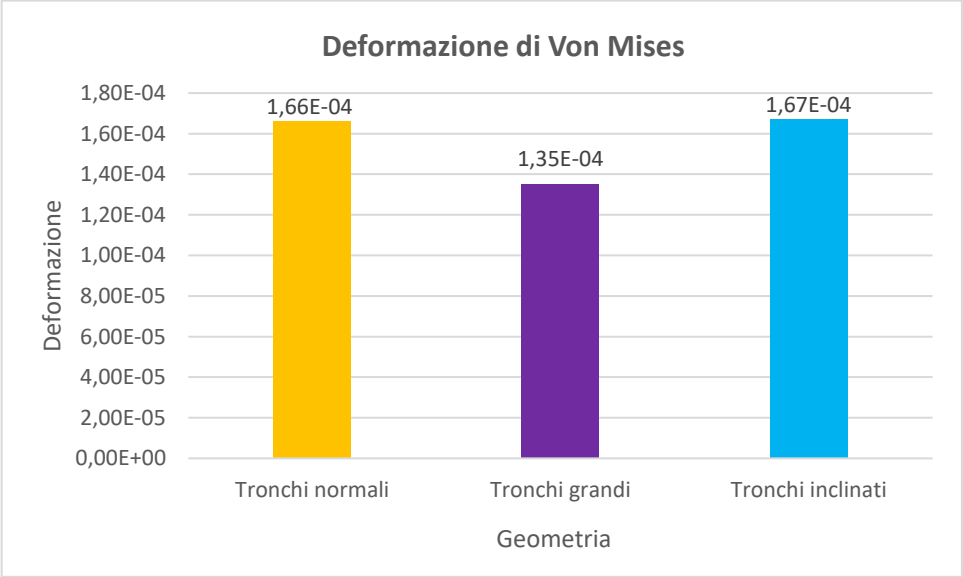


Fig. 2.17: istogramma di confronto tra le deformazioni di Von Mises per le tre tipologie di provini con punte a forma di tronchi di piramidi

Dai risultati, sopra schematizzati, si deduce che il modello con punte a forma di tronchi di piramide, inizialmente ideato, ha le migliori prestazioni, in quanto le tensioni di Von Mises sono pressoché paragonabili agli altri modelli, così come per la deformazione, ma presenta un valore di sforzo di taglio decisamente più basso. Poiché, come spiegato precedentemente, si è interessati ad avere un'elevata resistenza allo sforzo di taglio, per le successive simulazioni si considereranno i provini con le punte a forma di tronchi di piramide cosiddetti "normali".

2.1.4 Metodologie adottate per l'alleggerimento delle simulazioni

Le simulazioni finora condotte presuppongono una discretizzazione dei volumi che permette il raggiungimento della convergenza, ma caratterizzata da un errore energetico percentuale superiore al 5%; inoltre, sono onerose dal punto di vista computazionale. Si è quindi deciso di migliorare l'accuratezza dei risultati, andando a sfruttare quattro differenti metodi che permettessero di rendere più fitta la discretizzazione della struttura e contemporaneamente che velocizzassero il processo. Tali metodi sono stati adoperati anche per arginare il problema derivante dalla limitazione, sul numero di elementi utilizzati, che ha la licenza ANSYS impiegata per la modellazione.

1. Primo metodo: *mesh* diversificato

L'intero modello, in questo caso con provino metallico con punte a forma di tronchi di piramide, è stato discretizzato con elementi solid92 ma si sono adottate dimensioni diverse a seconda delle zone: elementi più piccoli vanno a ricoprire i volumi di maggiore interesse per lo studio ed altri, più grandi, costituiscono il *mesh* del resto del modello.

Poiché si vuole analizzare la sola resina, si è scelto di adottare un *mesh* più fitto per i volumi di resina e per la parte con le punte del provino metallico. Si sono paragonate due configurazioni di *mesh* diversificato che rispettassero la limitazione sul numero di elementi adoperabili:

- *mesh* con elementi solid92 con lato di 1 mm per la resina e i tronchi di piramidi e *mesh* con elementi solid92 con lato di 5 mm per il composito e la base del componente metallico. Nella figura 2.18 sono ben visibili le zone con un maggiore infittimento degli elementi e quelle più grossolane;
- *mesh* con elementi solid92 con lato di 1 mm per la resina e i tronchi di piramidi e *mesh* con elementi solid92 con lato di 2.5 mm per il composito e la base del componente metallico.

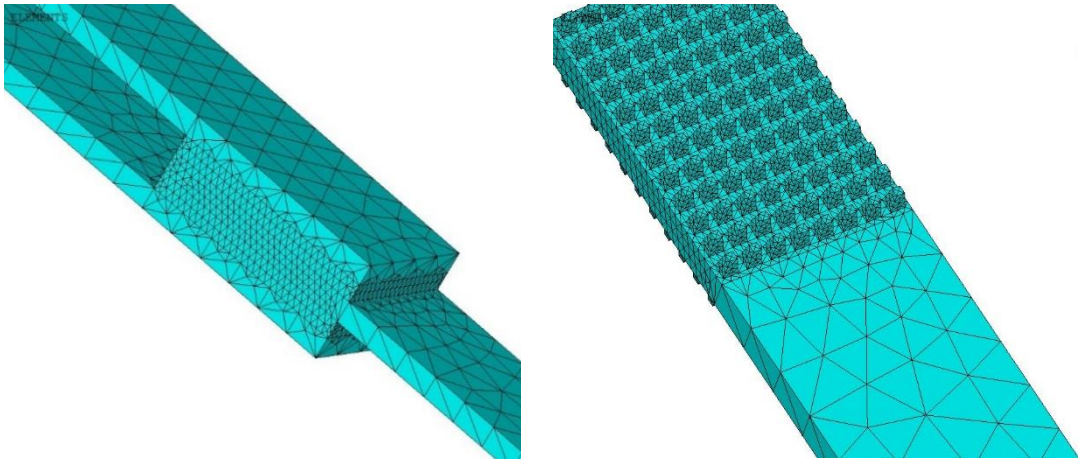


Fig. 2.18: prima tipologia di mesh diversificato

Per decidere se il *mesh*, producesse buoni risultati con tempi computazionali accettabili si sono effettuate le simulazioni e si è calcolato l'errore energetico percentuale dell'intero modello e della sola parte d'interesse. Questi valori sono stati confrontati, con l'ausilio di un istogramma riportato in figura 2.19, con quelli prodotti con una discretizzazione con elementi tutti delle medesime dimensioni, precedentemente impiegata.

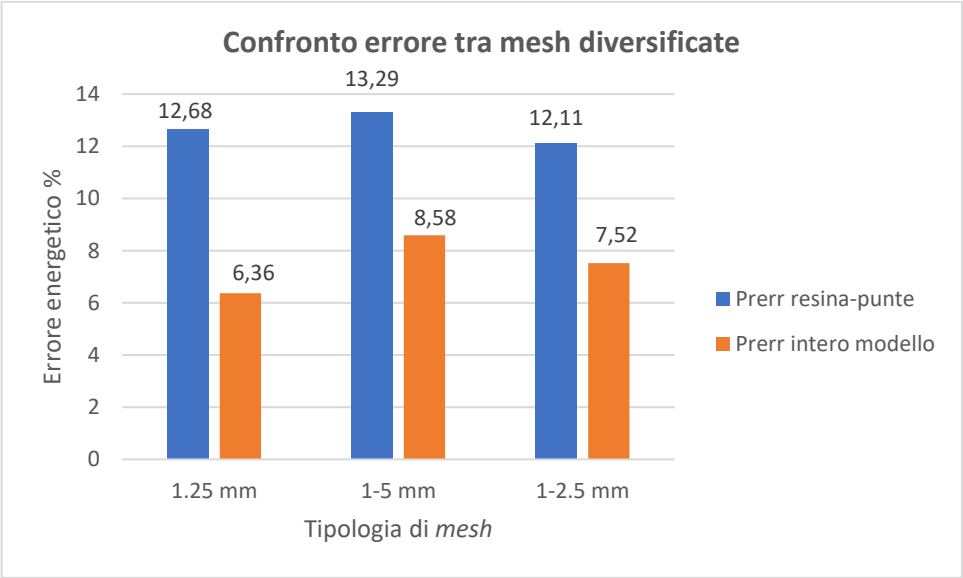


Fig. 2.19: confronto tra gli errori energetici percentuali della zona di giunzione e dell'intera struttura con tre diversi mesh

Dal grafico precedente si nota che, per quanto concerne l'errore sull'intero modello, il *mesh* migliore risulta quello omogeneo a 1.25 mm. Considerando, invece, l'errore localizzato nella parte di interesse, il valore più basso si registra nel caso di modello con mesh 1-2.5 mm.

Il valore localizzato del PRERR è superiore a quello dell'intero modello in quanto l'errore energetico percentuale è un valore medio dell'errore, pertanto le zone con una geometria più semplice contribuiscono ad abbassare l'errore che risulta, al contrario, più elevato nei volumi con geometria più complessa. A fronte dei risultati ottenuti, si è scelto il modello con *mesh* omogenea a 1.25 mm perché ha il PRERR totale più basso, il PRERR locale poco al di sopra del valore minimo registrato e i tempi computazionali dei tre modelli sono paragonabili. Si conclude, quindi, che il processo di infittimento nelle zone di particolare interesse non ha portato ai miglioramenti desiderati in termini di prestazioni della simulazione.

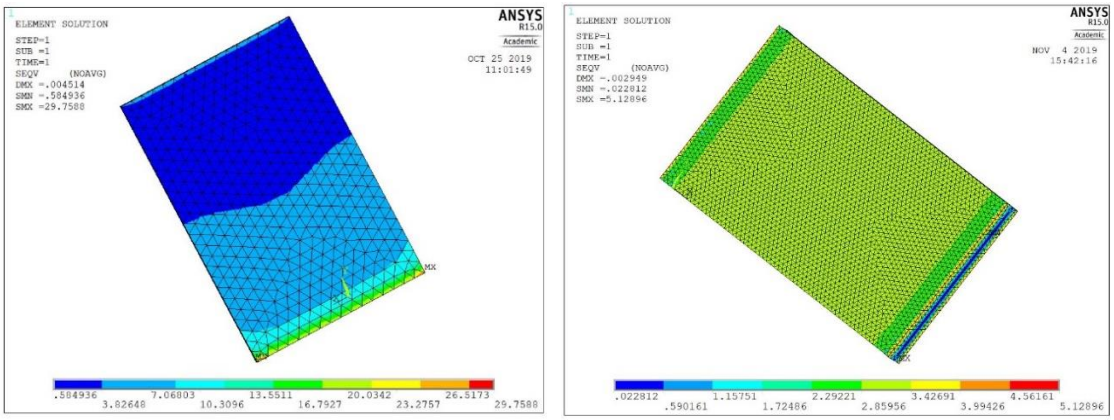
2. Secondo metodo: modello della sola resina

Si simula ora solo il volume di resina del lato sinistro. Si sono utilizzati elementi solid92 di lato 0.5 mm, non inferiore perché si eccede il limite massimo di elementi finiti fornito dalla licenza di ANSYS. È stato necessario modificare il sistema di carichi e vincoli al fine di considerare la parte di modello mancante che è però presente nella realtà. Si è pertanto incastrata la superficie a contatto con il metallo e si è caricata con una forza di 1000 N la faccia a contatto con il composito; tale superficie è anche stata vincolata lungo le altre due direzioni, differenti da quella del carico, per simulare l'impedimento alle traslazioni della resina che impone il volume di composito.

Per capire se tale alleggerimento fosse applicabile, si sono registrate le distribuzioni delle tensioni di Von Mises della sola resina sinistra nel caso del provino liscio e di quello con punte a forma di tronchi di piramide; esse sono poi state messe a confronto con quelle derivanti dalle simulazioni con i modelli interi.

	Tensione di Von Mises [MPa]	
	Intero modello	**Sola resina**
Liscio	29.76	5.13
Punte tronco di piramide	29.88	8.11

Tab. 2.5: confronto tra le tensioni di Von Mises del modello intero e del modello della sola resina per il provino liscio e per il provino con punte a tronco di piramide



(a) (b)

Fig. 2.20: distribuzioni delle tensioni di Von Mises del provino liscio (a) con il modello intero e (b) con il modello della sola resina

Dai valori di tensione riportati in tabella 2.5, si può osservare che vi è una spiccata differenza tra quelli relativi al modello intero e quelli del modello della sola resina per entrambe le tipologie di provino analizzate. Notevole diversità si ha anche nelle distribuzioni delle tensioni, come mostrato nella figura 2.20; viene riportato solo il confronto nel caso del provino liscio perché la medesima situazione si verifica anche con il provino con punte a forma di tronchi di piramide. La non similitudine tra i valori ma soprattutto la diversità nelle distribuzioni delle tensioni porta ad affermare che non è possibile modellare la sola resina per determinare il comportamento meccanico dell'intero modello. Si è anche tentato di dimezzare la forza applicata, sia perché nell'intero modello il carico viene maggiormente sopportato dai due materiali con il modulo elastico più elevato, ovvero metallo e composito, e sia perché si sta modellando solo una delle due resine presenti. La diminuzione della forza non ha, però, comportato una modifica sostanziale dei valori di tensione. Si conclude quindi che il metodo appena descritto non è valido per alleggerire la simulazione.

3. Terzo metodo: simulazione di una cella

Si è provato a pensare al modello come composto da un certo numero N di celle contenenti una sola punta metallica, un cubetto di resina e un volume di composito come quella visibile in figura 2.21. Si è quindi modellata una singola cella appartenente al provino.

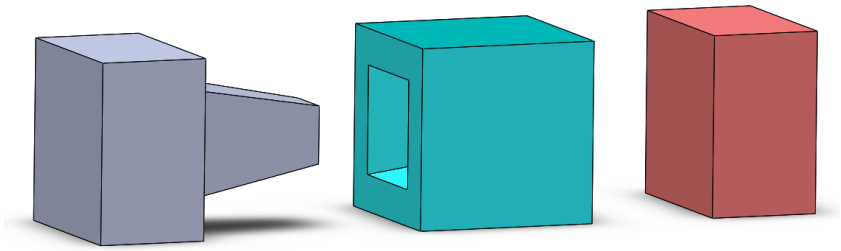


Fig. 2.21: componenti costituenti una cella del provino con punte a forma di tronchi di piramide

Il sistema di carichi e vincoli adottato per la cella è uguale a quello del modello intero, ma si sono bloccate anche le traslazioni lungo le due direzioni perpendicolari a quella del carico della faccia destra del composito, identificata con la lettera *b* in figura, e di quella sinistra del metallo identificata con la lettera *a*. Per chiarezza viene riportata un'immagine illustrativa (fig. 2.22) dei vincoli aggiuntivi:

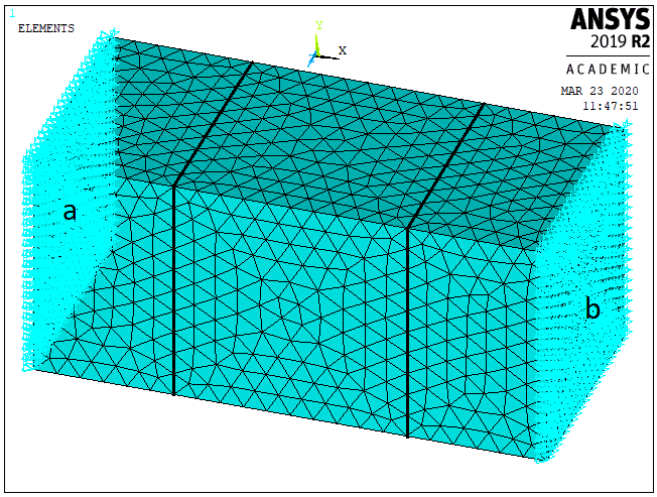


Fig. 2.22: imposizione di vincoli aggiuntivi nel modello con singola cella

L'aggiunta di ulteriori vincoli deriva dal fatto che nel modello intero queste facce sono connesse con la restante parte del modello che ne influenza il comportamento meccanico; i vincoli servono per simulare la presenza di questa parte mancante.

Questa simulazione è stata in seguito confrontata con quelle riferite all'intero modello, in modo da determinare se fosse possibile analizzare il comportamento di una singola cella ed estenderlo per N volte, tante quante sono le celle costituenti il modello intero, oppure se non è ammissibile effettuare questa semplificazione. Per il confronto sono state considerate le curve

forza-spostamento in quanto sono valori meno puntuali, cioè meno dipendenti dal punto considerato, rispetto ai valori di tensione. Le curve sono state create imponendo diversi valori di forza distribuita sulla superficie superiore della resina da cui derivano i corrispondenti valori di spostamento. Per la creazione delle curve si sono utilizzati i valori di spostamento massimo che si trovano all'estremità superiore del composito. Medesima procedura è stata condotta nel caso della singola cella dividendo la forza distribuita per il numero di celle presenti nel modello intero sulla superficie su cui è applicata la forza. Di seguito vengono riportati i grafici forza-spostamento del modello intero e della singola cella per i provini con punte a forma di parallelepipedo, di piramidi e a tronco di piramide, a sinistra si trovano i diagrammi relativi al modello intero mentre a destra quelli della singola cella:

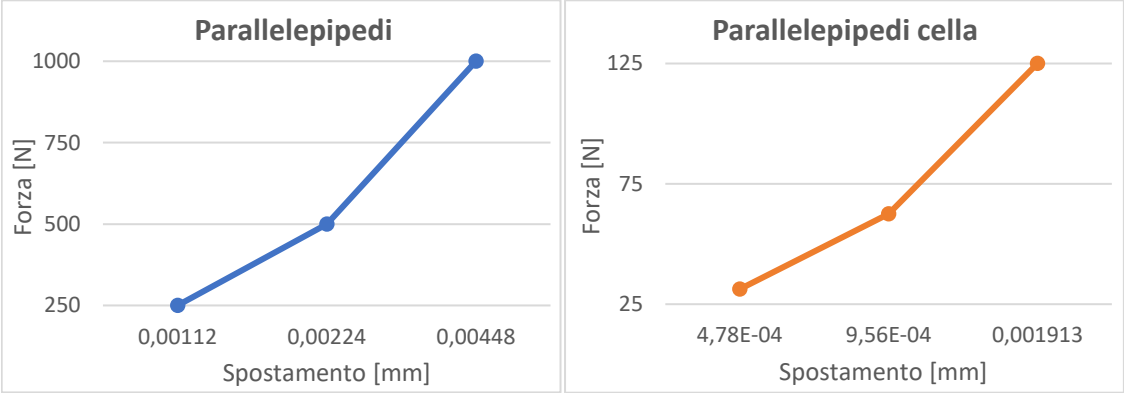


Fig. 2.23: confronto diagrammi forza – spostamento per l'intero modello e per la cella con provino con punte a forma di parallelepipedi

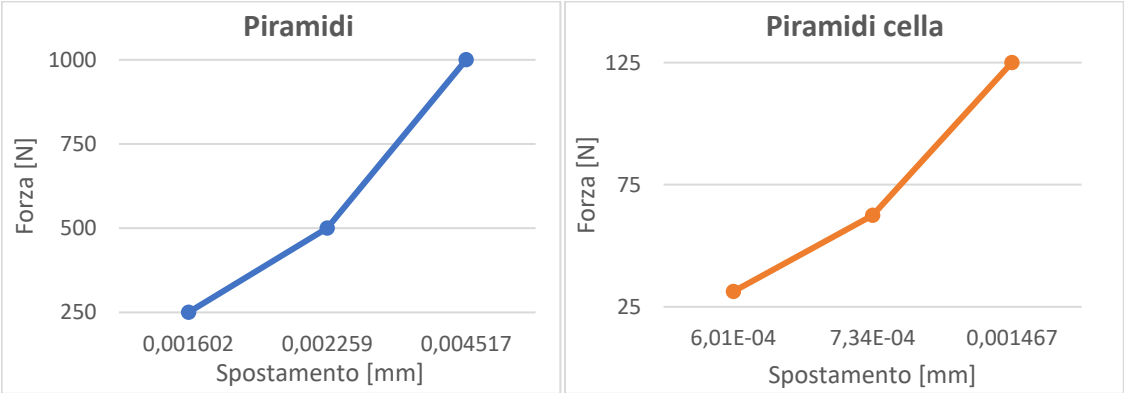
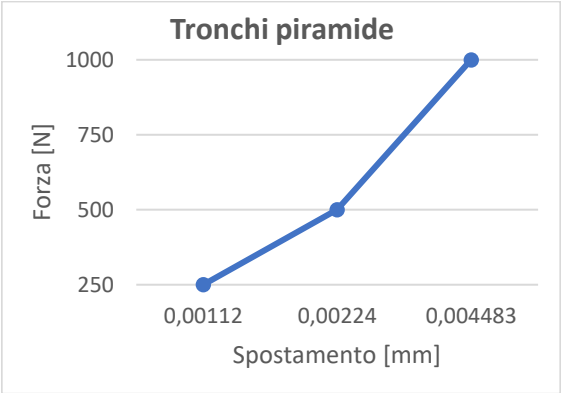


Fig. 2.24: confronto diagrammi forza – spostamento per l'intero modello e per la cella con provino con punte piramidali



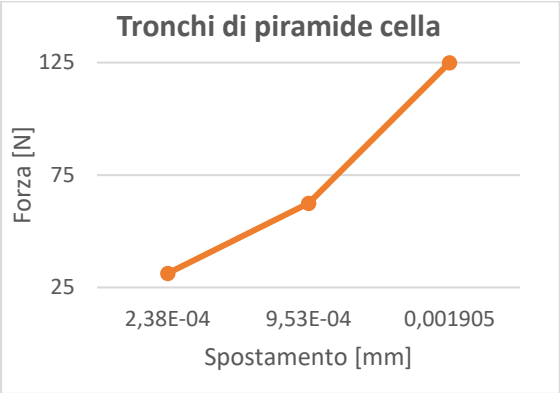


Fig. 2.25: confronto diagrammi forza – spostamento per l'intero modello e per la cella con provino con punte a forma di tronchi di piramide

Dai grafici soprastanti, si può osservare, come previsto, che sia nel caso della singola cella sia con l'intero modello si ottiene una relazione pressoché lineare tra forza e spostamento. Quindi si deduce che per osservare l'andamento degli spostamenti in funzione della forza applicata è possibile simulare semplicemente una singola cella. D'altra parte, però, i valori degli spostamenti della struttura, ottenuta dall'assemblaggio delle N celle, sono molto diversi da quelli ottenuti con il modello intero perché non si può ignorare la posizione assunta dalla cella analizzata nell'intero modello. Celle prossime al carico risentiranno meno dell'incastro alla base del provino mentre quelle più vicine ad esso saranno soggette ad un carico inferiore. Inoltre, le celle non si ripetono allo stesso modo in tutto il modello, l'intera struttura presenta anche zone con la sola componente di composito o di metallo che hanno comunque un'influenza sul comportamento della giunzione. Si conclude quindi che non è possibile modellare una sola cella e duplicare il suo comportamento per N volte quante sono le punte nel provino, per capirne il comportamento globale, poiché le caratteristiche strutturali delle celle sono fortemente influenzate dalla posizione da loro assunta nell'intero modello.

4. Quarto metodo: un quarto di modello

Dalle precedenti prove di alleggerimento si è dedotto che è importante mantenere una struttura più similare a quella del modello intero, non è infatti possibile analizzare solo il volume di resina o una cella. Si è pensato quindi di semplificare il modello sfruttando al massimo le geometrie presenti. Si è ottenuto il nuovo CAD andando a tagliare la struttura intera lungo le linee nere disegnate in figura 2.26, ovvero lungo un asse che suddivide a metà la base superiore del

composito e lungo l'asse di mezzeria della faccia laterale del metallo. Il risultato è un quarto di modello.

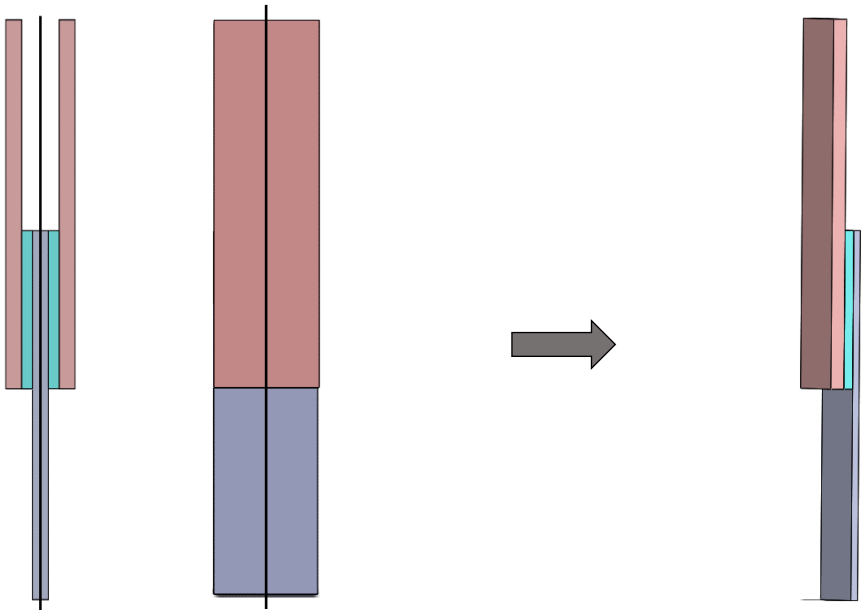


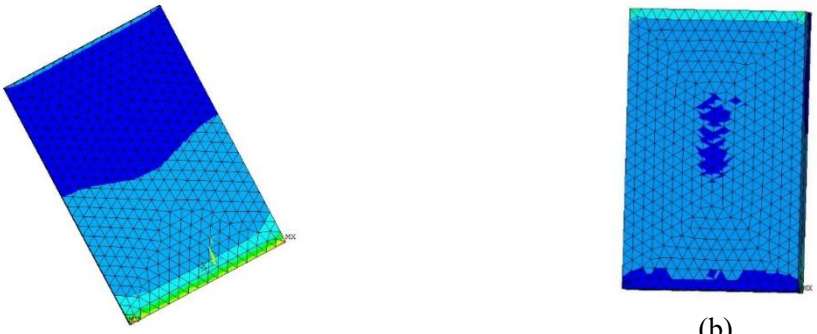
Fig. 2.26: CAD del modello tagliato sfruttando le simmetrie presenti

A partire dal disegno 3D, si è realizzato il file in formato .IGES di un quarto dell'intero modello, si è discretizzata la struttura con un *mesh* con elementi solid92 di lato 1.25 mm, in modo da poter confrontare i risultati con quelli ottenuti con le simulazioni dell'intero modello. Una volta determinata la buona riuscita di questa metodologia di alleggerimento, sarà possibile infittire ulteriormente il *mesh* per avere risultati più accurati in minor tempo. La forza applicata presenta un modulo pari a 250 N, in quanto i nodi su cui essa viene, ora, distribuita sono un quarto di quelli di partenza. Il sistema di vincoli è il medesimo del modello intero, con l'aggiunta di incastri su tutta la faccia libera del metallo; questi vincoli sono stati inseriti per tener conto della parte mancante del modello che, se presente, impedirebbe alla struttura di muoversi lungo le due direzioni perpendicolari a quella di applicazione del carico. Al fine di valutare la validità di questo metodo, si riportano, in tabella 2.6, i valori di tensione di Von Mises del volume corrispondente alla resina sinistra nel caso di simulazioni con l'intero modello e con il modello tagliato. Poiché il fine di questa procedura è capirne la validità e non valutare l'adesione della resina sul metallo, per semplicità si è simulato solamente il modello con il provino metallico liscio.

	Tensione di Von Mises [MPa]	
	Intero modello	**Modello tagliato**
Liscio	29.76	28.12

Tab. 2.6: confronto tra le tensioni di Von Mises del modello intero e del quarto di modello per il provino liscio

Dalla tabella si evince che i valori di tensione massima registrati nei due casi sono tra loro simili, fatto che permette di pensare che questa metodologia sia applicabile per alleggerire le simulazioni. Oltre ai valori che le tensioni assumono, è importante che le loro distribuzioni siano le medesime nei due casi analizzati; a tal proposito osservando le figure 2.27 e 2.28 è possibile verificarne la similitudine. Nelle immagini vengono raffigurati sia il lato a contatto con il metallo sia quello a contatto con il composito per verificare che l'andamento delle tensioni sia similare in tutta la resina.



(a) (b)

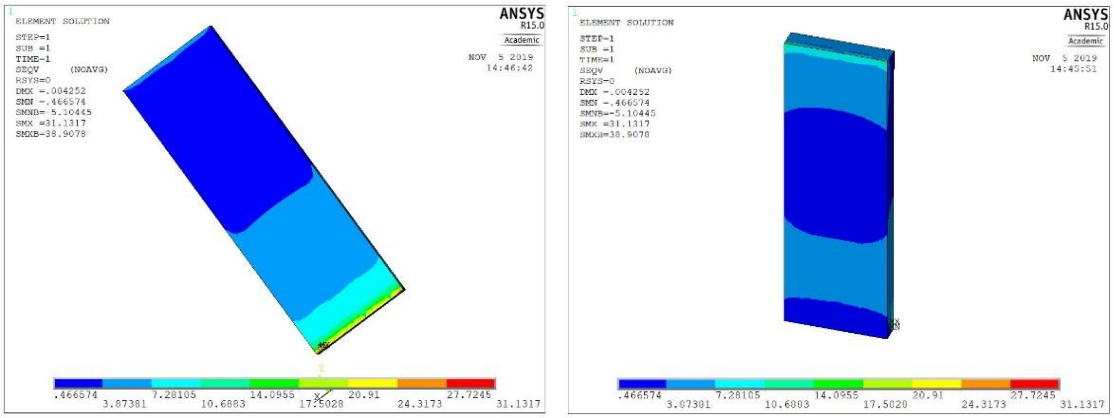
Fig. 2.27: distribuzione delle tensioni di Von Mises della resina (a) a contatto con il metallo e (b) a contatto con il composito del provino liscio con il modello intero

(a) (b)

Fig. 2.28: distribuzione delle tensioni di Von Mises della resina (a) a contatto con il metallo e (b) a contatto con il composito del provino liscio con un quarto di modello

Dalle immagini si vede che la distribuzione delle tensioni di Von Mises è la medesima nel caso del modello tagliato e in quello intero. Si conclude quindi che non è possibile modellare solo la resina ma occorre modellare anche il composito e il metallo, in quanto le deformazioni di questi materiali apportano una modifica nel comportamento della resina. Si può, invece, alleggerire le simulazioni andando a simulare il comportamento di un quarto del modello sfruttando le simmetrie presenti. Il metodo di alleggerimento del *mesh*, che prevede le simulazioni di un quarto di modello, perciò, può essere definito il migliore e verrà, da questo punto in avanti, usato per tutte le successive simulazioni.

Il fatto di utilizzare solo parte del modello permette di infittire ulteriormente il *mesh*. Si è, quindi, proceduto con una discretizzazione dei volumi con elementi solid92 con lato 0.75 mm; non si può ridurre ulteriormente questa dimensione perché si eccederebbe il numero di elementi utilizzabile. Per rendere possibile un confronto si è riportata nuovamente la distribuzione delle tensioni di Von Mises nel caso del provino liscio ma con *mesh* con elementi di 0.75 mm (fig. 2.29). Confrontando queste immagini con quelle della figura 2.28 si può vedere che un *mesh* più fitto produce soluzioni più accurate ovvero si hanno salti tensionali ridotti tra elementi adiacenti cosa che è conforme alla realtà. Il miglioramento prodotto è visibile soprattutto nella faccia della resina a contatto con il composito.



(a) (b)

Fig. 2.29: distribuzione delle tensioni di Von Mises della resina (a) a contatto con il metallo e (b) a contatto con il composito del provino liscio con elementi di lato 0.75 mm

Trovata la dimensione minima degli elementi finiti consentita, si è passati alla simulazione di tutti i modelli con le varie geometrie di punte, per poter valutare tutte le grandezze di interesse

nel caso del modello tagliato. Si sottolinea che, d'ora innanzi, quando si parla di spostamenti lungo *Y*, questi si riferiscono ad una differenza tra valore massimo e minimo riscontrati sul volume analizzato. Lo spostamento è da intendere quindi come un Δl . I dati raccolti, si riportano nella tabella 2.7:

UN QUARTO DI MODELLO							
Tipologie di punte	PRERR Totale [%]	PRERR Resina [%]	Von Mises stress [MPa]	Von Mises strain	*YZ* stress [MPa]	*Uy* [mm]	$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l}$
Liscio	8.09	11.01	31.13	1.73e-04	14.56	8.0e-04	2.69e-05
Piramidi	8.67	9.72	25.93	1.44e-04	12.44	7.9e-04	2.64e-05
Parallelepipedi	8.48	17.87	20.78	1.56e-04	10.34	7.8e-04	2.61e-05
Tronchi piramide	5.71	12.43	15.93	0.73e-04	3.25	3.9e-04	1.31e-05

Tab. 2.7: risultati delle simulazioni con il modello tagliato delle quattro diverse tipologie considerate

Analizzando i dati in tabella, si può affermare che il provino liscio presenta i valori massimi in tutte le grandezze rilevate eccetto l'errore a causa della semplicità della sua geometria mentre il provino con tronchi di piramide possiede valori nettamente inferiori rispetto agli altri. Ciò permette di dire che il provino liscio è il meno adatto a trattenere la resina mentre il provino con punte a forma di tronchi di piramide garantisce la miglior adesione tra resina e metallo, come si vede dai bassi valori soprattutto di spostamento, deformazione e sforzo di taglio. Questo modello è anche il più accurato, raggiunge infatti un valore di PRERR di poco superiore al 5%.

La visualizzazione dei risultati della figura 2.29 ha permesso di rilevare la mancanza di simmetria nella distribuzione delle tensioni di Von Mises tra la faccia della resina a contatto con il metallo e quella a contatto con il composito. Si è pensato che ciò fosse dovuto al diverso valore del modulo elastico dei due materiali: 100000 MPa del composito rispetto ai 180000 MPa del metallo. Si sono pertanto sviluppate delle simulazioni di prova con il provino liscio tagliato, che permettessero di ottenere la simmetria. I tentativi effettuati vengono di seguito descritti:

- Si è provato ad attribuire a tutti volumi il modulo elastico del metallo. Ciò, seppur non conforme con la realtà, ha permesso di verificare l'ipotesi che la non simmetria sia dettata da una differenza tra le proprietà dei materiali a contatto. Poiché persiste una

distribuzione non simmetrica delle tensioni nelle due facce della resina si è dedotto che non è la differenza tra i moduli di Young a provocare la dissimmetria;

- Si è pensato allora che la persistenza della non simmetria fosse dovuta al diverso spessore di metallo e composito; si è quindi dimezzato lo spessore del composito, come mostra la figura 2.30, mantenendo intatto il sistema di vincoli ed attribuendo le corrette proprietà ai materiali. Si evidenzia un aumento della simmetria tra le facce della resina ma non del tutto perfetta;

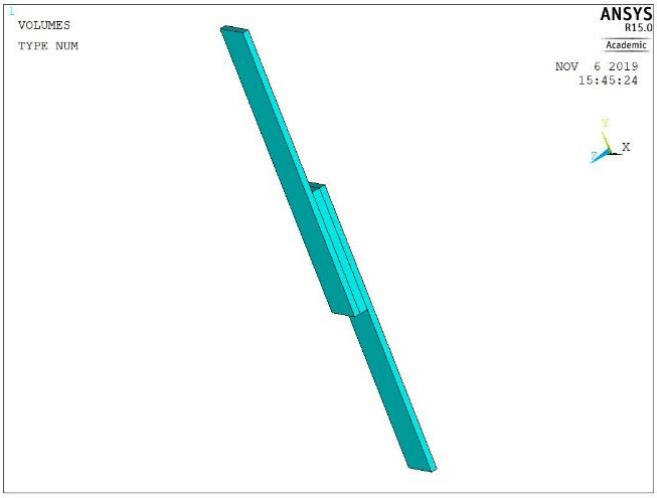


Fig. 2.30: quarto di modello con composito di spessore dimezzato

- A questo punto si è dedotto che fosse il sistema di vincoli a determinare la presenza della simmetria. Si sono dunque aggiunti al modello precedente dei vincoli per bloccare la traslazione lungo gli assi *X* e *Z* di tutti i nodi presenti sulla faccia esterna del composito, come mostra la figura 2.31, permettendo al composito di muoversi solo lungo la direzione di applicazione del carico.

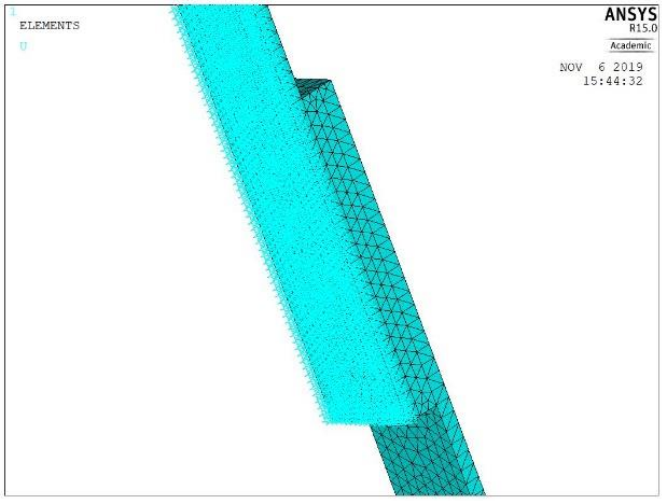
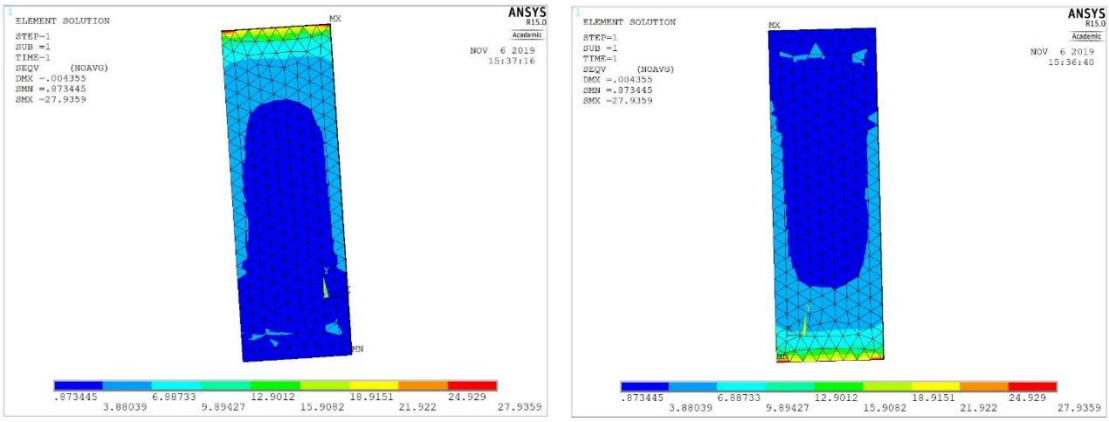


Fig. 2.31: vincoli aggiunti sulla faccia libera del composito per ottenere la simmetria

Lo scopo è rendere il sistema di vincoli simmetrico anche se esso non rispecchia appieno la realtà. Così facendo, inoltre, si ottiene la perfetta simmetria nella distribuzione delle tensioni con l'utilizzo dei corretti moduli di Young per i vari materiali. Le immagini riportate in figura 2.32 mostrano la simmetria ottenuta tra le due facce della resina.



(a) (b)

Fig. 2.32: raggiungimento della simmetria delle tensioni (a) nella faccia a contatto con il composito e (b) nella faccia a contatto con il metallo

Per concludere, il primo gruppo di simulazioni è servito per stabilire un processo efficace da utilizzare per tutte le simulazioni, in termini di costruzione del CAD del modello, di dimensione degli elementi del mesh e del sistema di carichi e vincoli da imporre per ottenere risultati dotati di simmetria e conformi a ciò che accade nella realtà. Inoltre, ha permesso di

determinare l'influenza della componente in resina al mantenimento dell'adesione con il metallo e di scartare alcune tipologie di provino risultate di prestazioni inferiori rispetto ad altre.

2.2 Simulazioni del comportamento del giunto metallo - composito

Il secondo gruppo di simulazioni mira ad ottenere un modello che possa valutare la tenuta del materiale composito, rinforzato con fibre di carbonio, sul metallo. Il materiale composito viene quindi pensato come un singolo volume di materiale elastico ed isotropo. Si è deciso di iniziare con un modello molto semplificato in cui non si tiene conto della distinzione tra fibre e resina ma si considera il materiale continuo ed omogeneo; confrontando in seguito i risultati di queste simulazioni con i dati sperimentali si deciderà se è necessario crearne uno di complessità e accuratezza maggiore. La struttura esaminata è composta nella sua totalità da tre volumi, due volumi in materiale composito che aderiscono ad un volume metallico grazie alla presenza delle zone di interfaccia dotate di punte. Nella figura 2.33 è possibile osservare una vista esplosa e una d'insieme della struttura così da comprendere i suoi costituenti: i volumi in composito sono rappresentati dal colore marrone mentre il metallo è di colore grigio.

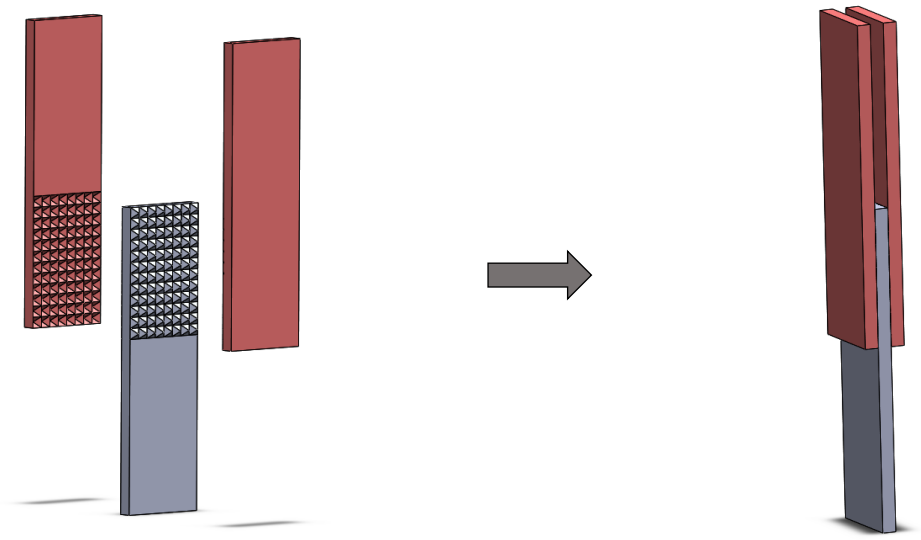
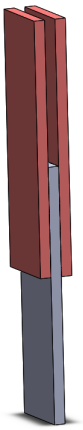


Fig. 2.33: modello CAD utilizzato per analizzare la forza adesiva del composito sul provino metallico dotato di punte

Nella tabella 2.8 si riportano le caratteristiche dei componenti del modello quali dimensioni e proprietà dei materiali utili all'esecuzione delle simulazioni numeriche.

Componente	Materiale	E [MPa]	ν	Dimensioni [mm]
grigio	Inconel625 non trattato termicamente	180000	0.3	70x10x1.5
marrone	Composito di fibra di carbonio con matrice di resina epossidica	100000	0.3	70x10x3

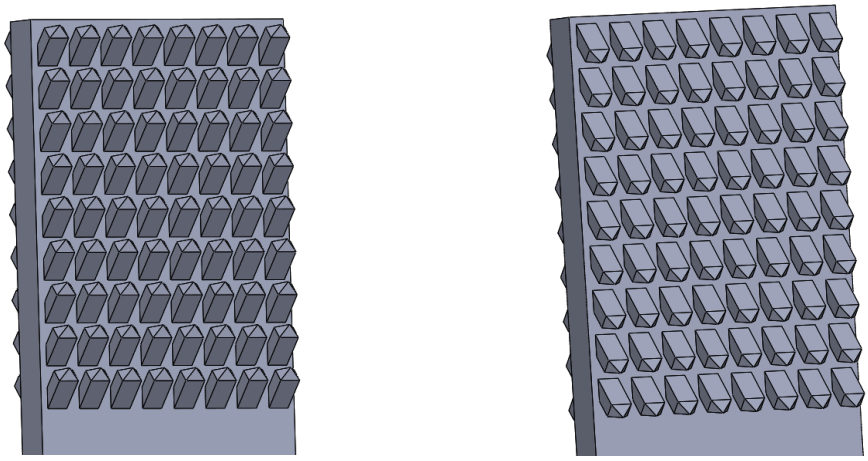


Tab. 2.8: proprietà dei materiali costituenti i volumi del modello composito – metallo

2.2.1 Realizzazione del modello

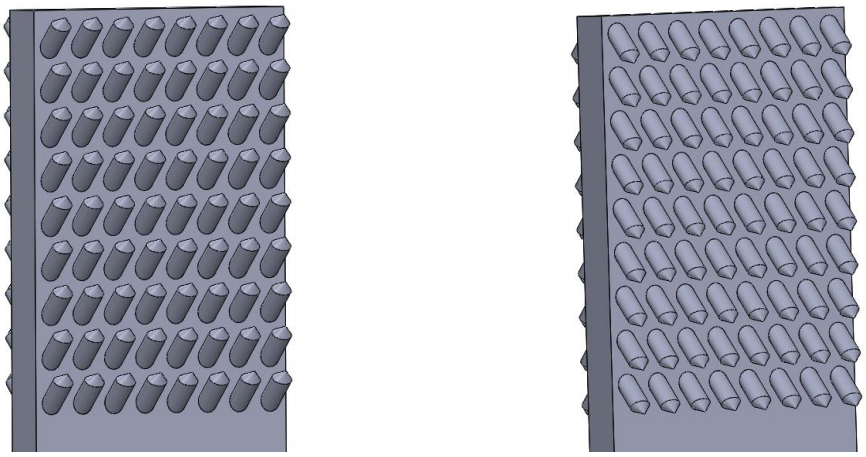
Focalizzandosi, ora, sulla creazione di una giunzione efficace tra composito e metallo, si sono ideate delle nuove tipologie di punte con geometrie che potessero agganciare le fibre di carbonio costituenti il tessuto e di dimensioni tali da penetrare nel filato. Inizialmente si è pensato che, inclinando le punte di 45° rispetto alla faccia laterale del metallo, si ottenessero delle punte che potessero trattenere meglio il tessuto; da qui deriva il primo gruppo di provini realizzati che, per comodità, verrà chiamato gruppo delle punte inclinate, il quale è costituito da punte con quattro nuove forme:

- Punte a forma di parallelepipedo, inclinate verso l'alto di 45° rispetto alla base di ancoraggio e sporgenti da essa di 2 mm, aventi base quadrata di lato 1.5 mm, visibili in figura 2.34 (a);
- Punte a forma di parallelepipedo, inclinate verso il basso di 45° rispetto alla base di ancoraggio e sporgenti da essa di 2 mm, aventi base quadrata di lato 1.5 mm, visibili in figura 2.34 (b);
- Punte a forma di cilindro, inclinate verso l'alto di 45° rispetto alla base di ancoraggio e sporgenti da essa di 2 mm, aventi diametro di base di 1.5 mm, visibili in figura 2.35 (a);
- Punte a forma di cilindro, inclinate verso il basso di 45° rispetto alla base di ancoraggio e sporgenti da essa di 2 mm, aventi diametro di base di 1.5 mm, visibili in figura 2.35 (b).



(a) (b)

Fig. 2.34: provino con punte a forma di parallelepipedo (a) inclinate verso l'alto e (b) inclinate verso il basso



(a) (b)

Fig. 2.35: provino con punte cilindriche (a) inclinate verso l'alto e (b) inclinate verso il basso

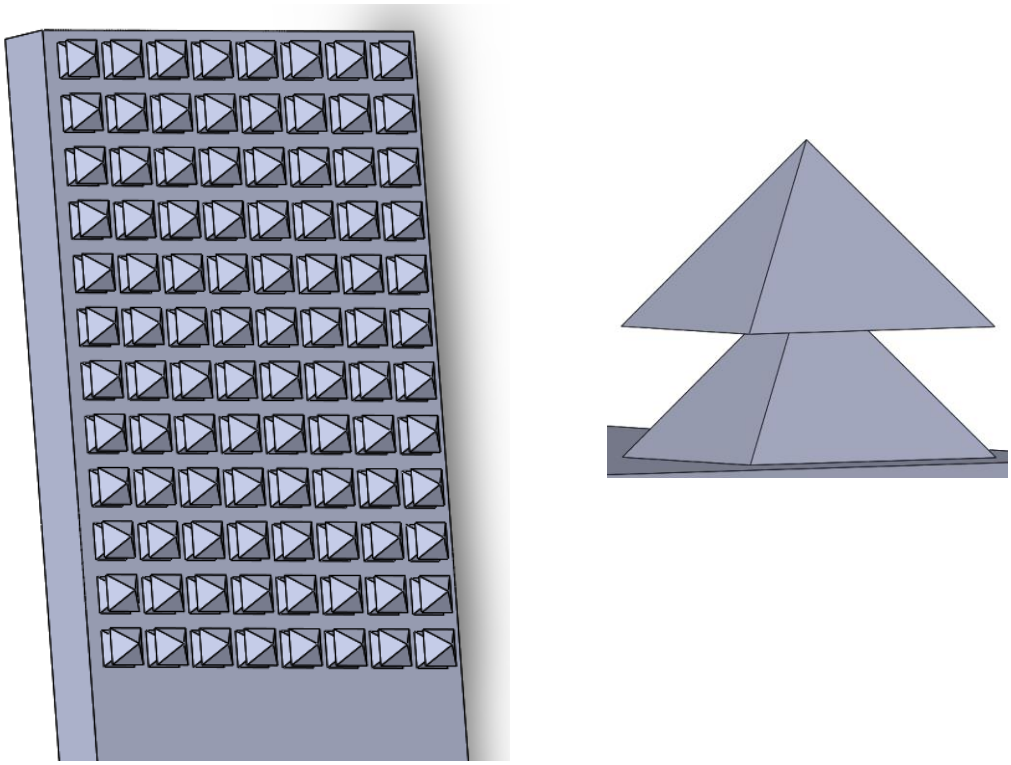
Successivamente si sono ideate delle punte di forma più complessa che potessero agganciare meglio le singole fibre costituenti il tessuto. Si desidera avere delle punte che penetrino con facilità negli strati di tessuto ma che, una volta inserite, si aggancino a tal punto da rendere difficoltosa la loro fuoriuscita. Si è quindi pensato di dotare le punte di uncini e rientranze che potessero trattenere le fibre, fibre che sono disposte lungo due direzioni tra loro ortogonali. Si sono realizzati cinque differenti tipologie di provini metallici con punte di geometria complessa:

- Punte formate da due piramidi sovrapposte, a base quadrata di lato 1.6 mm e altezza complessiva di 1.7 mm. Come si vede in figura 2.36 (a), il vertice appuntito della piramide

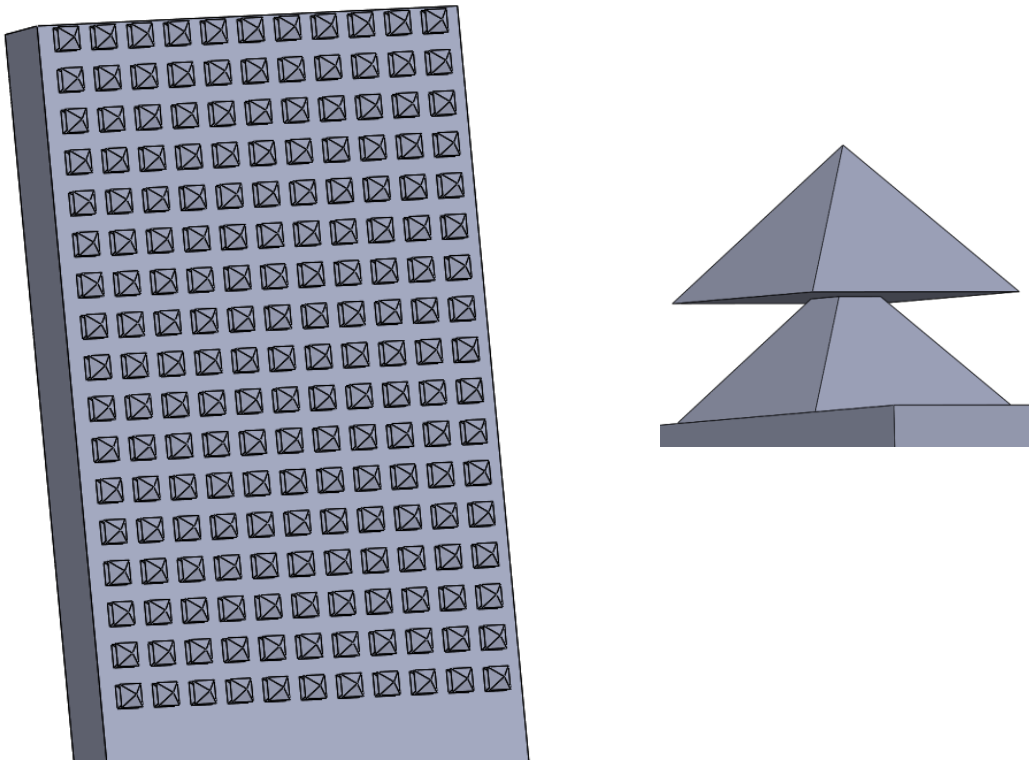
favorisce l'inserimento delle fibre che si vanno a posizionare nella scanalatura presente tra le due piramidi, la quale aiuta a trattenere le fibre;

- Punte aventi due piramidi sovrapposte, di forma identica alle precedenti, ma con lato di base di 1 mm e altezza complessiva di 0.9 mm, osservabili in figura 2.36 (b). La scelta di diminuire le dimensioni è dettata dalla volontà di capire se punte più piccole, quindi più semplici da inserire, svolgano comunque efficacemente la loro funzione;
- Punte a forma di doppio uncino, fig. 2.36 (c), posizionate sulla base con due diverse orientazioni per permettere l'ancoraggio sia delle fibre orizzontali che di quelle verticali;
- Punte formate da un parallelepipedo terminante con 4 uncini, per ancorare le fibre disposte in direzione orizzontale e verticale. Sull'estremità è presente una piramide per facilitare l'ingresso delle punte stesse nel tessuto che si può vedere in figura 2.36 (d);
- Punte a forma di spirale a base circolare con diametro di 1.5 mm, terminanti con un cono per facilitare l'ingresso del provino nel tessuto, come osservabile in figura 2.36 (e). L'idea deriva dal cavatappi in cui la spirale favorisce l'ingresso nel tappo ma poi rende impossibile togliere lo stesso per semplice trazione.

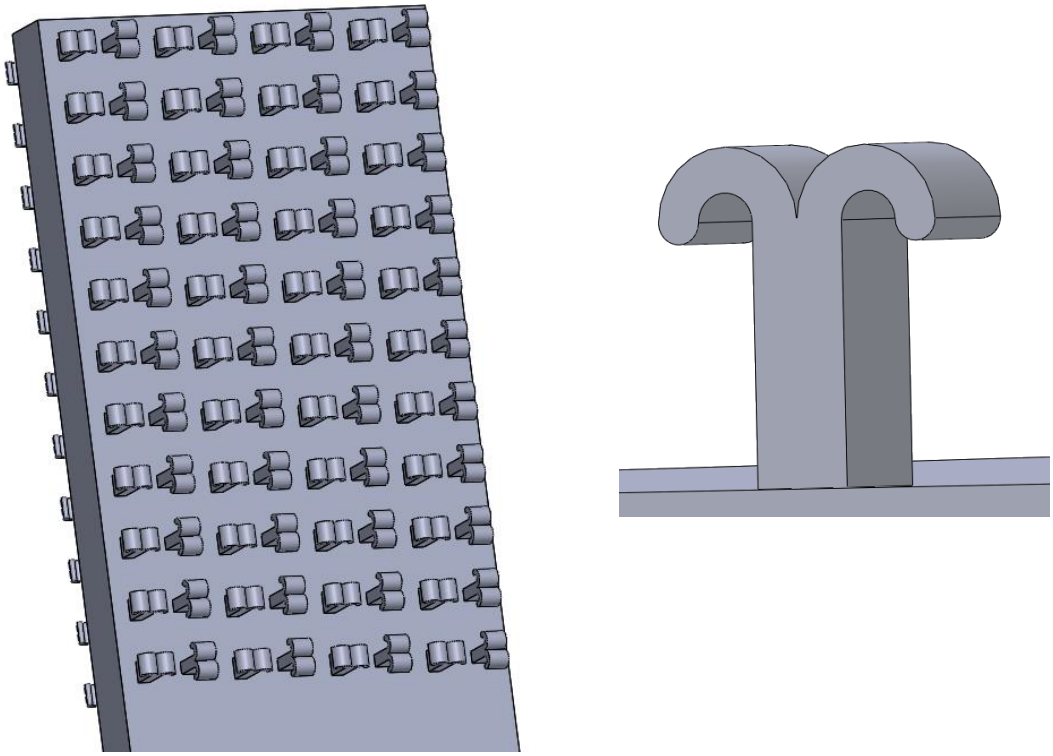
Nella figura sottostante si riportano i provini appena descritti e a destra un ingrandimento della tipologia di punta annessa.



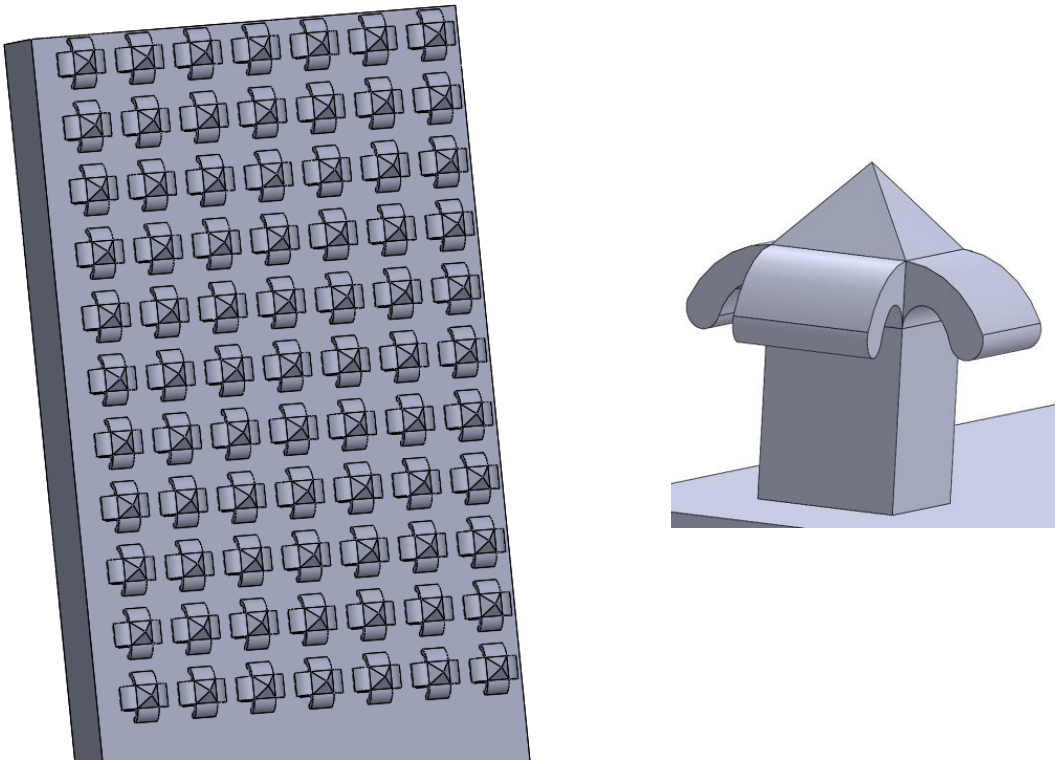
(a)



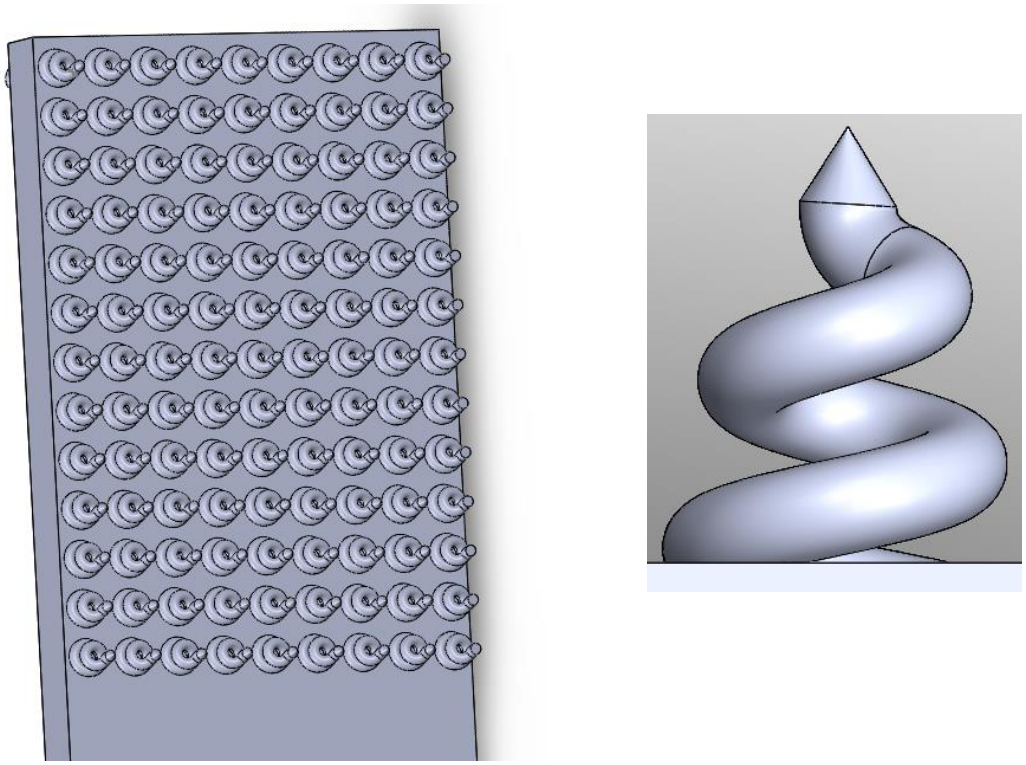
(b)



(c)



(d)



(e)

Fig. 2.36: provino con punte di geometria complessa. (a) punte a doppia piramide, (b) punte a doppia piramide piccola, (c) punte a doppio uncino, (d) punte con quattro uncini e (e) punte a spirali

Il gruppo di provini con le cinque tipologie di punte mostrate in figura, per semplicità, verrà identificato come gruppo delle punte complesse.

Per ognuno dei provini, appena illustrati, è stato prodotto il disegno CAD tridimensionale con il software SOLIDOWORKS, da cui si è ricavato il file .IGES da importare sul programma ANSYS per procedere con le simulazioni agli elementi finiti.

2.2.2 Simulazioni numeriche delle diverse tipologie di giunto

Avendo osservato che è possibile simulare solo una parte del modello, sfruttando le simmetrie della struttura, si è optato per utilizzare un quarto di modello anche per questo gruppo di simulazioni FEM. Si è così effettuata una discretizzazione che conduce a risultati più accurati. Il disegno CAD del generico quarto di modello, d'ora in poi adoperato, è riportato in figura 2.37.

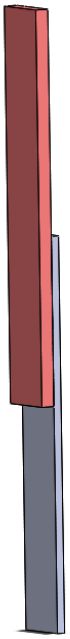


Fig. 2.37: CAD del quarto di modello composito – metallo

L'analisi statica agli elementi finiti è iniziata con l'importazione in ANSYS del file .IGES e con la definizione delle proprietà dei materiali riportate in tabella 2.8. Si è, in seguito, impostata una dimensione di 0.75 mm degli elementi solid92, così da ottenere dei risultati confrontabili con i dati relativi alla tenuta della sola resina. Per quanto concerne il sistema di carichi e vincoli, si è incastrata la base inferiore del metallo, si è imposta una forza distribuita di 250 N sulla base superiore del composito e si sono bloccate le traslazioni lungo le due direzioni diverse da quelle di trazione della faccia destra del metallo e di quella sinistra del composito al fine di ottenere una trazione pura, ottenere simmetria delle tensioni e per considerare anche la parte di volume non modellata. Tale sistema è il medesimo utilizzato nelle precedenti simulazioni. Per determinare la geometria delle punte che meglio permette il mantenimento dell'adesione tra i due diversi materiali, per ciascuna delle prove effettuate, si sono considerate le tensioni e le deformazioni di Von Mises, il taglio e gli spostamenti lungo la direzione di trazione. Si sono considerati i valori massimi delle grandezze facendo riferimento al componente in composito in quanto si è interessati a valutare lo scorrimento di questo materiale sul metallo. Ciò è stato possibile in quanto tali valori si posizionano, per tutte le geometrie, nella medesima zona, quella corrispondente all'ultima fila di punte in basso del provino; come riportato anche in letteratura, è infatti questa

la zona maggiormente sollecitata. Poiché i valori massimi sono rilevati su un'area estesa, grazie alla distribuzione omogenea di carichi e vincoli e non sono quindi dei valori puntuali, tali risultati sono attendibili e possono essere sfruttati per il confronto tra i vari modelli. Si è osservato che le distribuzioni delle grandezze analizzate si ripetono in modo equivalente per tutte le tipologie di provini pertanto vengono mostrate le schermate relative solo al modello del provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate. Si riportano degli ingrandimenti delle distribuzioni, separatamente di metallo e composito nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto, della sola zona di interesse ovvero della zona di giunzione. Le figure 2.38 e 2.39 mostrano la distribuzione delle tensioni di Von Mises rispettivamente nel volume di composito e di metallo.

Fig. 2.38: distribuzione delle tensioni di Von Mises del composito nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto

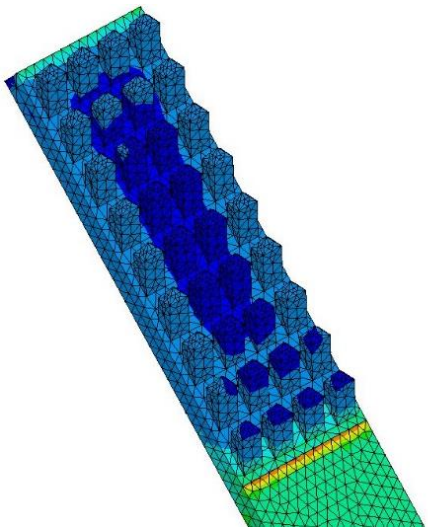


Fig. 2.39: distribuzione delle tensioni di Von Mises del metallo nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto

Si nota come, le zone più sollecitate siano posizionate all'inizio e alla fine della zona di giunzione, in accordo con le informazioni reperite in letteratura sono queste le aree in cui le giunzioni sono maggiormente sollecitate. Inoltre, i valori di tensione diminuiscono man mano che ci si sposta verso il centro del provino a causa della loro lontananza dal bordo. Nelle figure 2.40 e 2.41 si vedono i risultati relativi allo sforzo di taglio nel piano di giunzione tra composito e metallo; da queste è possibile osservare che le zone con le tensioni di Von Mises massime presentano anche i valori di taglio più elevati, in particolare alla base della prima fila di punte a partire dal basso. Tale zona dovrà essere quindi quella che cederà per prima durante le prove di trazione. A differenza delle tensioni di Von Mises, lo sforzo di taglio è distribuito uniformemente in tutta l'area interessata dalle punte poiché sul piano di giunzione tutte le punte risentono in egual modo del carico distribuito sulla superficie superiore del composito e dei vincoli alla base inferiore del metallo. Si osserva infine che, come previsto, gli elementi a contatto tra il metallo e il composito presentano circa i medesimi valori di tensione e taglio.

Fig. 2.40: distribuzione dello sforzo di taglio nel piano di giunzione del composito nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto

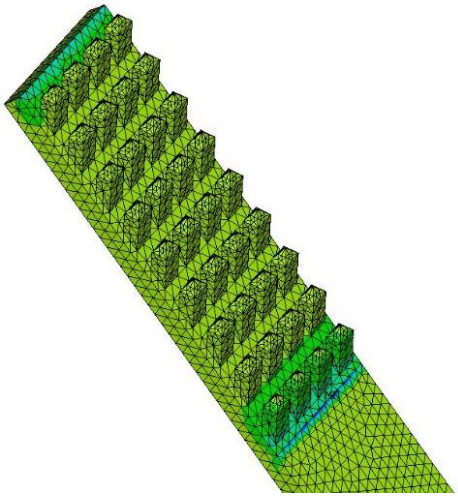


Fig. 2.41: distribuzione dello sforzo di taglio nel piano di giunzione del metallo nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto

Altra grandezza importante nella valutazione dell'adesione tra i due materiali è lo spostamento lungo la direzione di applicazione del carico che viene indicata nelle figure 2.42 e 2.43 relativi ai volumi interi. Si vede come lo spostamento massimo, sul volume di composito, si registra in prossimità dell'applicazione del carico, esso poi descrementa man mano che si scende verso il basso. Nel metallo si ha il medesimo andamento fino a giungere ad un valore nullo di spostamento nella zona dell'incastro. Benchè le mappe colorimetriche mostrino colorazioni opposte tra metallo e composito, osservando i valori associati a ciascun colore, si nota come i due materiali subiscano circa lo stesso spostamento nella zona di giunzione.

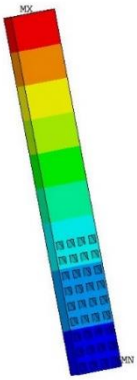


Fig. 2.42: distribuzione dello spostamento lungo Y del composito nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto

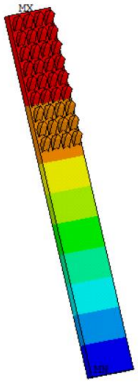


Fig. 2.43: distribuzione dello spostamento lungo Y del metallo nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto

Per ogni tipologia di modello, al fine di effettuare un paragone tra i vari risultati, si sono riportati i valori massimi delle grandezze d'interesse nella tabella 2.9. In tabella, oltre alle grandezze di cui è stata raffigurata la distribuzione, compare anche il valore di deformazione calcolato come rapporto tra la differenza di spostamento massimo e spostamento minimo nel volume di composito e la lunghezza iniziale di tale componente.

Risultati simulazioni				
Tipologia di punte	Von Mises stress [MPa]	Stress *YZ* component [MPa]	Spostamento lungo *Y* [mm]	$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l}$
Parallelepipedi inclinati verso il basso	97.99	39.55	0.0054	0.77e-04
Parallelepipedi inclinati verso l'alto	54.09	8.88	0.0052	0.75e-04

Tab. 2.9: risultati simulazioni dei modelli dei provini con punte a forma di parallelepipedo inclinate

Si è passati successivamente alle simulazioni dei provini con punte cilindriche inclinate. Poiché questa struttura presenta superfici non booleane non è stato possibile utilizzare la funzione *vglue,* finora adoperata nel codice di ANSYS per ricreare l'adesione tra i due materiali. Una funzione alternativa è data da *nummrg* ma non è stato possibile utilizzarla perché necessita di un *mesh* più fitto di quello che si può ottenere con la versione accademica di ANSYS. Pertanto, si è pensato di approssimare il cerchio di base dei cilindri con poligoni con un numero di lati via via crescenti per ottenere dei prismi che meglio rappresentino le punte cilindriche. Si sono così ottenute superfici booleane e si è potuto procedere con la funzione *vglue*. Il cerchio di base è stato prima approssimato con un esagono e successivamente con ottagono, dodecagono ed esadecagono, poligoni che approssimano sempre meglio il cerchio, come visibile in figura 2.44.

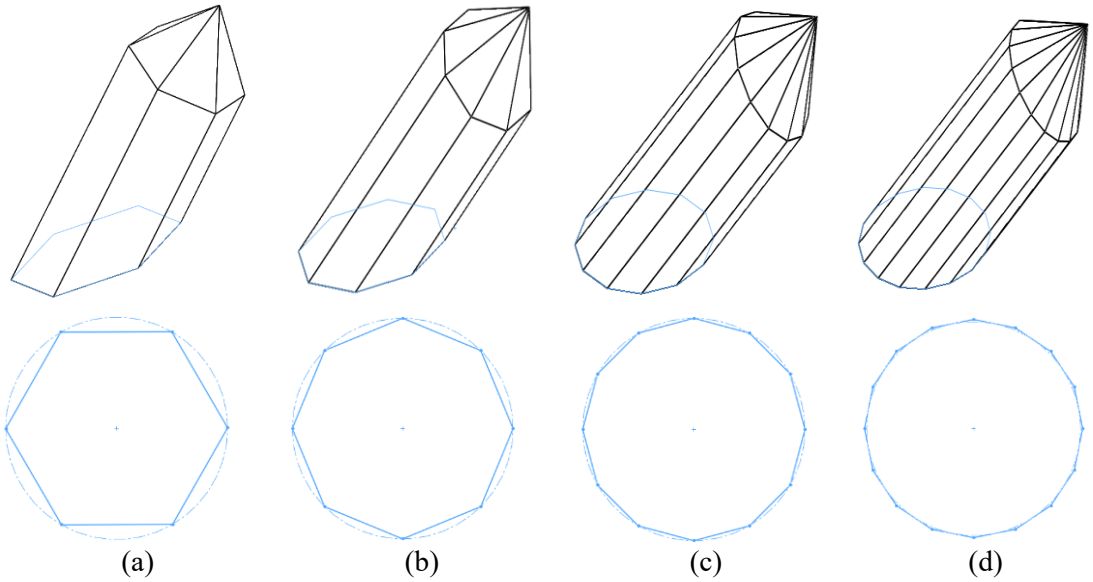


Fig. 2.44: approssimazione delle punte cilindriche con (a) prisma a base esagonale, (b) prisma a base ottagonale, (c) prisma a base dodecagonale e (d) prisma a base esadecagonale

L'obiettivo è quello di determinare la geometria di base che meglio approssima il cerchio andando ad eseguire simulazioni della struttura con le punte con le diverse basi ed osservando quando le grandezze analizzate raggiungono un certo valore, pressoché costante, all'aumentare del numero di lati del poligono. Come strumento di confronto, si è scelto di analizzare due sole grandezze più significative: lo sforzo di taglio e lo spostamento lungo la direzione del carico. Poiché la distribuzione delle caratteristiche considerate rimane invariata, vengono riportati in tabella 2.10 solo i corrispettivi valori massimi necessari per effettuare un confronto.

Poligono di base	Stress *YZ* component [MPa]	Spostamento lungo *Y* [mm]	$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l}$
esagono	12.83	0.0052	0.74e-04
ottagono	11.29	0.0052	0.75e-04
dodecagono	11.38	0.0053	0.76e-04
esadecagono	11.49	0.0053	0.76e-04

Tab. 2.10: risultati simulazioni dei modelli dei provini a punte cilindriche approssimate con prismi con poligoni di base con diverso numero di lati

Per poter valutare la migliore approssimazione e rendere il confronto più immediato si sono realizzati due istogrammi (fig. 2.45 e 2.46) per le due grandezze d'interesse.

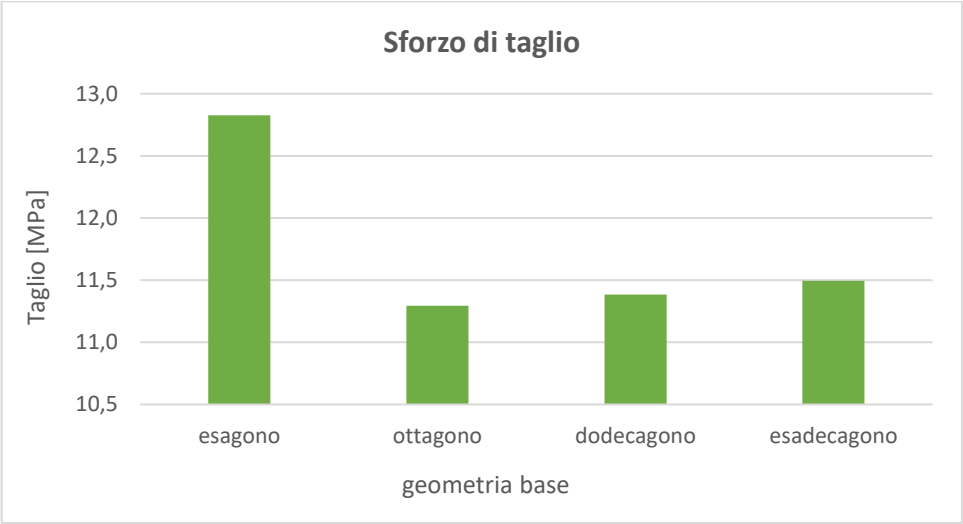


Fig. 2.45: confronto tra gli sforzi di taglio dei modelli dei provini a punte cilindriche approssimate con prismi con poligoni di base con diverso numero di lati

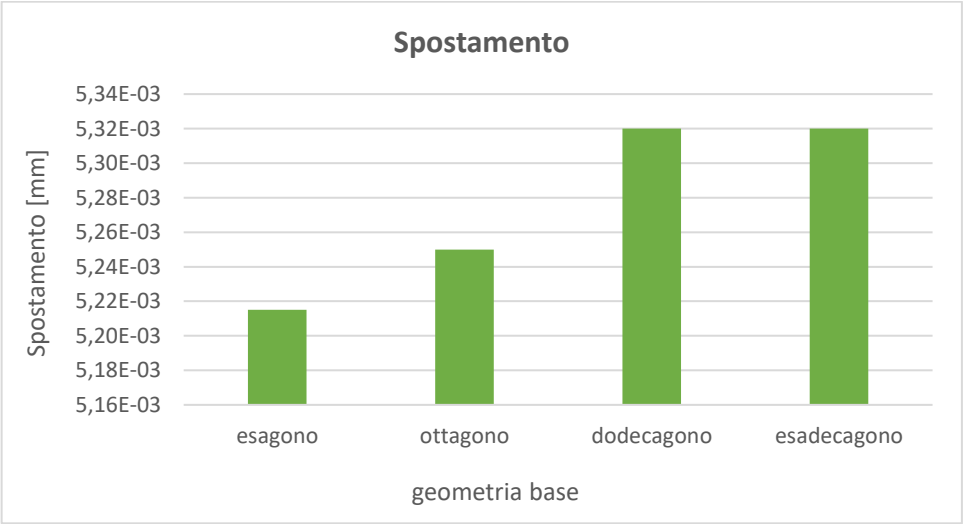


Fig. 2.46: confronto tra gli spostamenti dei modelli dei provini a punte cilindriche approssimate con prismi con poligoni di base con diverso numero di lati

Dai grafici soprastanti si deduce che i risultati ottenuti approssimando un cerchio con poligoni regolari di 6, 8, 12 e 16 lati sono paragonabili. Le simulazioni con prismi a base dodecagonale ed esadecagonale sono pressoché uguali quindi si è scelto di approssimare i cilindri a prismi a basi dodecagonali poiché comporta tempi computazionali inferiori. Dall'uguaglianza dei risultati delle simulazioni si può concludere che è lecito approssimare un cilindro ad un prisma con basi a 8 o più lati in quanto l'aumento del numero di lati porta il poligono ad assomigliare sempre più ad un cerchio ma l'esito delle simulazioni rimane il medesimo.

Utilizzando delle punte prismatiche a base dodecagonale si sono ricavate le grandezze di interesse, importate in tabella 2.11, al fine di condurre un paragone con le punte analizzate in precedenza.

Risultati simulazioni				
Tipologia di punte	Von Mises stress [MPa]	Stress *YZ* component [MPa]	Spostamento lungo *Y* [mm]	$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l}$
Cilindri inclinati verso il basso	58.84	11.39	0.0053	0.76e-04
Cilindri inclinati verso l'alto	59.08	12.79	0.0052	0.74e-04

Tab. 2.11: risultati simulazioni dei modelli dei provini a punte cilindriche inclinate

Per determinare la geometria inclinata che meglio permettesse il mantenimento dell'adesione tra metallo e composito si sono costruiti gli istogrammi delle figure 2.47, 2.48 e 2.49 relativi rispettivamente alle tensioni di Von Mises, allo sforzo di taglio e allo spostamento nella direzione di applicazione del carico, cioè delle grandezze considerate d'interesse per definire l'efficacia di una giunzione. Per ottenere una buona tenuta, i valori di tensione e deformazione per il materiale in esame dovrebbero essere contenuti, in quanto una bassa deformazione deriva da un profondo inserimento del composito tra le punte metalliche. Altro dato importante è lo sforzo di taglio, indice dello scorrimento relativo tra composito e provino metallico: alti valori suggeriscono uno scorrimento tra i due aderenti e quindi una scarsa tenuta del composito da parte delle punte metalliche.

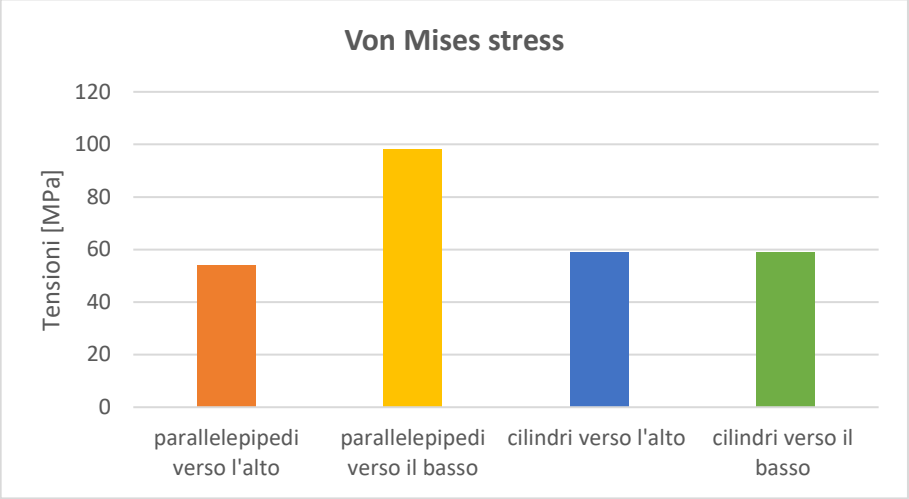


Fig. 2.47: confronto tra le tensioni di Von Mises dei modelli dei provini a punte inclinate

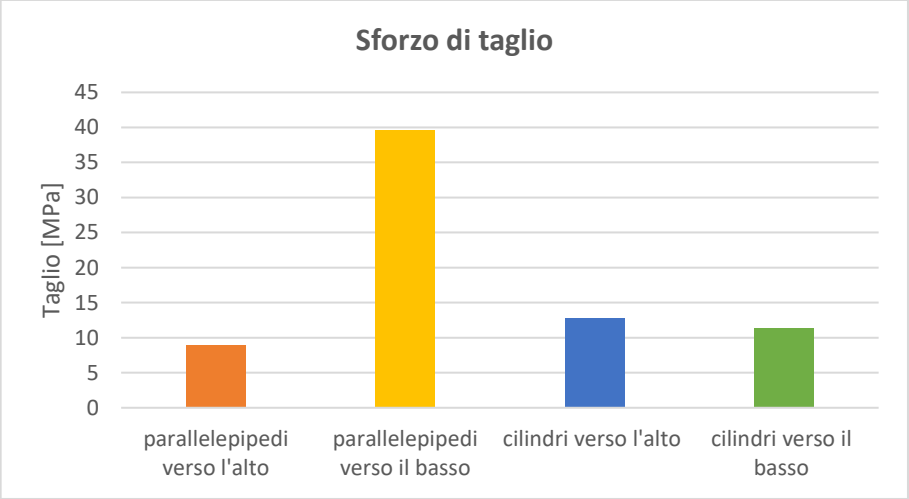


Fig. 2.48: confronto tra gli sforzi di taglio dei modelli dei provini a punte inclinate

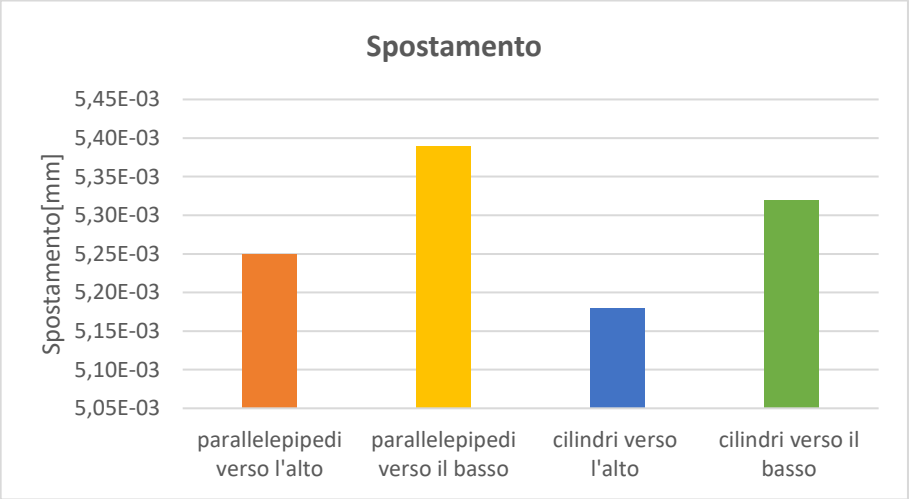


Fig. 2.49: confronto tra gli spostamenti dei modelli dei provini a punte inclinate

A fronte di tali considerazioni, si passa all'analisi degli istogrammi sopra riportati: si nota che il provino con punte a forma di parallelepipedo verso il basso presenta valori decisamente superiori, di ciascuna delle caratteristiche d'interesse, rispetto a quelli degli altri provini. Si deduce quindi che tale geometria non è particolarmente adatta per garantire l'adesione del composito al metallo. Si osservano infatti elevati sforzi di taglio e spostamenti nella direzione di trazione, segno del fatto che il composito scivola via dal metallo. Seguendo lo stesso ragionamento si è giunti ad affermare che il provino con punte a forma di parallelepipedo verso l'alto risulta il più adatto allo scopo. Anche le punte cilindriche, inclinate in entrambe le direzioni, presentano prestazioni buone, simili a quelle della geometria scelta.

Al fine di comprendere la funzionalità delle punte di geometria complessa si sono simulati i quarti di modelli relativi ai provini con tali punte su ANSYS. Il sistema di carichi e vincoli e la dimensione degli elementi solid92 sono i medesimi utilizzati per le altre simulazioni. Per ogni prova si registrano i valori massimi per le seguenti grandezze: tensione di Von Mises, sforzo di taglio sul piano *YZ*, spostamento lungo la direzione del carico e deformazione. Tutti i dati si riportano in tabella 2.12, divisi per tipologia di punte.

Risultati simulazioni				
Tipologia di punte	Von Mises stress [MPa]	Stress *YZ* component [MPa]	Spostamento lungo *Y* [mm]	$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l}$
Doppia piramide base 1.6 mm	94.93	10.24	0.0052	0.75e-04
Doppia piramide base 1 mm	57.36	12.36	0.0056	0.80e-04
Quattro uncini	111.52	19.89	0.0094	1.35e-04

Tab. 2.12: risultati simulazioni dei modelli dei provini con punte di geometria complessa

Prima di procedere alla valutazione dei risultati ottenuti, è corretto sottolineare che, per effettuare le simulazioni delle punte a quattro uncini, si è dovuto tagliare il provino ulteriormente a metà, lungo la larghezza, così da poter impostare un *mesh* fitto, con elementi di 0.5 mm di lato, adeguato alla complessità della geometria. Poiché il modello è stato dimezzato è stato caricato con una

forza di 125 N. È stato possibile effettuare questa semplificazione perché il provino tagliato è ulteriormente simmetrico lungo la larghezza. Inoltre, in tabella non compaiono le punte con uncini doppi e quelle a forma di spirale. La motivazione risiede nel fatto che, per entrambi i modelli, la complessità geometrica delle punte è piuttosto elevata, tanto da poter essere simulata solo con un *mesh* così fitto che la licenza di ANSYS Academic non riesce a sostenere. Per tal motivo, non si è potuto procedere alla simulazione dei provini, ma si è deciso, comunque, di mostrare i disegni CAD perché potrebbero essere delle idee per degli sviluppi futuri. Dalla tabella è possibile notare come i valori registrati dalle punte a 4 uncini si discostano abbastanza dagli altri modelli probabilmente perché sono stati simulati per metà del modello e con un *mesh* differente, quindi ne deriva un confronto non propriamente esatto. Basandosi sulle considerazioni fatte in precedenza riguardo le varie grandezze analizzate, si evidenziano delle prestazioni non ottimali anche per i restanti modelli con provini con punte di geometria complessa. Per verificare le basse prestazioni che affliggono queste tipologie di modelli, si è voluto mettere a confronto tali dati con quelli relativi alla struttura con provino con punte a forma di parallelepipedi inclinati verso l'alto, risultanti migliori fra i provini con punte inclinate. Si riportano, nelle figure 2.50 e 2.51, due istogrammi finalizzati al confronto:

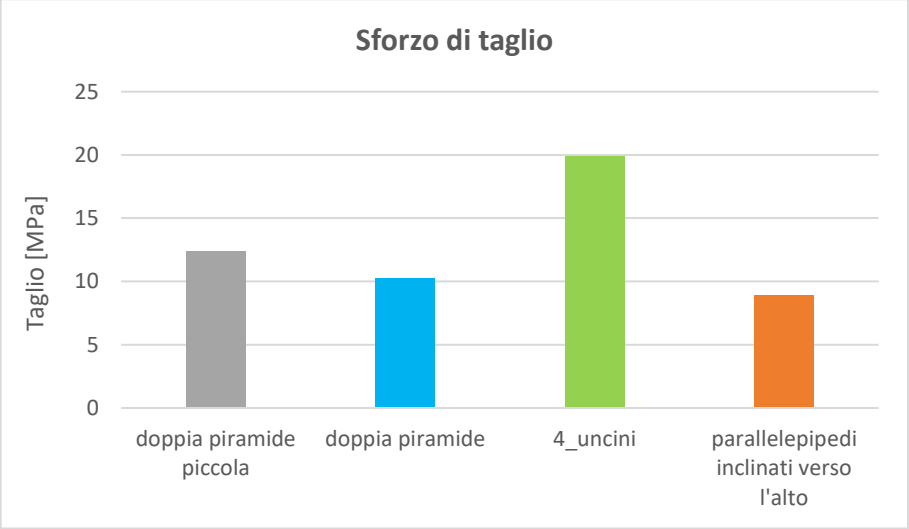


Fig. 2.50: confronto tra gli sforzi di taglio dei modelli dei provini con punte a geometria complessa

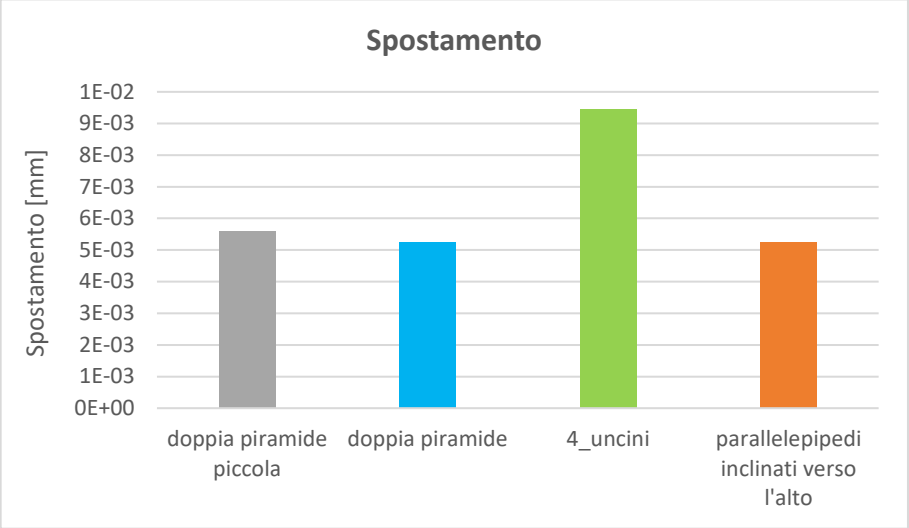


Fig. 2.51: confronto tra gli spostamenti dei modelli dei provini con punte di geometria complessa

A conferma di quanto preannunciato sopra, dai grafici si nota come la complessità della geometria, non ha prodotto i vantaggi e i miglioramenti che hanno condotto alla loro progettazione. Di conseguenza, i provini con punte complesse verranno esclusi in quanto, si è visto che si possono ottenere risultati similari o, addirittura, migliori con punte di forme e produzione più semplici. Dall'analisi delle nuove geometrie di punte si può concludere che i provini con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto risultano i più idonei al mantenimento della tenuta del composito sul metallo. Tale geometria permette infatti di avere bassi sforzi di taglio e spostamenti del composito sul metallo lungo la direzione di trazione, caratteristiche importanti per il mantenimento dell'adesione tra i due materiali.

2.2.3 Confronto dei risultati

Per completare l'analisi si sono condotte le simulazioni anche del primo gruppo di provini, quelli con punte piramidali, a forma di tronchi di piramide e a forma di parallelepipedi, che inizialmente erano stati utilizzati per osservare il contributo nella tenuta della sola resina. I risultati vengono descritti nella tabella 2.13, risultati che sono stati ricavati dalle simulazioni di un quarto di modello con il medesimo sistema di carichi e vincoli e la medesima discretizzazione dei volumi usati per le simulazioni precedenti. Poiché si sono osservate le stesse distribuzioni

delle grandezze di interesse, riportate per il modello con provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto, si annotano solo i loro valori massimi senza mostrare delle immagini dei loro andamenti.

Risultati simulazioni				
Tipologia di punte	Von Mises stress [MPa]	Stress *YZ* component [MPa]	Spostamento lungo *Y* [mm]	$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l}$
Tronco di piramide	44.53	6.28	0.0060	0.85e-04
Parallelepipedi	53.01	8.97	0.0060	0.85e-04
Piramidi	63.38	16.32	0.0070	1e-04

Tab. 2.13: risultati simulazioni dei modelli del primo gruppo di provini

Come già riscontrato nelle prove per la tenuta della sola resina, il modello con provino con punte a forma di tronchi di piramide, anche in questo caso, risulta il più prestante. Esso presenta infatti i valori più bassi di sforzi di taglio e di tensione di Von Mises e degli spostamenti nella direzione del carico pressoché paragonabili al modello con provini con punte a forma di parallelepipedo.

Si procede ora con un confronto finale tra tutte le tipologie di struttura di interesse finalizzato alla determinazione della geometria di punta che risulta più adatta per la funzione di mantenimento dell'adesione tra i due materiali. A tal fine si sono realizzati due istogrammi, uno per lo sforzo di taglio e un altro relativo allo spostamento lungo la direzione del carico, di tutte le tipologie di provini di interesse con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto e verso il basso, cilindriche inclinate verso l'alto e verso il basso, piramidali, a forma di tronchi di piramide e a forma di parallelepipedo. Tali istogrammi sono rappresentati in figura 2.52 e 2.53 dove la riga verticale tratteggiata è stata inserita per suddividere il gruppo dei provini con punte inclinate dal primo gruppo di provini creato.

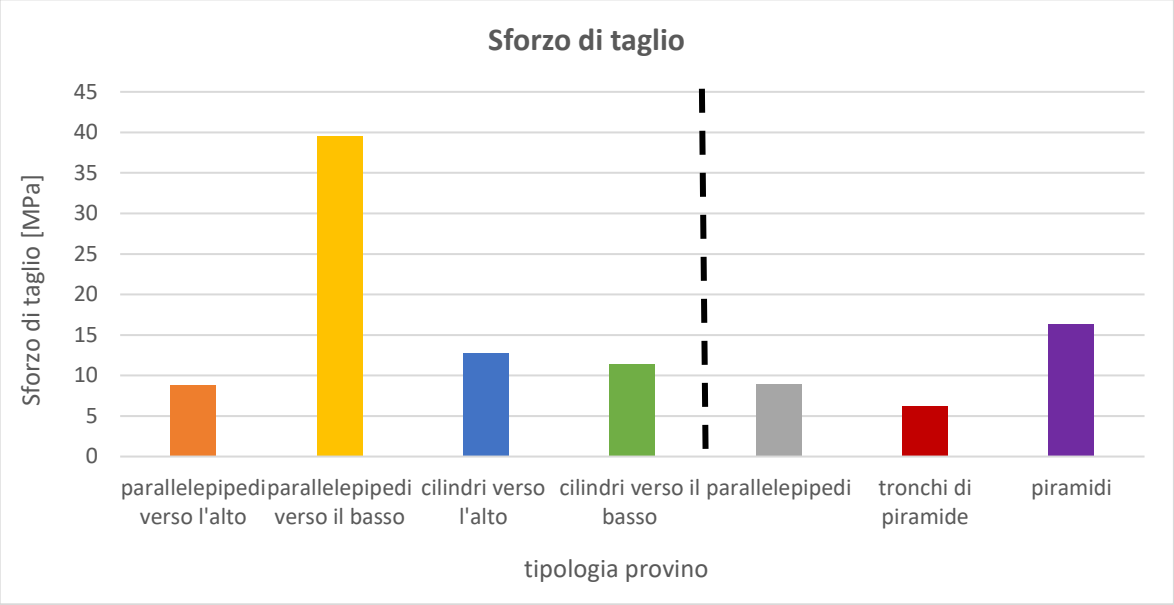


Fig. 2.52: confronto tra gli sforzi di taglio del primo gruppo di modelli con quello dei modelli con punte inclinate

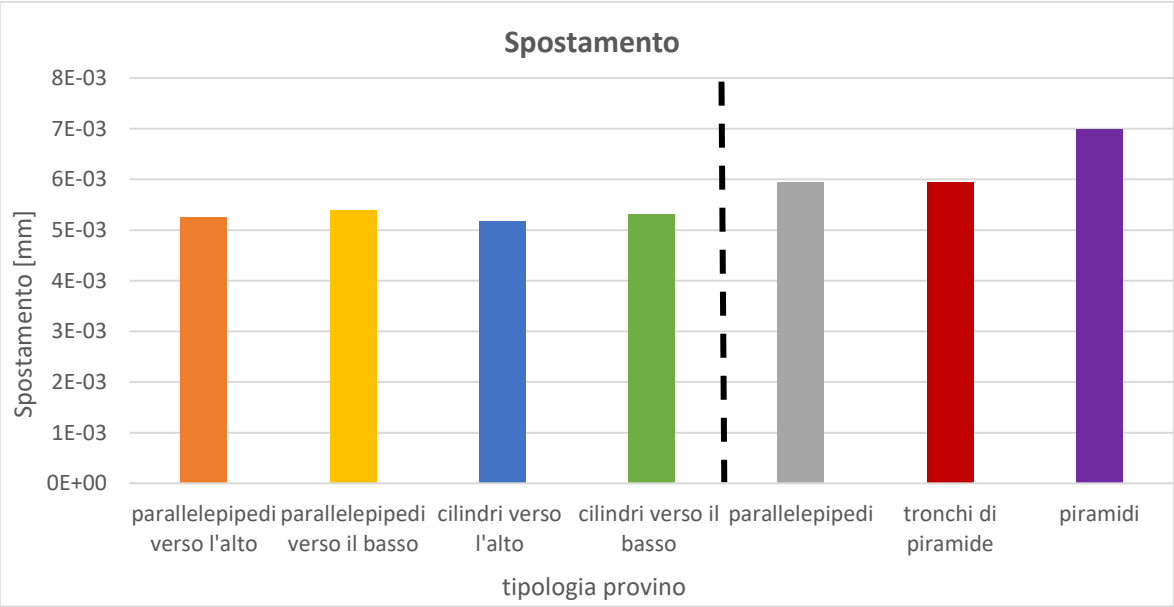


Fig. 2.53: confronto tra gli spostamenti del primo gruppo di modelli con quello dei modelli con punte inclinate

Giunti al confronto finale, come già dimostrato in precedenza, si nota che i provini con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso il basso sono i meno adatti al trattenimento del materiale composito. Si può notare, poi, come i tronchi di piramide registrino il valore più basso di sforzo di taglio, fatto che suggerisce uno scorrimento del composito scarso rispetto al provino metallico e spostamenti lungo *y*, tra i più bassi, che confermano le sue buone prestazioni meccaniche. I dati

raccolti fanno, dunque, credere che una tipologia di punte a forma di tronco di piramide possa, da una parte, penetrare a fondo nel composito, e dall'altra, trattenere bene le fibre al suo interno. Prestazioni similari si ritrovano anche nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo e di parallelepipedo inclinate verso l'alto mentre le restanti tipologie mostrano un comportamento di bontà leggermente inferiore.

Dalla trattazione condotta in questo capitolo si è estrapolata una modalità di esecuzione delle simulazioni FEM di cui verrà verificata la corrispondenza con la realtà attraverso l'analisi dei dati derivanti dalle prove sperimentali. Se il comportamento meccanico dei modelli risultasse molto distante da quello che accade sperimentalmente si dovranno cercare delle migliorie per rendere i risultati delle simulazioni più accurati. Inoltre, si sono determinate le geometrie delle punte che favoriscono il mantenimento dell'adesione tra resina e metallo e tra composito e metallo. Si è deciso di non confrontare i risultati tra le due tipologie di prove, quelle con il contributo della sola resina e quelle con il composito, poiché il sistema di carichi non è paragonabile; nel modello con la sola resina, la forza non è stata applicata direttamente sul volume di resina ma sul volume di composito, di elevata rigidezza, ad esso adiacente. È bene notare però che in entrambe i casi i provini con punte a forma di parallelepipedi e a forma di tronchi di piramide hanno mostrato le prestazioni più elevate.

Capitolo 3

Prove sperimentali della tenuta delle giunzioni allo sforzo di taglio

Questa sezione è riservata alla parte di lavoro sperimentale, in particolare alla realizzazione della giunzione, oggetto dello studio, e alla sua messa in trazione mediante apposita macchina di prova. I test sperimentali sono serviti per valutare i benefici che può apportare la giunzione ideata, per capire quale geometria delle punte del provino permette una maggiore efficienza del giunto e infine per validare il modello numerico così che esso possa essere utilizzato in alternativa alle prove distruttive. Per eseguire le prove di trazione è stato necessario produrre la struttura seguendo i disegni CAD; essa risulta composta da un provino metallico stampato mediante manifattura additiva e da un componente in materiale composito. Il composito, formato da un rinforzo di tessuto in fibra di carbonio e da una matrice di resina epossidica, è stato realizzato manualmente. Vengono qui descritte le fasi produttive di entrambi i componenti e le prove eseguite con la macchina a trazione che hanno condotto ai risultati analizzati alla fine di questo capitolo.

3.1 Stampaggio dei provini metallici con tecniche di AM

I componenti metallici della struttura sono stati realizzati con la innovativa produzione additiva, in particolare mediante la tecnica PBF-LB/M (*Powder Bed Fusion – Laser Beam / Metal*). Ciò è stato possibile grazie alla collaborazione con l'azienda Renishaw di Pianezza, azienda produttrice di impianti per la stampa 3D di componenti metallici e fornitore di polveri metalliche di varia composizione da poter utilizzare per produrre oggetti, anche di forma complessa. Per la produzione dei provini metallici componenti la giunzione, sono state utilizzate polveri di Inconel625, una super-lega a base di nichel con eccellenti proprietà meccaniche, resistenza alla corrosione e all'ossidazione, buona stabilità superficiale e buona resistenza alla deformazione termica. Esso è composto solitamente da nichel (61.0 wt%), cromo (21.5 wt%) con altri elementi di lega tra cui ferro, molibdeno e niobio. È chiamata super-lega a causa delle sue buone proprietà meccaniche e di resistenza alla frattura e alla corrosione anche in difficili condizioni ambientali.

Per la stampa dei provini metallici adoperati è stata impiegata la macchina RenAM 500M, mostrata in figura 3.1 caratterizzata dalla presenza di un solo laser per fondere gli strati di polvere.

Fig. 3.1: macchina RenAM 500M utilizzata per la stampa dei provini metallici

La costruzione dei provini, con le tecniche di AM, ha avuto inizio con lo sviluppo dei disegni mediante un software CAD, in particolare SOLIDWORKS, e dal salvataggio dei file in formato .STEP, formato che può essere letto dai programmi che si interfacciano con la macchina.

Ognuno dei file è stato importato nel software Renishaw QuantAM impiegato per posizionare il componente da stampare sul piano di lavoro, eseguire il *fixing* degli errori e decidere quale orientazione dovrebbe fornire il risultato migliore. QuantAM, inoltre, permette di capire se per la produzione sono necessari dei supporti. Siccome i pezzi vengono prodotti dalla fusione successiva di strati di polveri, alcune geometrie sono caratterizzate da superfici che non si possono considerare auto-supportanti, ad esempio le superfici a sbalzo, poiché il primo *layer* della sporgenza deve avere una base su cui poggiare per essere fuso. In questi casi è fondamentale inserire dei supporti per permettere una buona riuscita della stampa ovvero per evitare che il laser bruci i vari strati o che le polveri, non fuse correttamente, comportino la sfaldatura del pezzo prodotto. I supporti sono dei parallelepipedi terminanti a tronco di piramide di cui si possono scegliere le dimensioni, l'inclinazione e il numero che servono per fornire una base d'appoggio per la deposizione e fusione delle polveri, ad esempio in prossimità delle punte dei provini si trovano supporti più fini. Le superfici da supportare vengono identificate automaticamente dal software che le evidenzia con gradazioni di colore, che vanno dal giallo al rosso, all'aumentare della criticità; il colore giallo identifica le superfici che potrebbero causare delle problematiche durante la produzione ma che potrebbero comunque considerarsi auto-supportanti, mentre il rosso identifica le superfici che vanno necessariamente supportate. Il primo lotto di provini, corrispondente ai provini con punte piramidali, a forma di tronchi di piramide e di parallelepipedi presentava superfici a sbalzo che quindi si sono dovute supportare. Dalla figura 3.2 si osserva infatti che i provini con punte piramidali presentano superfici evidenziate in giallo mentre i provini rimanenti hanno superfici evidenziate in rosso. Si è deciso quindi di considerare le superfici delle piramidi auto-supportanti e di inserire invece i supporti per le superfici dei parallelepipedi e dei tronchi di piramide come si osserva in figura 3.3.

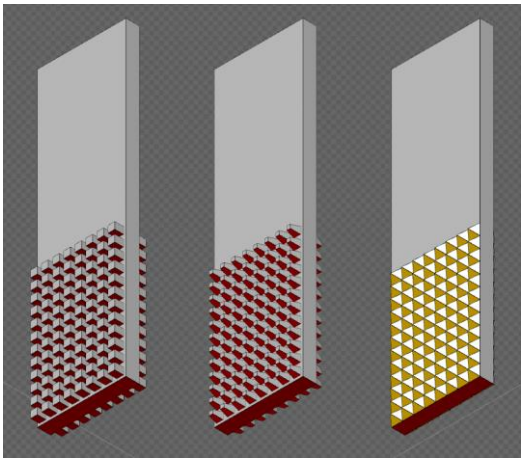
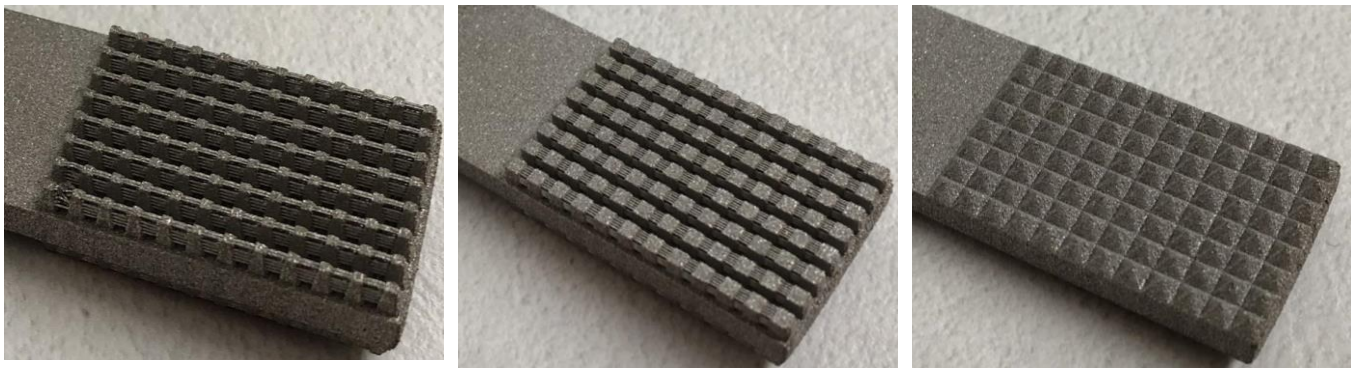


Fig. 3.2: schermata del software QuantAM che permette di identificare le superfici da supportare



(a) (b) (c)

Fig. 3.3: stampa dei provini con supporti (a)tra le punte a forma di tronchi di piramide, (b) tra le punte a forma di parallelepipedi e (c) provini con punte piramidali senza supporti

Volendo evitare l'utilizzo dei supporti, si è cercato di progettare il secondo lotto di provini seguendo apposite regole dipendenti anche dalla scelta di utilizzare polveri metalliche di Inconel625. Per ciò che concerne i provini con punte inclinate, si è cercato di porre l'attenzione ai seguenti punti:

- superfici inclinate di angoli minori o uguali a 45° permettono di ottenere buone finiture superficiali senza la necessità dei supporti;
- sottosquadra fino ad 1 mm possono essere costruiti senza supporti;
- i sottosquadra possono essere raccordati con raggio del raccordo fino a 10 mm o smussati con angoli di almeno 45° per renderli auto-supportanti;

- occorre lasciare una distanza maggiore o uguale a 0.3 mm tra due parti per evitare che si fondano una con l'altra.

Dall'osservanza di questi accorgimenti è stato possibile utilizzare una quantità inferiore di supporti, come si osserva in figura 3.4. La volontà di ridurre il numero di supporti o di non inserirli nasce dal fatto che essi devono essere poi eliminati con tecniche che possono alterare il componente finale. Le superfici non supportate infatti presentano una finitura superficiale diversa rispetto a quelle supportate, ma, per lo scopo di questo lavoro si pensa che questo fattore abbia un'importanza trascurabile.

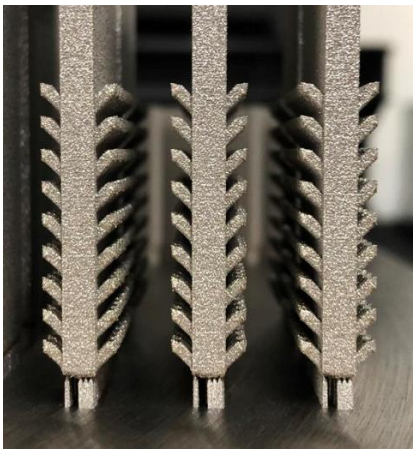


Fig. 3.4: stampa dei provini con punte inclinate senza l'ausilio di supporti

Dopo aver effettuato il *fixing* degli errori, deciso l'orientazione dei componenti sul substrato e aver inserito i supporti si passa alla definizione del materiale. In seguito, si decide la stratificazione da adottare e i parametri della stampa e si salva un file in formato .MTT. Importando questo file nuovamente in QuantAM è possibile verificare con un'animazione la corretta creazione dei *layer* partendo dalla piastra di base; se le regole sono soddisfatte la stesura di un *layer* sull'altro viene mostrata gradualmente altrimenti avviene tutto simultaneamente e occorre aggiungere ulteriori supporti o pensare ad un redesign del componente. Il software permette anche di osservare la disposizione dei punti di fusione di ciascun *layer*. Il file .MTT è ora pronto per essere caricato in macchina e si può dare l'avvio alla stampa [32]. Al fine di rendere più chiaro il processo esso viene schematizzato in figura 3.5.

Fig. 3.5: processo di produzione additiva, dal CAD alla macchina

All'interno della macchina, per avviare la stampa, devono essere inserite nell'apposito vano le polveri di Inconel625, le cui caratteristiche vengono illustrate nella scheda tecnica riportata in appendice. Le polveri vengono setacciate in maniera automatica all'interno della macchina in presenza di gas argon. Le percentuali di gas necessarie vengono mantenute nei livelli stabiliti grazie alla presenza di sensori che ne regolano il contenuto. Il setaccio garantisce che le polveri abbiano la distribuzione granulometrica desiderata, i granelli di polvere non dovrebbero infatti essere tutti delle medesime dimensioni così da consentire scorrevolezza ed impaccamento adeguati al processo.

La macchina funziona in modo differente a seconda delle specifiche impostate dall'operatore, specifiche che riguardano in particolare il laser e la stesura delle polveri metalliche. In tabella 3.1 vengono riportati i parametri principali che sono stati settati per la produzione dei provini metallici in esame.

PARAMETRI PRINCIPALI SETTATI SULLA MACCHINA		
LAYER	HATCH	BORDER
- layer thickness: 40 µm	- power: 190 W - hatch distance: 110 µm - point distance: 90 µm - exposure time: 100 µm - hatch offset: -20 µm	- number of borders: 1 - power: 190 W - point distance: 90 µm - exposure time: 100 µm

Tab. 3.1: parametri di interesse impostati per la stampa 3D dei provini metallici

È bene notare che le macchine Renishaw non hanno come parametro la velocità ma lo spazio tra un punto e l'altro di fusione da cui è possibile ricavare la velocità media calcolando il rapporto tra spazio e tempo.

I pezzi vengono prodotti in un vano, mostrato in figura 3.6, dove, attraverso l'utilizzo di appositi sensori, viene mantenuta un flusso omogeneo di gas argon proveniente da fori di diversa inclinazione posizionati su ogni lato della camera di processo. La stampa ha inizio con la stesura sul substrato del primo strato di materiale per mezzo del *wiper* che dosa e distribuisce la polvere. Il laser fonde la polvere nella zona desiderata, il *wiper* torna indietro e il letto di polvere scende di uno strato verso il basso. Il processo si ripete fino al raggiungimento dell'ultimo *layer [32][33]*.

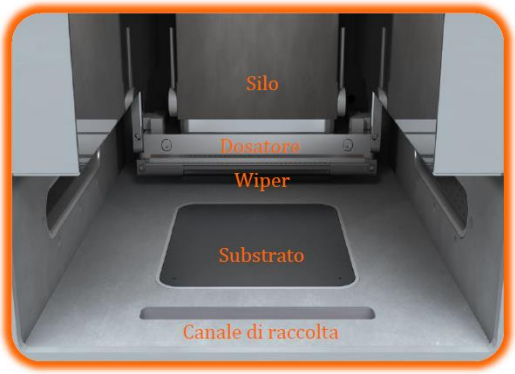


Fig. 3.6: interno della camera di processo [32]

Al termine della stampa, un operatore, con un pennello, manda le polveri non fuse verso un canale connesso ad un vano della macchina dove sono presenti un setaccio e un filtro che permettono di riutilizzare le polveri non fuse per un secondo processo. Una volta rimossa la polvere in eccesso, si può prelevare dalla camera di processo il substrato su cui giacciono i provini stampati (fig. 3.7).

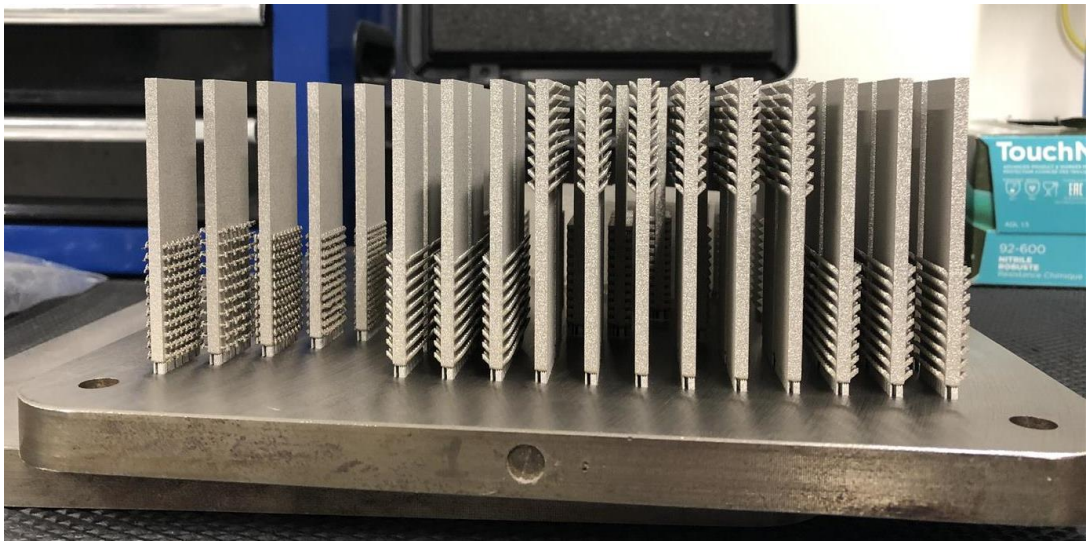


Fig. 3.7: provini appena estratti dalla camera di processo, ancora connessi al substrato mediante i supporti

Si passa poi alla rimozione dei provini dal substrato ed alla successiva rimozione dei supporti mediante sabbiatura. Si è deciso di sabbiare interamente i provini così da migliorarne la rugosità superficiale (fig. 3.8).

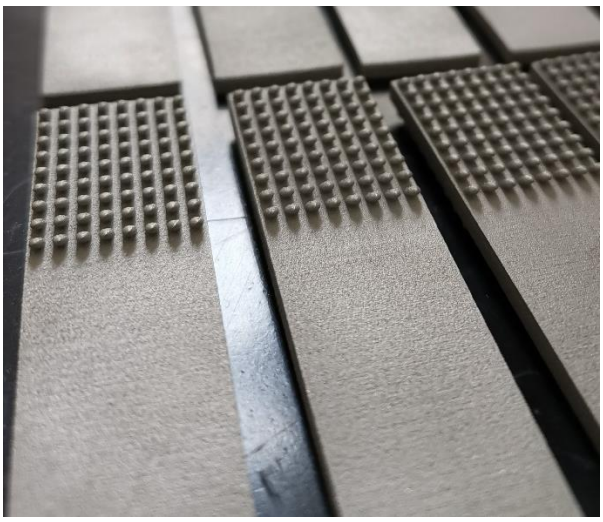
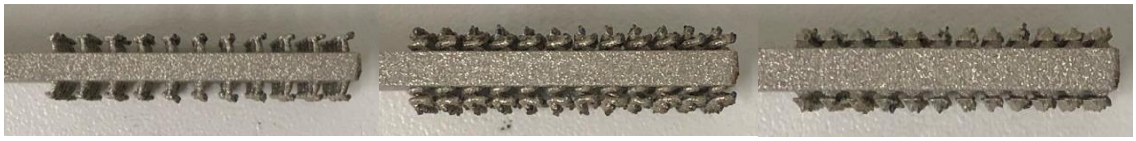


Fig. 3.8: provini sabbiati

I provini con punte piramidali, a forma di parallelepipedo, a forma di tronchi di piramide e quelli con punte inclinate hanno prodotto i risultati desiderati e i supporti sono stati eliminati senza lasciare residui. Le punte di geometria complessa, invece, costruite senza l'utilizzo di supporti, presentano zone bruciate, geometrie distorte, parti che si staccano, zone in cui si hanno residui di

polvere o polvere fusa male e solo alcune superfici positive sono accettabili. Ciò è riscontrabile dall'immagine in figura 3.9. Di conseguenza, si è deciso di non stamparli.



(a) (b) (c)

Fig. 3.9: stampa dei provini con punte di geometria complessa; (a) distorsione degli uncini, (b) punte a spirali bruciate e (c) doppie piramidi si sfaldano

Eventualmente, per i provini con punte a forma di spirali si potrebbe provare a distanziare maggiormente le punte lasciando le stesse dimensioni oppure provare a sviluppare la spirale lungo un piano inclinato di 45°. Per ciò che concerne i provini con punte a doppia piramide, producono i risultati migliori quelli con punte di dimensioni maggiori (h=1.7 mm) ma, anche in questo caso, si dovrebbero distanziare maggiormente così da poter eventualmente inserire i supporti. I provini con punte a forma di uncini rotondi e i quattro uncini sono da escludere poiché non si può agire in alcun modo. Tutti i provini realizzati e successivamente sabbiati si possono osservare in figura 3.10. In totale sono stati stampati 47 provini, 6 per ciascuna tipologia di punte realizzate così da poter effettuare più prove a trazione per ogni tipologia di giunzione e rendere i risultati analizzabili. Non è infatti possibile trarre delle conclusioni dai dati ottenuti da un solo test. In figura, in alto a destra, si possono vedere anche le prove, non andate a buon fine, dei provini con punte di geometria complessa che sono stati utilizzati come prova per affinare la tecnica da impiegare per la creazione del giunto.

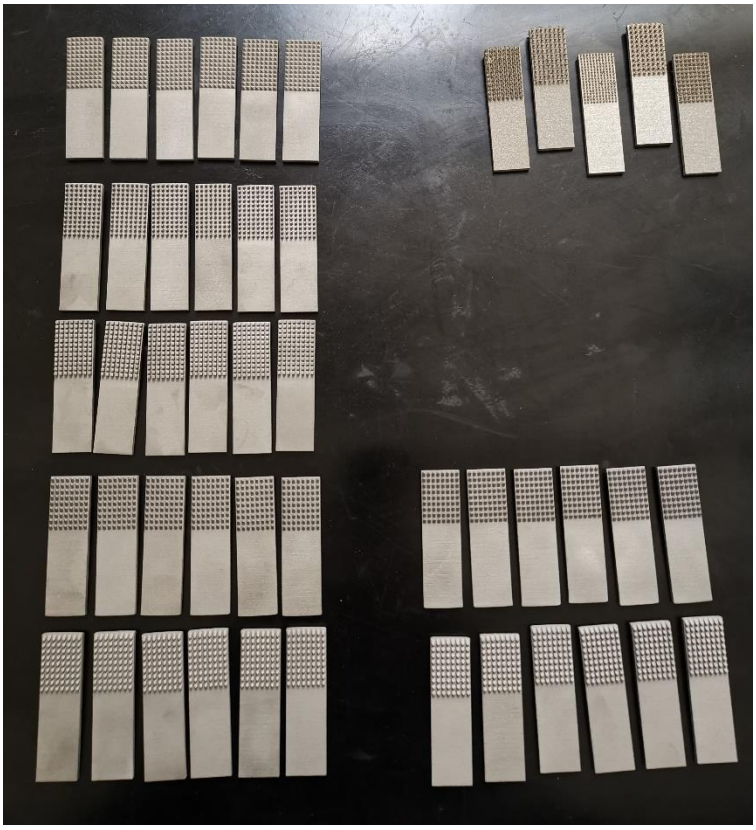


Fig. 3.10: provini stampati e sabbiati

È infine possibile eventualmente effettuare trattamenti termici dopo la produzione, solitamente si eseguono dei trattamenti superficiali per diminuire la rugosità che dipendono dalla funzione che possiede ogni specifico componente. In questo caso si sono utilizzati provini *as built* ma sarebbe interessante anche osservare l'influenza di questi trattamenti nell'aderenza.

3.2 Creazione della giunzione tra composito e metallo

Una volta stampati i provini metallici si è proceduto con la realizzazione della giunzione *co-cured* tra metallo e composito. L'idea è che la giunzione tra i due materiali avvenga simultaneamente alla creazione del materiale composito. Inizialmente, per annullare il momento flettente, si volevano realizzare dei provini doppi, ovvero con due volumi di composito. Si è pensato poi che fosse più semplice analizzare i diagrammi forza-spostamento riferiti ad una struttura con una sola giunzione e così facendo potrebbe anche essere effettuato un numero doppio di prove. Per fare ciò si è messa a punto una procedura ripetibile che permettesse di

ottenere delle lastre di composito il più possibile planari e dello spessore di 3 mm così che lo spessore del composito fosse il medesimo di quello dei provini metallici. Il composito prevede l'impiego di una matrice di resina epossidica e di un rinforzo in tessuto costituito dall'intreccio in due direzioni ortogonali di fibra di carbonio. La resina epossidica è formata dalla miscela di un sistema epossidico parte A che unito al sistema di parte B permette la stesura e l'indurimento della resina (fig. 3.11), mentre il tessuto in fibra di carbonio è di tipologia twill (fig. 3.12). In appendice, nelle schede tecniche relative, è possibile analizzare le specifiche proprietà dei due componenti formanti il composito.

Fig. 3.11: sistema epossidico parte A e parte B da miscelare per formare la resina e distaccante polivinilico che permette di staccare la resina dal piano di lavoro

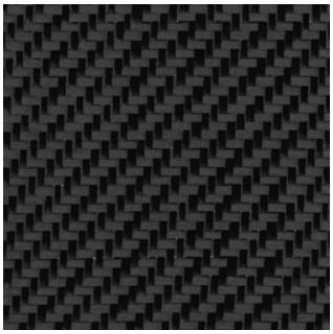


Fig. 3.12: tessuto in fibra di carbonio di tipo twill

Il processo per la realizzazione dei giunti prevede di:

- tagliare dei rettangoli di tessuto in fibra di carbonio delle dimensioni di circa 140 mm x 60 mm con l'ausilio di un paio di forbici;

- pesare, mediante bilancia di precisione, la resina parte A e parte B ricordando che i quantitativi per l'ottenimento del risultato desiderato prevedono una proporzione di 100:26 tra le due parti. Per la creazione completa di due giunzioni sono state in media utilizzati 80 g di parte A e 20.8 g di parte B;
- preparare il set up sperimentale (fig. 3.13) che richiede l'impiego di supporti in plastica, per ottenere planarità, adagiati su un piano di lavoro anch'esso di materiale plastico. È importante stendere su queste superfici uno strato di distaccante polivinilico per agevolare la rimozione della resina una volta che si è asciugata;

Fig. 3.13: materiale utilizzato per realizzare le giunzioni

- avvolgere la zona dei provini metallici opposta a quella su cui si vuole lavorare con nastro adesivo per non far penetrare la resina nelle parti che devono essere mantenute pulite;
- posizionare i provini all'interno della finestra ritagliata sui supporti in plastica con il lato coperto dall'adesivo verso il basso;
- unire in un bicchiere e mescolare per alcuni minuti la parte A e B della resina. A partire da questo momento la resina inizia ad indurirsi;
- al fine di permettere un miglior posizionamento delle fibre tra le punte, si incastrano manualmente singole fibre di carbonio impregnate di resina tra le punte del provino in

direzioni ortogonali tra loro (fig. 3.14) e si stende al di sopra uno strato di resina per fissarle, utilizzando un pennello;

Fig. 3.14: inserimento singole fibre manualmente impregnate di resina tra le punte

- posizionare poi un rettangolo di tessuto di fibra di carbonio e stendere uno strato di resina (fig. 3.15). Ripetere questo passaggio fino a creare 12 strati;

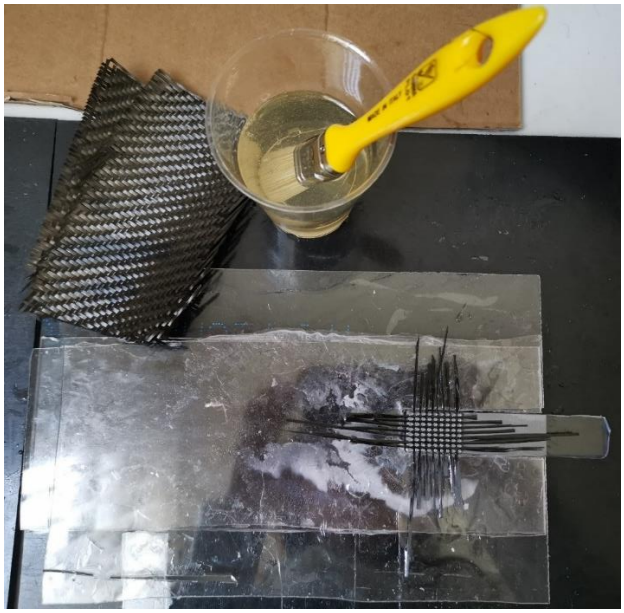


Fig. 3.15: posizionamento dei rettangoli di tessuto

- posizionare un foglio di plastica, con distaccante, al di sopra dell'ultimo strato di resina (fig. 3.16) e ricoprire il tutto con una lastra di plastica o metallo che permette la distribuzione dei pesi;

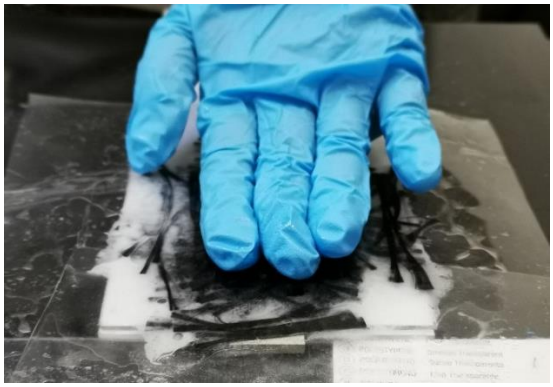


Fig. 3.16: posizionamento di un foglio di plastica sull'ultimo strato di resina

- posizionare dei pesi per ogni provino, in particolare 6 kg permettono di ottenere compositi di 3 mm di spessore (fig. 3.17);

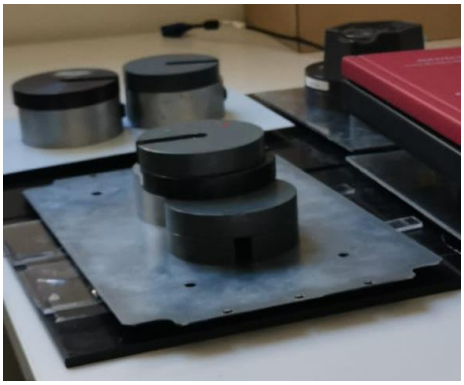


Fig. 3.17: posizionamento dei pesi (6 kg)

- lasciare asciugare per almeno 24 ore e distaccare poi la struttura indurita dal piano di lavoro. Il risultato che si ottiene viene mostrato in figura 3.18;

Fig. 3.18: provino asciutto rimosso dai supporti in plastica

- tagliare infine i compositi con una sega a nastro per ottenere le dimensioni desiderate (fig. 3.19).

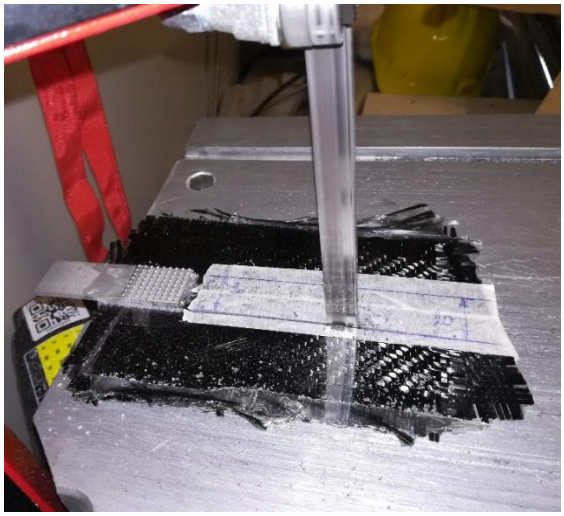


Fig. 3.19: taglio della parte di composito in eccesso

Il procedimento è stato ripetuto per 42 volte così da avere sei provini per ciascuna delle sette tipologie di giunzioni. È bene precisare che per il provino con punte piramidali non è stato possibile inserire le singole fibre manualmente in due direzioni ortogonali a causa della mancanza di una spaziatura tra una punta a quella adiacente, quindi si sono adagiate soltanto le fibre in direzione perpendicolare a quella di applicazione del carico. I provini sono stati, in seguito, etichettati, ovvero è stato inserito un numero identico sul composito e sul metallo al fine di poter distinguere prima e dopo la rottura del giunto una struttura da un'altra, come si può osservare in figura 3.20. È importante infatti correlare i risultati della prova a trazione con la modalità di rottura del giunto e con la sua produzione.

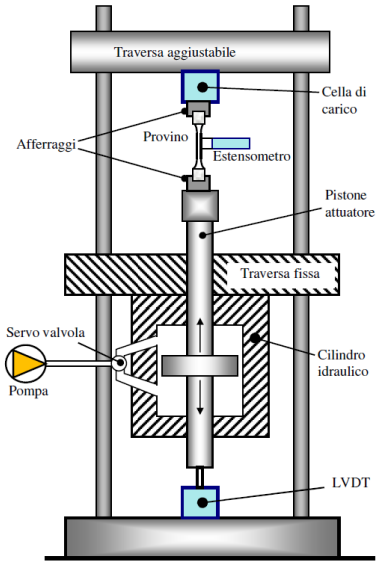
Fig. 3.20: provini finiti ed etichettati

È ora possibile procedere con le prove a trazione per testare la tenuta della giunzione metallo-composito a taglio.

3.3 Prove di trazione

Dopo aver realizzato la giunzione tra il provino metallico e il materiale composito, si è proceduto con l'esecuzione delle prove di trazione. Anzitutto si sono posti in trazione dei provini di solo materiale composito con lo scopo di determinarne il modulo di Young, e in seguito si sono eseguiti i test sull'intera struttura per determinare la tenuta a taglio delle giunzioni ideate. Ponendo in trazione la struttura, la zona di giunzione risulta infatti sottoposta ad uno sforzo di taglio. Le prove di trazione prevedono l'utilizzo di una macchina a trazione di tipo idraulico o elettromeccanico. La macchina servoidraulica Instron 8801 impiegata (fig. 3.21) è composta da una parte fissa e da una mobile che sostengono le ganasce per mezzo delle quali vengono fissati i provini. È presente un pistone che viene movimentato grazie all'invio di olio in pressione ad un cilindro che ne permette il sollevamento. Il pistone, essendo solidale alla struttura mobile superiore a cui è fissato il provino, permette la sua messa in trazione. Tale macchina è in grado di eseguire prove statiche, dinamiche, di fatica e di meccanica della frattura con una capacità di carico di 100 kN. L'obiettivo delle prove di trazione è la costruzione di un diagramma forza-spostamento da cui è possibile, conoscendo le dimensioni geometriche del provino, ottenere anche il grafico tensione-deformazione così da stabilire la relazione tra queste due grandezze. I dati per la costruzione dei diagrammi vengono forniti da un sistema elettronico che registra automaticamente i valori di forza applicata al provino all'aumentare della corsa. Il test di trazione viene solitamente eseguito in controllo di spostamento ad una certa velocità, misurata in mm/min, così da caricare progressivamente la struttura fino al raggiungimento del suo carico di snervamento o del carico di rottura [34].

(a)



(b)

Fig. 3.21: (a) macchina a trazione Instron 8801(b) schema macchina a trazione

3.3.1 Determinazione del modulo elastico del materiale composito

Le simulazioni agli elementi finiti sono state finora effettuate attribuendo ai materiali le caratteristiche riportate in letteratura. È risaputo però che, in particolar modo per il composito, esse dipendono molto da come è stato prodotto il materiale, pertanto, per rendere il modello più conforme alla realtà sarebbe meglio utilizzare il modulo di Young specifico del composito realizzato manualmente. Al fine di determinarne il modulo elastico, necessario per eseguire delle nuove simulazioni numeriche più accurate, si sono effettuati dei test di trazione su lamine di composito di 20 mm di larghezza, 130 mm di lunghezza e 3 mm di spessore. Queste lastre sono state ricavate dai ritagli di materiale che eccedevano la zona della giunzione nei provini. Dopo aver tagliato le lastre di composito (fig. 3.22), si sono levigati i bordi con la carta vetro per rendere i provini il più possibile dritti e simili l'uno all'altro ed in seguito sono state effettuate le prove a trazione. Gli afferraggi della macchina sono stati posizionati nei primi e negli ultimi 40 mm di lunghezza della lamina lasciando quindi 50 mm liberi come schematizzato in figura 3.23. Per i calcoli del modulo elastico però è stata considerata una lunghezza iniziale della lamina di

composito pari a 90 mm poiché si è considerato che il 50% della zona all'interno dell'afferraggio non fosse completamente incastrata e dunque soggetta a deformazione.

Fig. 3.22: taglio dei provini con l'ausilio di una sega a nastro

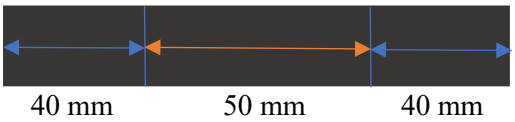


Fig. 3.23: schema illustrative del posizionamento degli afferraggi della macchina a trazione

Si sono testati sei diversi provini di composito e si sono ricavati, per ognuno di essi, i diagrammi forza-spostamento da cui è stato, successivamente, possibile ricavare i moduli elastici del materiale. Tutte le prove sono state condotte in controllo di spostamento imponendo una velocità di trazione pari a 1 mm/min, e ricavando per ogni spostamento la relativa forza fino al raggiungimento del carico di rottura. È importante impostare correttamente i valori di minimo e massimo della corsa della macchina poiché, da una scelta non corretta di tali valori, si può ottenere un eccessivo precarico di compressione o rischiare di continuare a tirare il provino anche dopo la sua rottura. Un precarico di compressione troppo elevato può portare ad una condizione di instabilità elastica, compromettendo la buona riuscita della prova. Durante l'esecuzione si sono riscontrate delle difficoltà, comuni a tutte le sei lastre di composito. L'ostacolo più grande è legato al fatto che ognuna di esse fosse caratterizzata da un assottigliamento dello spessore che risultava quindi minore di 3 mm sulle estremità, sia inferiore che superiore. Inoltre, la non perfetta

linearità, comune a tutti i compositi, genera un momento flettente, non desiderato, che va a influenzare fortemente i risultati ottenuti alla fine della prova. L'afferraggio superiore della macchina presenta una geometria "a trapezio" tale per cui si ha un allargamento alla sua base rispetto alla parte superiore, nella quale il provino risulta più afferrato, pertanto l'afferraggio esercita una forza non omogeneamente distribuita sul provino. Di seguito, in figura 3.24, viene riportato il grafico forza-spostamento contenente gli andamenti dei sei volumi di composito registrati durante le prove di trazione.

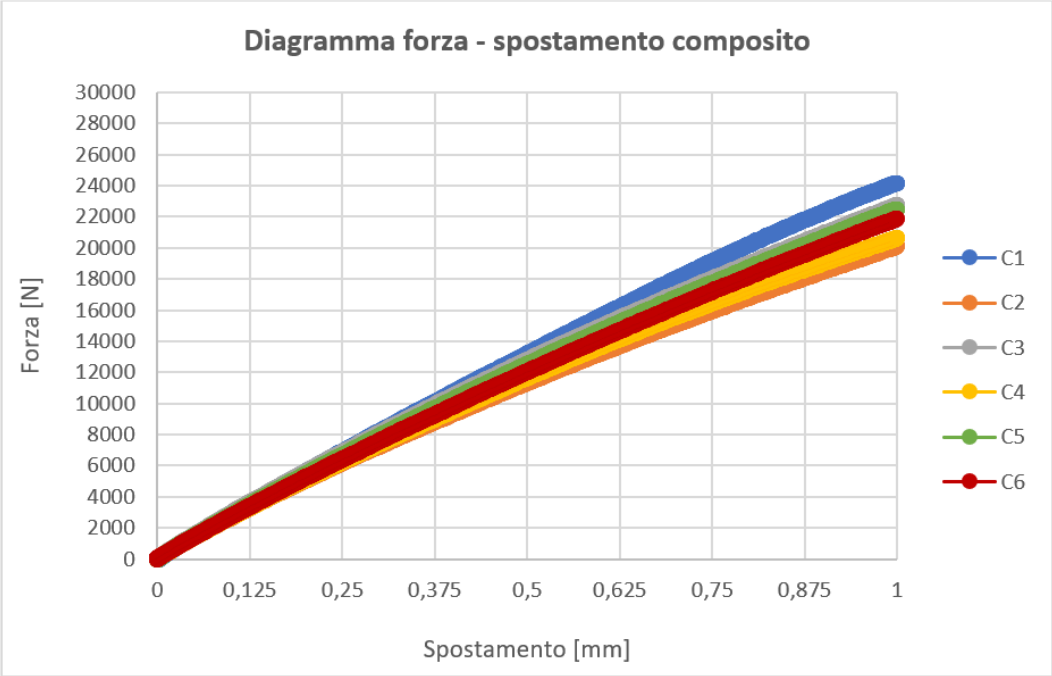


Fig. 3.24: diagramma forza-spostamento relativo alla messa in trazione dei sei provini di composito

Dal grafico, è possibile notare come gli andamenti di tutti i provini di composito siano abbastanza simili e l'andamento risulta pressoché lineare per tutti i compositi fino a rottura. Ne consegue che il composito può essere considerato come materiale lineare elastico nelle simulazioni numeriche. In aggiunta a ciò, una così spiccata similitudine tra i risultati è conferma del lavoro manuale svolto durante la fabbricazione dello stesso materiale composito; la procedura, seppure affetta da ovvie imperfezioni, in quanto derivante da una lavorazione manuale, mostra una certa ripetibilità. Vengono riportati in tabella 3.2 i valori dei carichi massimi raggiunti da ogni singolo provino da cui si è calcolato il carico medio di rottura che è risultato essere di 33833,25 N.

	C1	**C2**	**C3**	**C4**	**C5**	**C6**
Carico massimo [N]	38674	29182	38500	33348	32905	30391

Tab. 3.2: carichi massimi a trazione raggiunti dai provini di composito

Al fine di calcolare il valore del modulo elastico, si è proceduto con un'operazione di *fitting* degli andamenti, sopra riportati. Tramite l'utilizzo del metodo dei minimi quadrati (*least-squares linear fit*), si sono ottenute sei rette, passanti per l'origine, derivanti da una regressione lineare delle curve sperimentali. Tale metodo consiste nel rappresentare le distribuzioni delle coppie di dati misurati con una funzione matematica, spesso con una retta della forma: $Y = ax+b$. Ciò che si vuole è calcolare i coefficienti a e b della retta che meglio interpola i dati; a tal fine si usa il metodo dei minimi quadrati anche detto regressione lineare. Per ciascuna coppia di dati (x_i, y_i) misurati, si può ottenere, dall'equazione della retta, un valore $Y_i = a\,x_i + b$ e si può stimare l'errore e il quadrato dell'errore:

$$e_i = Y_i - y_i$$

$$e_i{}^2 = (Y_i - y_i)^2 = (ax_i + b - y_i)^2$$

da cui si ricava che la somma dei quadrati degli errori di tutte le n coppie di dati rispetto alla retta interpolante è:

$$E = \sum_{i=1}^{n} (Y_i - y_i)^2 = \sum_{i=1}^{n} (ax_i + b - y_i)^2$$

Per determinare i coefficienti della retta di fitting si impongono le derivate di E rispetto ad a e b pari a zero così da trovare a e b che minimizzano l'errore:

$$\frac{\partial E}{\partial a} = 0 = \sum 2(\,ax_i + b - y_i)x_i$$

$$\frac{\partial E}{\partial b} = 0 = \sum 2(\,ax_i + b - y_i)$$

Risolvendo il sistema contenente queste due equazioni si ottiene:

$$a = \frac{n\sum x_i y_i - (\sum x_i)(\sum y_i)}{n\sum x_i{}^2 - (\sum x_i)^2}$$

$$b = \frac{\sum x_i{}^2 \sum y_i - (\sum x_i)(\sum x_i y_i)}{n \sum x_i{}^2 - (\sum x_i)^2}$$

ovvero si determina la retta $Y = ax + b$ che meglio rappresenta i dati raccolti.

Nel caso in esame, poiché tutte le curve ottenute sperimentalmente passano dall'origine, si è deciso di eseguire un *fitting* con rette aventi l'intercetta nulla (b = 0) pertanto si hanno rette di equazione $Y = ax$ e il coefficiente a si può calcolare come:

$$a = \frac{\sum_{i=1}^{n} x_i y_i}{\sum_{i=1}^{n} x_i{}^2}$$

Per la stima della bontà del fitting di ogni curva, si è soliti calcolare il coefficiente di determinazione R^2 come segue:

$$R^2 = 1 - \frac{\sum(ax_i + b - y_i)^2}{\sum(y_i - \bar{y})^2} = 1 - \frac{devianza\ di\ y\ rispetto\ alla\ retta}{devianza\ totale\ di\ y}$$

$$0 \leq R^2 \leq 1$$

dove $\bar{y}$ è la media dei valori y_i.

Tale coefficiente assume valori di almeno 0.99 per tutte le curve per cui è stata eseguita la regressione lineare; la vicinanza all'unità è il segno che la retta ottenuta fitta bene i dati di partenza [35]. Successivamente, al fine di avere un'unica retta che potesse rappresentare l'andamento forza-spostamento generale del materiale composito, si è calcolata la media dei coefficienti angolari che sarà usata come coefficiente angolare dell'interpolazione finale. La retta ha equazione $Y = 23262.81x$ e viene identificata con il colore blu in figura 3.25.

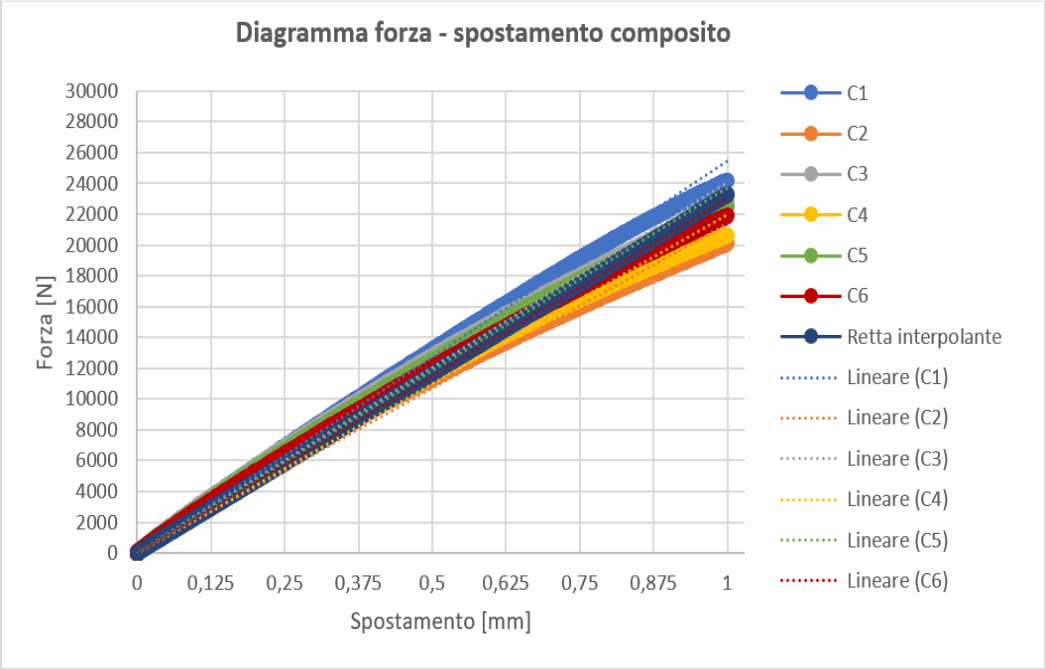


Fig. 3.25: operazione di fitting lineare degli andamenti forza-spostamento dei provini di composito

Dal grafico, si nota come la retta interpolante riesce a fittare bene tutti gli andamenti del materiale composito e risulta quindi molto rappresentativa. A questo punto, è possibile ricavare il valore di modulo elastico del materiale composito, motivo per cui è stata realizzata tutta questa analisi. Inizialmente si è preso un punto casuale della retta interpolante, si è divisa la sua ascissa per 90 mm, ovvero la lunghezza iniziale del provino di composito e la sua ordinata per 60 mm^2, cioè la superficie su cui agiscono le forze distribuite di trazione della macchina. Dal rapporto tra forza e superficie si ottiene il valore di tensione, misurato in MPa, e dal rapporto tra spostamento e lunghezza iniziale si ottiene il valore di deformazione adimensionale.

$$\sigma = \frac{F}{A} = \frac{23{,}262}{60} = 0{,}39\ MPa$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_o} = \frac{l - l_o}{l_o} = \frac{0{,}001}{90} = 1{,}11 * 10^{-5}$$

Avendo preso tali valori di forza e spostamento dal tratto lineare elastico, è possibile sfruttare la legge di Hooke:

$$\sigma = E\ \varepsilon$$

Dal rapporto tra tensione e deformazione si è ricavato il valore di modulo di Young del materiale composito:

$$\frac{\sigma}{\varepsilon} = E$$

$$E = \frac{0{,}39}{1{,}11*10^{-5}} = 34894{,}21 \text{ MPa}$$

Il modulo elastico ottenuto rientra nel range di valori proposto in diversi articoli scientifici, in cui si descrivono le proprietà dei materiali compositi; ciò fa ben sperare che i calcoli, i metodi e la lavorazione stessa del materiale composito siano stati effettuati correttamente, potendo così considerare tale valore valido [36][37]. La variabilità del modulo elastico di un materiale composito è molto elevata perché dipende da una grande quantità di fattori, quali, ad esempio, la percentuale in volume delle fibre di carbonio rispetto alla resina epossidica, il tipo di trama del tessuto di fibre e della loro alta o bassa densità, dalla quantità di resina utilizzata per il composito, dal peso usato per comprimerlo durante la fase di asciugatura in cui matrice e fibre si compattano diventando un unico componente e tanti altri. Per stimare, infatti, il modulo di Young, del composito nella direzione parallela alle fibre si potrebbe utilizzare la seguente formula:

$$E_1 = E_f\varphi + E_m(1-\varphi)$$

Dove φ è la percentuale in volume di fibra, E_m il modulo elastico della matrice e E_f il modulo elastico della fibra. In questo lavoro di tesi si sono utilizzati 12 strati di tessuto di fibra di carbonio di dimensioni 130 mm *20 mm *0.2 mm, la fibra ha un modulo elastico di 231 GPa e la resina ha un modulo di Young di 3 GPa. Pertanto:

$$\varphi = \frac{volume\ strati\ di\ fibra}{volume\ finale\ composito} = \frac{12*0{,}2*130*20\ mm^3}{130*20*3\ mm^3} = 0{,}8$$

$$E_1 = E_f\varphi + E_m(1-\varphi) = 231000*0{,}8 + 3000*(1-0{,}8) = 185400\ MPa$$

Aumentando la percentuale in volume di resina si ha un aumento della duttilità e un decremento delle proprietà meccaniche del composito, come mostrato in figura 3.26, poiché la resina ha un comportamento duttile mentre il rinforzo è caratterizzato da un comportamento fragile.

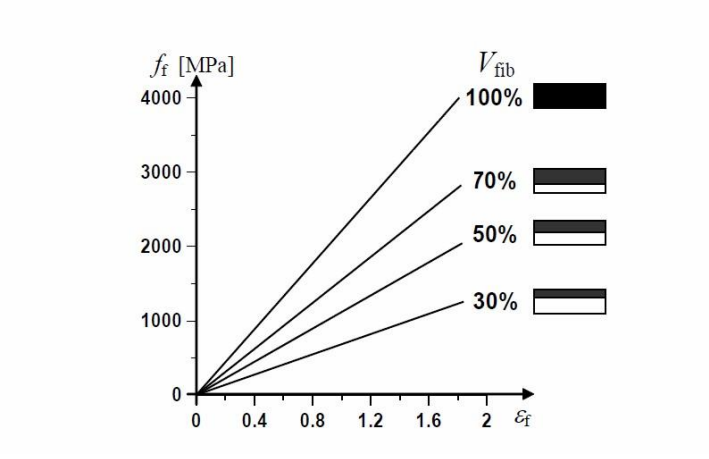


Fig. 3.26: influenza della percentuale in volume delle fibre sulle proprietà meccaniche del materiale composito [38]

Inoltre, nei materiali compositi le proprietà meccaniche dipendono dall'orientazione delle fibre in base alla direzione di applicazione dei carichi e da come queste sono posizionate per la formazione del tessuto. Si è osservato infatti che con fibre orientate parallelamente al carico si raggiunge la massima resistenza, resistenza che decresce aumentando l'angolo di inclinazione [15]. Questo valore risulta decisamente più elevato di quello ricavato sperimentalmente probabilmente a causa delle imperfezioni e dei difetti dovuti alla lavorazione manuale e nella prova di trazione. È giusto, quindi, tenere conto di ognuno di questi fattori per poter concludere che il modulo elastico di circa 35000 MPa è strettamente legato al materiale composito realizzato in laboratorio in questo specifico caso. Pertanto, utilizzando tale modulo elastico nelle simulazioni numeriche si dovrebbero ottenere risultati più simili a quelli rilevati con le prove sperimentali.

3.3.2 Prove per determinare il setting della macchina a trazione

Determinato il modulo elastico del materiale composito, si sono eseguite le prove a trazione dell'intera struttura, al fine di stimare la tenuta delle varie tipologie di giunto metallo-composito e i benefici che essi potrebbero o meno apportare. A differenza di quanto simulato a livello numerico su ANSYS, il componente posto in trazione contiene un solo strato di composito parallelo al provino e quindi una sola giunzione. La scelta di non considerare, come inizialmente

ipotizzato, una doppia giunzione nasce dalla difficoltà riscontrabile nell'analizzare i risultati riferiti a due giunti sottoposti contemporaneamente allo sforzo di taglio. Il problema di avere un solo volume di composito è la nascita di un momento flettente, non trascurabile, generato dalla forza applicata sull'estremità superiore del modello e la base incastrata del provino che però può facilmente essere gestito con l'inserimento di uno spessore metallico che diminuisca il braccio della forza. Questo ultimo viene posto tra la porzione superiore del composito e l'afferraggio della macchina, così da poter realizzare una trazione pura. Inoltre, tale spessore protegge il composito da una probabile rottura, causata dalla forza di compressione esercitata dall'afferraggio su di esso. Di seguito, in figura 3.27, si riporta un'immagine relativa agli spessori metallici inseriti durante le prove di trazione.

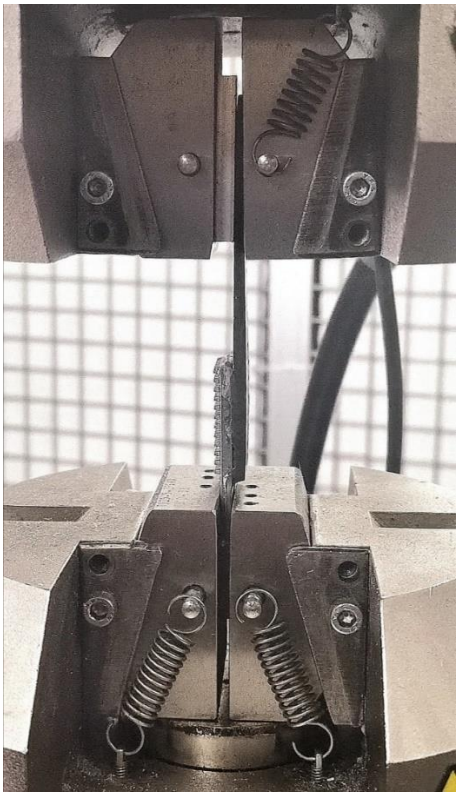
Fig. 3.27: spessori metallici utilizzati per annullare il momento flettente

Oltre all'inserimento dello spessore usato per ridurre il momento flettente, per una buona riuscita della prova, è importante che il composito sia planare, per evitare spiacevoli curvature del materiale, e che il componente non scivoli durante la trazione. Prima di avviare la prova, si sono quindi testati diversi tipi di afferraggi al fine di trovare quello più adatto per evitare lo scivolamento delle due estremità della struttura. Successivamente, si è stimata la lunghezza minima che deve avere il composito per un corretto inserimento all'interno dell'afferraggio. Durante la sua realizzazione, infatti, si erano appositamente tagliati gli strati di tessuto in fibra di carbonio di lunghezza considerevole, così da poterne, in seguito, scegliere la dimensione utile alla prova.

Si sono effettuati inizialmente quattro test di prova con lo scopo di determinare il *setting* della macchina. Le strutture da usare come prova sono state scelte tra le prime che sono state realizzate poiché presentano il maggior numero di imperfezioni. In questa prima fase, si è deciso

di afferrare il provino metallico ad una distanza di 30 mm dalla sua base e il composito a 60 mm dalla prima fila di punte più in alto. L'inserimento del provino in macchina prevede una specifica procedura: per prima cosa si afferra con la ganascia inferiore il volume metallico e in seguito, abbassando quanto necessario l'afferraggio superiore, si procede con l'incastro dell'estremità superiore del composito, come dimostra la figura 3.28. Si ricorda che sul composito è stato adagiato uno spessore metallico, come si può vedere in figura 3.28 (b). Nell'instante in cui si chiude l'afferraggio superiore, si genera sulla struttura un precarico di compressione, aspetto che non può essere totalmente evitato ma che va tenuto sotto controllo per evitare che si giunga a rottura prima dell'inizio della trazione o che si verifichi un cedimento per instabilità elastica. La sollecitazione indotta dal precarico viene velocemente recuperata appena la macchina è messa in funzione.

(a)



(b)

Fig. 3.28: posizionamento del provino nella macchina di trazione (a) con uno zoom sugli afferraggi adoperati(b)

Poiché la macchina è stata utilizzata in controllo di spostamento, il provino viene gradualmente sollecitato aumentando progressivamente la corsa e misurando la forza che si genera tramite una

cella di carico posta nella parte superiore della macchina. Quest'ultima è collegata in remoto ad un computer che possiede il software CONSOLE mediante il quale è possibile settare i parametri di trazione, in particolare la velocità di trazione, che, per tutte le prove effettuate, è stata impostata a 1 mm/min. I componenti di prova comprendono: un provino metallico con punte a forma di parallelepipedo, la cui trazione è risultata fallimentare in quanto l'afferraggio superiore della macchina ha rotto, comprimendola, l'estremità del composito; un provino con punte piramidali con uno strato di composito non completamente planare; un provino con punte a forma di tronco di piramide con parte in composito dritto ma di lunghezza eccessivamente ridotta e infine un provino non sabbiato con punte a spirale, bruciate durante la fase di SLM, avente però doppio strato di composito. Quest'ultimo, poiché non correttamente realizzato, produrrà dei risultati che non verranno presi in considerazione. La figura 3.29 mostra le strutture descritte a trazione avvenuta.

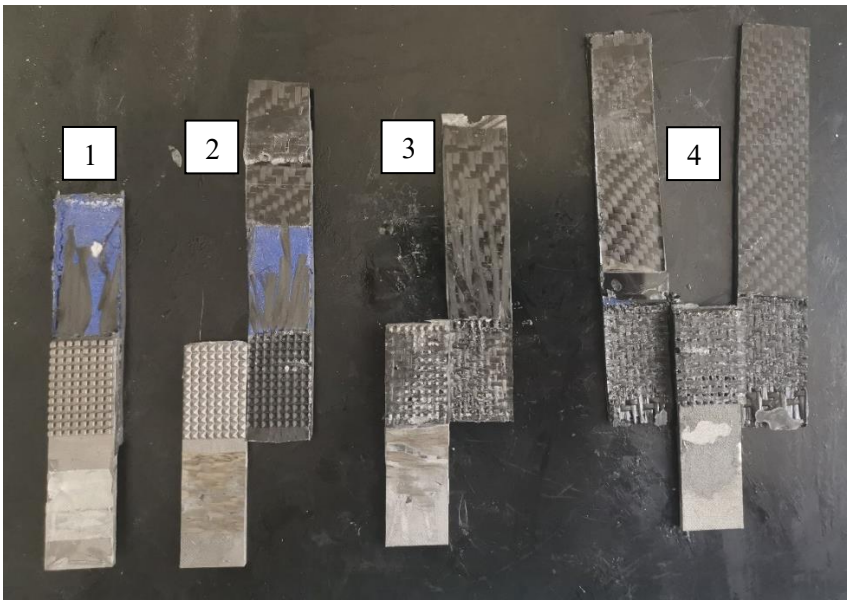


Fig. 3.29: provini di prova dopo la rottura della giunzione

Raggiunta la rottura del giunto e, quindi, lo scollamento tra metallo e composito, si sono analizzati i possibili fenomeni che hanno scaturito il termine della prova. Escludendo il primo provino in quanto non si è potuto sollecitare per rottura del composito all'interno dell'afferraggio, si può notare che nel caso del provino con punte piramidali, le punte risultano totalmente pulite. Ciò significa che il composito si è scollato dal metallo senza avere un interessamento delle fibre.

Nel caso del provino con punte a tronchi di piramide, invece, si osserva un significativo contributo delle fibre nella tenuta. Alcune fibre sono rimaste incastrate tra le punte ed altre si mostrano spezzate e giacenti sulla rispettiva faccia del composito. Medesimo fenomeno, relativamente alle fibre in carbonio, si può evidenziare anche per il provino doppio. Dalla tabella 3.3 si può verificare inoltre che l'interessamento delle fibre è il fenomeno che comporta il raggiungimento di un carico più elevato di rottura.

Modelli di prova	
Tipologia di punte	**Carico massimo [N]**
Parallelepipedo	Rottura del composito
Piramide	3000
Tronco di piramide	8000
Spirale con doppio composito	25000

Tab. 3.3: carichi massimi raggiunti dalle strutture di prova

I valori di forza massima sopportata dalla giunzione, in generale, risultano accettabili a fronte delle imperfezioni presenti. Per il caso del provino con doppio strato di composito, si prevede almeno il doppio del carico sopportato da quello singolo, infatti esso raggiunge un carico di rottura che è addirittura pari a 25 kN. Si analizza più nel dettaglio la struttura con le due giunzioni perché è l'unica testata di questa tipologia. Si riporta in figura 3.30 l'istante dopo il distacco del composito dal provino metallico in cui si possono osservare le zone di scollamento lungo l'interfaccia punte-composito, a partire dall'ultima fila in basso fino all'estremità superiore del provino. Durante la prova si è potuto notare come le prime zone in cui è venuta meno la tenuta tra i due materiali siano quelle relative alle file di punte in basso del provino.

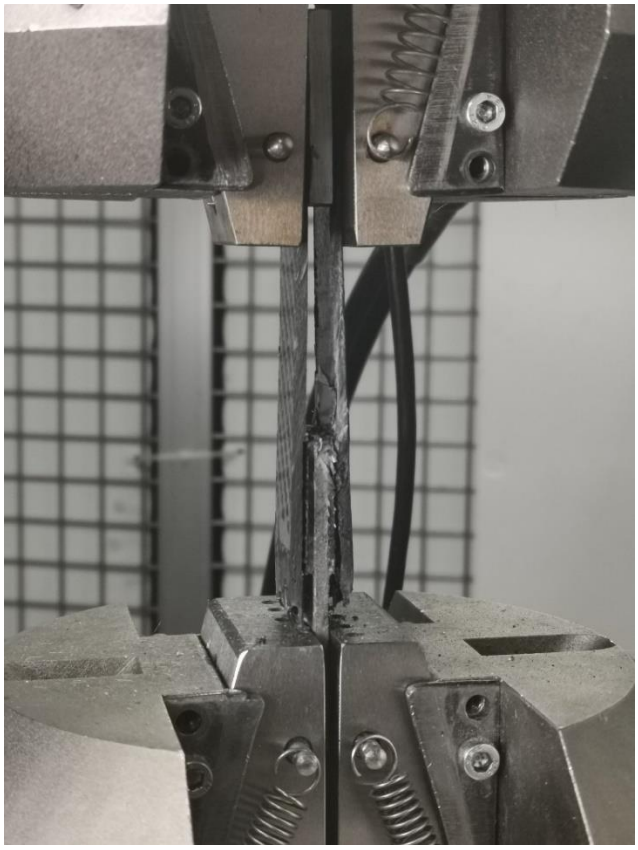


Fig. 3.30: scollamento del doppio giunto

Per completezza si riporta il grafico contenente l'andamento forza-spostamento del provino doppio, relativo all'intera prova di trazione (fig. 3.31).

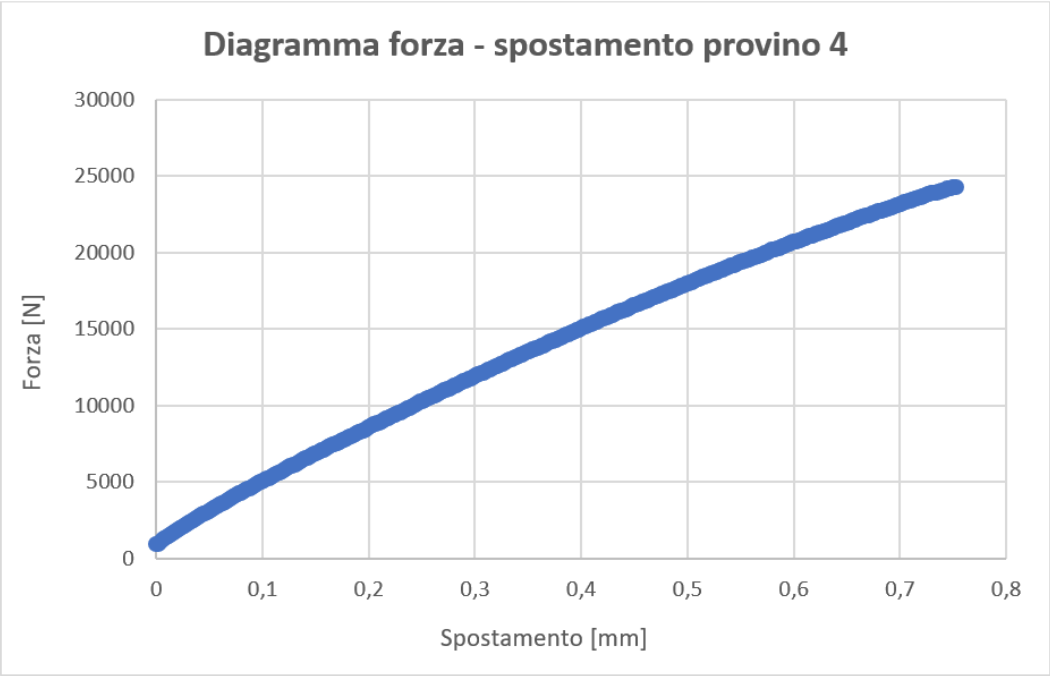


Fig. 3.31: grafico forza-spostamento del modello con doppio composito

Il grafico è caratterizzato da una relazione lineare tra le due variabili in esame, linearità che viene mantenuta quasi fino al carico massimo sopportato dal modello, 25000 N.

3.3.3 Diagrammi forza-spostamento sperimentali dell'intera struttura

Una volta consolidata la procedura di gestione della macchina a trazione da adottare si è proceduto alle prove di trazione delle varie tipologie di giunzioni. A differenza di ciò che è stato fatto per le tre strutture di prova, qui si è utilizzato uno spessore in materiale plastico di dimensioni 30x20x10 mm adagiato al composito. Si è adoperato questo nuovo spessore in quanto presenta uno spessore che permette un migliore annullamento del momento flettente ed è più semplice da gestire rispetto alla precedente sovrapposizione di più spessori metallici. Si sono inoltre modificate le distanze a cui sono state afferrate le estremità della struttura; in particolare si è deciso di afferrare la parte metallica ad una distanza di 30 mm dalla base e il composito ad una distanza di 50 mm a partire dalla faccia superiore del provino. All'interno dell'afferraggio superiore vi sono circa altri 50 mm di composito su cui si è adagiato lo spessore. Di conseguenza la struttura nella sua totalità presenta una lunghezza di 170 mm.

Durante l'esecuzione delle prove un apposito software registra su una tabella Excel i dati derivanti dalla trazione in macchina ovvero i valori di forza e spostamento registrati durante la prova. Si ottengono così tanti file Excel quanti sono i provini messi in trazione, ovvero sei per ogni tipologia di giunto. A questo punto, per ogni tipologia di punte, si è proceduto con la realizzazione di un grafico che contenesse al suo interno gli andamenti forza-spostamento registrati durante le prove dei sei provini. È bene precisare che nel rappresentare questi grafici si è prima annullato il precarico di compressione, che è comunque stato considerato. Si è infatti eseguita una traslazione della curva in modo che essa avesse inizio nell'origine degli assi senza perdere il dato relativo al precarico poiché la struttura subisce la sollecitazione ad esso relativa e dunque va considerato nell'analisi globale. Gli andamenti forza-spostamento per ogni tipologia di giunzione vengono riportati nelle figure seguenti.

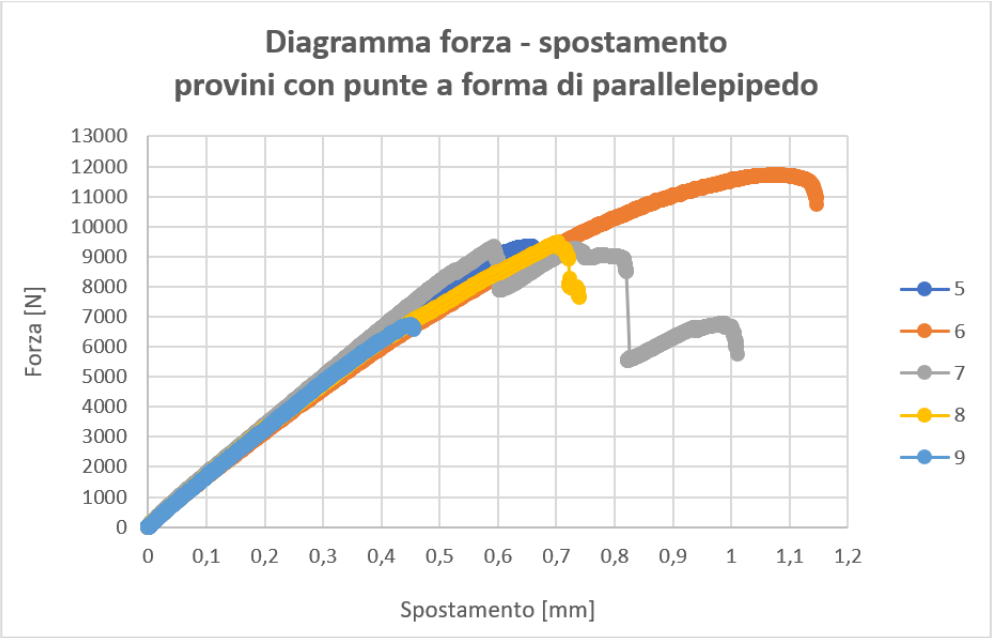
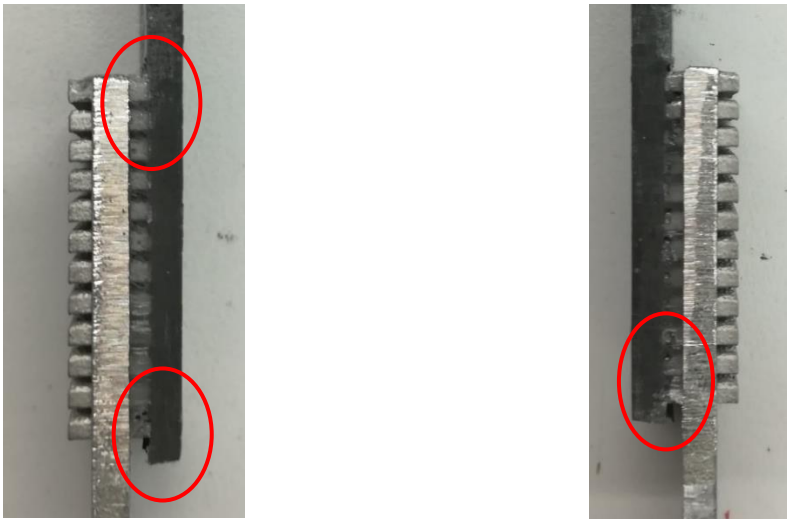


Fig. 3.32: diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte a forma di parallelepipedo

Prima di analizzare gli andamenti relativi a questa tipologia di punte, è giusto ricordare che sono stati analizzati solo 5 provini in quanto il provino 1, ha subito la rottura del componente in composito, durante la fase di presa delle ganasce. Tale provino, quindi, non è stato posto in trazione ma è servito per capire che è necessario l'utilizzo di spaziatori, tra composito e afferraggio della macchina. Per quanto concerne gli andamenti, sono visibili dei punti in cui il grafico crolla, in alcuni provini anche più di una volta durante l'intera prova, probabilmente coincidenti con la rottura di alcune fibre incastrate tra le punte metalliche, che genera anche degli scricchiolii udibili durante la trazione. Dal grafico (fig. 3.32), si nota inoltre come il tratto lineare elastico sia presente nei cinque andamenti e che sia ben sovrapposto per i diversi provini. Si osserva, poi, che il provino 6 mostra una zona pressoché lineare elastica decisamente più ampia degli altri provini; giunge, dunque, a snervamento per valori di spostamenti e forze superiori. Entrando nel dettaglio dell'analisi, il motivo per cui il provino 9 raggiunge un carico di rottura così basso, rispetto a tutti gli altri, è molto probabilmente legato al fatto che le sue punte risultano le meno penetrate nel composito, rispetto agli altri provini. In aggiunta a ciò, si è visto che, nella parte inferiore delle punte, sull'ultima fila, il composito non ricopre tali punte e la medesima imperfezione è presente nella prima fila in alto. Dalle riprese video delle prove, si nota che il

composito, in prossimità del carico di rottura, tende a staccarsi prima dalle punte presenti nelle file inferiori; di conseguenza, il distacco è avvenuto per carichi inferiori. Di seguito, vengono inserite due foto del provino 9 (fig. 3.33), per evidenziare l'imperfezione. I provini 5, 7 e 8 mostrano invece un carico di rottura alquanto simile, di circa 9000 N; questi tre provini hanno infatti delle punte parzialmente penetrate nel composito.



(a) (b)

Fig. 3.33: lato destro (a) e sinistro (b) del provino 9 con punte a forma di parallelepipedo

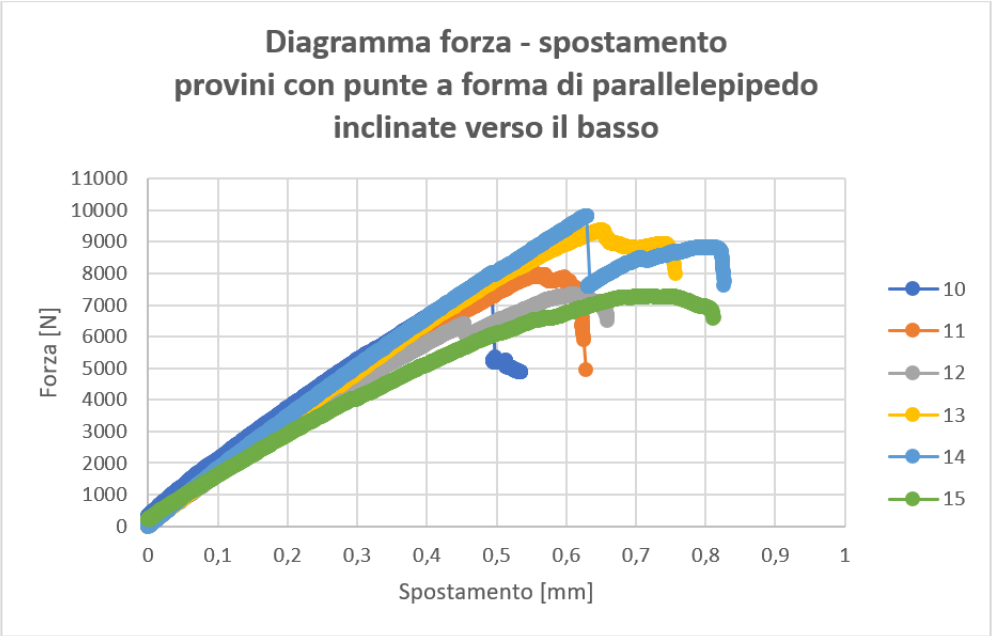


Fig. 3.34: diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso il basso

Dal grafico 3.34, si nota che il tratto lineare elastico è abbastanza sovrapposto nei differenti provini mentre presentano delle zone di snervamento differenti. Nel dettaglio, si è visto come il provino 15 abbia il carico di rottura più basso e ciò è probabilmente dovuto al fatto che le sue punte sono quasi del tutto non penetrate nel composito. Le prestazioni migliori si hanno con il provino 14; esso raggiunge il carico di rottura più alto, probabilmente perché presenta, erroneamente, uno strato di resina sulla prima fila di punte della controparte; ciò potrebbe aver contribuito a rinforzare la rigidezza del giunto stesso. Infine, il provino 13 mostra anche esso un alto carico di rottura perché presenta le file inferiori ben penetrate nel composito.

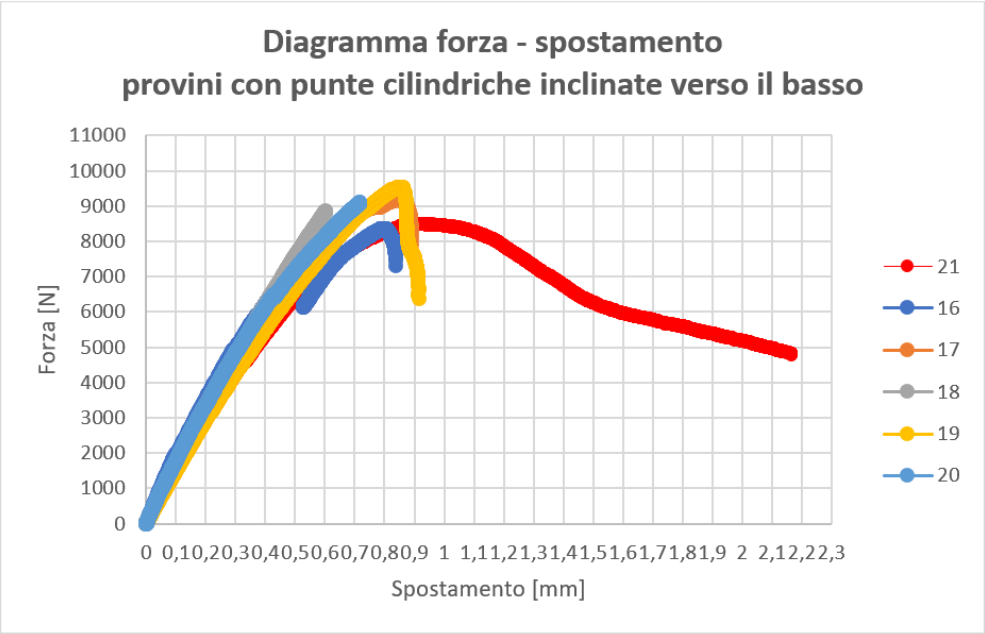


Fig. 3.35: diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte cilindriche inclinate verso il basso

Nella figura 3.35 spicca la curva rossa, caratterizzata da un andamento diverso dagli altri. Il provino 21 infatti non è giunto a rottura perché, una volta messo in trazione, scivolava all'interno degli afferraggi. Si è deciso di prenderlo comunque in considerazione poiché lo scivolamento è avvenuto in seguito alla zona elastica ovvero successivamente alla zona di interesse. Per poter confrontare meglio le curve dei differenti provini si aggiunge, qui di seguito (fig. 3.36), uno zoom relativo al solo tratto elastico lineare del diagramma.

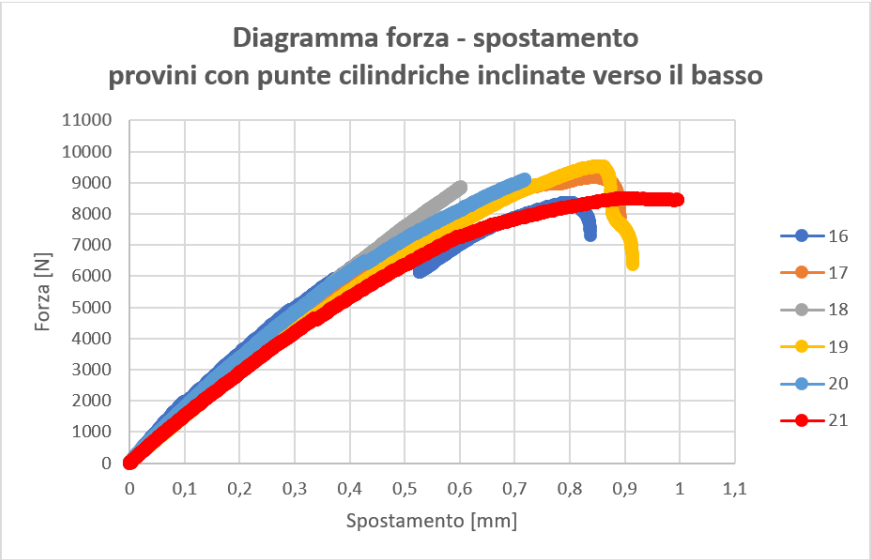


Fig. 3.36: zoom del tratto lineare del diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte cilindriche inclinate verso il basso

Le curve risultano essere abbastanza sovrapposte nel tratto lineare al contrario della zona di snervamento. Volendo analizzare nel dettaglio ogni singolo provino, si è visto che la differenza tra il carico di rottura minimo e quello massimo registrato è pari a circa 1000 N; ciò è dovuto probabilmente al fatto che, in questo caso specifico di tipologia di punte, i provini presentano tutti una penetrazione parziale all'interno del composito.

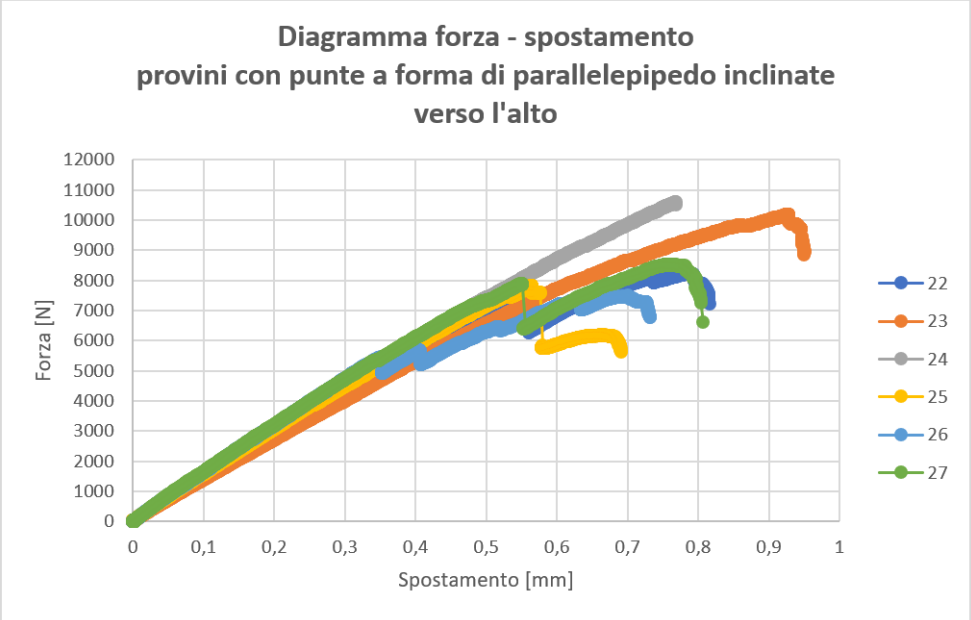


Fig. 3.37: diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte a forma di parallelepipedo inclinate verso l'alto

Dal grafico 3.37, si nota che il tratto lineare elastico è molto sovrapponibile tra i vari provini. Tra tutti spicca l'andamento registrato dal provino 23, in cui la zona lineare risulta decisamente più ampia; esso raggiunge valori di spostamento più elevati rispetto agli altri. I picchi di forza, invece, sono raggiunti dal provino 24. Nello specifico, il provino 23, avente carico di rottura più alto, in realtà, non presenta caratteristiche come penetrazione delle punte o planarità del composito che lo fanno spiccare rispetto agli altri provini; è probabile che le buone prestazioni meccaniche del suo giunto siano legate ad aspetti che si verificano a livello microscopico o in zone non raggiungibili a occhio nudo. L'andamento peggiore, del provino 26, è legato, probabilmente, a delle imperfezioni, ad esempio una lastra di composito storta e non parallela al provino ed una scarsa penetrazione delle punte, che giustificano il suo basso carico di rottura.

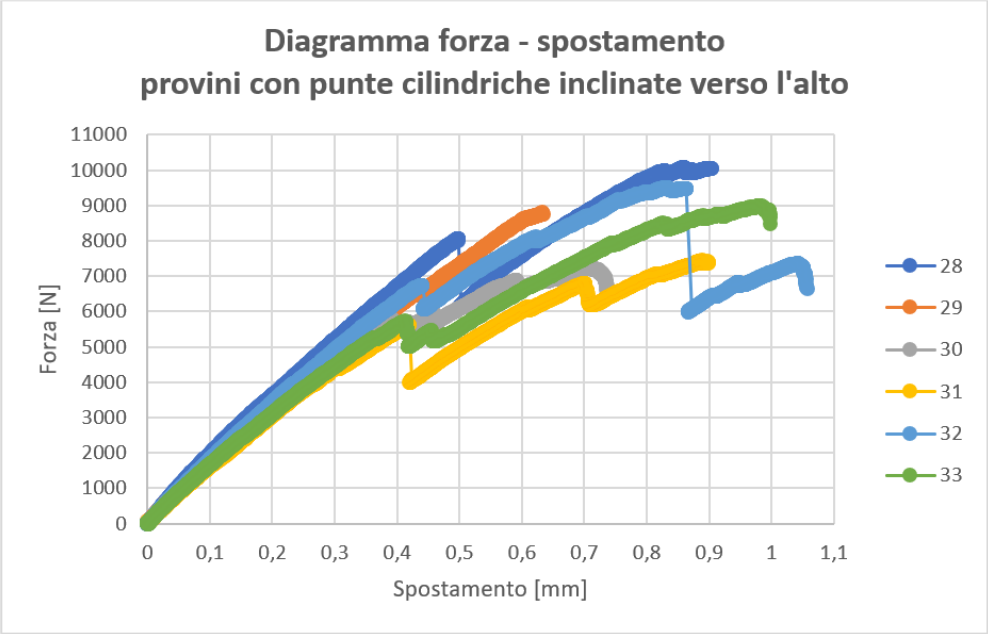


Fig. 3.38: diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte cilindriche inclinate verso l'alto

Il tratto lineare risulta, in questo caso, molto simile tra i vari provini e tutti presentano delle cadute e successive risalite della curva segno delle diverse rotture delle fibre in carbonio. In particolare, si è verificato che il provino 28 ha la migliore planarità del composito accompagnata da un'ottima penetrazione delle sue punte; motivi questi, probabili, per cui il suo andamento si dimostra tra tutti il migliore. La planarità del composito rispetto al provino metallico influisce molto,

soprattutto nei provini 30 e 31 dove si evidenzia un composito parecchio storto, che decrementa le prestazioni meccaniche, come si può notare nel grafico di figura 3.38.

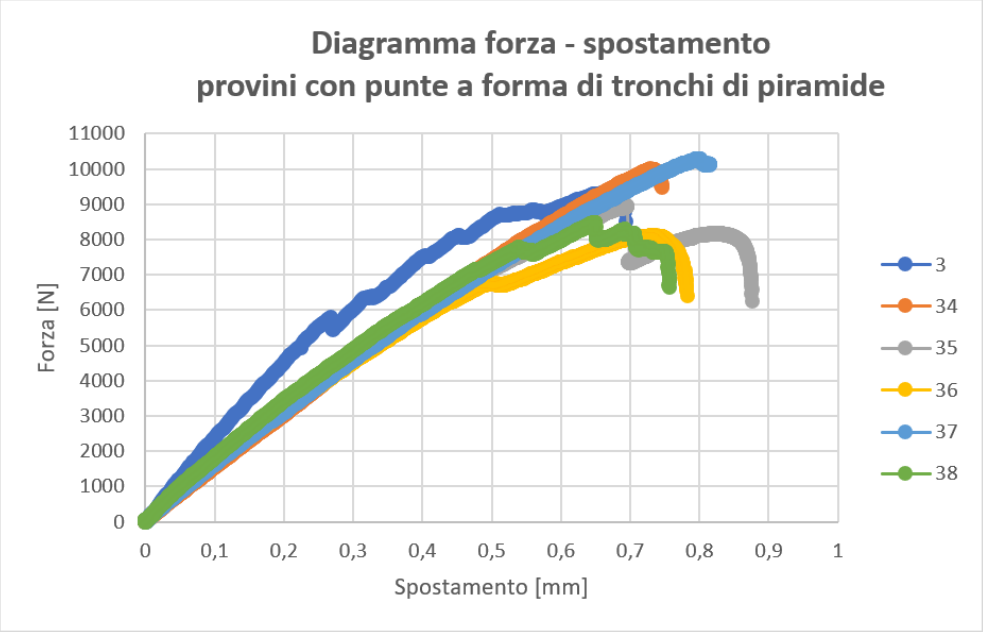


Fig. 3.39: diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte a forma di tronco di piramide

La curva blu di figura 3.39 salta subito all'occhio a causa della sua spiccata differenza rispetto alle altre. La motivazione risiede nel fatto che, in questo caso, sono stati utilizzati degli spaziatori di materiale e spessore differenti rispetto a quelli, successivamente, adottati per tutti gli altri provini; il provino 3, infatti, è uno dei quattro provini utilizzati nella prima fase di prova. I restanti provini, invece, presentano un tratto lineare elastico molto simile mentre registrano una piccola zona di snervamento per valori di carichi e spostamenti differenti. Anche per questa tipologia di punte, sebbene ci siano carichi di rottura differenti per ogni provino, visivamente non si sono riscontrate delle imperfezioni così marcate da comportare una spiccata differenza nei risultati.

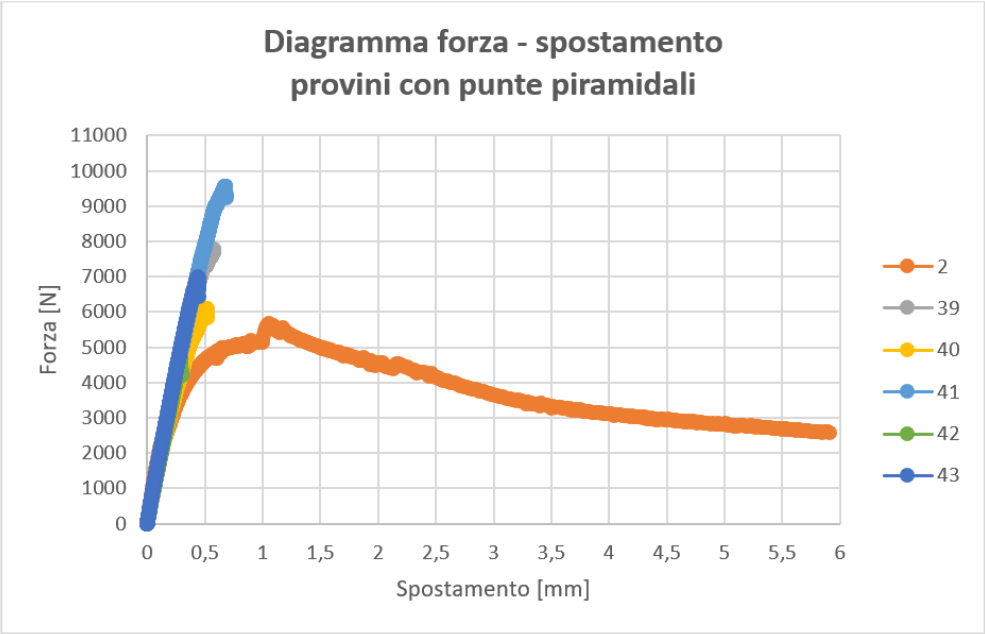


Fig. 3.40: diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte piramidali

Ciò che si evidenzia in figura 3.40 è la sostanziale diversità della curva arancione. Il provino 2 è infatti uno dei quattro provini di test. A causa della netta differenza dei risultati associati a questo provino, si terrà conto solo del primo tratto del diagramma corrispondente alla zona elastica. Per visualizzare meglio gli andamenti dei provini, è stato realizzato un secondo grafico (fig. 3.41) in cui è stato eseguito uno zoom relativo alla sola zona lineare elastica.

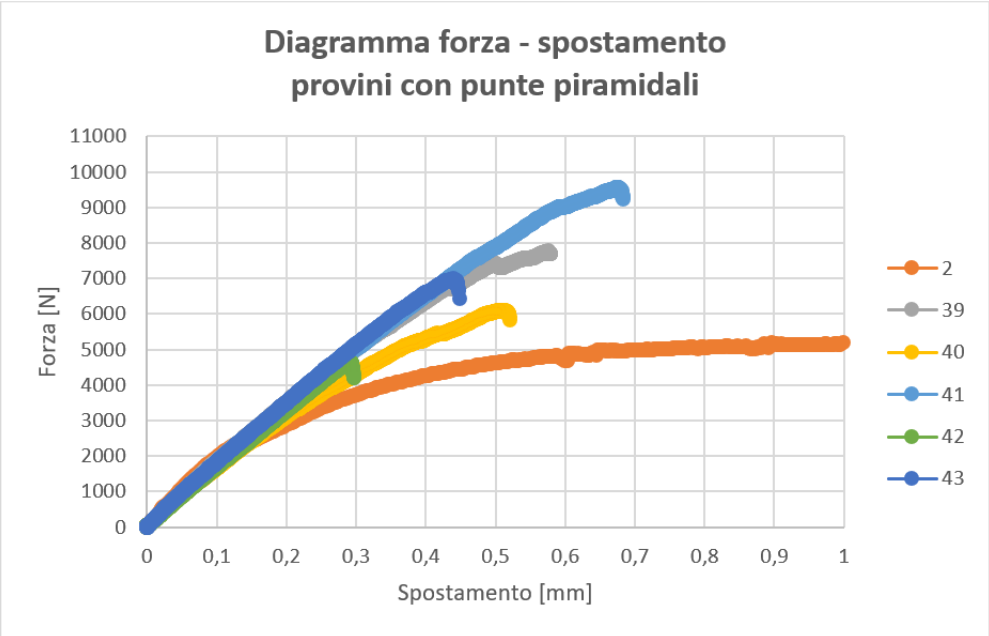


Fig. 3.41: zoom del tratto lineare del diagramma forza-spostamento sperimentale del provino con punte piramidali

Facendo particolare attenzione al modulo del carico di rottura massimo raggiunto da ogni provino, si nota che, in media, tale valore si aggira intorno ai 6000 o 7000 N; è probabile che un valore così basso, rispetto a quelli raggiunti dalle altre tipologie di punte, sia legato al fatto che, durante la realizzazione del composito, si siano inserite a mano solo le fibre in direzione perpendicolare a quella del carico; la motivazione di tale scelta è legata all'enorme difficoltà di posizionamento delle fibre in entrambe le direzioni causata dalla mancanza di vuoti tra le punte stesse. Poiché però è risaputo che le fibre poste in direzione di applicazione del carico non svolgono un ruolo fondamentale nel miglioramento delle proprietà meccaniche, è più probabile che questa giunzione raggiunga un carico minore di rottura a causa del basso interessamento delle fibre nella tenuta. Come si osserva in figura 3.42 infatti le punte piramidali, avendo delle facce laterali di notevole inclinazione, lasciano scivolare le fibre, pertanto la perdita di adesione tra i due materiali deriva da uno scollamento piuttosto che dalla rottura delle fibre di carbonio.

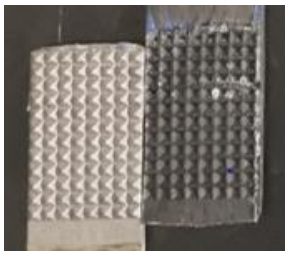


Fig. 3.42: scollamento dei materiali nel caso del provino con punte piramidali

Correlando i risultati delle prove di trazione con le fotografie di tutti i provini, si è cercato di definire le variabili che influenzano le prestazioni meccaniche finali del giunto. Le giunzioni risultate meno efficienti presentavano:

- scarsa planarità del composito rispetto al provino metallico;
- basso livello di penetrazione delle punte nel composito;
- possibili zone caratterizzate da distacchi tra composito e punte, precedenti la trazione, soprattutto in prossimità delle file inferiori dei provini;
- presenza di imperfezioni o verificarsi di imprevisti durante la creazione del composito e la sua successiva trazione.

Al fine di confrontare tra di loro le giunzioni, si è realizzato un istogramma (fig. 3.43), contenente i carichi massimi raggiunti da ogni provino, raggruppati a seconda della forma caratteristica.

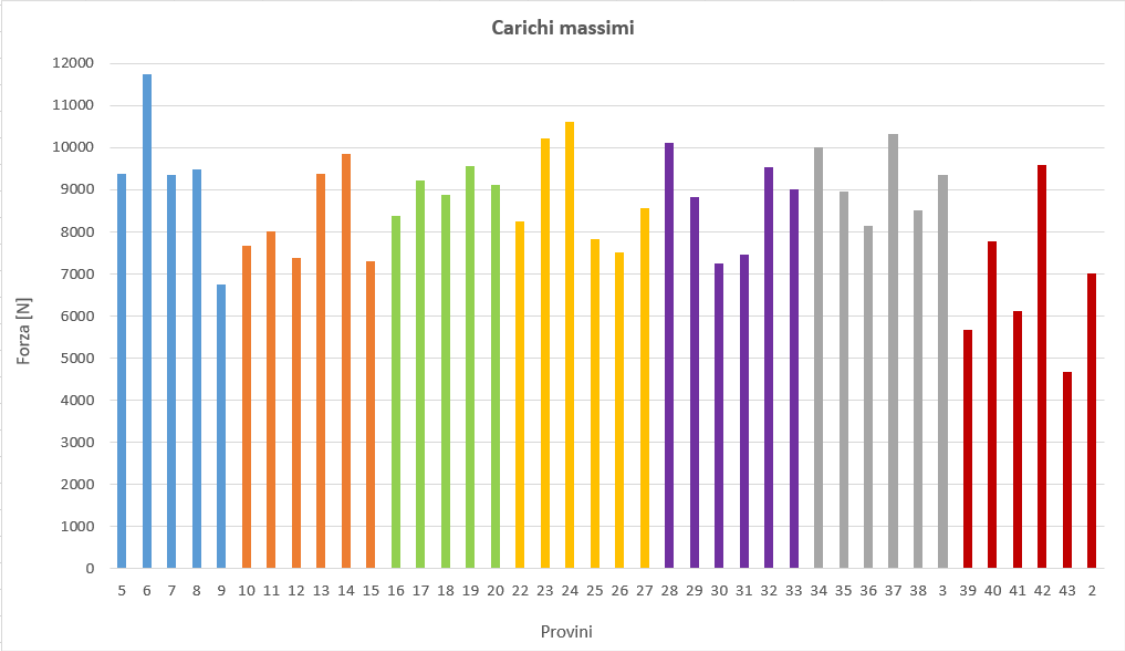


Fig. 3.43: carichi massimi raggiunti dalle strutture in trazione

Si è pensato, inoltre, di mediare i carichi massimi relativi ad ogni punta così da poter meglio confrontare tra loro le varie tipologie di giunti. I dati ottenuti sono mostrati nel seguente istogramma (fig. 3.44), inserendo anche la varianza relativa:

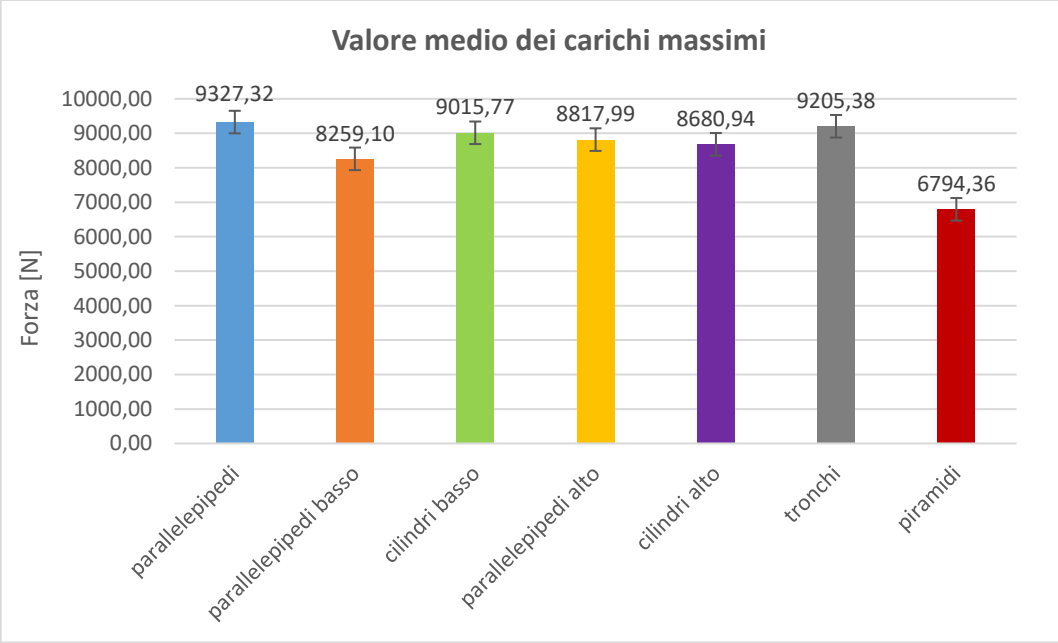


Fig. 3.44: istogramma del valore medio dei carichi massimi dei provini

Dall'istogramma è immediato il confronto dei carichi mediamente registrati sui provini con punte di varie forme testati: le piramidi, presentano il carico a rottura più basso per le motivazioni descritte in precedenza mentre i valori più alti di carico si ottengono con i parallelepipedi, seguiti dai cilindri inclinati verso il basso e dai tronchi di piramide. Ciò che si nota tuttavia è la marcata similitudine tra gli andamenti e i carichi raggiunti dai vari provini; prima di eseguire le prove si era ipotizzato che si sarebbero ottenuti risultati significativamente diversi tra le varie tipologie di giunzione ma le prove hanno condotto a confutare l'ipotesi iniziale.

3.3.4 Valutazione delle rigidezze dei giunti

Al fine di eseguire un confronto tra le diverse tipologie di giunzioni, si sono calcolati i moduli elastici a partire dai diagrammi forza-spostamento ottenuti con le prove di trazione. Si è proceduto, come per le lastre di composito, applicando il metodo della regressione lineare anche detto dei minimi quadrati, tramite il quale si è ricavata la retta, passante per l'origine, che meglio interpola i dati per ciascuna tipologia di provino. Per tutte le curve è stato stimato il coefficiente di determinazione, il quale è risultato molto vicino all'unità, con valori non inferiori a 0.98, a conferma della buona riuscita dell'operazione di fitting. Successivamente si è determinato il coefficiente angolare medio tra le rette interpolanti dei sei provini, al fine di trovarne soltanto una che rappresentasse l'andamento del tratto lineare elastico. Si riportano, qui di seguito, i diagrammi forza-spostamento, suddivisi per tipo di giunto, contenenti gli andamenti dei singoli provini, le relative rette interpolanti e quella derivante dalla media dei loro coefficienti angolari. Con il colore blu viene evidenziata la retta descrittiva del tratto lineare elastico del diagramma forza-spostamento per ciascuna tipologia di provino. Essa, come si evince dai grafici, rappresenta bene il comportamento elastico della struttura e può quindi essere impiegata per effettuare un confronto con la relazione forza-spostamento dedotta dalle simulazioni numeriche.

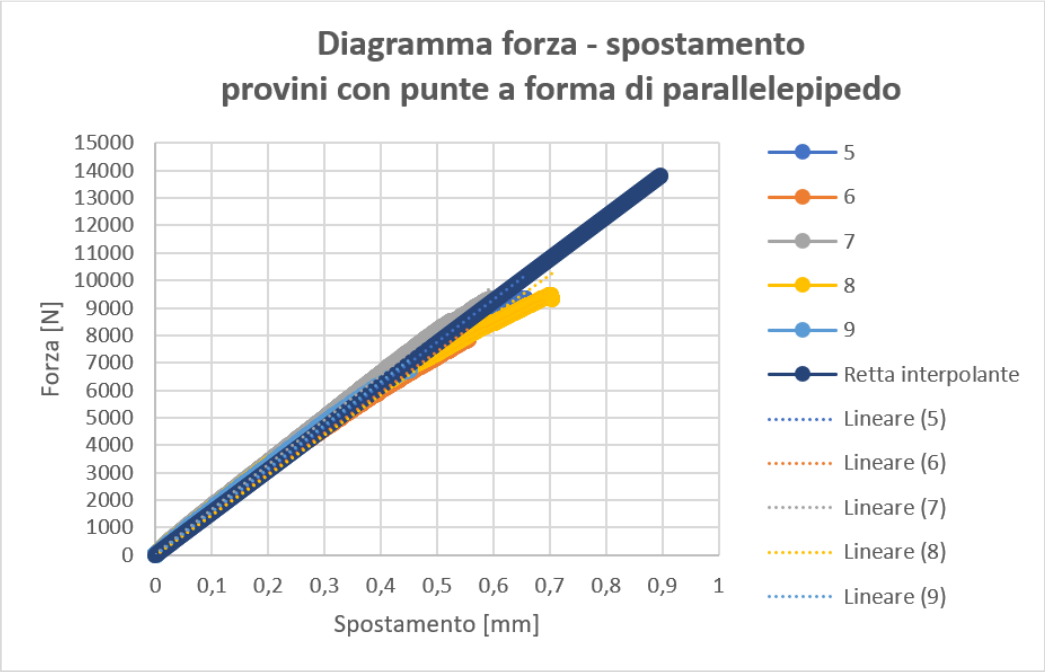


Fig. 3.45: diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte a forma di parallelepipedi

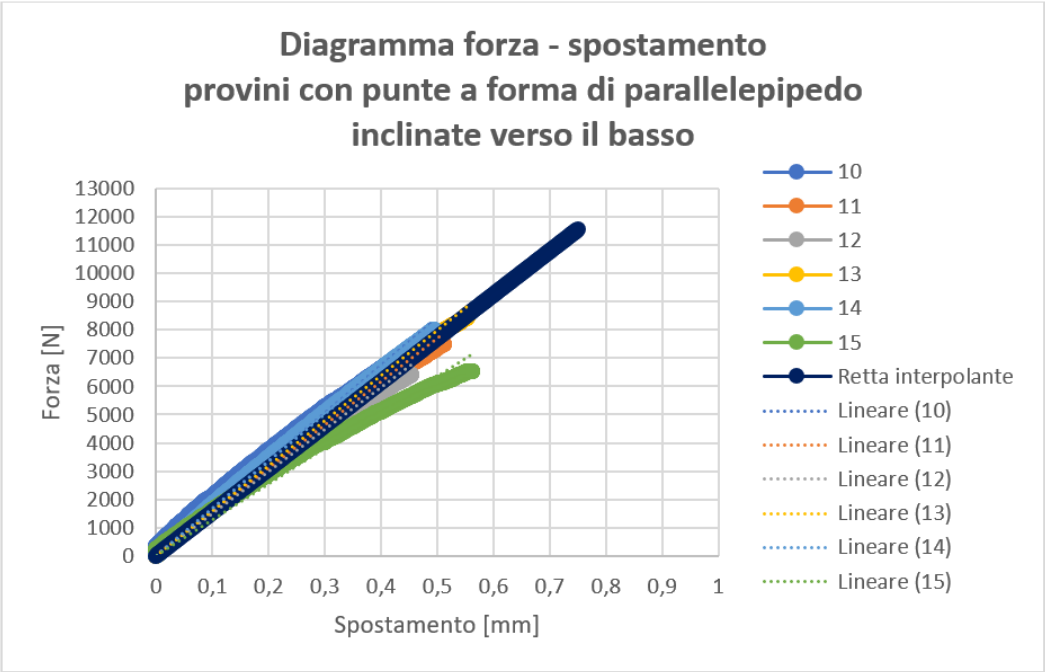


Fig. 3.46: diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte a forma di parallelepipedi inclinati verso il basso

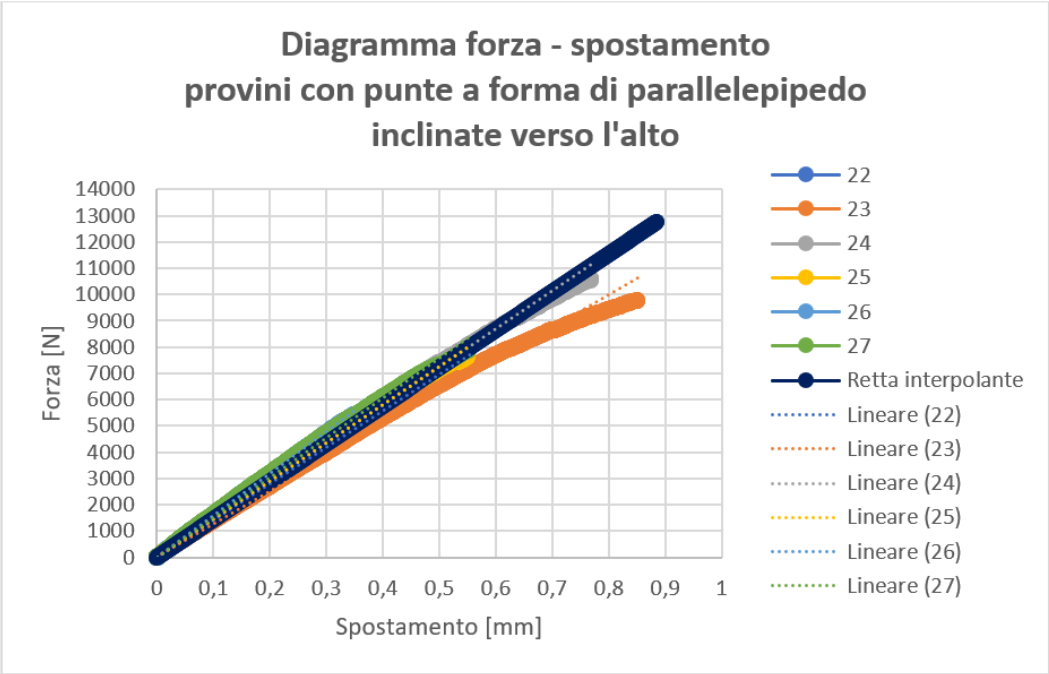


Fig. 3.47: diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte a forma di parallelepipedi inclinati verso l'alto

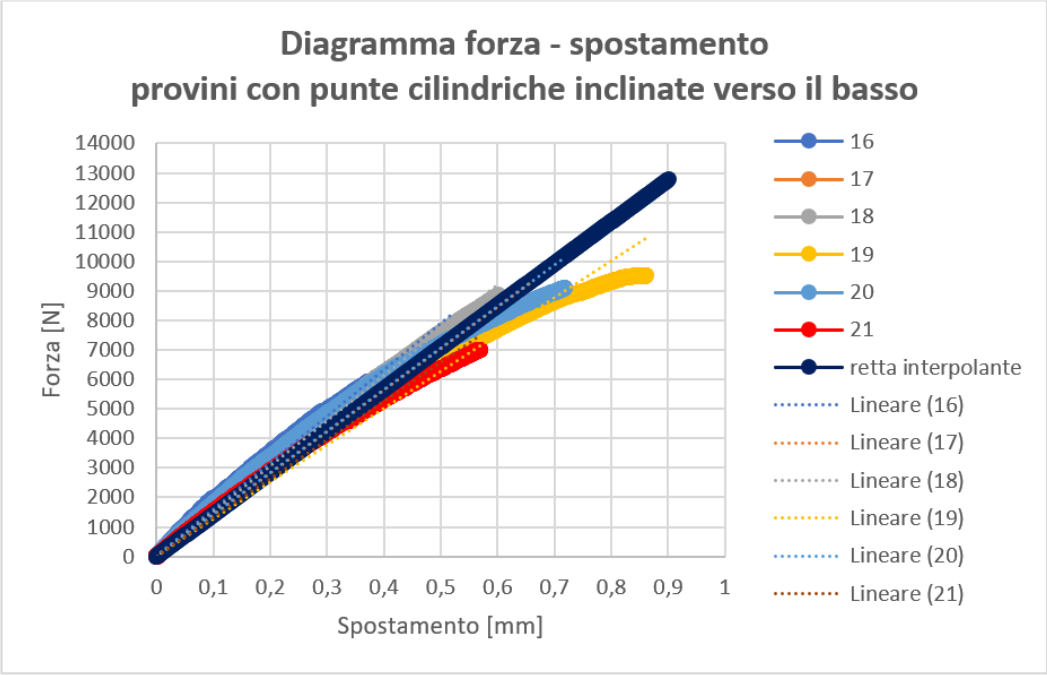


Fig. 3.48: diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte cilindriche inclinate verso il basso

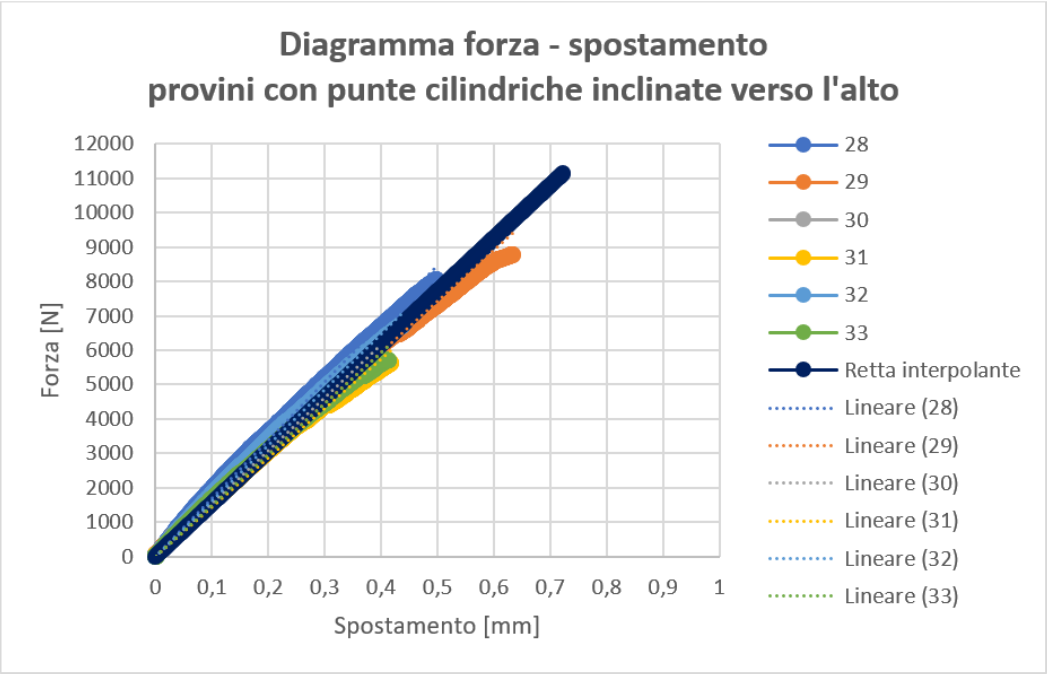


Fig. 3.49: diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte cilindriche inclinate verso l'alto

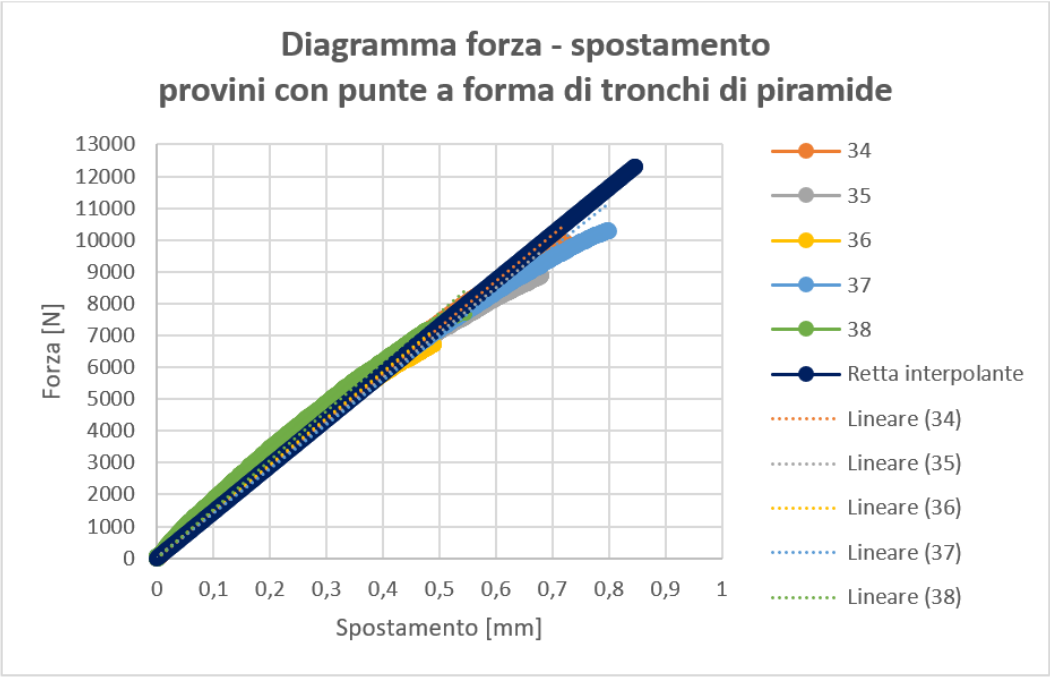


Fig. 3.50: diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte a forma di tronchi di piramide

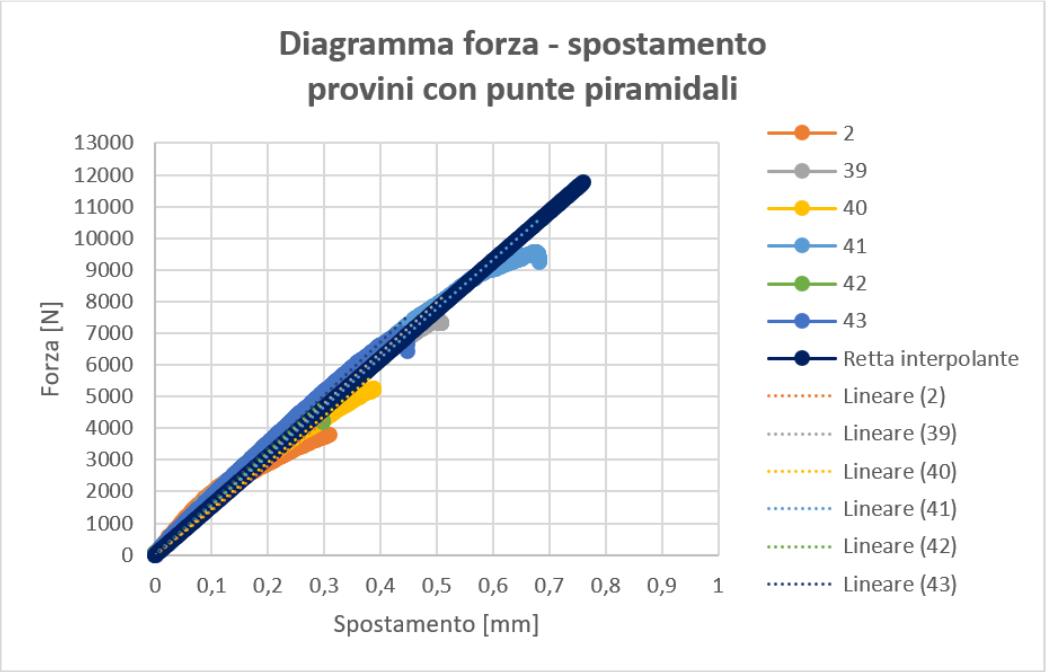


Fig. 3.51: diagramma forza-spostamento con retta interpolante del provino con punte piramidali

Con lo scopo di effettuare nuovamente un confronto tra le varie giunzioni è stato costruito un grafico (fig. 3.52) contenente le sette rette interpolanti. Dalla spiccata sovrapposizione delle linee si ha un'ulteriore conferma della inaspettata somiglianza dei risultati ottenuti con provini con punte di diversa geometria.

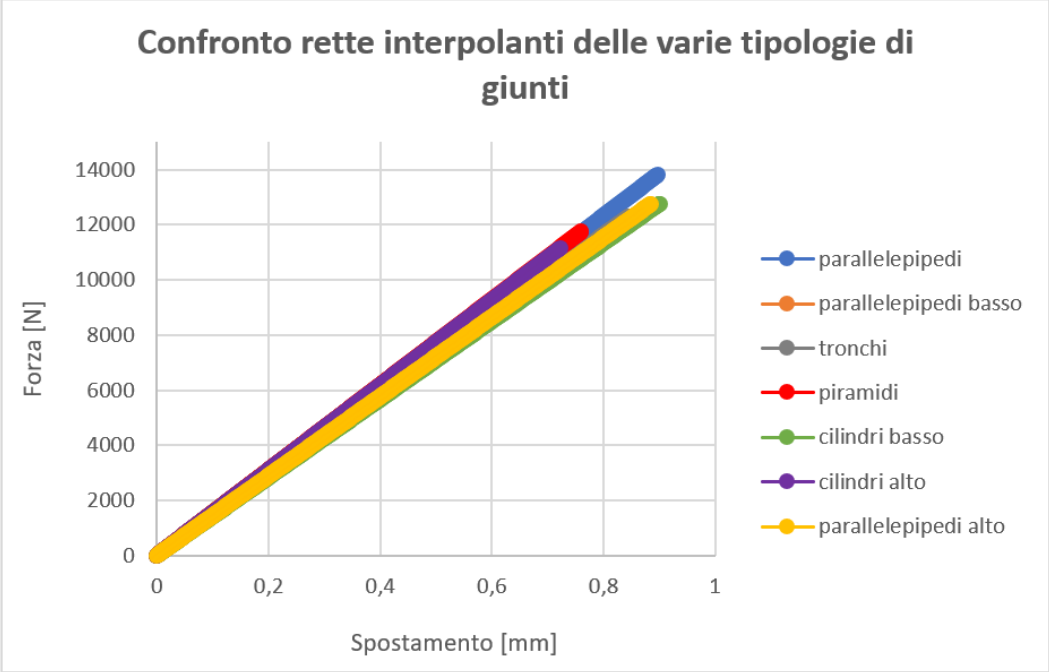


Fig. 3.52: diagramma forza-spostamento di confronto tra varie le rette interpolanti

Al fine di osservare meglio le differenze tra le rette viene proposto uno zoom del precedente diagramma (fig. 3.53). Da qui è possibile osservare la presenza di due gruppi di rette con due diverse inclinazioni.

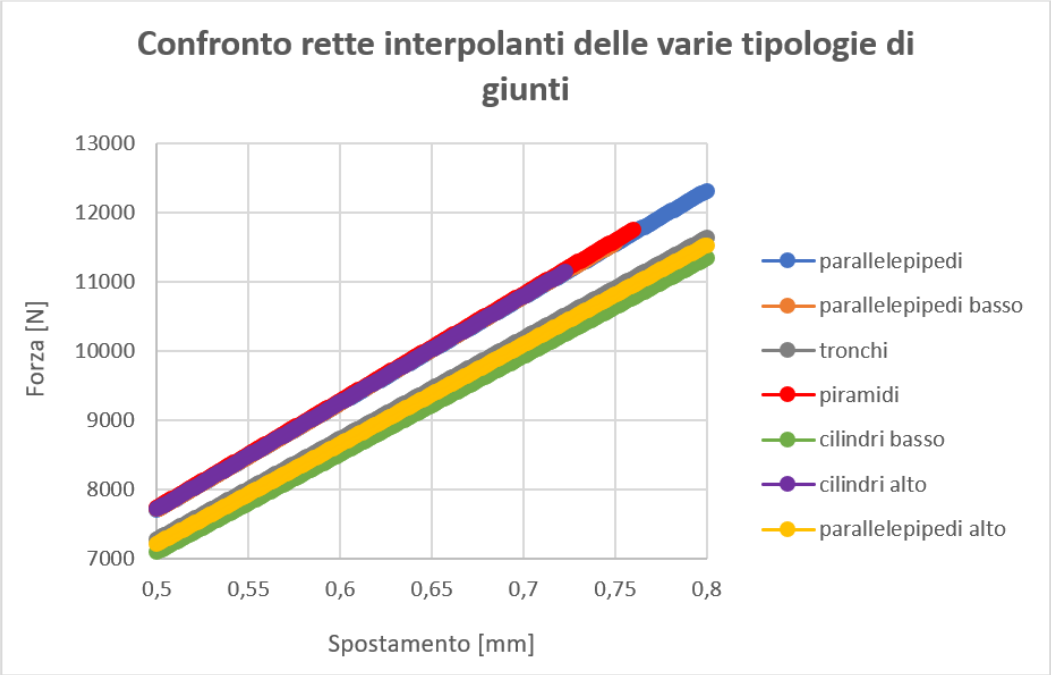


Fig. 3.53: zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra le varie rette interpolanti

La suddivisione comprende, da una parte, i provini con punte cilindriche inclinate verso il basso, i tronchi di piramide e i parallelepipedi rivolti verso l'alto e, dall'altra, le restanti tipologie. La situazione è inaspettata perché i provini con punte a forma di tronchi di piramide si distanziano dalle geometrie più simili, ovvero piramidi e parallelepipedi, e si manifesta una similitudine tra i cilindri verso il basso e i parallelepipedi verso l'alto. Si può inoltre porre un'ulteriore attenzione sulle punte piramidali, le quali mostrano il coefficiente angolare maggiore e le punte con cilindri rivolti verso il basso che, al contrario, risultano quelli con l'inclinazione minore.

Una volta ottenuta l'equazione delle suddette rette è possibile, scegliendo un punto qualunque appartenente ad esse, calcolare i valori di tensione e deformazione. In particolare, si calcola il rapporto tra la coordinata y del punto scelto, che è un valore di forza, e l'area su cui è distribuito il carico, ovvero 60 mm^2, e si calcola il rapporto tra la coordinata x del punto scelto, che è un valore di spostamento, e la lunghezza iniziale della struttura ovvero 90 mm. Si ottengono così i valori di tensione e deformazione. Dal rapporto tra queste due grandezze si ricava il modulo

di Young indicativo della rigidezza della giunzione. È stato realizzato un istogramma rappresentante le rigidezze dei vari giunti, così da poter eseguire un confronto.

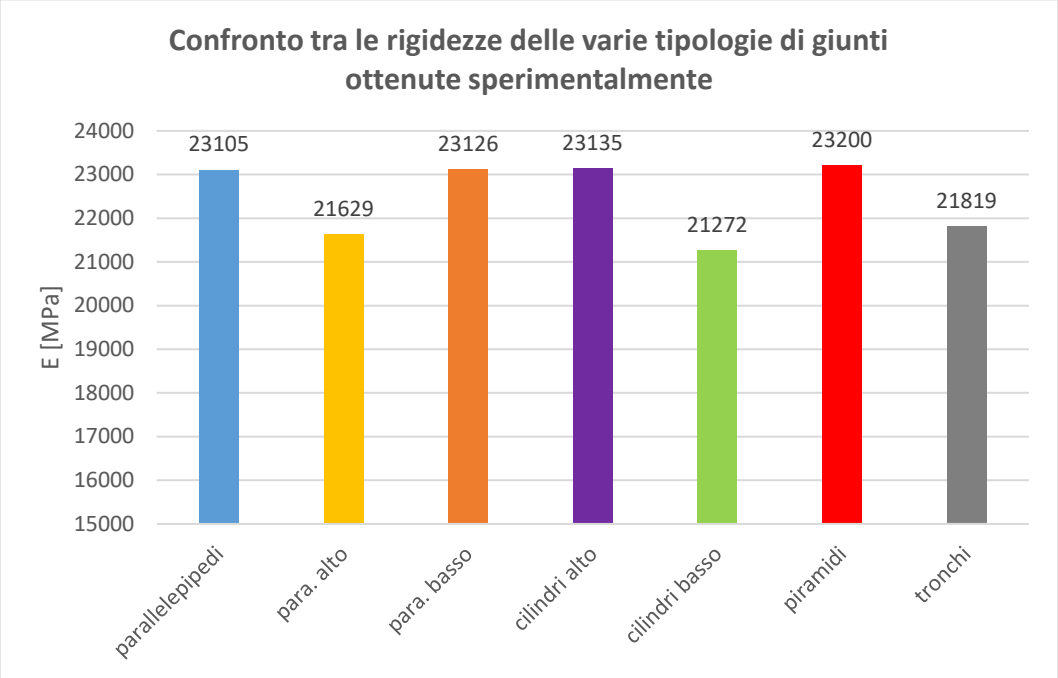


Fig. 3.54: confronto delle rigidezze dei vari giunti

Dalla figura 3.54, si nota immediatamente come le rigidezze siano pressoché tutto simili fra di loro. Il provino con punte piramidali mostra la più alta rigidezza del giunto, una rigidezza così elevata è, probabilmente, da ricondurre alla migliore penetrazione delle punte nel composito riscontrabile per tutte le strutture caratterizzate da punte di questa forma. Si suppone, dunque, che tra le punte fossero presenti, non solo le fibre disposte manualmente, ma anche quelle derivanti dagli strati di tessuto, costituenti il composito sovrastante che contribuisco all'aumento della rigidezza. Si tratta sempre di supposizioni, in quanto sono presenti tanti fattori, nell'ambito sperimentale, che portano a un certo grado di incertezza dei dati ottenuti. Tra questi si può menzionare la causa più significativa ovvero la non perfetta ripetibilità del processo manuale e tutte le imperfezioni che essa comporta.

3.4 Valutazione dell'efficacia delle giunzioni prodotte

Si desidera ora trarre le conclusioni sulle prove sperimentali di tenuta a taglio delle giunzioni tra composito e metallo realizzate. La prima cosa che si nota, osservando i dati relativi alle prove, è la loro inaspettata somiglianza al variare della geometria delle punte metalliche del provino. Ciò potrebbe voler significare che le giunzioni presentano tutte la medesima efficacia oppure che la prova è stata svolta in modo da non poter valutare l'influenza della forma delle punte nel mantenimento dell'adesione. Entrambe le ipotesi sono perseguibili. La ragione per cui si ottengono risultati simili tra le varie giunzioni potrebbe essere dovuta al fatto che le punte sono caratterizzate da geometrie differenti ma tra loro simili per forma e dimensioni. Si pensa però che la motivazione della similarità degli andamenti forza-spostamento sia da ricercare nelle scelte di produzione del giunto. A giunzione avvenuta si è scelto infatti di resecare il composito lateralmente in modo che esso avesse una larghezza di 20 mm uguale a quella del provino metallico e ciò potrebbe aver notevolmente decrementato la capacità del materiale composito di resistenza alla trazione. L'utilizzo di fibre di lunghezza maggiore o comunque tagliate con strumenti appositi avrebbe permesso di ottenere giunzioni più efficaci e maggiori differenze dei dati sperimentali a seconda della tipologia di provino impiegato. Avendole tagliate a filo, invece, esse tendono a cedere e staccarsi più facilmente. Questa situazione, inoltre, non si verifica nelle possibili applicazioni di questi giunti poiché si hanno solitamente zone estese di composito connesse a superfici più contenute di metallo. Per validare tale ipotesi, sarebbe auspicabile effettuare una serie di prove senza resecare lateralmente il composito. Volendo scegliere la tipologia di punta che meglio garantisce il mantenimento dell'adesione tra metallo e composito si è costruito un diagramma che pone a confronto le rigidezze delle diverse giunzioni e i relativi carichi di rottura (fig. 3.55). Benché i risultati siano tutti simili tra loro, dal grafico si evince che il carico più alto viene raggiunto dai provini con punte a forma di parallelepipedo, i quali hanno anche una rigidezza tra le più elevate. Pertanto, si è decretato che sia questa la geometria più funzionale.

Fig. 3.55: confronto delle diverse giunzioni

Il numero di prove eseguite per ciascuna tipologia di provino è contenuto quindi non permette di analizzare nel dettaglio se comportamenti anomali si ripetono in più provini o se sono dovuti ad una specifica variabile produttiva. Per rendere l'analisi statisticamente più rilevante occorrerebbe effettuare un maggior numero di test. Al fine di determinare la bontà delle nuove giunzioni non è sufficiente valutarne la tenuta a taglio mediante macchina a trazione ma occorre eseguire tutti i test necessari previsti dalle normative.

In seguito a queste considerazioni, si desidera comunque comprendere se l'utilizzo di lavorazioni superficiali del metallo possano permettere un notevole miglioramento nell'ottenimento di giunzioni con il materiale composito a fibra di carbonio. Per fare ciò è necessario confrontare i risultati ottenuti in termini di resistenza a taglio con le più tradizionali giunzioni meccaniche e incollate delle quali si vuole trovare un sostituto a causa delle loro innumerevoli problematiche. Sarebbe inoltre utile confrontare i risultati con quelli derivanti dall'impiego di un provino liscio, privo di punte, per determinare quanto l'inserimento di punte metalliche migliori la tenuta a taglio del giunto, cosa che non è stato possibile verificare in questo lavoro. Dagli studi presenti in letteratura sulle giunzioni meccaniche e incollate tra metallo e CFRP è possibile eseguire un paragone con la nuova tipologia di giunzione ideata al fine di

determinarne l'efficacia. In particolare, si è deciso di mettere a confronto i carichi massimi raggiunti dai giunti. Per agevolare il confronto si è costruito l'istogramma rappresentato in figura 3.55.

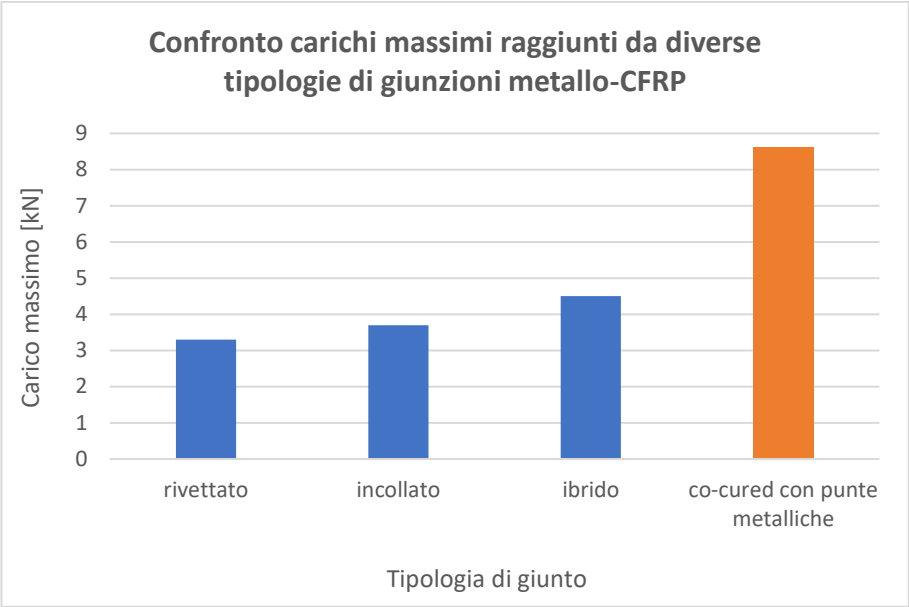


Fig. 3.56: confronto tra i carichi massimi raggiunti dalle giunzioni tradizionali e i nuovi giunti realizzati

I dati relativi alle giunzioni tradizionali (giunti rivettati, giunti incollati mediante adesivi e giunti ibridi ovvero rivettati e rinforzati con adesivi) sono stati ricavati da una review del 2017 il cui obiettivo è comparare l'efficacia delle giunzioni tra metallo e CFRP abitualmente impiegate. Tale studio è rilevante poiché sottopone le giunzioni ad uno sforzo di taglio, mediante prove di trazione di strutture metallo-composito similari a quelle adoperate per la realizzazione del nuovo tipo di giunto in questione. Sono presenti delle differenze, prima tra tutte l'utilizzo di alluminio come componente metallica al posto dell'Inconel625, ma non sono tali da considerare irrilevante il paragone. Dal grafico è chiaro che la giunzione studiata, ottenuta durante la produzione del composito e rinforzata dalla presenza delle punte, permette di raggiungere carichi massimi decisamente superiori rispetto ai giunti tradizionali. I giunti *co-cured* con punte metalliche presentano in media circa 9 kN come carico massimo a fronte dei circa 5 kN raggiunti dalle giunzioni tradizionali, ovvero le forze a cui possono essere sottoposti sono quasi di doppia entità [39][40]. Dunque, nonostante tutti gli errori che sono stati eseguiti in questa prima fase di ricerca,

si nota che queste giunzioni possono comportare delle migliorie notevoli nel mantenimento dell'adesione tra metallo e composito. La produzione manuale è infatti affetta da numerose imprecisioni come il non sufficiente mescolamento della resina, l'asciugatura in un ambiente senza controllo di umidità, pressione e temperatura, piani di lavoro non adatti, ecc. Producendo il composito con specifici utensili e prestando maggiore attenzione alla procedura di creazione della giunzione aumenterebbe ancora di più la potenzialità di questi giunti. È bene precisare che questo lavoro è agli albori, ovvero sono molti gli studi che si possono sviluppare per apportare delle migliorie. Si potrebbero progettare dei provini con punte di forma ma soprattutto dimensioni diverse, si potrebbero impiegare tessuti di carbonio di diversa natura, esaminare l'influenza della rugosità superficiale del metallo nell'adesione o le migliorie prodotte dal sottoporre il metallo ad un trattamento termico, si potrebbe cambiare tipologia di metallo e di prova sperimentale, ecc. Ciò che però si è dimostrato con questo lavoro di tesi è l'elevata potenzialità che possiedono questi nuovi giunti *co-cured,* giunti che, oltre ad essere risultati efficaci, cercano di risolvere alcune problematiche delle tecniche tradizionali tra cui i costi elevati. Aggiungendo poi che il componente metallico è stato stampato mediante AM, il giunto risulta ancora più interessante per tutti i benefici che tale lavorazione comporta.

Capitolo 4

Modello numerico FEM per simulare la giunzione metallo-composito

Si desidera costruire un modello FEM che permetta di simulare il comportamento meccanico a taglio delle giunzioni metallo-CFRP senza necessità di eseguire prove distruttive. Lo scopo è quindi di trovare un modello numerico che consenta di ottenere curve forza-spostamento, relative al tratto lineare elastico, che ricalchino quelle ottenute sperimentalmente mediante prove a trazione. Il passaggio successivo riguarda la ricerca di un ulteriore modello efficace per rappresentare le giunzioni analizzate senza l'esigenza di inserire le punte metalliche che rendono più complesse le simulazioni numeriche. Un modello di questo tipo risulterebbe infatti di elevata utilità quando la giunzione viene adottata per una specifica applicazione. La simulazione nei casi applicativi è già impegnativa a livello computazionale a causa dei componenti formanti la struttura di interesse e non può essere ulteriormente complicata dalla presenza delle punte metalliche della giunzione.

4.1 Modello a due volumi con punte metalliche

Siccome, a differenza del pensiero originario, si sono eseguite prove a trazione con un solo volume di composito, è necessario costruire un modello che non presenti più due componenti

in CFRP, come invece è stato descritto nel capitolo 2, ma che rispecchi maggiormente la realtà sperimentale. Da qui deriva la necessità di realizzare dei nuovi CAD per le sette diverse giunzioni, come quello mostrato a livello esemplificativo in figura 4.1, relativo al provino con punte piramidali. Il modello ora adoperato, definito, per semplicità, "modello a due volumi", è appunto costituito da due differenti componenti: il primo è il provino metallico dotato di punte e il secondo corrisponde al composito. A causa dell'assenza di simmetria e per rendere le simulazioni immediatamente confrontabili con i risultati sperimentali, si è deciso ora di simulare interamente il modello e non più la sua quarta parte. Ciò produce un innalzamento dei tempi computazionali che risultano comunque accettabili.

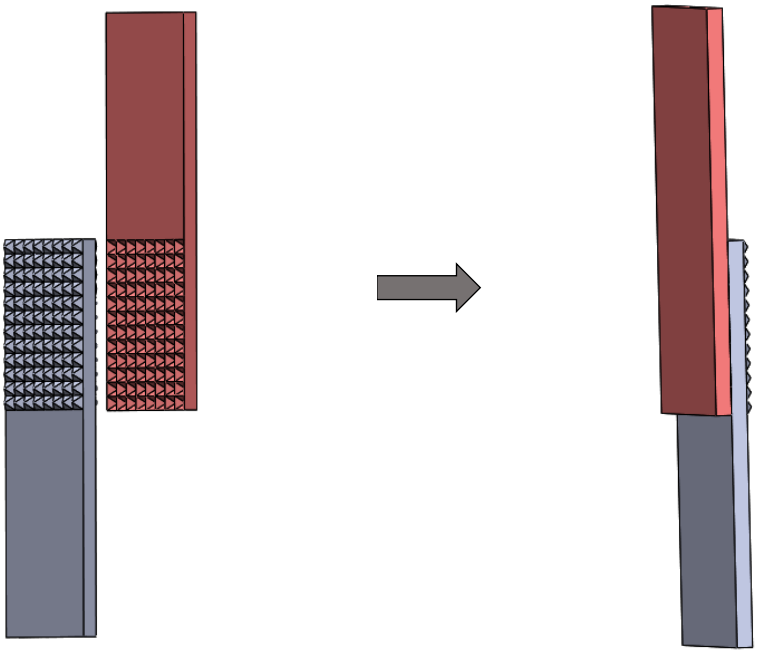


Fig. 4.1: modello CAD a due volumi dei provini con punte piramidali

Dalle registrazioni video dei test a trazione si è inoltre osservata la presenza di una componente di momento flettente; l'utilizzo di uno spessore di materiale plastico all'interno dell'afferraggio quindi ne diminuisce l'entità ma non lo elimina completamente. È importante dunque tenere in considerazione la presenza del momento flettente nelle simulazioni numeriche per rimanere fedeli a ciò che realmente accade. Si è pertanto modificato il sistema di vincoli, si sono eliminati i carrelli sulle facce laterali del metallo e del composito, precedentemente inseriti per simulare una trazione pura. Ora la struttura risulta incastrata alla base inferiore del provino metallico e

caricata con una forza distribuita sulla faccia superiore del composito (fig. 4.2). Le caratteristiche del mesh sono rimaste inalterate ovvero si sono impiegati elementi solid92 di lato 0.75 mm.

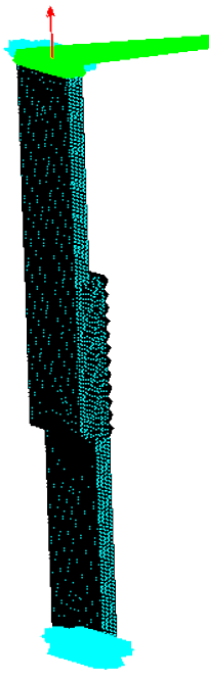


Fig. 4.2: sistema di carichi e vincoli

Si è apportato un ulteriore miglioramento che riguarda i moduli elastici del materiale composito. Grazie alle prove di trazione dei componenti in composito in fibra di carbonio, si è ricavato il modulo elastico relativo allo specifico materiale realizzato in laboratorio. È risaputo che le proprietà dei compositi dipendono fortemente da come essi vengono realizzati e dai componenti che li formano, pertanto utilizzare i valori di moduli di Young riportati in letteratura potrebbe portare a risultati affetti da elevati errori. In questo caso il modulo elastico del composito prodotto è risultato essere circa la metà di quello che normalmente si trova in letteratura.

A questo punto si sono eseguite le simulazioni numeriche per valutare se il modello ideato potesse produrre risultati simili a quelli sperimentali. Inizialmente si è considerato il metallo e il composito come materiali elastici, lineari e isotropi attribuendogli un modulo di Young pari rispettivamente a 180000 MPa e 35000 MPa ed un coefficiente di Poisson pari a 0.3. Si sono confrontati i valori di spostamento, lungo la direzione di applicazione del carico, delle varie tipologie di giunzioni ottenute dalla modellazione FEM con quelli ricavati dalla messa in trazione ad un carico di 250 N come visibile in tabella 4.1. È stato considerato come valore di spostamento

quello dell'intera struttura poiché la macchina a trazione fornisce, come valore di spostamento, la differenza di posizione tra i due afferraggi e perché sia il metallo sia il composito subiscono lo spostamento.

Confronto spostamenti con composito isotropo (Ec=35000 MPa)		
Tipologia punte	Uy sperimentale [mm]	Uy simulazioni [mm]
Parallelepipedi	0.016231	0.016188
Piramidi	0.016164	0.016272
Tronchi di piramide	0.017187	0.019278
Parallelepipedi inclinati verso l'alto	0.017338	0.017396
Parallelepipedi inclinati verso il basso	0.016215	0.017432
Cilindri inclinati verso l'alto	0.016209	0.016856
Cilindri inclinati verso il basso	0.017629	0.017298

Tab. 4.1: confronto spostamenti lungo Y delle prove sperimentali con le simulazioni numeriche con composito isotropo e F=250 N

Dalla tabella è semplice verificare che i valori di spostamento risultino simili e pertanto il modello realizzato è una valida base da cui partire per ricavarne uno utilizzabile al posto delle prove distruttive.

Si vuole ora tenere anche in considerazione un aspetto che, in precedenza, è stato ignorato: l'anisotropia dei materiali compositi. In questo caso specifico, però, si può assumere che il composito abbia natura ortotropa, ovvero caratterizzato da due moduli di Young E_x ed E_y di uguale valore e un terzo, E_z, con valore differente. Lungo le direzioni *X* e *Y* sono infatti presenti le fibre intrecciate in direzioni tra loro perpendicolari per formare il tessuto mentre lungo *Z,* ovvero in profondità, è prevalente la presenza della matrice in resina. Lungo *X* e *Y,* pertanto il modulo elastico verrà assunto pari al modulo elastico ricavato sperimentalmente e lungo *Z* si imporrà il modulo di Young della resina, ricavato dalle specifiche schede tecniche riportate in appendice. Quando si trattano materiali ortotropi è necessario conoscere anche i moduli a taglio G. I moduli a taglio si devono ricavare sperimentalmente con apposite prove che in questo caso non è stato possibile eseguire. Poiché, come già precedentemente affermato, le proprietà dei materiali compositi sono fortemente influenzati da come essi vengono prodotti, non sarebbe opportuno utilizzare i moduli G presenti in letteratura. Si è pertanto preferito ricavare i valori dei

moduli a taglio a partire dai valori di modulo elastico e di coefficiente di Poisson con la formula che si applica in caso di materiali lineari elastici isotropi, riportata di seguito.

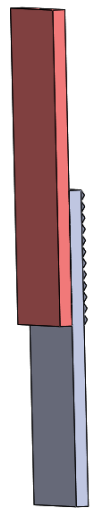
$$G = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

Da cui si ricava:

$$G_{xy} = \frac{E_x}{2(1+\nu)} = \frac{35000}{2(1+0.3)} = 13461\ MPa$$

$$G_{xz} = G_{yz} = \frac{E_z}{2(1+\nu)} = \frac{3000}{2(1+0.3)} = 1154\ MPa$$

Per riassumere, le dimensioni e le proprietà dei materiali utilizzati vengono inseriti nella tabella 4.2.

Componente	**Materiale**	**E [MPa]**	**E [MPa]**	**ν**	**Dimensioni [mm]**	
grigio	Inconel625 non trattato termicamente	180000	180000	0.3	70x20x3	
marrone	Composito di fibra di carbonio con matrice di resina epossidica	E_x=E_y=35000 E_z=3000	G_{xy}=13461 G_{xz}=G_{yz}=1154	0.3	70x20x3	

Tab. 4.2: Proprietà meccaniche del modello a due volumi con composito ortotropo

Importando su ANSYS questo modello in formato IGES, impostando le proprietà dei materiali descritti in tabella ed imponendo il sistema di carichi e vincoli stabilito, si è ottenuto il diagramma forza-spostamento per il provino con punte a forma di parallelepipedo da confrontare con la curva sperimentale e con quella relativa al modello con composito isotropo (fig. 4.3). Poiché nel tratto lineare elastico esiste una relazione di diretta proporzionalità tra forza e spostamento, le rette dei diagrammi sono state ricavate moltiplicando N volte il valore di forza e il corrispondente valore di spostamento.

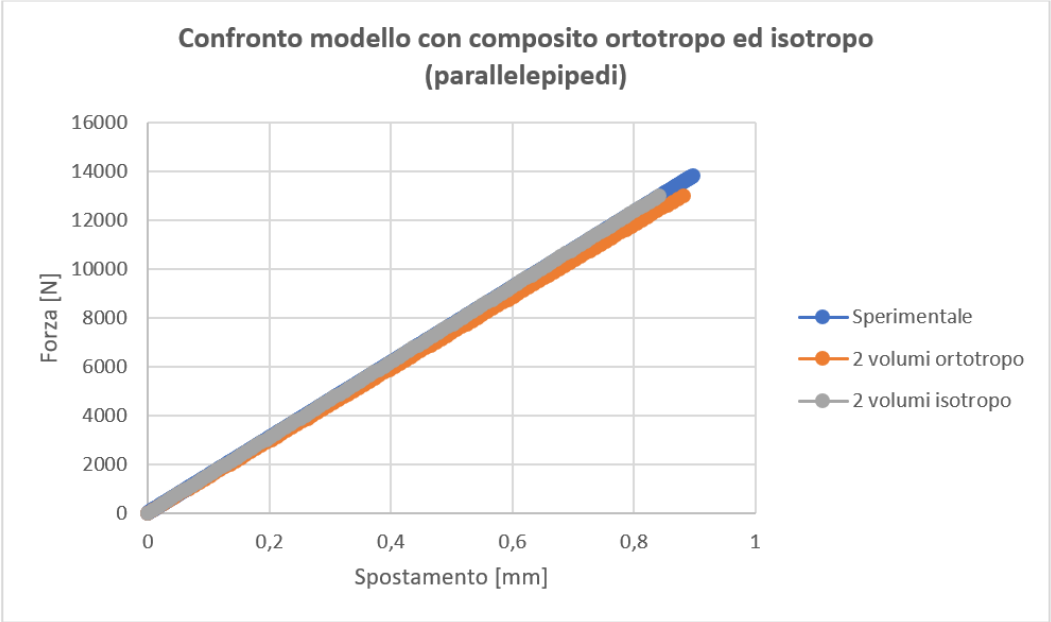


Fig. 4.3: confronto diagrammi forza-spostamento con composito ortotropo

Come previsto la modifica delle proprietà del composito non altera eccessivamente i risultati a causa della modalità con cui è stata eseguita la prova. Nella simulazione viene analizzata una sollecitazione uniassiale che è principalmente influenzata dalle caratteristiche del materiale lungo *X* e *Y* e meno da quelle lungo *Z*. È importante però realizzare un modello con composito ortotropo perché in tutti i casi applicativi la giunzione sarà sollecitata anche lungo la profondità e perché i materiali compositi non sono isotropi. Si cercherà quindi di calibrare un modello con composito ortotropo.

4.1.1 Analisi di sensitività

Dalle precedenti simulazioni si è osservato che i risultati delle simulazioni FEM sono fortemente influenzate dal valore di modulo elastico lungo le direzioni *X* e *Y*. Tale valore è stato ricavato da prove a trazione su lastre di composito realizzate manualmente e dunque affette da diverse imprecisioni. In particolare, per il calcolo del modulo elastico è importante conoscere la lunghezza iniziale del provino e la sua sezione. A causa della presenza di errori, normalmente presenti nei processi sperimentali, non vi è la certezza sul valore assunto da questi due parametri. Si è deciso quindi di verificare quanto la modifica di tali valori modificasse i risultati delle

simulazioni mediante un'analisi di sensitività. Si è pensato appunto che il discostamento delle curve realizzate a partire dai modelli numerici da quella sperimentale potesse essere dovuto al valore assunto da E_x=E_y=35000 MPa. Tale valore è stato infatti ricavato dalle prove sperimentali su lastre di composito con lunghezza di interesse considerata pari a 90 mm (50 mm liberi +20 mm nell'afferraggio superiore, 20 mm in quello inferiore e 40 mm incastrati dall'afferragio). Non conoscendo realmente fin dove la lastra risulta incastrata si è variata la lunghezza iniziale della lastra di composito che subisce la sollecitazione nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo mantenendo uno spessore del provino pari a 3 mm. La variazione della lunghezza iniziale del provino comporta una variazione del modulo elastico e a taglio attribuito al composito lungo *X* e *Y* (tab. 4.3) e dunque una modifica del diagramma forza-spostamento (fig. 4.4). Si è deciso invece di lasciare inalterato il coefficiente di Poisson pari a 0.3.

Lunghezza utile per il calcolo di E [mm]	E [MPa]	G [MPa]
70	27139.94	10438.44
80	31017.08	11929.65
90	34894.21	13461
95	36832.78	14166.45
100	38771.35	14912.06
110	42648.48	16403.26

Tab. 4.3: variazione dai moduli elastico e a taglio a causa della modifica della lunghezza iniziale della lastra di composito

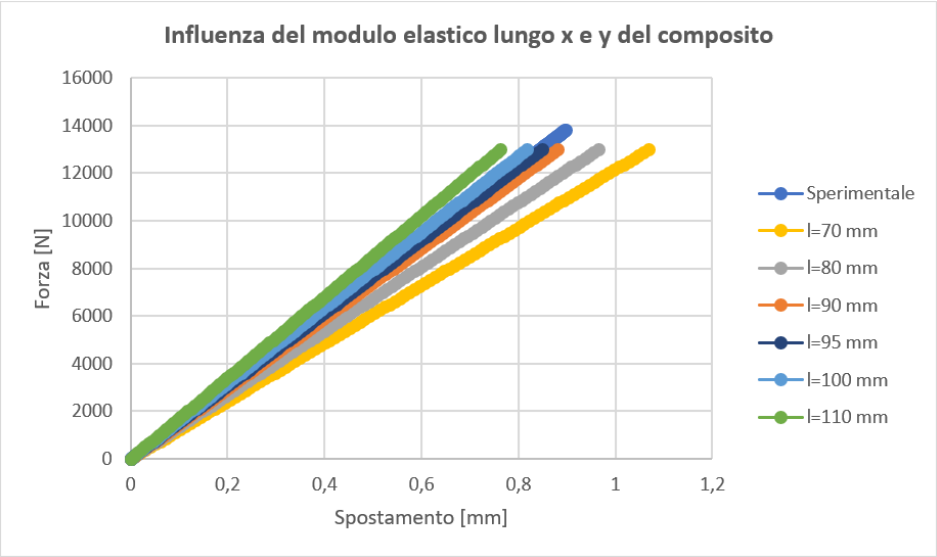


Fig. 4.4: confronto rette forza-spostamento al variare della lunghezza iniziale della lastra di composito

Si deduce quindi che la variazione della lunghezza iniziale delle lastre di composito è decisamente influente nell'andamento forza-spostamento. Al fine di determinare la lunghezza che permette di avvicinarsi maggiormente ai risultati sperimentali si è calcolata la variazione percentuale delle inclinazioni delle curve, al variare della lunghezza iniziale della lastra di composito, rispetto alla retta sperimentale (tab. 4.4). La scelta di variare la lunghezza tra 70 mm e 110 mm deriva dall'osservazione di come è stato posizionato il provino negli afferraggi.

Lunghezza [mm]	Variazione percentuale dell'inclinazione della retta forza-spostamento rispetto alla curva sperimentale
70	-21,02%
80	-12,50%
90	-4,19%
95	-0,50%
100	+3,31%
110	+10,66%

Tab. 4.4: variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento al variare della lunghezza iniziale della lastra di composito

Si nota (fig. 4.5) che la variazione di lunghezza, essendo strettamente legata al valore di modulo di Young che si ricava, può influenzare parecchio i risultati e la lunghezza di 95 mm è quella che mostra un'ottima somiglianza con i risultati sperimentali. Il modulo elastico è però influenzato anche dallo spessore del provino che ne modifica la sezione. Poiché un processo manuale non permette di ottenere provini tutti dello stesso spessore, si è analizzata l'influenza della variazione dello spessore sul modulo elastico del composito lungo *X* e *Y* mantenendo una lunghezza di 90 mm (tab 4.5) e una larghezza di 20 mm.

Area utile per il calcolo di E [mm^2]	E [MPa]	G [MPa]
20*2.8=56	37386.66	14379.48
20*2.9=58	36097.46	13883.64
20*3=60	34894.21	13461
20*3.1=62	33768.59	12987.92
20*3.2=64	32713.32	12582.05

Tab. 4.5: variazione dai moduli elastico e a taglio a causa della modifica della sezione della lastra di composito

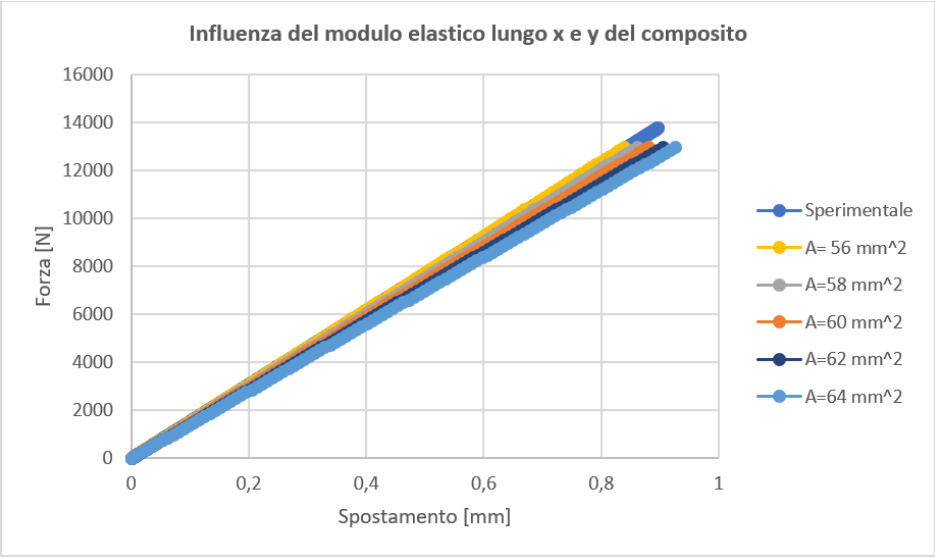


Fig. 4.5: confronto rette forza-spostamento al variare della sezione della lastra di composito

Anche la sezione, come prevedibile, modifica il diagramma forza-spostamento. Come effettuato per lo spessore, si è calcolata, anche in questo caso, la variazione percentuale dell'inclinazione della curva forza-spostamento al variare della sezione rispetto al diagramma sperimentale (tab. 4.6).

Area [mm^2]	Variazione percentuale dell'inclinazione della retta forza-spostamento rispetto alla curva sperimentale
20*2.8=56	+0,60%
20*2.9=58	-1,96%
20*3=60	-4,19%
20*3.1=62	-6,71%
20*3.2=64	-8,90%

Tab. 4.6: variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento al variare della sezione della lastra di composito

Si evince che una sezione di 56 mm^2 permette di raggiungere la distanza percentuale minima dalla retta sperimentale. Considerare uno spessore di 2.8 mm delle lastre di composito al posto dei 3 mm ipotizzati è plausibile in quanto si è evidenziata una diminuzione dello spessore del provino alle sue estremità.

Dopo aver valutato l'influenza del modulo E_x=E_y sui risultati, derivante dalle prove a trazione delle lastre di composito, si vuole ora valutare la dipendenza dei risultati dallo spessore del volume di composito formante la giunzione. Le proprietà del materiale da attribuirgli sono

riportate in tabella 4.7 e sono riferite ai valori inizialmente considerati prima dell'analisi di sensitività.

Composito ortotropo	E_x=E_y=35000 MPa	ν_{xy}=0.3	G_{xy}=13461 MPa
	E_z=3000 MPa= E resina	ν_{xz}= ν_{yz}=0.3	G_{xz}=G_{yz}=1154 MPa

Tab. 4.7: proprietà del materiale composito attribuite per valutare l'influenza dello spessore

Come consuetudine, si sono paragonate le rette forza-spostamento con quella sperimentale, sempre nel caso di provino con punte a forma di parallelepipedo (fig. 4.6) e si è valutata la variazione percentuale nell'inclinazione di tali curve (tab. 4.8).

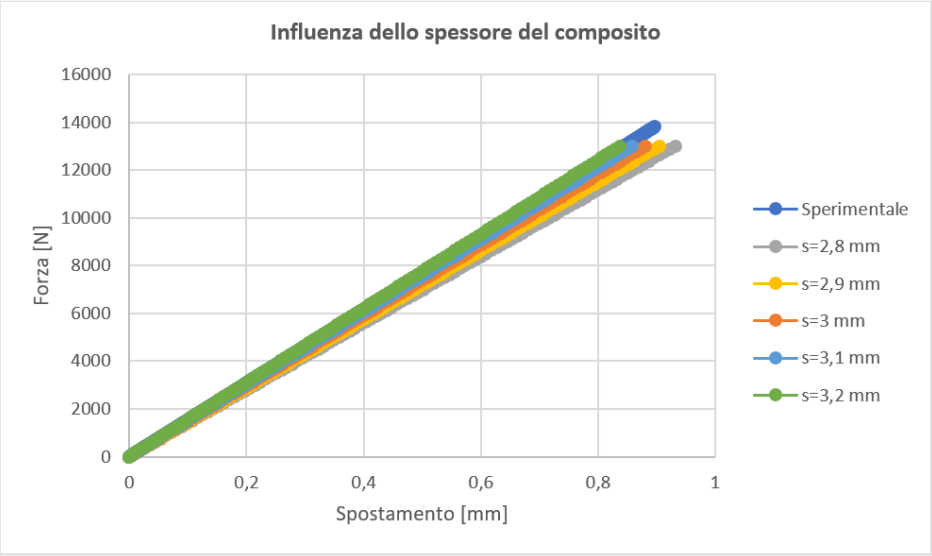


Fig. 4.6: confronto rette forza-spostamento al variare dello spessore del volume di composito

Spessore [mm]	Variazione percentuale dell'inclinazione della retta forza-spostamento rispetto alla curva sperimentale
2.8	-9,42%
2.9	-6,73%
3	-4,19%
3.1	-1,69%
3.2	+0,89%

Tab. 4.8: variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento al variare dello spessore del volume di composito

Alla luce dei risultati sulla variazione di spessore del volume del composito, anche nel caso peggiore, spessore pari a 2.8, si registra una variazione massima del 10% rispetto al caso sperimentale di riferimento. Non si sono valutati ulteriori spessori, sia in difetto sia in eccesso rispetto ai 3 mm di riferimento, perché dalle misurazioni dei volumi di composito dei provini,

effettuate tramite calibro, non risultano valori al di sotto di 2.8 mm e al di sopra di 3.2 mm. Si continuerà comunque a considerare uno spessore di tale volume pari a 3 mm perché nella media i provini presentano questo spessore. L'analisi in questo caso mira a valutare quanto questo parametro influenzi i risultati più che ad effettuare una calibrazione del modello.

A questo punto, si è pensato di incrementare il valore di modulo elastico lungo la direzione *Z* in quanto non è presente solo la resina ma, anche se in minima parte, vi sono anche fibre di carbonio dei vari strati di tessuto. Si è preso come modello quello con punte a parallelepipedo e partendo dal valore prefissato di 3000 MPa, si è aumentato E_z a passi di 1000 MPa.

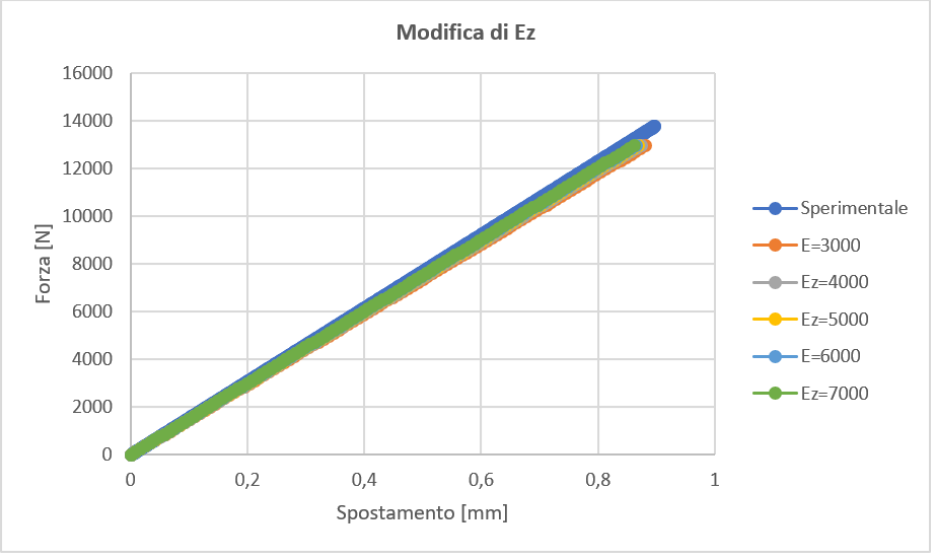


Fig. 4.7: confronto rette forza-spostamento al variare del modulo E_z del volume di composito

Ez [MPa]	Variazione percentuale dell'inclinazione della retta forza-spostamento rispetto alla curva sperimentale
3000	-4,19%
4000	-3,32%
5000	-2,76%
6000	-2,37%
7000	-2,05%

Tab. 4.9: variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento al variare di E_z

Dalla figura 4.7 e dalla tabella 4.9 si verifica che la differenza nei risultati non è così sostanziale. Poiché inoltre non si può sapere quanto la presenza delle fibre influenzi il modulo elastico in direzione *Z*, in prima approssimazione, si sceglie di lasciare E_z pari a 3000 MPa ovvero pari al modulo elastico della sola resina.

L'analisi di sensitività ha permesso di valutare, non solo l'influenza di alcuni parametri sui risultati delle simulazioni, ma anche di calibrare e scegliere i valori, conformi alle osservazioni dei provini, da attribuire al modello a due volumi, che permettono di ricavare rette forza-spostamento simili a quella sperimentale. Si è scelto una sezione delle lastre di composito di 56 mm^2 che fornisce la minima variazione dei risultati rispetto a quelli sperimentali e che è più realistica poiché i provini presentano un assottigliamento alle estremità. Benché la lunghezza migliore delle lastre è risultata essere 95 mm, si è scelto di considerare una lunghezza di 90 mm che fornisce risultati similari. Di conseguenza, il composito ora presenterà le caratteristiche riassunte in tabella 4.10.

Caratteristiche materiale CFRP		
E [MPa]	G [MPa]	ν
Ex=Ey=37387 Ez=3000	Gxy=14380 Gxz=Gyz=1154	0.3

Tab. 4.10: caratteristiche del materiale CFRP

Dopo aver calibrato il valore di modulo di Young del composito utilizzando il provino con punte a forma di parallelepipedo, occorre verificare che esso sia adatto anche per le restanti geometrie. Si sono quindi determinati i diagrammi forza-spostamento per tutte le tipologie di giunzione andando a confrontare i risultati del modello originario con composito di spessore di 3 mm (area 60 mm^2) e del modello derivante dall'analisi di sensitività avente composito spesso 2.8 mm (area di 56 mm^2) con il caso sperimentale di riferimento. In questo caso le aree di interesse sono le sezioni delle lastre di composito utilizzate per la determinazione del modulo elastico in direzione *X* e *Y*.

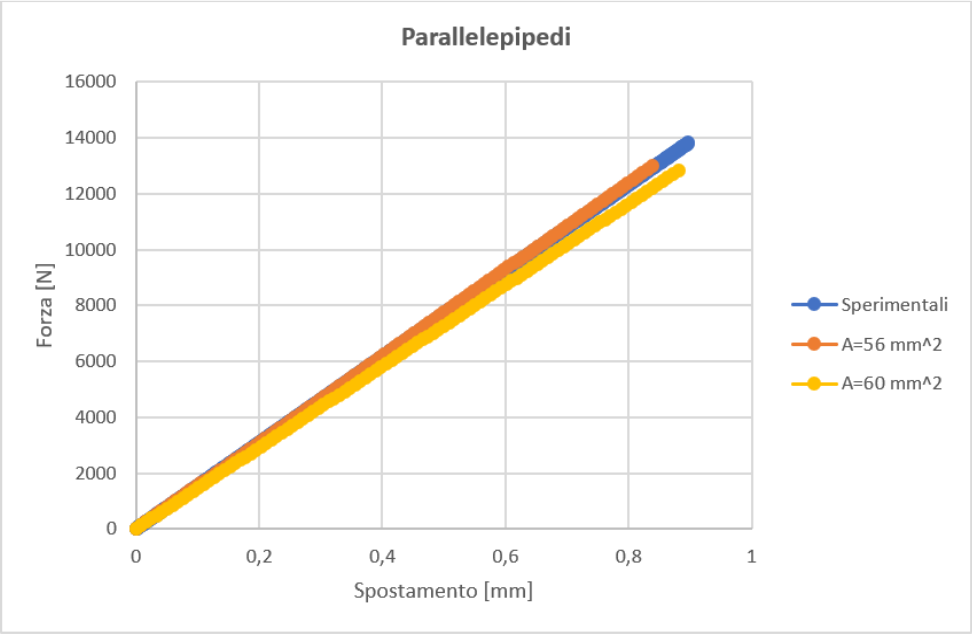


Fig. 4.8: verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte a forma di parallelepipedo

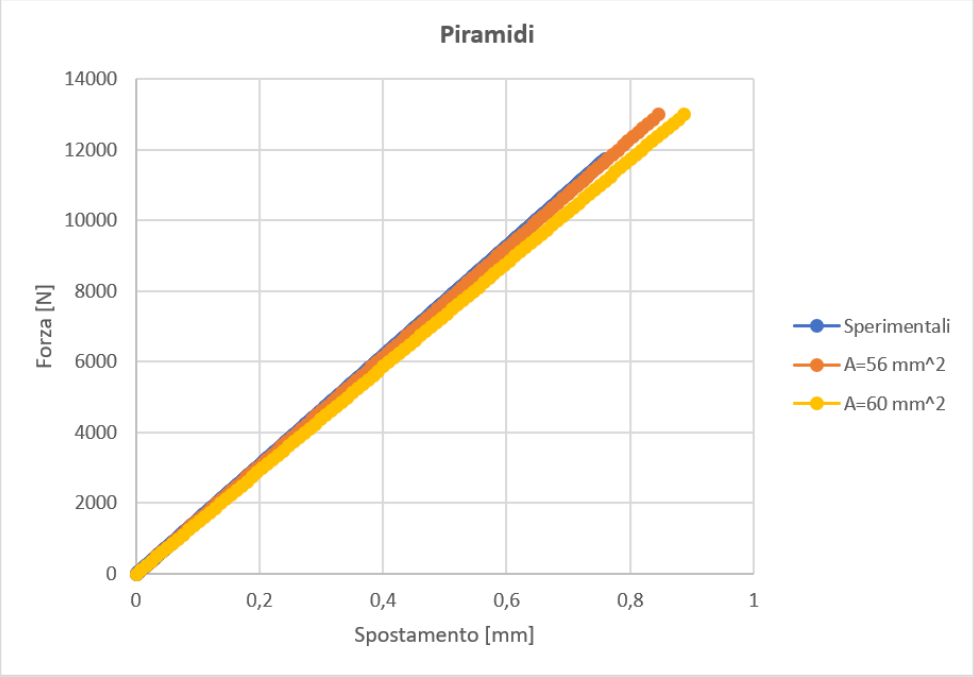


Fig. 4.9: verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte piramidali

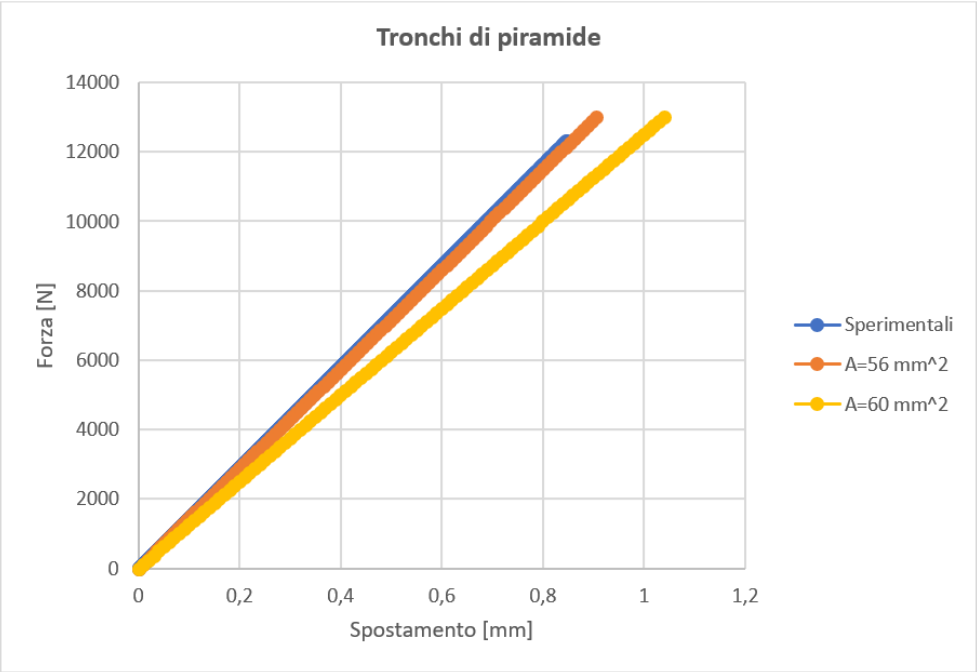


Fig. 4.10: verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte a forma di tronchi di piramide

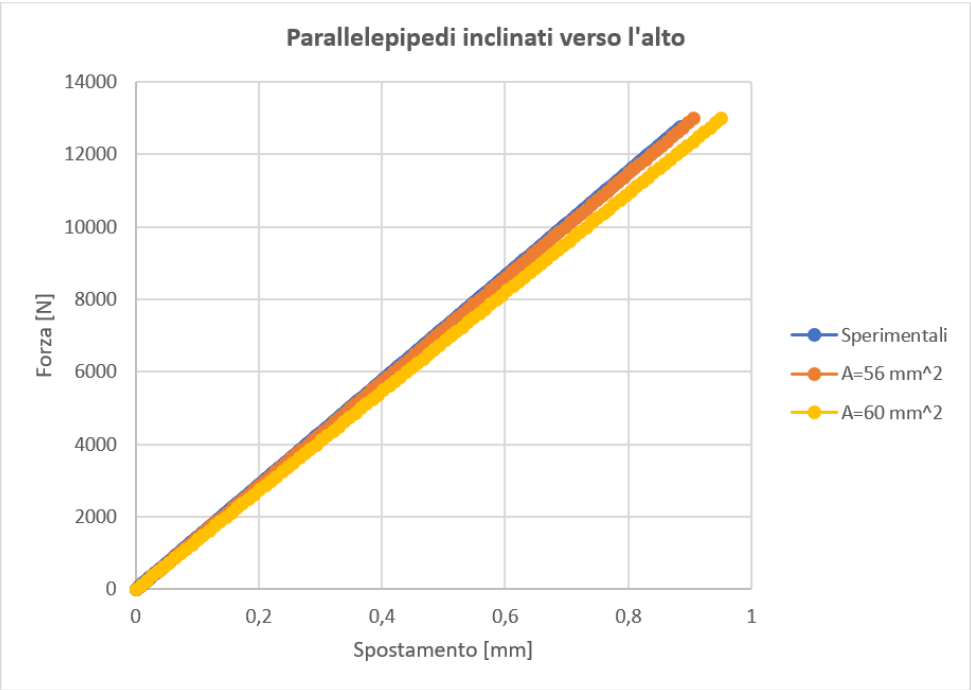


Fig. 4.11: verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte a forma di parallelepipedo inclinati verso l'alto

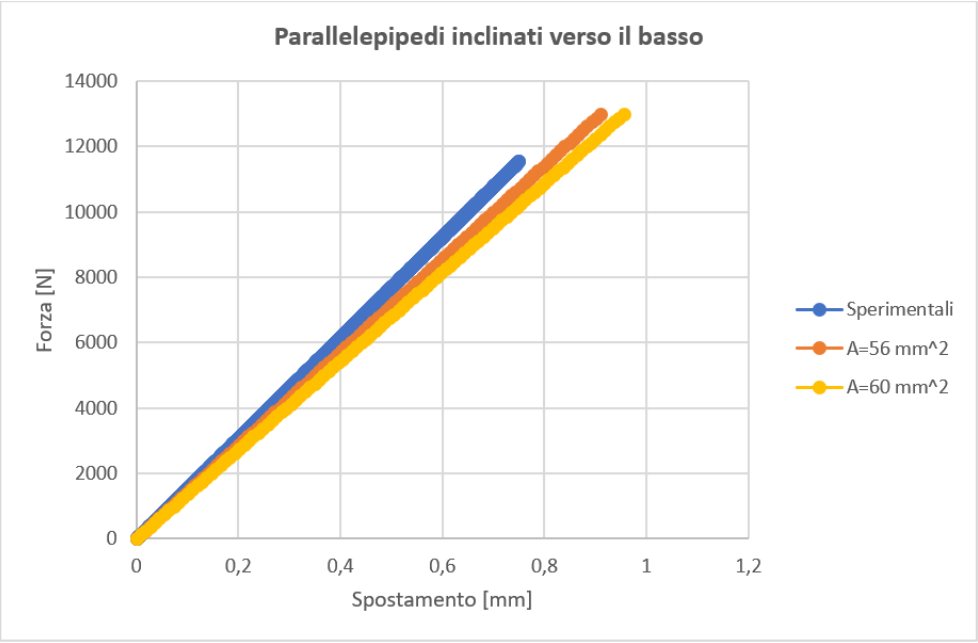


Fig. 4.12: verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte a forma di parallelepipedo inclinati verso il basso

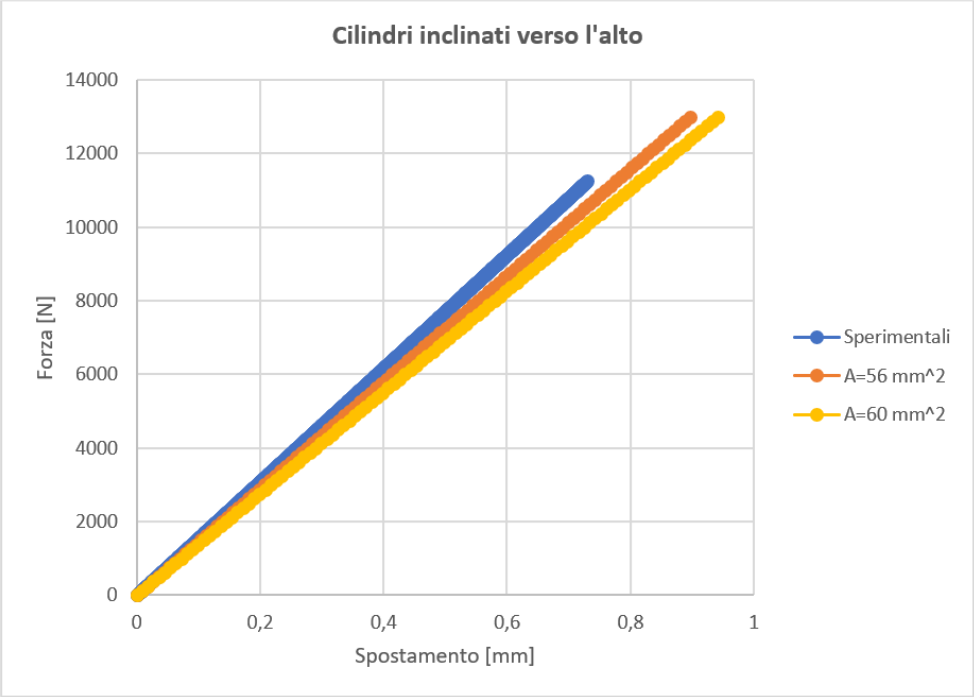


Fig. 4.13: verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte cilindriche inclinate verso l'alto

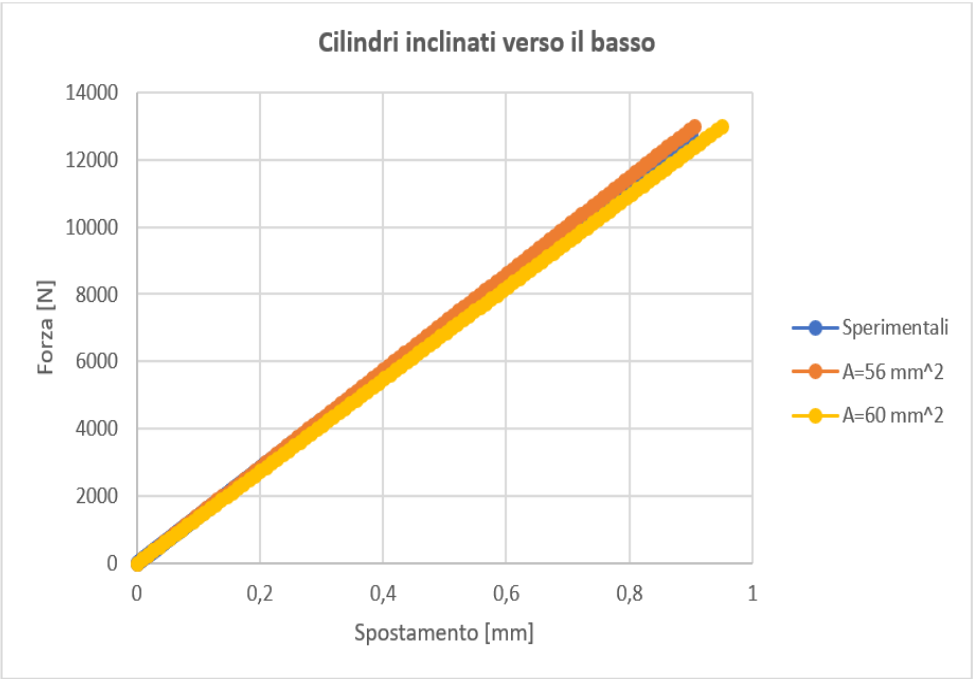


Fig. 4.14: verifica delle proprietà del CFRP con provino con punte cilindriche inclinate verso il basso

Si riportano in tabella 4.11 le variazioni percentuali dell'inclinazione delle rette forza-spostamento rispetto al caso sperimentale sia per il modello precedente (area 60 mm^2) sia nel caso aggiornato (area 56 mm^2).

Tipologia di punte	Variazione % con A=60 mm^2	Variazione % con A=56 mm^2
Parallelepipedi	-5,55	+0,60
Piramidi	-5,15	-0,46
Tronchi di piramide	-14,00	-9,58
Parallelepipedi verso l'alto	-5,13	-0,43
Parallelepipedi verso il basso	-11,75	-7,35
Cilindri verso l'alto	-10,50	-6,06
Cilindri verso il basso	-3,52	+1,32

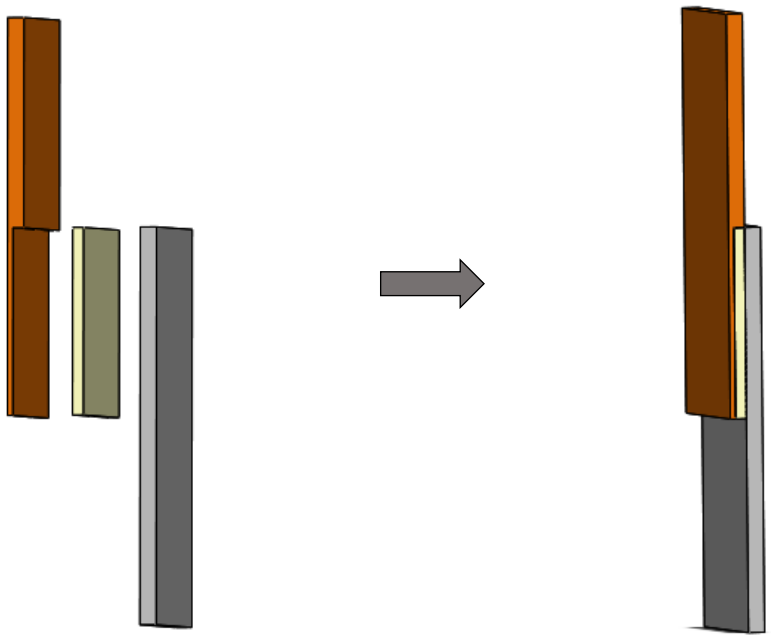
Tab. 4.11: variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento per tutte le tipologie di provino con le nuove proprietà del composito

Osservando i valori di variazione rispetto al caso sperimentale ed i grafici, per tutti i modelli si nota che, conferendo al materiale composito le proprietà ricavate considerando le lastre spesse 2.8 mm, si ha un avvicinamento netto al caso sperimentale rispetto alle simulazioni effettuate con

Ex ricavato da sezioni pari a 60 mm^2. A fronte degli ottimi risultati riscontrati, il composito ortotropo del modello a tre volumi verrà quindi caratterizzato nelle simulazioni numeriche dalle proprietà descritte dalla tabella 4.10.

4.2 Modello a tre volumi senza punte metalliche

Una volta determinate le proprietà del materiale composito ortotropo che fornisce risultati similari a quelli sperimentali, si è passati alla realizzazione di un modello a tre volumi (fig. 4.15) che permetta di alleggerire le future simulazioni. Si è pensato di costruire un nuovo modello in grado di simulare la giunzione tra metallo e composito che non necessiti di inserire le punte metalliche. Queste, infatti, sono la principale causa di incremento della complessità del modello numerico e dei tempi computazionali. Tale modello si compone di tre differenti volumi: il primo corrispondente al provino metallico, il secondo, rappresentante la giunzione, formato dalla combinazione delle percentuali in volume delle punte metalliche e del materiale composito e, infine, il terzo relativo al materiale composito.



(a) (b)

Fig. 4.15: CAD della vista esplosa (a) e dell'assieme (b) del modello a tre volumi

Il volume della giunzione, poiché corrisponde alla parte di modello a due volumi in cui le punte metalliche penetrano nel composito, viene ricavato da un calcolo basato sulle percentuali in volume dei due materiali presenti in questa zona, ovvero metallo e composito. La percentuale in volume di metallo risulta differente per ogni tipologia di provino a causa della diversa geometria delle punte. Di seguito vengono riportati i passaggi relativi all'ottenimento delle proprietà meccaniche, modulo elastico e a taglio, relative al volume di giunzione.

$$V_{punta} = volume\ della\ singola\ punta\ geometrica$$

$$V_{metallo} = n.ro\ punte * V_{punta}$$

$$V_{totale} = volume\ del\ parallelepipedo\ della\ giunzione$$

$$V_m = \frac{V_{metallo}}{V_{totale}}$$

$$V_c = 1 - V_m$$

$$G_m = Modulo\ a\ taglio\ del\ metallo = \frac{E_m\ (Modulo\ elastico\ del\ metallo)}{2 * (1 + \nu)}$$

$$E_x = E_y = \frac{E_m * E_{cx}}{E_m * V_c + E_{cx} * V_m}$$

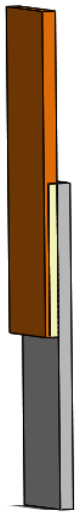
$$E_z = \frac{E_m * E_{cz}}{E_m * V_c + E_{cz} * V_m}$$

$$G_{xy} = \frac{G_m * G_{cxy}}{G_m * V_c + G_{cxy} * V_m}$$

$$G_{xz} = G_{yz} = \frac{G_m * G_{cxz}}{G_m * V_c + G_{cxz} * V_m}$$

$$\nu_{xy} = \nu_{xz} = \nu_{yz} = 0{,}3$$

Dalle formule precedenti, si nota che il materiale rappresentante la giunzione viene considerato come ortotropo, caratterizzato da moduli uguali nelle direzioni *X* e *Y* e valori diversi lungo la sua profondità. Essendo un materiale composto da due porzioni differenti, combinate insieme, non era pensabile definirlo e trattarlo come isotropo. Per quanto, invece, concerne il volume di solo materiale composito, si sfruttano le proprietà ortotrope determinate nel paragrafo precedente. Le caratteristiche assunte dal modello vengono riassunte, per chiarezza, nella tabella 4.12:

Componente	Materiale	Tipologia	Dimensioni [mm]	ν	
Grigio	Inconel625 non trattato termicamente	Isotropo	70x20x3	0.3	
Bianco	Giunzione (combinazione di materiale composito e punte metalliche)	Ortotropo	30x20x2	0.3	
Marrone	Composito in fibra di carbonio	Ortotropo	70x20x3	0.3	

Tab. 4.12: proprietà dei materiali del modello a tre volumi

Come consuetudine, dal CAD realizzato su SOLIDSWORKS si è realizzato il file IGES necessario per le simulazioni numeriche su ANSYS. Il *mesh* è composto da elementi solid92 di lato 0.75 mm e il sistema di carichi e vincoli è il medesimo del modello a due volumi, ovvero si utilizzano degli incastri alla base inferiore del provino metallico e si distribuisce una forza di 125 N sulla superficie superiore del materiale composito.

4.2.1 Analisi di sensitività del volume di giunzione

Si suppone che le dimensioni del volume di giunzione influenzino i risultati delle simulazioni. Al fine di osservare quanto i valori di spostamento dipendono dalle dimensioni di tale volume e per ricavare quelle corrette si è effettuata un'analisi di sensitività. A partire dalle misure supposte inizialmente di 20x30x2 mm, si è deciso di calibrare separatamente lunghezza e spessore. Tale analisi viene effettuata sul modello risultato più prestante dalle prove a trazione su macchina, ovvero quello con punte a forma di parallelepipedo; la scelta è stata ulteriormente influenzata dalla sua buona somiglianza dei modelli precedenti con il caso sperimentale. Variando lo spessore del volume di giunzione, aumenta la percentuale in volume di materiale composito rispetto a quella delle punte metalliche, la quale, invece, rimane invariata. Lo spessore

minimo della giunzione è di 2 mm in quanto esso deve comprendere per lo meno la sporgenza di tutte le punte metalliche ideate. Si procede dunque con l'analisi di tre diversi spessori crescenti fino ad un valore, ritenuto massimo, pari a 2.5 mm. La motivazione di tale limite risiede nel fatto che uno strato, seppur minimo, di composito ortotropo, non facente parte della giunzione, è sempre presente in ogni modello e, quindi, occorre lasciare una parte di composito al di sopra del volume di giunzione. Variando lo spessore si modifica il volume totale della giunzione e di conseguenza le percentuali in volume. È quindi necessario ricalcolare i moduli elastici e di taglio come riportato in tabella 4.13.

Spessore [mm]	Percentuale in volume [%]	E [MPa]	G [MPa]
2	V_m=36 V_c=64	E_x=E_y=37387 E_z=3000	G_{xy}=14380 G_{xz}=G_{yz}=1154
2.1	V_m=34 V_c=66	E_x=E_y=51172 E_z=4507	G_{xy}=19682 G_{xz}=G_{yz}=1734
2.3	V_m=31 V_c=69	E_x=E_y=49559 E_z=4316	G_{xy}=19062 G_{xz}=G_{yz}=1660
2.5	V_m=29 V_c=71	E_x=E_y=48540 E_z=4197	G_{xy}=18670 G_{xz}=G_{yz}=1614

Tab.4.13: analisi di sensitività dello spessore del volume di giunzione

Mediante simulazioni numeriche si sono ottenuti i grafici forza-spostamento al variare dello spessore da confrontare con l'andamento sperimentale di cui si riporta uno zoom (fig. 4.16). Si è inoltre calcolata la variazione percentuale dell'inclinazione di tali rette. Dai risultati si evidenzia come all'aumentare dello spessore si ha un peggioramento delle prestazioni del modello, il quale risulta meno rigido di quello sperimentale. Il valore ottimale di spessore, dunque, è pari a 2 mm, ovvero la dimensione supposta inizialmente ed esso verrà utilizzato per le simulazioni successive.

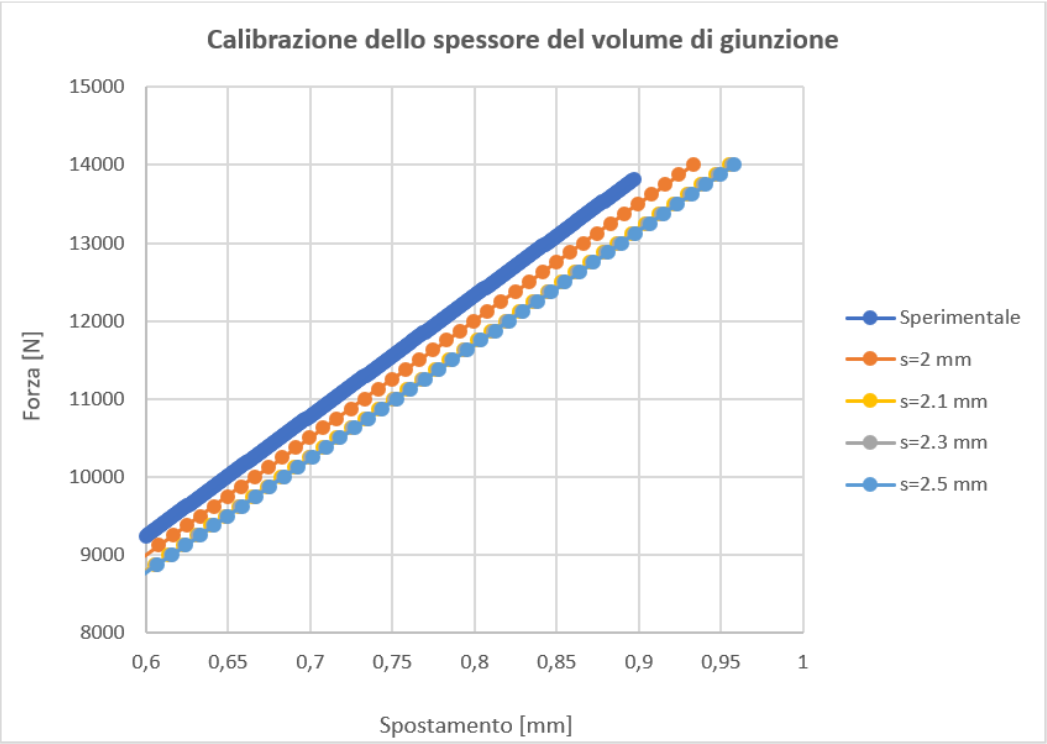


Fig.4.16: zoom del diagramma forza-spostamento dei diversi spessori utilizzati per l'analisi di sensitività del volume di giunzione

Spessore [mm]	Variazione percentuale inclinazione della retta forza-spostamento rispetto alla curva sperimentale
2	-2,58%
2.1	-4,84%
2.3	-5%
2.5	-5,13%

Tab. 4.14: variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento al variare dello spessore del volume di giunzione

Portata a termine la calibrazione dello spessore, si è passati ad analizzare la lunghezza; una sua variazione comporta un aumento della percentuale di materiale composito rispetto a quella di metallo, che rimane invariata. Anche in questo caso si ha un valore minimo di lunghezza, pari a 30 mm, poiché la giunzione deve ricoprire al minimo tutte le file di punte metalliche, indipendentemente dalla loro geometria. Partendo da tale valore, si sono valutate tre differenti lunghezze: 31 mm, 33 mm fino a un massimo di 35 mm. Tale limite nasce dall'osservazione delle foto dei vari provini in cui si nota che il volume di giunzione non supera più di 5 mm la zona occupata dalle punte metalliche.

Lunghezza [mm]	Percentuale in volume [%]	E [MPa]	G [MPa]
30	V_m=36 V_c=64	E_x=E_y=37387 E_z=3000	G_{xy}=14380 G_{xz}=G_{yz}=1154
31	V_m=35 V_c=65	E_x=E_y=51619 E_z=4561	G_{xy}=19854 G_{xz}=G_{yz}=1754
33	V_m=33 V_c=67	E_x=E_y=50460 E_z=4422	G_{xy}=19408 G_{xz}=G_{yz}=1701
35	V_m=31 V_c=69	E_x=E_y=49559 E_z=4316	G_{xy}=19062 G_{xz}=G_{yz}=1660

Tab.4.15: analisi di sensitività della lunghezza del volume di giunzione

Dai risultati delle simulazioni numeriche riassunti in tabella 4.16 e in figura 4.17, si nota come all'aumentare della lunghezza della giunzione il modello risulti via via più rigido e vicino al caso sperimentale. Un risultato del genere era immaginabile in quanto l'aumento di una dimensione lungo la direzione del carico a trazione porta, logicamente, a una maggiore resistenza e migliori prestazioni meccaniche del giunto finale.

Lunghezza [mm]	Variazione percentuale inclinazione della retta forza-spostamento rispetto alla curva sperimentale
30	-2,58%
31	-2,12%
33	-1,26%
35	-0,36%

Tab. 4.16: variazione dell'inclinazione della retta forza-spostamento al variare dello spessore del volume di giunzione

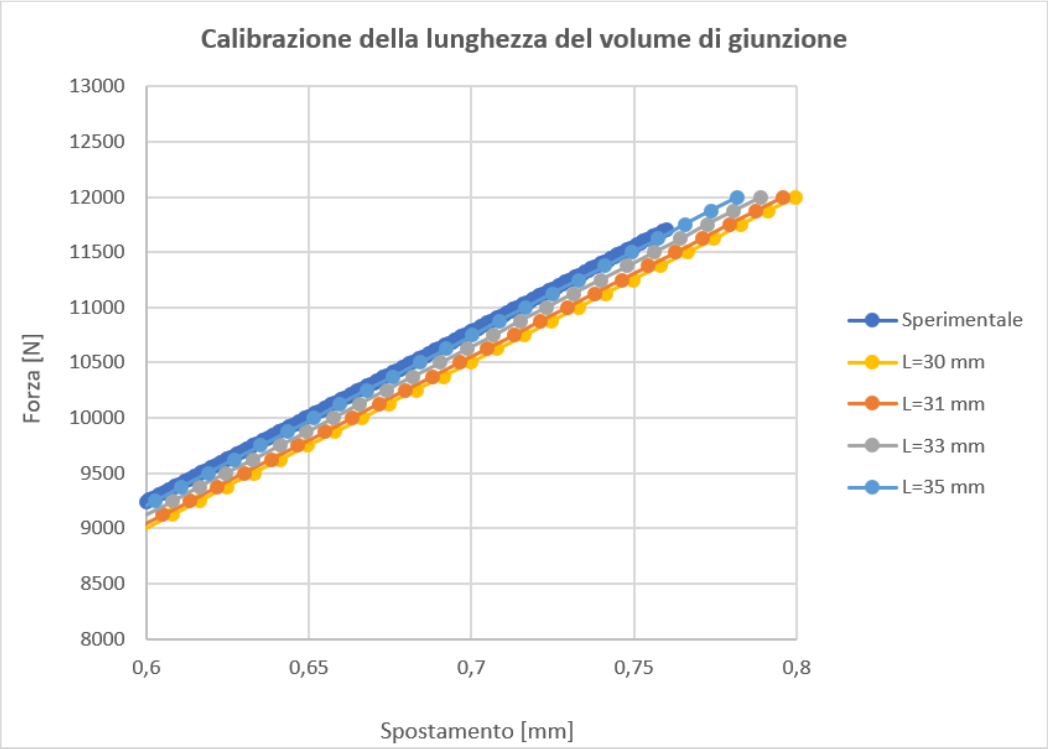


Fig. 4.17: zoom del diagramma forza-spostamento delle diverse lunghezze utilizzate per l'analisi di sensitività del volume di giunzione

Nonostante la lunghezza ottimale sia pari a 35 mm, come mostrato anche dai grafici, si prenderà in considerazione quella di 33 mm in quanto, oltre ad avvicinare di molto il modello alla realtà sperimentale, è la lunghezza più comune riscontrata nella maggior parte dei provini. Da una verifica delle foto dei provini realizzati, una lunghezza di 35 mm, infatti, non viene rilevata in nessun caso. Giunti alla fine di questa analisi di sensitività, dunque, si può concludere che le dimensioni ottimali del volume di giunzione sono le seguenti: 20 x 33 x 2 mm.

Con tali valori si sono calcolate le percentuali in volume di tutte le tipologie di punte metalliche, andando a determinare i moduli caratteristici di ognuna delle giunzioni. Si riportano le percentuali in volume della componente metallica (V_m) e di quella del composito (V_c), i moduli elastici e di taglio nella tabella 4.17.

Tipologia di punta	Percentuale in volume [%]	E [MPa]	G [MPa]
Parallelepipedi	V_m=36 V_c=64	E_x=E_y=52306 E_z=4644	G_{xy}=20118 G_{xz}=G_{yz}=1786
Piramidi	V_m =23 V_c =77	E_x=E_y=45718 E_z=3877	G_{xy}=17584 G_{xz}=G_{yz}=1491
Tronchi di piramide	V_m =19 V_c =81	E_x=E_y=44013 E_z=3689	G_{xy}=16928 G_{xz}=G_{yz}=1419
Parallelepipedi inclinati	V_m =20,2 V_c =79,8	E_x=E_y=44511 E_z=3744	G_{xy}=17120 G_{xz}=G_{yz}=1456
Cilindri inclinati	V_m =16 V_c =84	E_x=E_y=42815 E_z=3560	G_{xy}=16468 G_{xz}=G_{yz}=1043

Tab. 4.17: proprietà meccaniche per ogni tipologia di punte con giunzione di dimensioni 20x33x2 mm

Una valutazione della bontà del modello a tre volumi si può effettuare confrontando, per ogni tipologia di punta, i diagrammi forza-spostamento dei vari modelli, aventi volume di giunzione di dimensioni ottimali, sia con il modello antecedente a due volumi sia con quello sperimentale. Poiché la retta del modello a tra volumi è risultata abbastanza sovrapposta a quella sperimentale, si riportano anche degli zoom dei diagrammi così da apprezzarne le differenze.

Fig. 4.18: diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con parallelepipedi

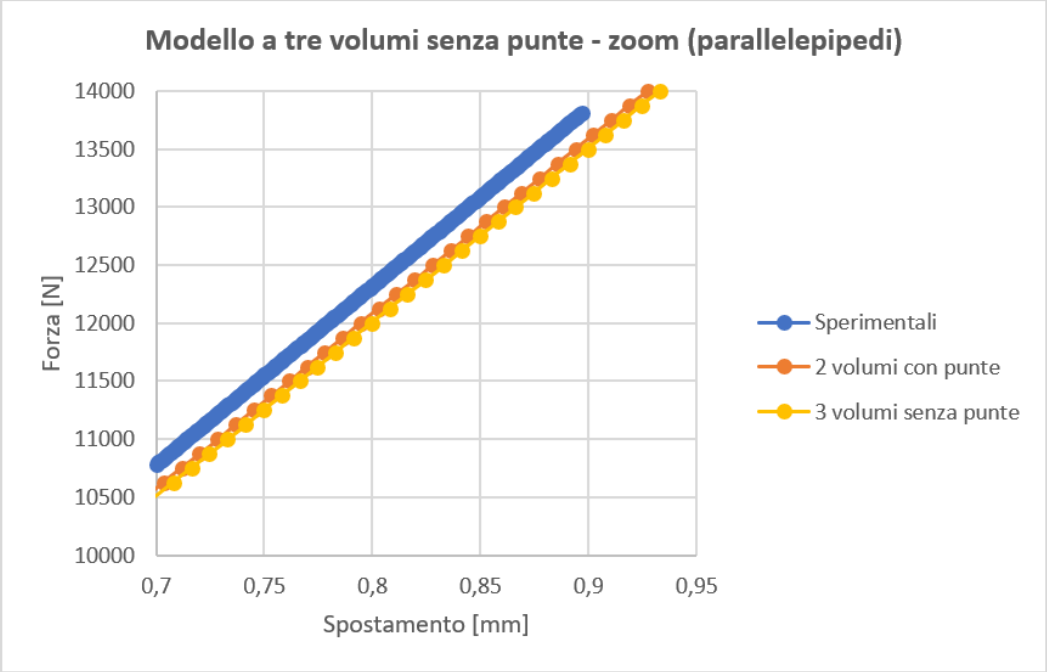


Fig. 4.19: zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con parallelepipedi

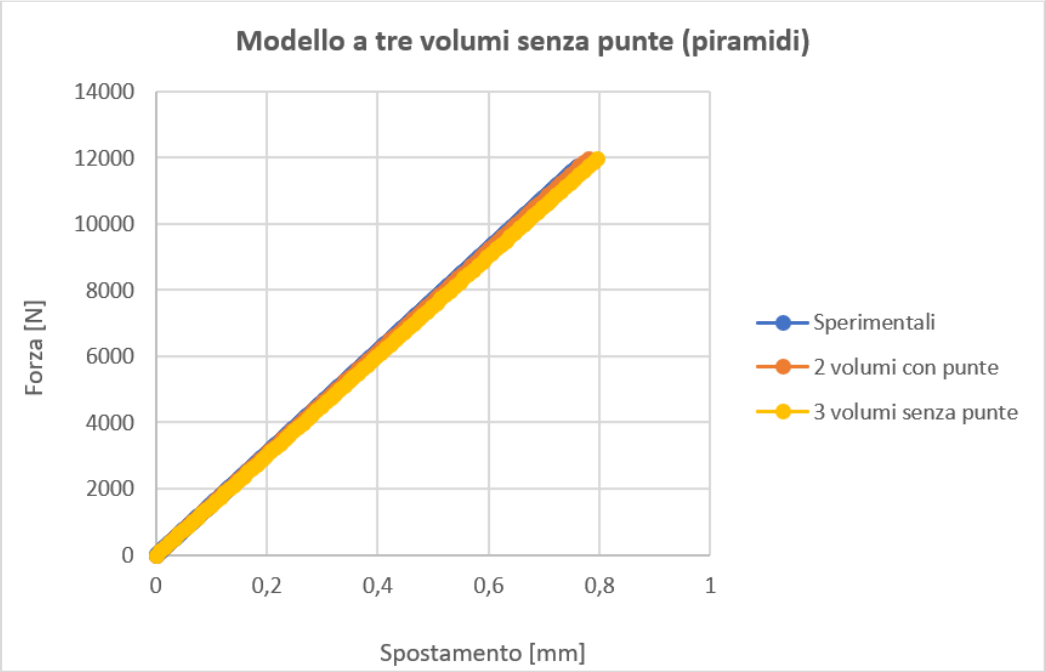


Fig. 4.20: diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con piramidi

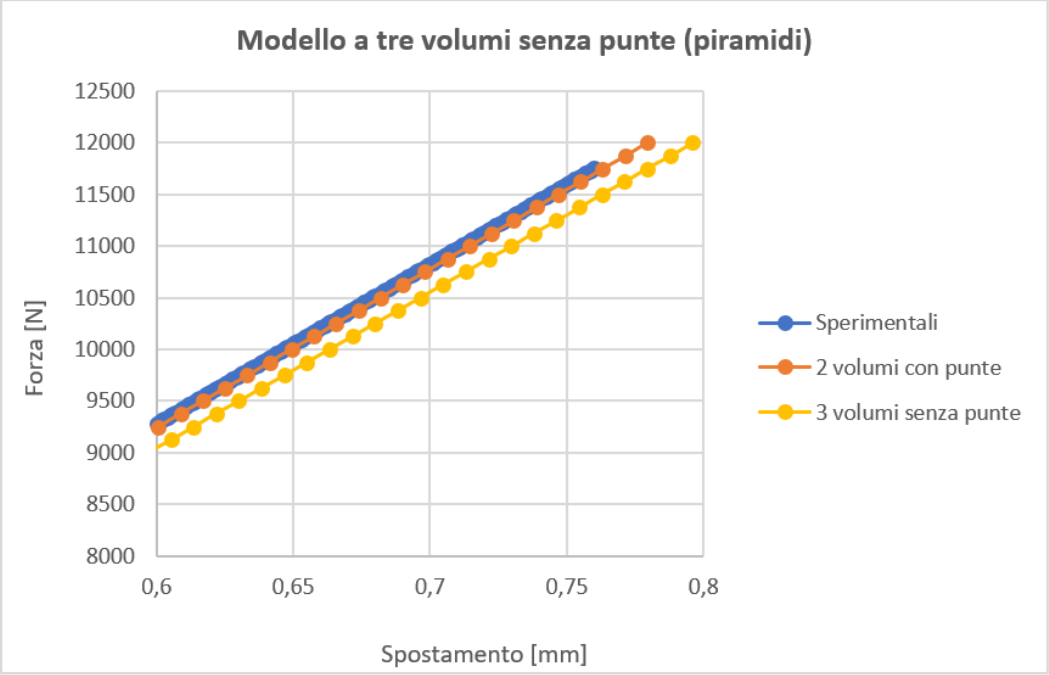


Fig. 4.21: zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con piramidi

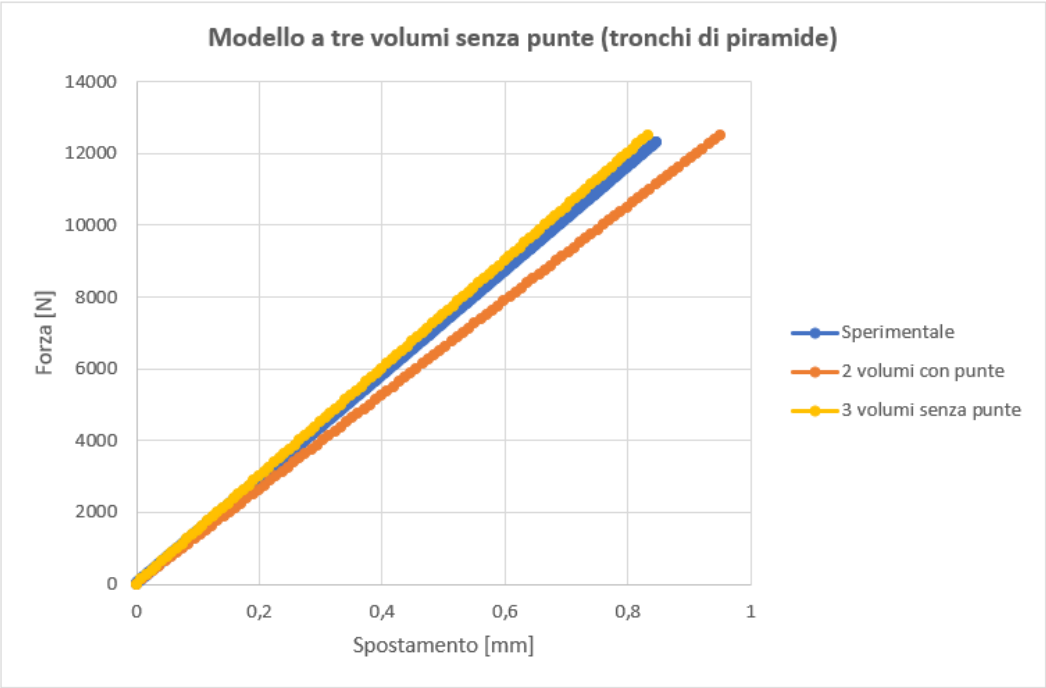


Fig. 4.22: diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con tronchi di piramide

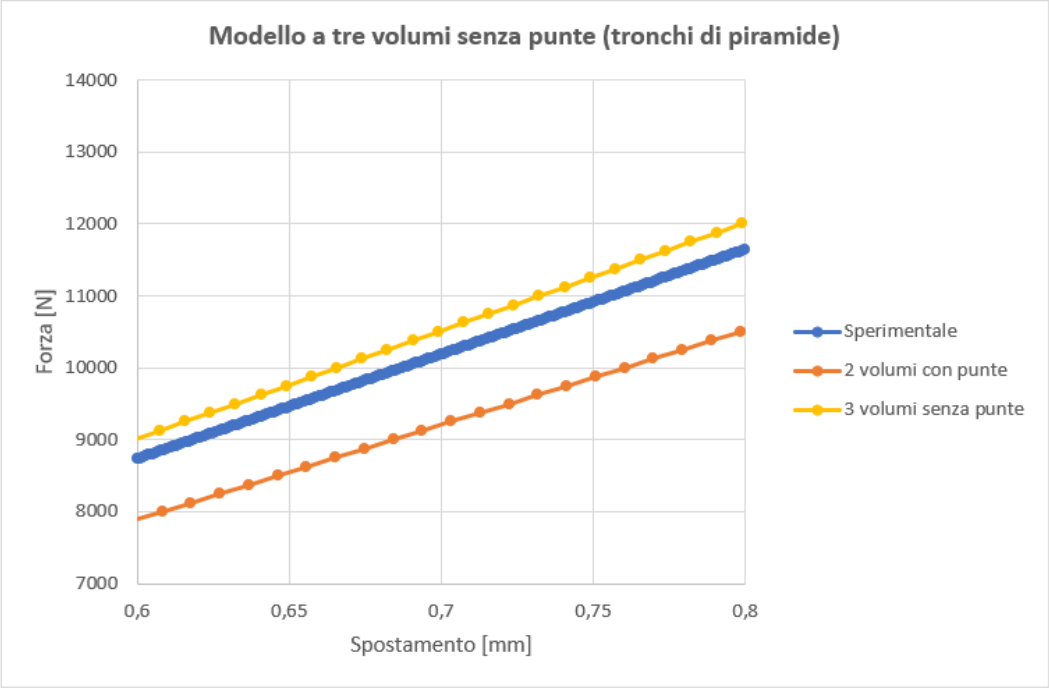


Fig. 4.23: zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con tronchi di piramide

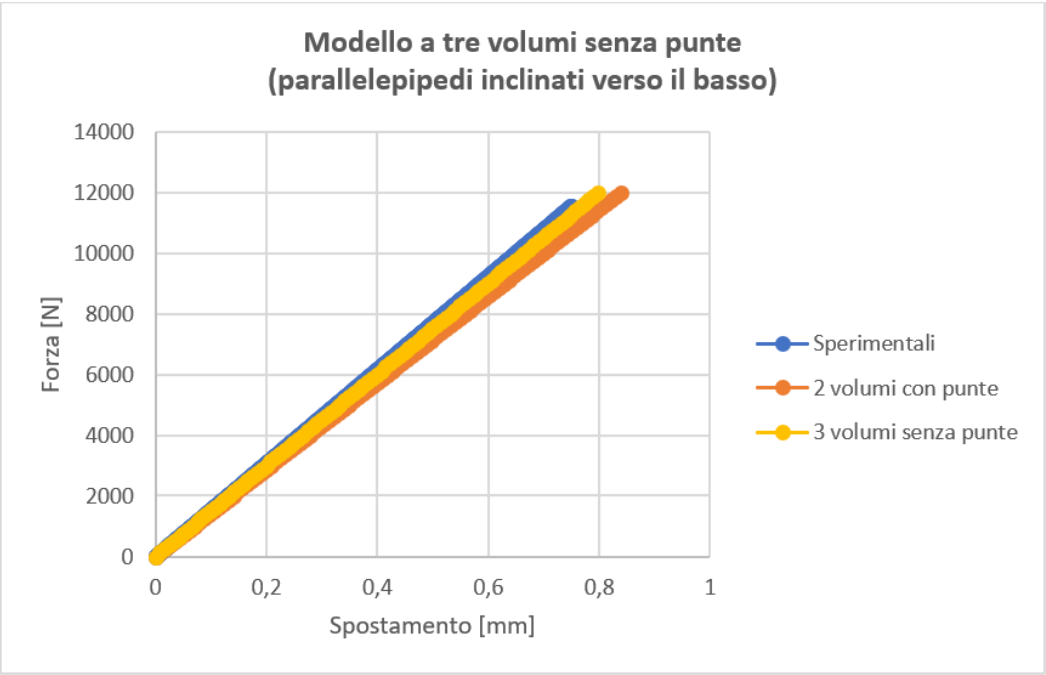


Fig. 4.24: diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con parallelepipedi verso il basso

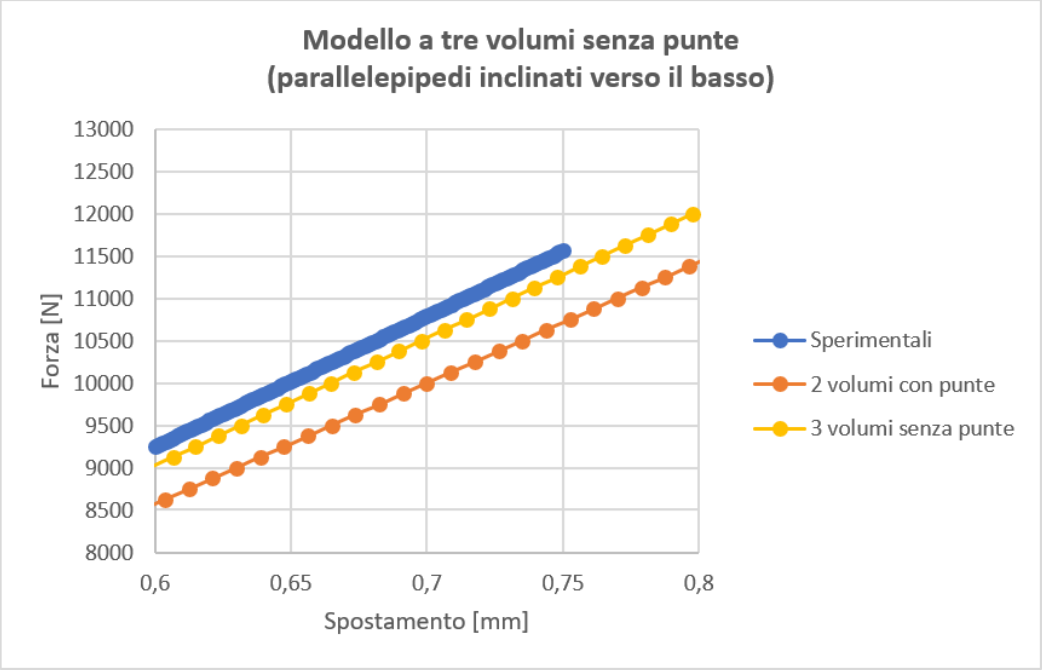


Fig. 4.25: zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con parallelepipedi verso il basso

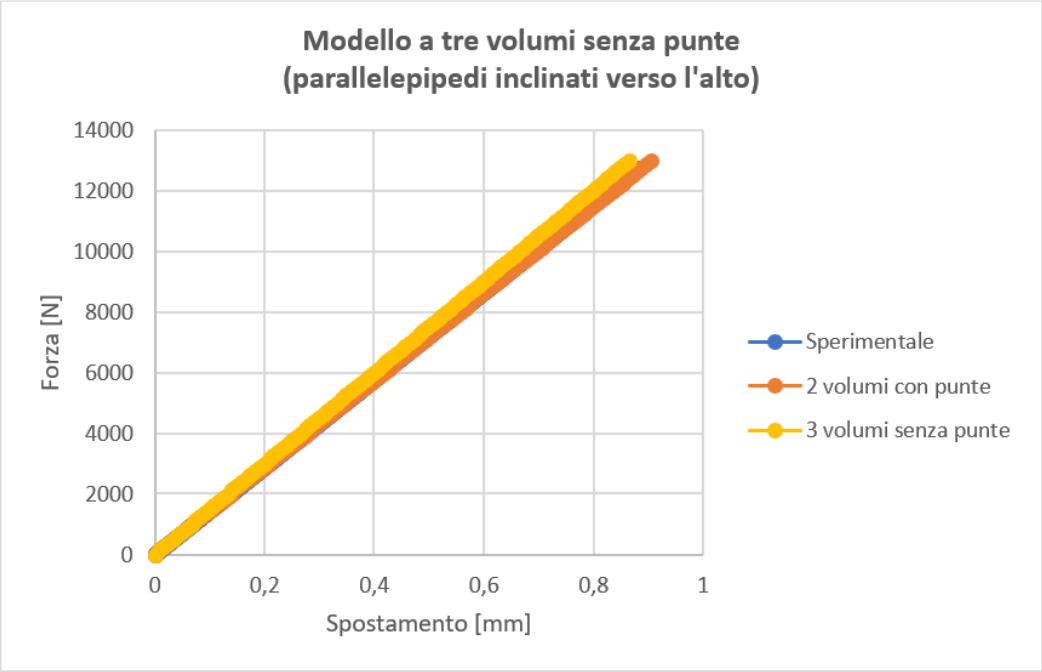


Fig. 4.26: diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con parallelepipedi verso l'alto

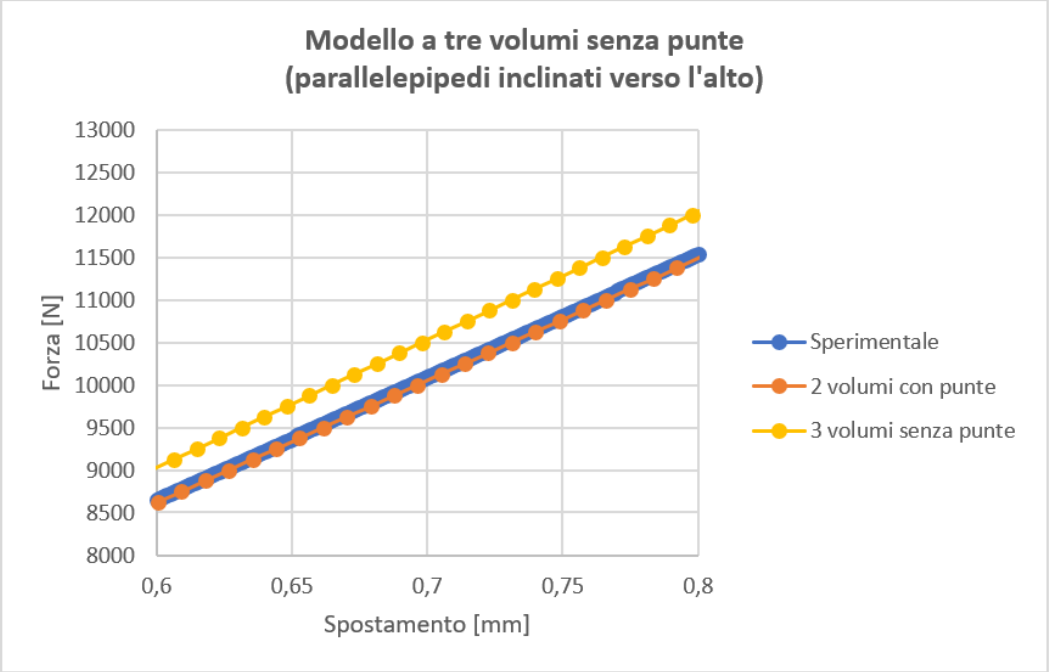


Fig. 4.27: zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con parallelepipedi verso l'alto

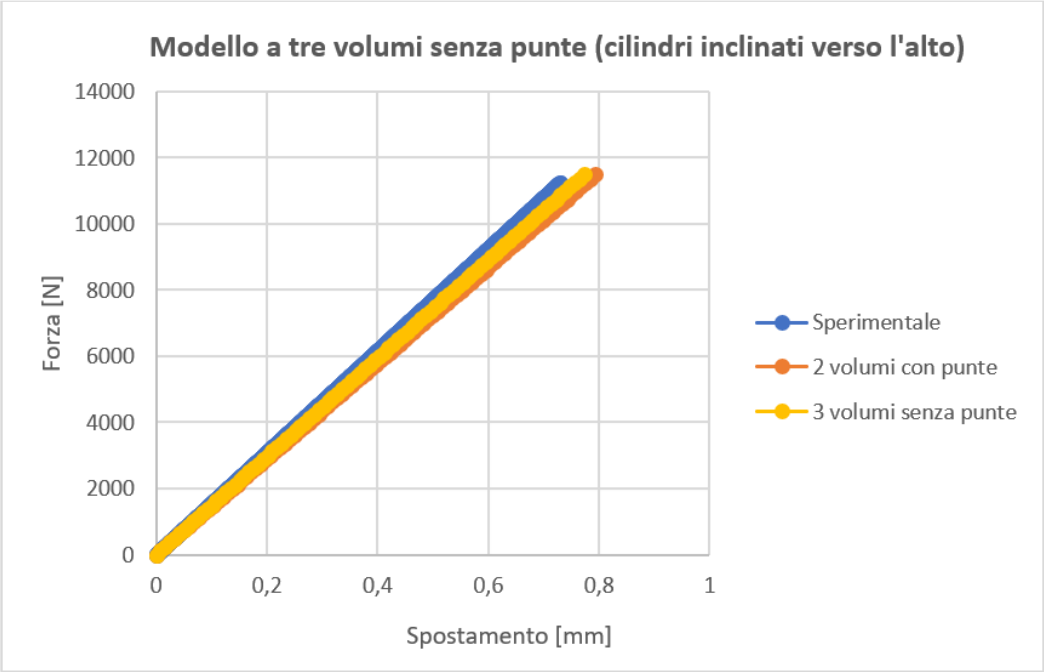


Fig. 4.28: diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con cilindri verso l'alto

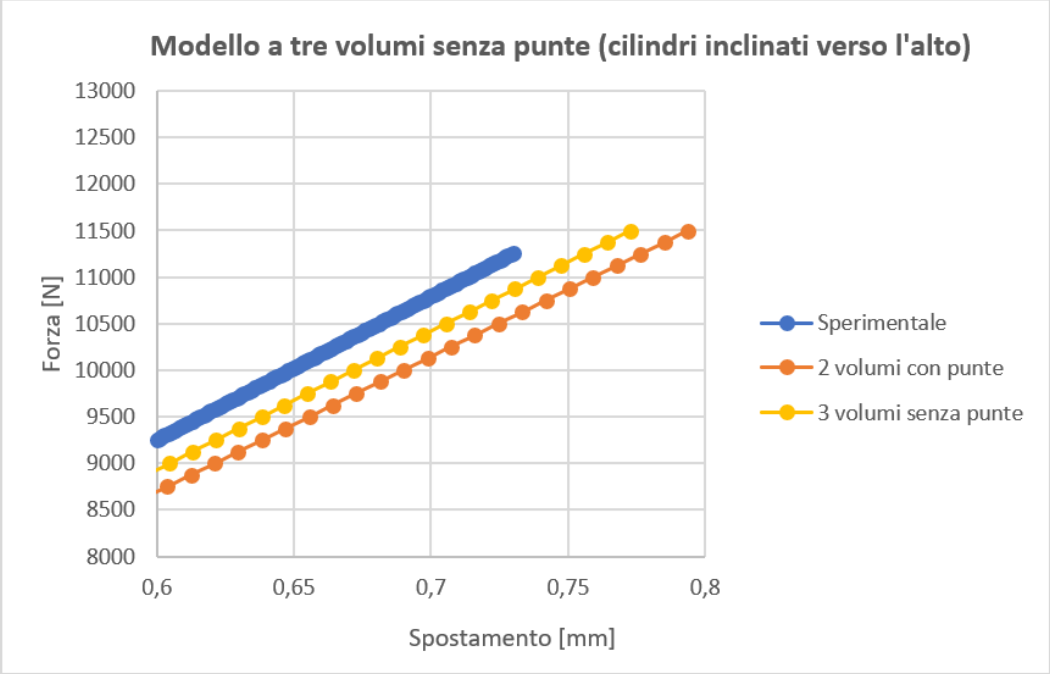


Fig. 4.29: zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con cilindri verso l'alto

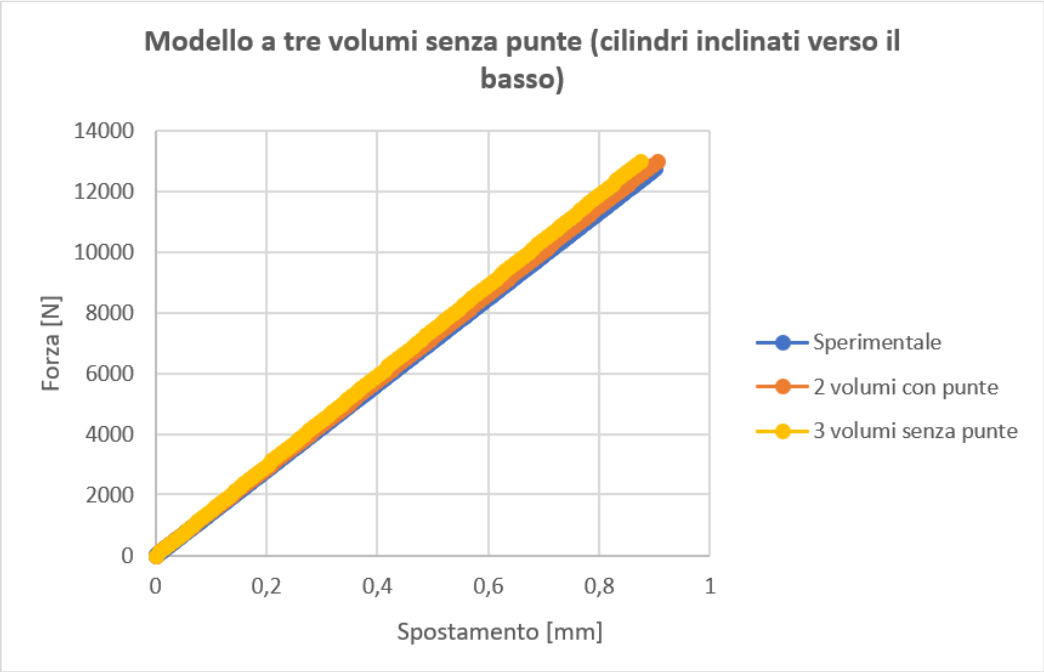


Fig. 4.30: diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con cilindri verso il basso

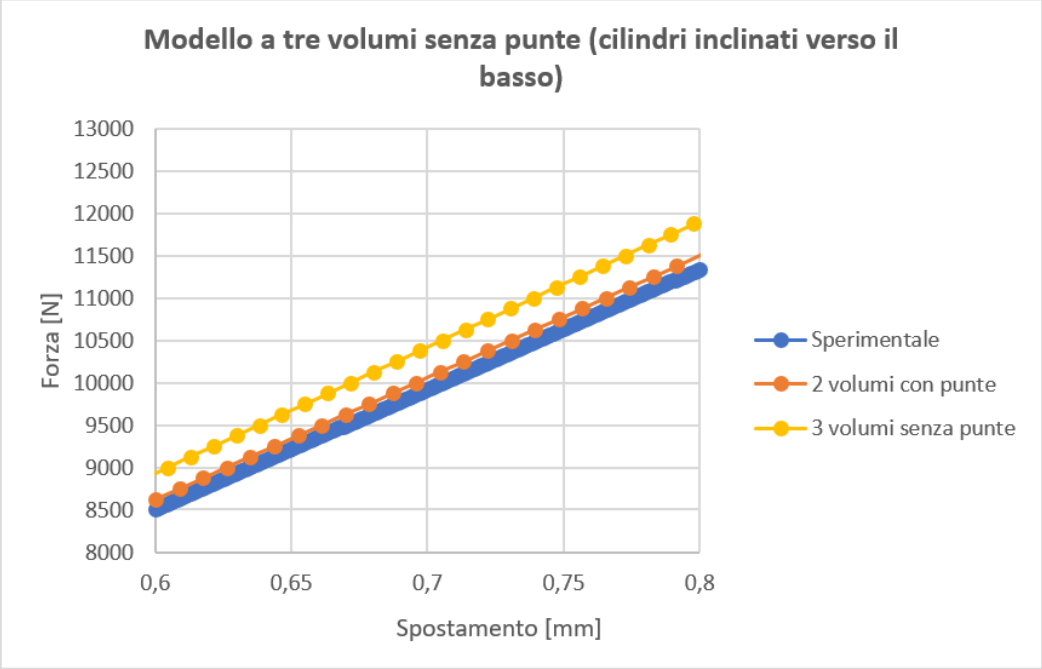


Fig. 4.31: zoom del diagramma forza-spostamento di confronto tra modello a 3 volumi, modello a 2 volumi e andamento sperimentale per il modello con cilindri verso il basso

Già dai grafici è possibile verificare che il modello a tre volumi permette di avere dei risultati molto simili a quelli sperimentali. Per comprendere meglio questa somiglianza nella tabella 4.18 si riportano le variazioni percentuali delle pendenze delle rette relative sia al modello a due che a quello a tre volumi rispetto all'andamento sperimentale corrispondente.

Variazione percentuale inclinazione della retta forza-spostamento [%]		
Tipologia punta	Modello 2 volumi con punte	Modello 3 volumi senza punte
Parallelepipedi	-1,97	-2,58
Piramidi	-0,46	-2,54
Tronchi	-9,58	+3,26
Para_alto	-0,43	+4,31
Para_basso	-7,35	-2,44
Cili_alto	-6,06	-3,50
Cili_basso	+1,32	+4,95

Tab.4.18: variazioni percentuali delle pendenze delle rette dei modelli a due e a tre volumi rispetto all'andamento sperimentale

Dalla tabella si evince come il modello a 3 volumi, nella maggior parte dei casi, si avvicina di più al caso sperimentale rispetto al modello con punte a 2 volumi. L'ottimo risultato viene confermato dal fatto che, in generale, per tutti i casi non si registrano variazioni superiori al 5%. La chiave principale che differenzia un modello a tre volumi dall'altro è la percentuale in volume delle punte metalliche, strettamente legata alla loro geometria; sfruttare tale rapporto in volume si è rivelato un metodo alquanto valido per la semplificazione del modello FEM su ANSYS. Inoltre, i tempi delle simulazioni si riducono notevolmente passando dai due volumi ai tre volumi, in combinazione con l'ottenimento di risultati assolutamente accettabili. L'unico aspetto da tenere sempre in considerazione è che, nel caso di punte inclinate, la direzione di inclinazione queste viene persa in quanto sia quelle rivolte verso il basso che quelle verso l'alto possiedono lo stesso volume. Si conclude, dunque, che il modello a 3 volumi, risulta un'ottima modalità di semplificazione delle simulazioni per descrivere il comportamento di una giunzione metallo-composito, così come progettata in questo lavoro di tesi.

4.3 Considerazioni riguardanti le simulazioni numeriche

La realizzazione di un modello numerico che permette di ottenere andamenti forza-spostamento similari a quelli prodotti sperimentalmente è un buon risultato poiché significa avere un valido sostituto delle prove distruttive. Le simulazioni numeriche inoltre consentono di analizzare grandezze difficilmente rilevabili direttamente a livello sperimentale in tempi brevi come ad esempio le distribuzioni di tensioni e deformazioni utili per comprendere più nel dettaglio il comportamento meccanico delle strutture in esame. Volendo, poi, modificare alcune caratteristiche delle giunzioni, ad esempio la geometria delle punte, è possibile in una prima fase impiegare solamente le simulazioni FEM per determinarne il comportamento evitando la complessità derivante dalle prove in laboratorio. Il modello realizzato, con la giusta calibrazione, è risultato efficace ma si potrebbe pensare, mediante omogeneizzazione, di aumentarne la complessità per renderlo più accurato. Sarebbe così possibile verificare localmente il contributo delle fibre di carbonio, inserite manualmente, nell'efficacia della giunzione. In tal caso

occorrerebbe modellare una piccola porzione di giunzione discretizzando singolarmente le fibre di carbonio immerse in un volume di resina. Altrimenti si potrebbe rendere il modello più realistico andando prima a determinare sperimentalmente proprietà del composito come i moduli a taglio o il modulo elastico lungo la direzione *Z*. Quello descritto resta comunque un metodo semplice ed efficace da poter impiegare per l'analisi delle giunzioni metallo-CFRP con l'ausilio di punte metalliche.

L'aver trovato inoltre un metodo per simulare il volume di giunzione evitando di inserire le punte metalliche è di notevole importanza. Ciò permette di ottenere dei risultati simili a quelli sperimentali con tempi computazionali decisamente contenuti e mediante un modello molto semplice che richiede pochi passaggi. Tale modello può infatti essere adottato per simulare la giunzione in campo applicativo senza che esso complichi la simulazione numerica. Per incrementare l'accuratezza, al posto del calcolo delle proprietà del volume di giunzione a partire dalle percentuali in volume, sarebbe stato meglio eseguirne una omogeneizzazione così da studiare il volume isolato costituito da punte metalliche e materiale composito. Da qui sarebbe possibile, misurando le forze a partire da spostamenti noti, calcolare la matrice di rigidezza da utilizzare per definire il materiale di giunzione. Anche il calcolo delle proprietà del volume di giunzione a partire dalle percentuali in volume dei due componenti ha condotto a risultati accettabili e verrà pertanto adoperato per simulare la giunzione su un componente biomedicale reale.

Capitolo 5

Applicazione biomedicale: schienale di una sedia a rotelle superleggera

In questo capitolo si porrà l'attenzione sull'utilità che possono avere, in ambito biomedicale, le giunzioni progettate. La fibra di carbonio è sempre più impiegata per la realizzazione di protesi, ortesi, ausili per la mobilità e per attrezzatura sportiva a causa delle sue buone proprietà meccaniche unite alla biocompatibilità e alla sua leggerezza. Il CFRP viene spesso accoppiato con componenti metallici, per le finalità a cui devono assolvere le specifiche strutture biomeccaniche, mediante incollaggio o giunti meccanici come viti e bulloni. Alcuni esempi vengono proposti in figura 5.1 dove si può vedere il CFRP associato ad un componente metallico in uno scarpone da sci, in un tutore per arto inferiore e nel caso di piedi protesici per amputati. Si osserva immediatamente che in queste tre applicazioni la giunzione avviene mediante bulloni, rivetti o adesivi, ovvero con le tradizionali tecniche di giunzione che comportano tutte le problematiche descritte nei capitoli precedenti. È molto probabile dunque che il fallimento di questi oggetti derivi proprio dall'impiego di questi giunti e non per rottura del composito o del metallo.

(a)

(b)

(c)

Fig. 5.1: applicazioni biomeccaniche con giunzione tradizionale metallo-composito (a) scarpone da sci, (b) tutore ginocchio, (c) piedi protesici per amputati

Da qui deriva la possibilità di migliorare le prestazioni di tali strutture adottando le giunzioni studiate, vista la dimostrazione, in questo lavoro, della loro efficacia e potenzialità. Tra tutte le applicazioni in campo biomeccanico si è scelto di focalizzarsi sulle sedie a rotelle ed in particolare sulla categoria delle carrozzine superleggere (fig. 5.2). Tali ausili sono adoperati da soggetti solitamente giovani e molto attivi pertanto è necessario che la sedia sia leggera, semplice da movimentare manualmente ma anche resistente a livello meccanico.

Fig. 5.2: esempio di sedia a rotelle superleggera con telaio in fibra di carbonio [41]

Osservando le sedie a rotelle superleggere, disponibili in commercio, si è notato che esse derivano dall'impiego di ampie parti in carbonio tenute unite tra loro da componenti metallici per mezzo di giunzioni tradizionali come bulloni o adesivi. Tali elementi, è risaputo che comportano un aggravio del peso della struttura e una riduzione della sua resistenza meccanica. Da qui nasce l'idea che la giunzione *co-cured* studiata possa comportare grandi benefici in questo settore. L'accoppiamento metallo-CFRP è presente in diverse zone della sedia: nelle piccole ruote anteriori antiribaltamento, tra telaio e seduta, sulle parti laterali al di sopra delle ruote e nello schienale (fig. 5.3).

(a)

(b)

(c)

(d)

Fig. 5.3: zone della sedia a rotelle dove poter impiegare la nuova giunzione (a) ruote antiribaltamento, (b) tra telaio e seduta, (c) componenti laterali e (d) schienale [42]

La giunzione può essere applicata in ciascuna di queste parti, ma si è deciso di soffermarsi sull'accoppiamento presente sullo schienale poiché decisamente sollecitato a taglio durante il movimento di spinta eseguito dal soggetto sulle ruote e perché in questa zona si è notata una presenza eccessiva di metallo e bulloni aggiunti con il solo scopo di unire lo schienale con l'asta del telaio. Ovviamente i pezzi analizzati subiscono diverse tipologie di sollecitazioni, in campo dinamico e cicliche ma si porrà l'attenzione sulla tenuta a taglio della giunzione, poiché è stato questo il campo di studio. Viene qui descritta l'analisi degli sforzi meccanici subiti dalla struttura in campo elastico e lineare ricavata per mezzo di simulazioni numeriche FEM, utile per progettare il componente e verificare la tenuta della giunzione prima della eventuale creazione di un prototipo.

5.1 Sedie a rotelle

La sedia a rotelle è un dispositivo biomedicale mobile che permette la movimentazione di soggetti di qualsiasi età che trovano difficoltoso o impossibile eseguire il ciclo di deambulazione a causa di disabilità, malattie e infortuni come ad esempio la paralisi degli arti inferiori.

In commercio esistono svariate tipologie di sedie a rotelle che vanno scelte in base alle specifiche esigenze di ogni singolo paziente. In particolare, possiamo raggrupparle in due principali categorie: carrozzine a trazione elettrica, la quale avviene mediante sistemi motorizzati,

e carrozzine a trazione manuale, in cui il movimento è prodotto grazie alla spinta delle mani. Queste ultime possono poi essere ulteriormente suddivise in: rigide, ripiegabili e sportive. Le carrozzine ripiegabili sono pensate per un utilizzo *part-time* e per essere trasportate agilmente. Sono adatte per un utente poco attivo, essendo più grandi e stabili. Per chi necessita invece di un utilizzo *full-time* è preferibile una sedia a rotelle rigida. Esse, non essendo dotate del meccanismo di chiusura e apertura risultano più leggere e dunque viene richiesta un'energia inferiore per movimentarle. Poiché sono progettate per un impiego *full-time* devono risultare confortevoli per gli utilizzatori, per questo sono spesso prodotte secondo la filosofia del *patient-specific*. È bene infatti che non sia l'utilizzatore a doversi adattare al dispositivo ma è la carrozzina che deve essere adatta per il soggetto. Le carrozzine rigide sono da preferirsi nel caso di utenti attivi e con buone capacità motorie poiché sono semplici da movimentare ma decisamente meno stabili.

Le sedie a rotelle sono costituite da diversi componenti, la cui combinazione influisce sulla mobilità e sulla stabilità del dispositivo, in particolare sulla resistenza al rotolamento e sul *range of motion* (ROM) degli arti superiori. È importante quindi adattare l'insieme dei componenti alle esigenze del paziente per trovare la combinazione che garantisca stabilità ma anche elevate prestazioni con il minimo consumo energetico degli arti superiori, necessari a muovere la sedia in qualunque attività quotidiana. Le carrozzine sono composte da tre sistemi fondamentali: telaio, sistema di postura e il sistema di guida. Il telaio è composto dalle due fiancate e dai distanziali inseriti tra esse. Il sistema di postura è formato da sedile, schienale ed appoggiapiedi scelti dopo appositi test che valutano il tono muscolare e le eventuali presenze di deformità. La forma dello schienale influenza il ROM degli arti superiori, ad esempio schienali alti sorreggono maggiormente il tronco ma limitano il movimento della spalla e dunque rendono difficoltoso afferrare la ruota posteriormente per eseguire la spinta. Gli schienali possono essere rigidi con imbottitura o tensionabili, questi ultimi sono da preferirsi in caso di presenza di deformità della colonna vertebrale [43]. Fattore fondamentale per la configurazione corretta dello schienale è la sua reclinazione. Si è osservato infatti che un'inclinazione tra 5° e 15° permette maggiore comodità ed equilibrio, migliora il gesto di spinta manuale sulle ruote da un punto di vista

biomeccanico e diminuisce i dolori alle spalle patiti dal paziente in seguito all'attività prolungata di spinta [44]. Un componente che deve necessariamente essere rigido è il sedile poiché deve fornire una solida base di appoggio per bacino e arti inferiori. Anche le dimensioni del sedile vanno scelte in base alle dimensioni antropometriche dell'utilizzatore, la larghezza dipende dalla dimensione del bacino mentre l'altezza deve essere tale da poter infilare le ginocchia facilmente sotto un tavolo ma anche da mantenere l'appoggiapiedi staccato dal terreno nella totale comodità del paziente. In merito all'appoggiapiedi, deve essere posizionato alla giusta altezza e con una corretta inclinazione. Un appoggiapiedi troppo alto origina un eccessivo aggravio di peso sulle ossa ischiatiche mentre se troppo basso si ha una flessione plantare del piede a causa della gravità che decrementa la lunghezza dei muscoli del polpaccio. Il sistema di guida infine comprende corrimani e ruote. I corrimani sono dei tubi metallici posizionati sulla parte esterna delle ruote la cui funzione è quella di azionare manualmente la sedia senza la necessità di posizionare le mani direttamente sugli pneumatici. Essi non devono essere troppo piccoli per non causare una eccessiva pressione delle mani con conseguenti danni come quelli al tunnel carpale e per ridurre i consumi a livello fisiologico [45]. Esistono svariate tipologie di ruote che differiscono per dimensioni, gomme, raggi e posizione rispetto al telaio. In particolare, sono disponibili ruote piene o pneumatiche; queste ultime sono leggere, veloci e dotate di raggi che favoriscono l'assorbimento degli urti. I raggi hanno solitamente dei copri-raggi che evitano che le dita rimangano intrappolate tra di essi durante il movimento di spinta. Le ruote, se posizionate più indietro, sono più difficili da afferrare ma risultano più stabili rispetto alle ruote poste in posizione più avanzate che necessitano però di meno forza e una ridotta frequenza di spinta poiché la spalla risulta più libera di muoversi [46]. I materiali impiegati nella produzione delle ruote sono convenzionalmente plastica e acciaio. Oggi si impiega anche la fibra di carbonio che è leggera, resistente e riduce la trasmissione delle vibrazioni al corpo del paziente. Le vibrazioni vanno infatti minimizzate poiché possono causare dolore, affaticamento, nausea e riduzione del tono muscolare [47].

5.1.1 Sedie a rotelle superleggere

Dalla precedente trattazione si deduce che una sedia a rotelle deve adattarsi alle specifiche esigenze e all'anatomia del soggetto che la deve utilizzare, da qui deriva la presenza in commercio di diverse tipologie di carrozzine. Di particolare interesse per questo studio sono le sedie a rotelle superleggere (*ultra lightweight wheelchair*) pensate per pazienti molto attivi. Tali carrozzine vengono infatti scelte da numerosi atleti paraolimpici. La grande mobilità che desiderano avere questi utilizzatori comporta che il dispositivo debba essere comodo, facilmente movimentabile, leggero e resistente. Tali caratteristiche si raggiungono dall'impiego di materiali metallici come alluminio e titanio ma anche dall'introduzione di componenti in fibra di carbonio. Da quando i compositi con rinforzo in fibra di carbonio sono comparsi in commercio hanno suscitato grande interesse da parte dei costruttori di sedie a rotelle a causa delle ottime proprietà che possiede questo materiale. In particolare, esso ha un'elevata resistenza specifica, ovvero alto rapporto forza/peso, rispetto ai metalli normalmente impiegati, come si osserva in figura 5.4. Questa proprietà è importante a livello clinico poiché i pazienti lamentano spesso che le carrozzine possiedono una ridotta mobilità a causa dell'elevato peso; ciò comporta che i soggetti anziani facciano movimentare la sedia da altri decrementando notevolmente la funzione fisiologica, muscolare e ossea degli arti superiori. Dunque, una sedia più leggera sarà più semplice da spingere oltre ad essere più semplice da sollevare, fattore da non sottovalutare se si pensa che il dispositivo deve essere maneggiato da operatori sanitari, trasportato lungo le scale ed inserito in un veicolo.

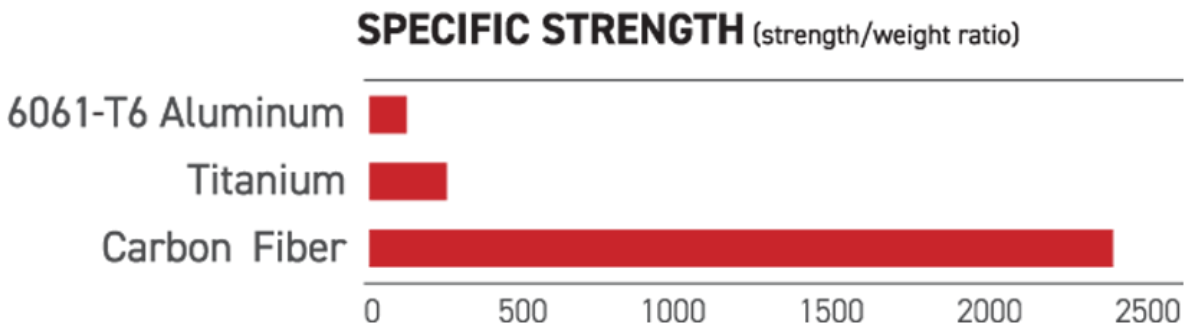


Fig. 5.4: confronto della resistenza specifica della fibra di carbonio rispetto ad alluminio e titanio

Altra caratteristica positiva della fibra di carbonio è la sua grande resistenza alla fatica, decisamente superiore rispetto a quella dei metalli e quindi risulta più adatta alla sopportazione dei carichi ciclici a cui normalmente è esposta una sedia a rotelle e prevede una riduzione degli interventi di riparazione. Oltre alle buone proprietà meccaniche e all'elevata resistenza alla corrosione, la fibra di carbonio presenta una bassa espansione termica, si deformerà in minor misura con abbassamenti o innalzamenti di temperatura, anche bruschi, rispetto a metalli come alluminio e acciaio. Questo fa sì che la carrozzina manterrà la sua funzionalità indipendentemente dalle temperature a cui viene esposta. La fibra di carbonio è però soggetta a danneggiamenti catastrofici che possono tranquillamente essere evitati con un apposito design dei componenti, cioè occorre scegliere un numero di strati di tessuto e una disposizione delle fibre adeguata alla funzione che il pezzo in fibra di carbonio deve assolvere. Così facendo si potranno produrre componenti rigidi, con elevata resistenza alla flessione, alla torsione, alla trazione o alla compressione ma anche elementi flessibili [48].

Una sedia a rotelle superleggera (ULWC) viene definita come una carrozzina personalizzabile e leggera (tra 9 e 14 kg) che non include ulteriori funzioni quali la regolazione dell'inclinazione dello schienale. Le ULWC presentano una ridotta resistenza al rotolamento delle ruote sul terreno grazie alla riduzione del peso e ciò comporta che l'utente deve applicare meno forza per movimentare e mantenere in movimento il dispositivo con una riduzione della frequenza di spinta. Quindi, chi sceglie una carrozzina di questo tipo si affatica di meno e può percorrere più strada con una riduzione del tempo. La sedia superleggera risulta inoltre meno gravosa da caricare e scaricare, ad esempio su un veicolo, nonostante sia composta da materiali molto funzionali e resistenti; sono in grado infatti di sopportare sforzi meccanici di elevata intensità ovvero si possono applicare carichi intensi. Oltre alla resistenza meccanica, i materiali come titanio, acciaio INOX, alluminio e CFRP sono maggiormente resistenti alla corrosione e alla fatica e questo garantisce che sia necessario un numero inferiore di costosi interventi di riparazione o sostituzione di componenti o dell'intera sedia. Considerando interamente la vita del dispositivo, dalla produzione fino al termine dell'utilizzo, è stato dimostrato che le ULWC durano

più a lungo e hanno un costo più contenuto; in particolare durano 13.2 volte in più rispetto alle sedie tradizionali e costano circa 3.5 volte in meno [49].

5.2 Valutazione dell'efficacia della nuova giunzione metallo-CFRP per lo schienale di una ULWC

Come preannunciato, si desidera osservare i miglioramenti che la nuova giunzione studiata potrebbe apportare ad una ULWC ed in particolare allo schienale di queste carrozzine. È necessario che tali ausili siano leggeri, semplici da movimentare manualmente ma anche resistenti a livello meccanico. L'utilizzo di metalli leggeri e di CFRP favorisce l'ottenimento di queste caratteristiche ma la necessità di dover accoppiare materiali così diversi obbliga i produttori ad impiegare tradizionali giunzioni metallo-CFRP. Poiché l'inserimento di giunti incollati o meccanici origina un decremento delle proprietà meccaniche della struttura si è dedotto che l'inserimento della giunzione *co-cured* studiata possa apportare importanti miglioramenti in questo settore.

Per validare tale ipotesi, prima della costruzione di un prototipo, è bene effettuare un'analisi numerica con il metodo FEM.

5.2.1 Creazione del modello

Innanzitutto, si è realizzato il CAD, con il software SOLIDWORKS, dello schienale della sedia a rotelle prendendo spunto da quelli presenti in commercio. Si è ottenuto così uno schienale con un design che è un connubio dei modelli sotto riportati.

Fig. 5.5: schienali in CFRP della ULWC Progeo, CARBOMAX [41]

Fig. 5.6: schienali in CFRP delle ULWC CSEI prodotta dalle Officine Ortopediche Maria Adelaide [42]

Si è deciso di mantenere la geometria a quattro foglie poiché è stata pensata dai produttori per alleggerire la massa e per migliorare l'ergonomia del componente. Le misure caratterizzanti il CAD sono state ricavate a partire dalle schede tecniche fornite da queste due aziende produttrici e si è scelto come riferimento uno schienale di taglia media. Poiché si è interessati allo schienale sono stati disegnati solo i componenti ad esso connessi come mostra la figura 5.7 seguente. Dalla vista esplosa si può vedere in colore nero l'asta che sorregge lo schienale e che lo connette con la seduta e con il resto del telaio, realizzata in CFRP. In rosso viene rappresentato il volume di giunzione ovvero il volume, caratterizzato dalle proprietà ricavate nel capitolo 4, rappresentante la zona di unione tra punte metalliche e fibre di carbonio, mentre in azzurro viene evidenziato lo schienale, composto interamente in fibra di carbonio, con questa geometria a quattro foglie pensata per seguire le curvature della parte posteriore della schiena. Si vede che i due lobi superiori sono di forma e dimensioni diversi rispetto a quelli inferiori poiché questi ultimi devono supportare il bacino. Infine, il componente in grigio raffigura il pezzo di metallo che serve per ancorare lo schienale all'asta e dunque a tutto il telaio. Esso è di alluminio, metallo scelto per la sua leggerezza, ed è stato qui disegnato in modo semplificato poiché si è interessati maggiormente alla giunzione metallo-CFRP. Il componente metallico è pensato per essere realizzato con le tecniche AM, con tutti i benefici che esse comportano, e deve essere tale per cui lo schienale possa essere facilmente regolato in altezza o smontato.

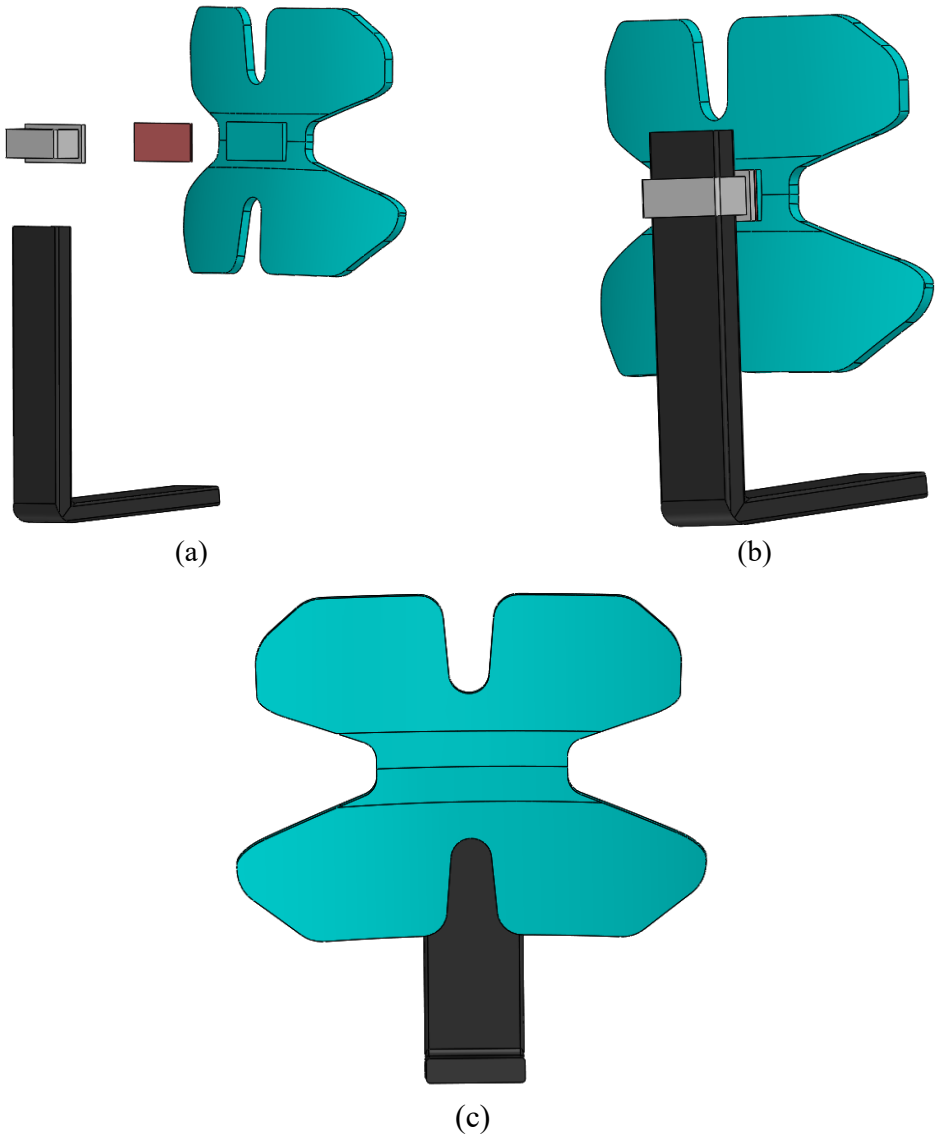


Fig. 5.7: CAD dello schienale con (a) vista esplosa, (b) lato posteriore dello schienale, (c) lato anteriore dello schienale

Per le simulazioni FEM non si prenderà in considerazione l'asta poiché non importante per l'analisi e il suo inserimento comporterebbe solamente un incremento della complessità nel calcolo del modello. Di conseguenza i componenti che si vogliono analizzare sono schematizzati nella figura 5.8.

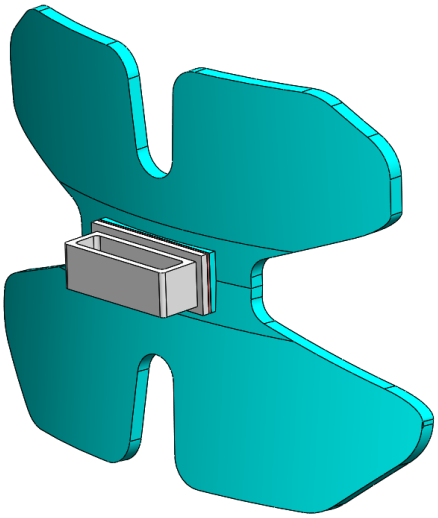


Fig. 5.8: CAD della parte di schienale utile per le simulazioni FEM

5.2.2 Simulazioni numeriche FEM

A partire dal CAD in SOLIDWORKS si è ricavato il file in formato IGES da importare su ANSYS per effettuare le simulazioni numeriche. Si nota subito che il modello risulta di dimensioni notevoli. Per discretizzare al meglio i volumi, occorre utilizzare degli elementi di dimensioni contenute e pertanto si avrà un numero molto elevato di nodi. Per eseguire simulazioni di questo tipo occorrono calcolatori con potenze di calcolo decisamente superiori di quelle normalmente disponibili per un pc portatile come quello impiegato per questo lavoro. Si è pensato quindi di applicare dei metodi di semplificazione del modello. Si è evitato di modellare la parte del metallo sporgente, poiché non rilevante nello studio della giunzione, e si è sfruttata la simmetria assiale presente, così da simulare solo metà modello, dimezzando il carico ed inserendo dei vincoli così da considerare la parte mancante. Il CAD semplificato è riportato in figura 5.9.

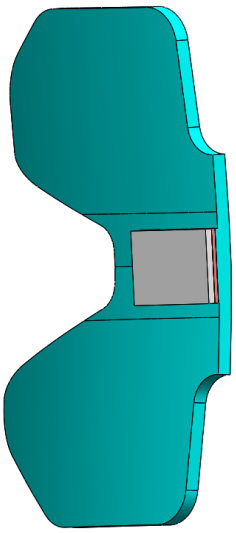


Fig. 5.9: CAD semplificato per alleggerire le simulazioni numeriche

Dopo aver importato il CAD (fig. 5.10) si è passati alla definizione dei materiali considerati tutti come elastici, lineari ed omogenei. Il volume di metallo è stato considerato isotropo e gli sono state assegnate le caratteristiche meccaniche della lega $AlSi_{10}Mg$, stampata mediante SLM, riportate nelle schede tecniche fornite dall'azienda Renishaw. Al composito sono state attribuite le caratteristiche ortotrope ottenute dallo studio e dalle prove sperimentali descritte nei capitoli precedenti mentre per il volume di giunzione si è scelto di utilizzare le proprietà derivanti dall'impiego delle punte metalliche risultate più prestanti, ovvero le punte a forma di parallelepipedo. Si sono nuovamente calcolati i moduli elastici e a taglio, sfruttando le percentuali in volume dei due diversi materiali, composito e metallo, poiché ora si utilizza una lega di alluminio al posto dell'Inconel625. Le proprietà meccaniche di ciascun volume sono riassunte nella tabella 5.1.

Proprietà dei materiali costituenti lo schienale				
Materiale	E [MPa]	G [MPa]	ν	Dimensioni [mm]
Metallo (grigio)	80000	30769	0.3	100x40x5
Composito (azzurro)	E_x=E_y=37387 E_z=3000	G_{xy}=14380 G_{xz}=G_{yz}=1154	0.3	380x300x10
Giunzione (marrone)	E_x=E_y=45273 E_z=4378	G_{xy}=17413 G_{xz}=G_{yz}=1684	0.3	100x40x3

Tab. 5.1: proprietà dei materiali costituenti lo schienale

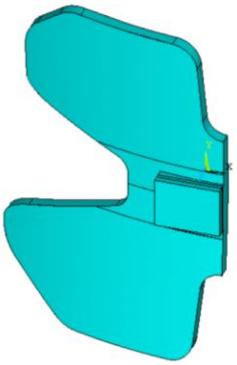


Fig. 5.10: CAD importato in ANSYS in formato .IGES

In seguito si è proceduto con l'operazione di *mesh*. Si è optato per un *mesh* diversificato (fig. 5.11, 5.12 e 5.13) così da alleggerire la simulazione. Si sono utilizzati elementi solid92 di lato 1.5 mm per la zona di giunzione mentre si è scelto un lato di 10 mm per la restante parte di volume di composito poiché è una zona estesa e di minore interesse dato che l'obiettivo è la simulazione di tenuta della giunzione. Ciò comporta però la presenza di numerosi elementi distorti.

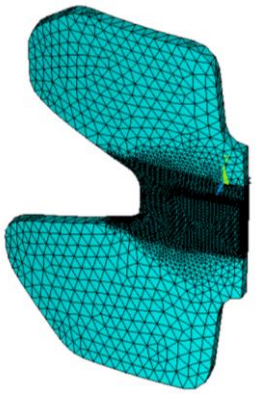


Fig. 5.11: mesh diversificato di metà schienale

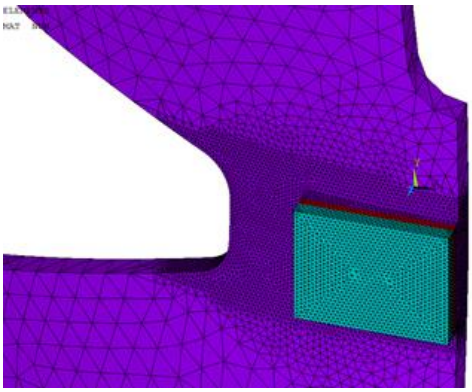


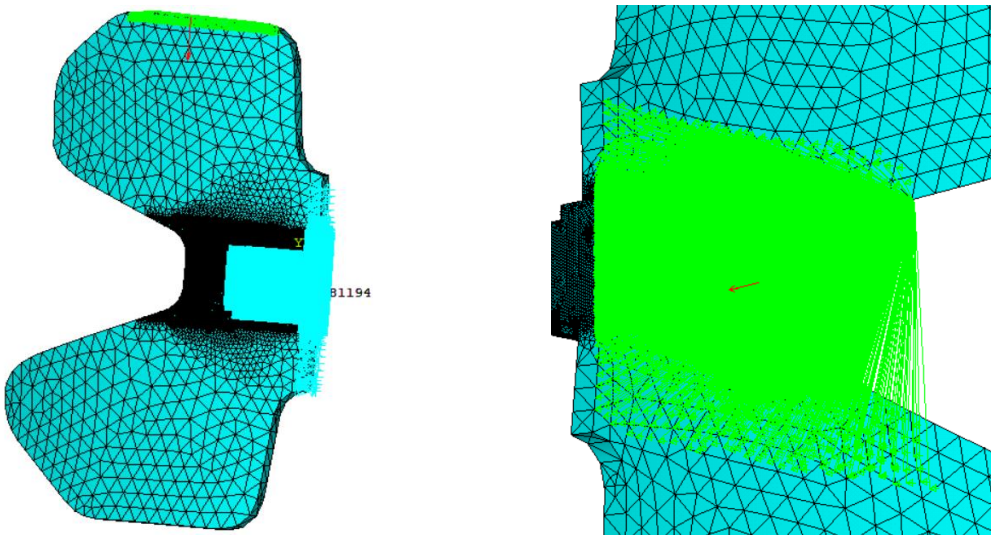
Fig. 5.12: zoom del mesh nella zona di giunzione

Per la definizione del sistema di carichi e vincoli (fig. 5.13) si è pensato a come viene sollecitato lo schienale di una sedia a rotelle nella quotidianità. Oltre a questo si è voluto considerare un sistema che prevedesse la sollecitazione a taglio della giunzione poiché in questo studio il giunto è stato sollecitato a taglio. L'utilizzatore della sedia a rotelle, eseguendo spinte sulle ruote, effettua un movimento di pendolamento avanti e indietro del busto causando una sollecitazione a taglio della giunzione. Inoltre esso esercita una pressione distribuita sulla superficie anteriore dello schienale causata dall'appoggio della schiena allo schienale. Si è deciso di considerare la condizione peggiore a cui può essere soggetta la giunzione, ovvero supponendo che un soggetto diverso dall'utilizzatore si appoggi sulla parte superiore dello schienale oppure che venga lì disposto un peso. Per simulare tale comportamento si è incastrata la superficie metallica esterna poiché essa risulta ferma, al più si muove in modo solidale allo schienale rispetto all'asta. Si sono poi inseriti dei vincoli sulla faccia laterale del composito così da simulare la presenza della metà mancante del modello. Per ciò che concerne i carichi, si è deciso di studiare il caso statico, ovvero senza considerare la forza d'inerzia, e il caso dinamico, considerando un aumento del carico del 50% dovuto alla presenza della forza d'inerzia. Per simulare un soggetto che si appoggia sulla superficie superiore della sedia, si è applicato un carico di compressione distribuito in direzione *Y*. Si è supposto che tale soggetto scarichi sullo schienale, appoggiandosi, circa la metà del suo peso, supposto pari a 120 kg. Di conseguenza scaricherà sullo schienale 60 kg. Tale carico comprende inoltre il piccolo contributo di taglio creato dal basculamento dell'utilizzatore durante la fase di spinta sulle ruote. Per modellare il paziente adagiato sullo schienale si è imposto un carico distribuito sulla faccia anteriore del composito, in direzione *Z*, pari alla metà del peso corporeo. La sedia a rotelle è stata progettata per sopportare un massimo di 120 kg. Ponendosi nella situazione peggiore si è supposto che tutto il peso fosse scaricato sullo schienale benchè presumibilmente, nel caso reale, circa la metà della massa corporea viene adagiata su di esso. Tale pressione è stata applicata primariamente nella zona centrale dello schienale, si è pensato infatti che in posizione seduta o durante la movimentazione della sedia il peso venga

maggiormente scaricato in questa zona. Di seguito si riportano i calcoli eseguiti per determinare le forze nel caso statico e dinamico così da renderne più semplice la comprensione.

	Modello intero	Metà modello
Caso statico	F_y=60 kg*g=588.6 N F_z=120 kg*g=1177.2 N	F_y=294 N F_z=588 N
Caso dinamico (con contributo della forza d'inerzia ipotizzata pari al 50% della forza peso)	F_y=m*g+m*a=883.9 N F_z=1765.8 N	F_y=442 N F_z=883 N

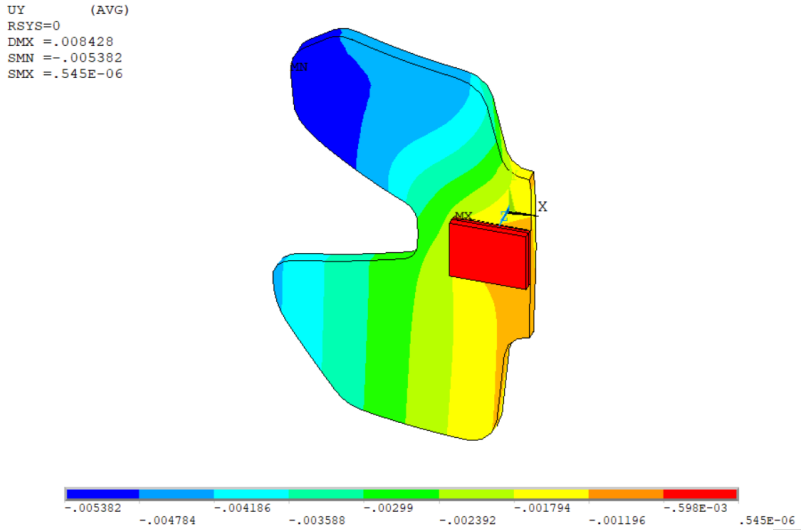
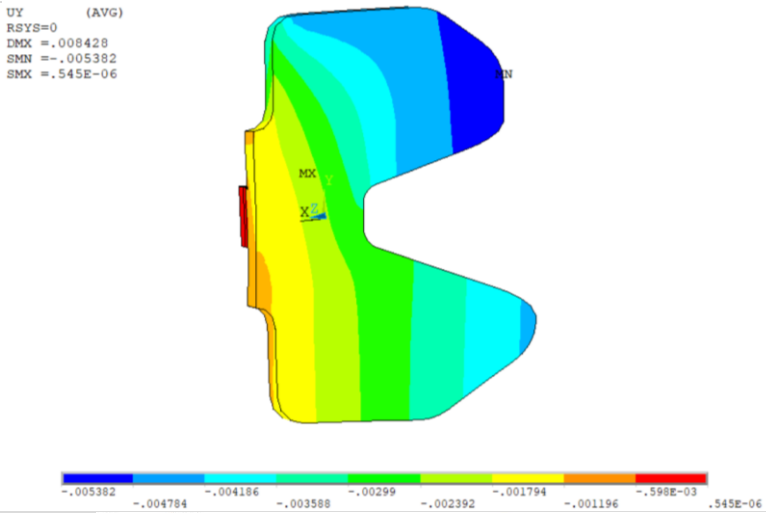
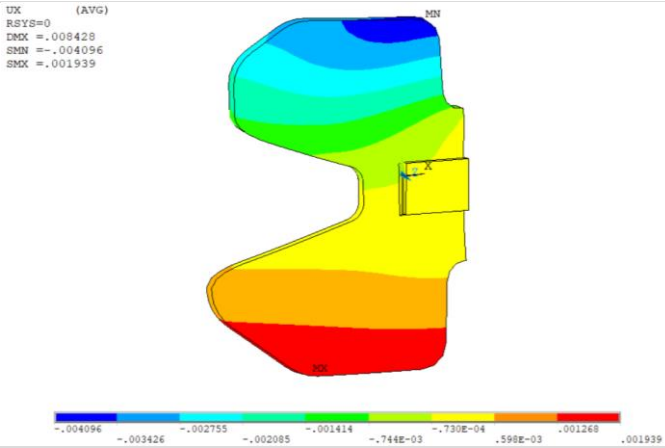
Tab. 5.2: sistema di carichi

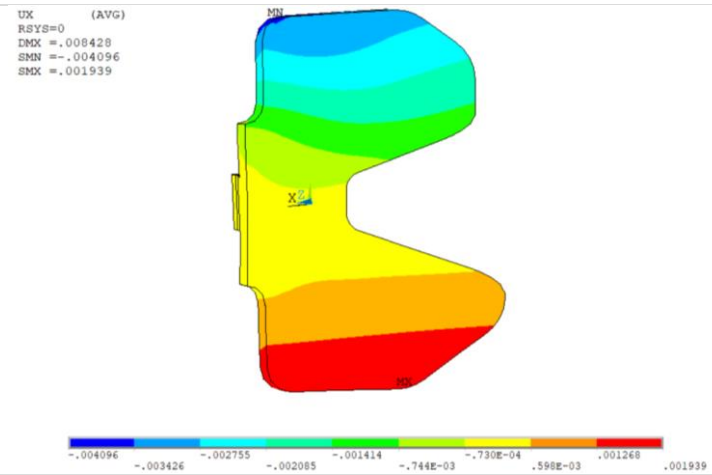
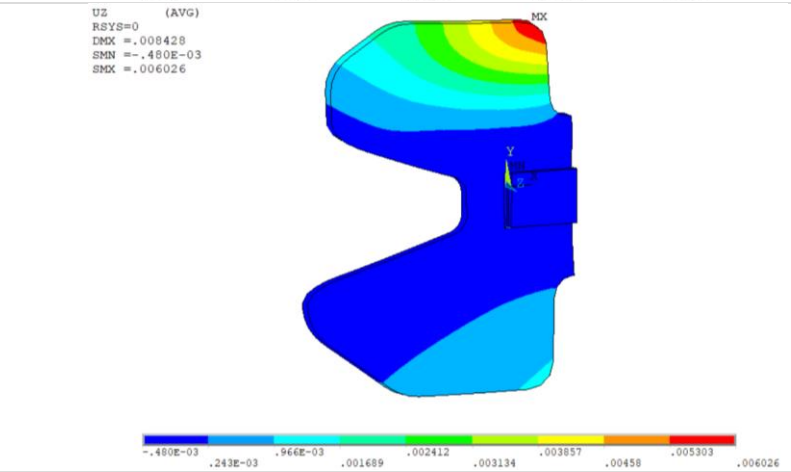
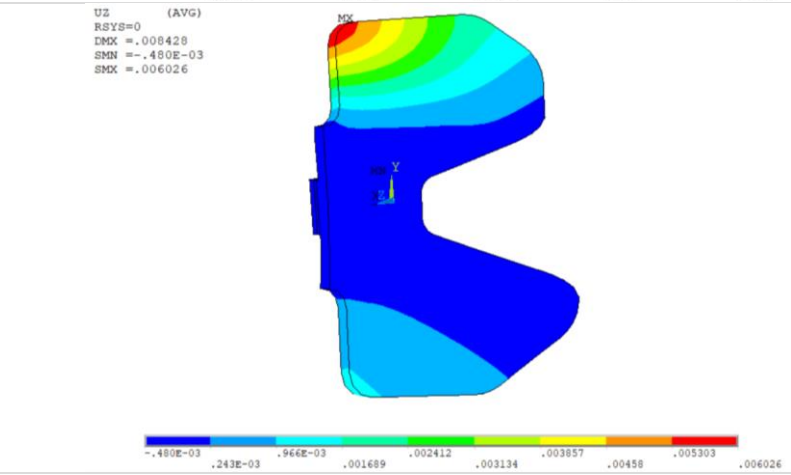


(a) (b)

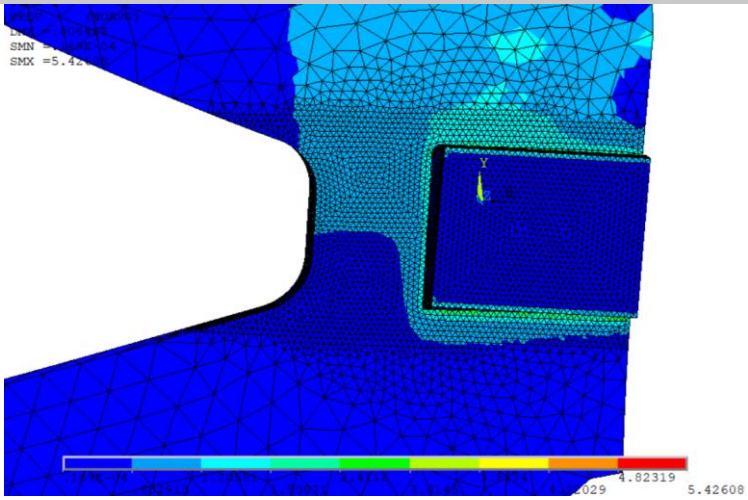
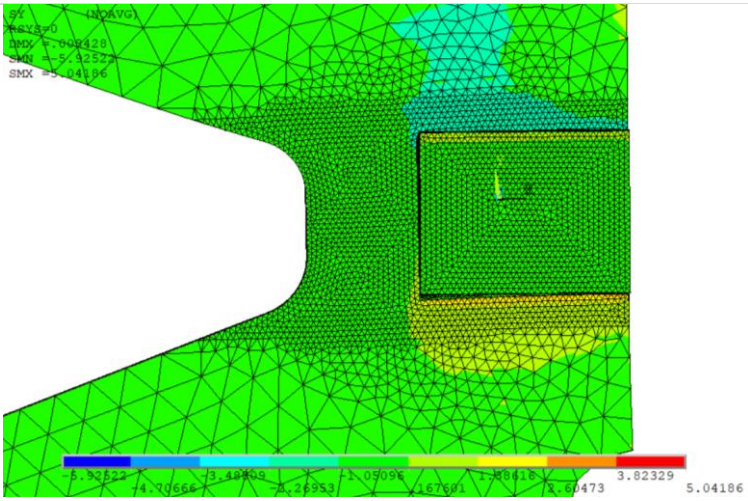
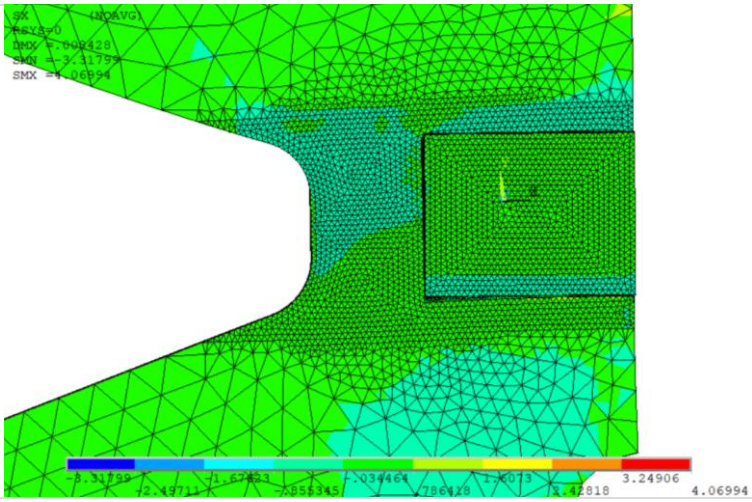
Fig. 5.13: sistema di carichi e vincoli (a) forza sulla suerficie superiore dello schienale e vincoli, (b) pressione distribuita sulla parte anteriore dello schienale

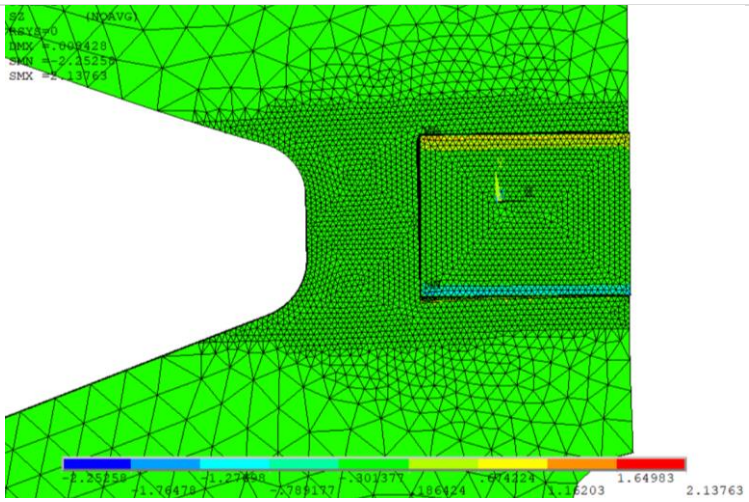
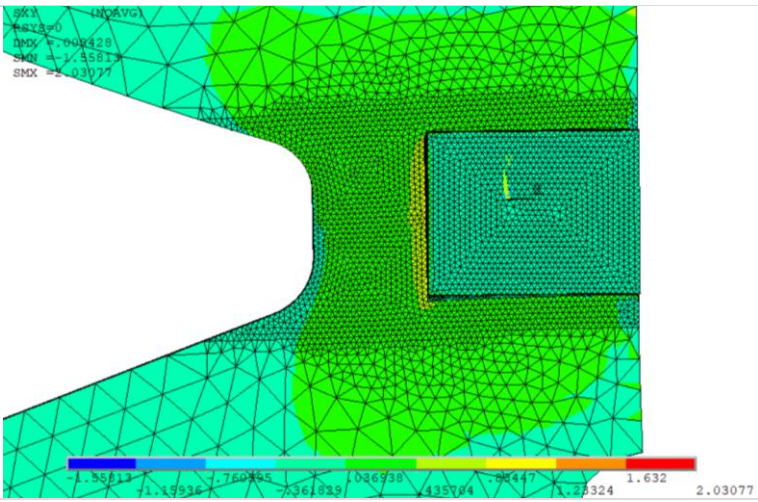
Terminata la fase di *preprocessing* si è passati alla parte di soluzione del modello ed infine al *postprocessing* che consente di visualizzare i risultati. Le grandezze che sono state analizzate per studiare il comportamento meccanico della struttura sono gli spostamenti e le tensioni. Si riportano solo le distribuzioni del caso dinamico poiché più realistico e perché sono le medesime che si verificano nel caso statico. Il confronto tra caso statico e dinamico è invece osservabile dai valori riassunti in tabella 5.5, riferiti al massimo valore, in modulo, assunto dalle grandezze esaminate. È possibile paragonare i valori massimi dato che si sono applicati carichi e vincoli distribuiti e dunque tali numeri non sono dovuti ad artefatti del modello.

Spostamenti metà modello [mm]	
Spostamento in direzione y (retro)	
Spostamento in direzione y (fronte)	
Spostamento in direzione x (retro)	

Spostamento in direzione x (fronte)	
Spostamento in direzione z (retro)	
Spostamento in direzione z (fronte)	

Tab. 5.3: distribuzione degli spostamenti, nel caso dinamico, con metà modello

Tensioni metà modello [MPa]	
Von Mises stress	
Tensioni lungo *Y*	
Tensioni lungo *X*	

Tensioni lungo Z	
XY shear stress	

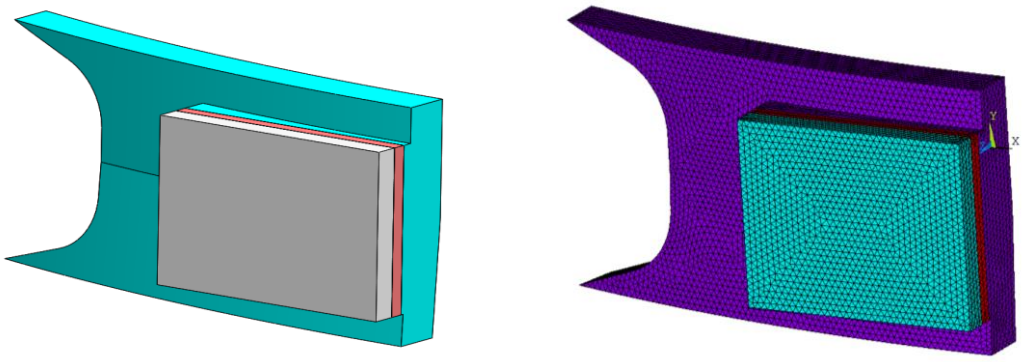
Tab. 5.4: distribuzione delle tensioni, nel caso dinamico, con metà modello

Confronto grandezze di interesse nei casi statico e dinamico con metà modello				
Caso	Von Mises stress [MPa]	U_y [mm]	U_z [mm]	Taglio *XY* [MPa]
Statico	3.61	0.0036	0.0040	1.35
Dinamico	5.43	0.0054	0.0060	2.03

Tab. 5.5: confronto grandezze di interesse nei casi statico e dinamico con metà modello

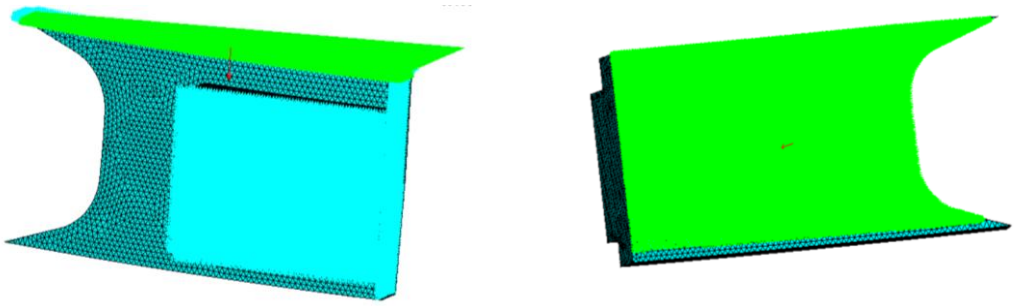
Le simulazioni effettuate sono decisamente gravose a livello computazionale, richiedono diversi GB di memoria ed impiegano parecchio tempo nella fase di soluzione del modello. Sarebbe importante dunque semplificarle per ottenere un modello più leggero. La prima cosa che si è pensata è quella di rendere meno fitto il *mesh* nella zona centrale. Ciò però non è possibile poiché in questa zona la geometria presente necessita di una discretizzazione con elementi di piccole dimensioni. Osservando i risultati delle simulazioni precedenti e siccome si è interessati

allo studio della giunzione, si è deciso di non discretizzare la parte superiore e inferiore dello schienale, come dimostra la figura 5.14. Imponendo lo stesso sistema di carichi e vincoli (fig. 5.15) si sono eseguite le simulazioni nel caso statico e dinamico che sono ora decisamente più snelle. I risultati ottenuti, riferiti al caso dinamico, vengono riportati di seguito mentre in tabella 5.6 viene mostrato il confronto tra caso statico e dinamico delle grandezze considerate.



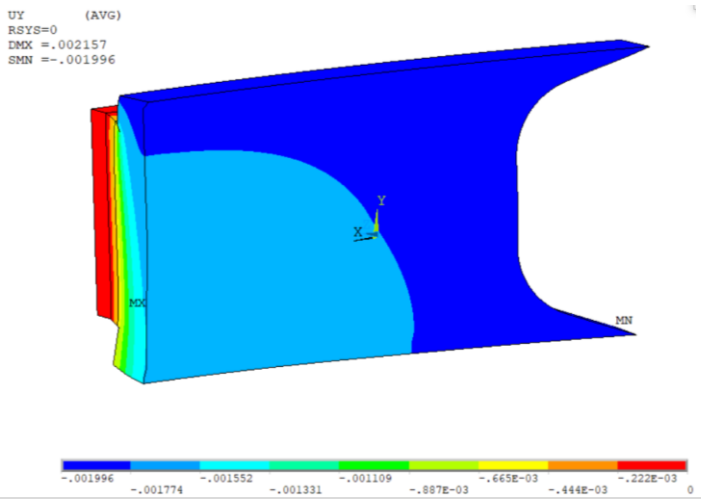
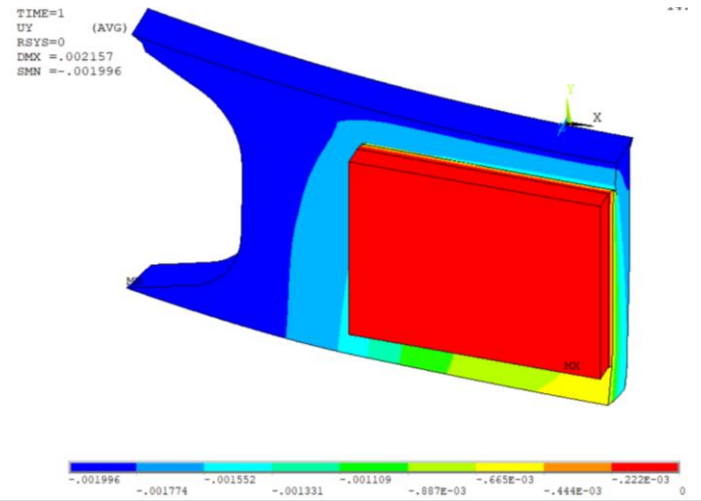
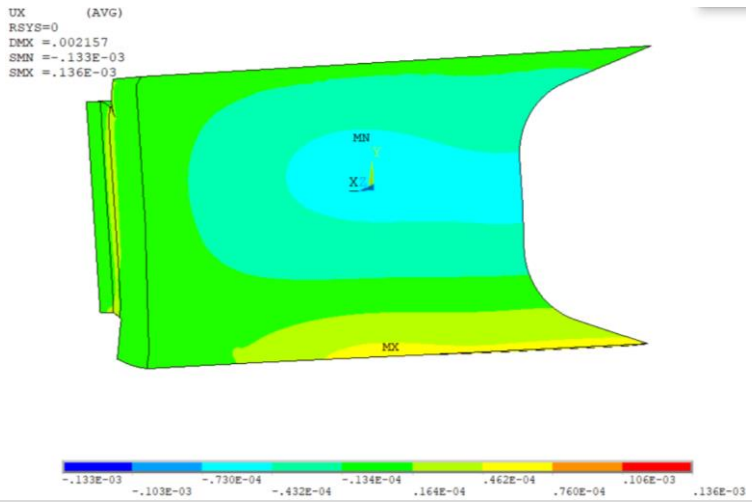
(a) (b)

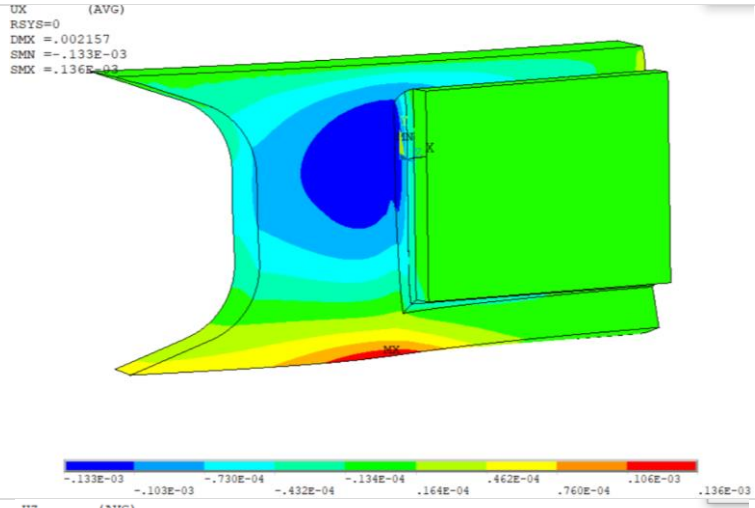
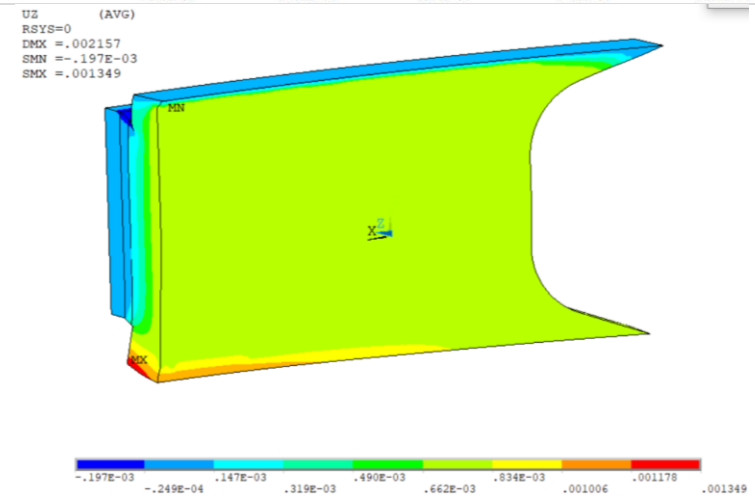
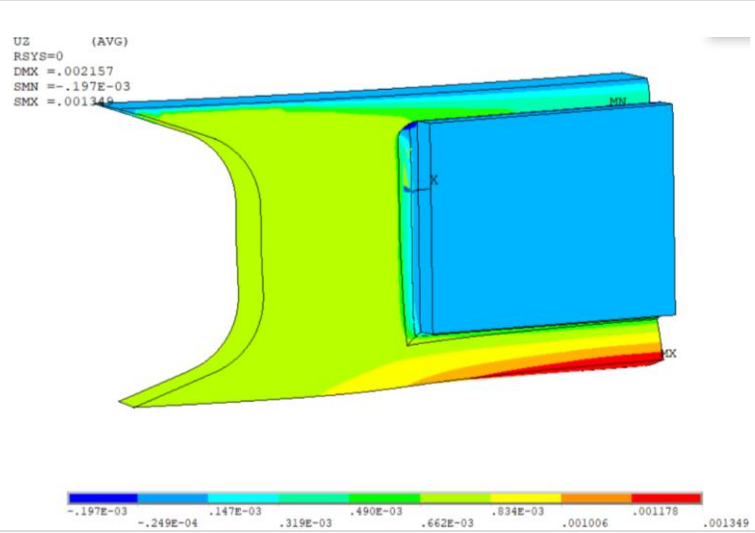
Fig. 5.14: CAD e mesh del modello tagliato con evidenziati i tre volumi di materiale dieversi



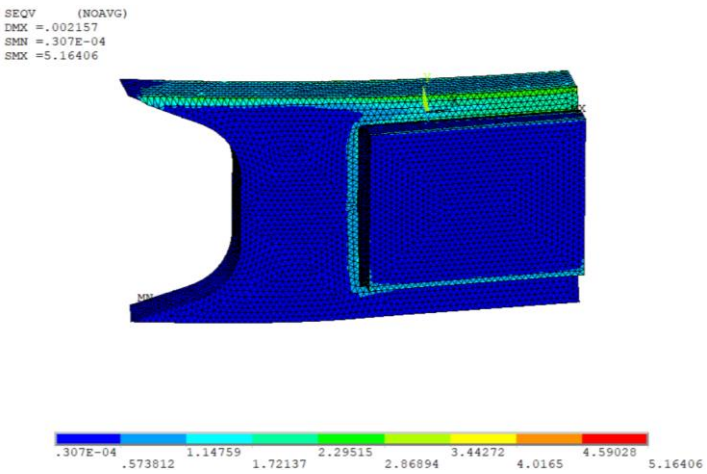
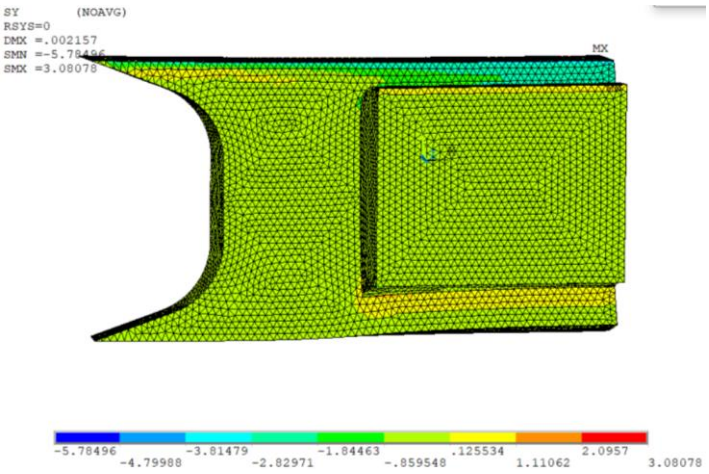
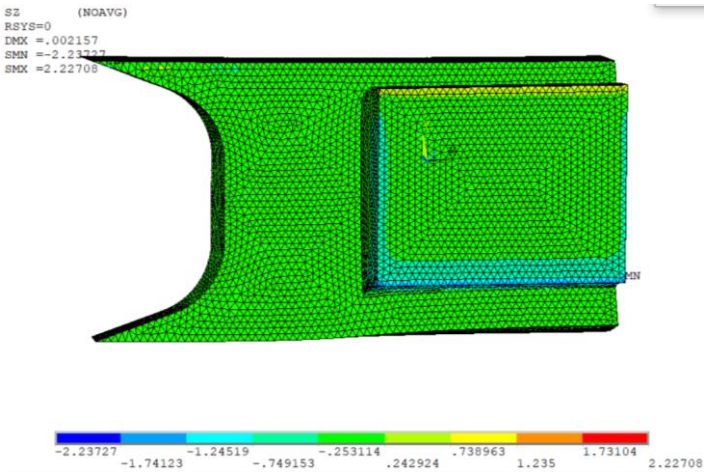
(a) (b)

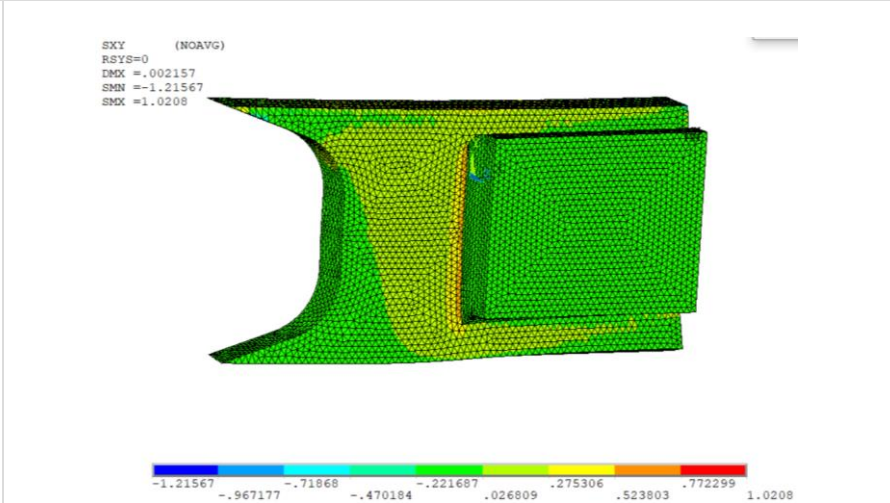
Fig. 5.15: sistema di carichi e vincoli nel modello tagliato (a) forza sulla suerficie superiore del composito, (b) pressione distribuita sulla parte anteriore dello schienale

Spostamenti modello tagliato [mm]	
Spostamento in direzione y (fronte)	
Spostamento in direzione y (retro)	
Spostamento in direzione x (fronte)	

Spostamento in direzione x (retro)	
Spostamento in direzione z (fronte)	
Spostamento in direzione z (retro)	

Tab. 5.6: distribuzione degli spostamenti, nel caso dinamico, con il modello tagliato

Tensioni [MPa]	
Von Mises stress	
Tensioni lungo *Y*	
Tensioni lungo *Z*	

XY shear stress	

Tab. 5.7: distribuzione delle tensioni, nel caso dinamico, con il modello tagliato

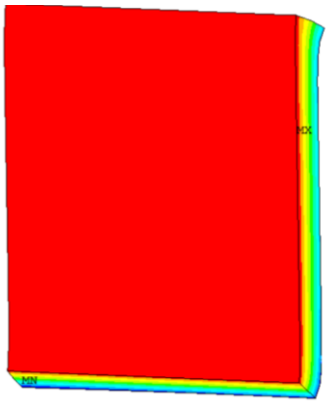
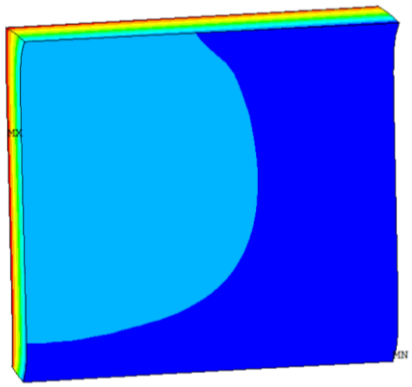
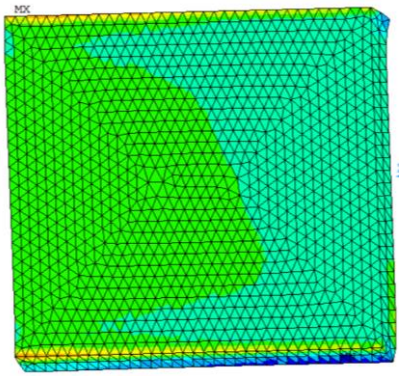
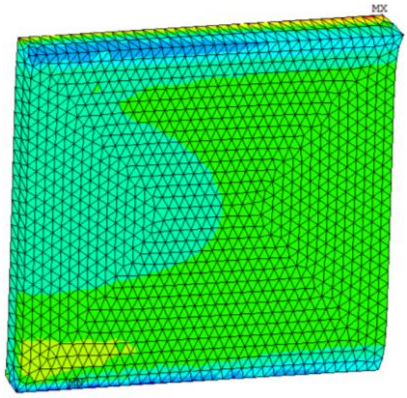
Confronto grandezze di interesse nei casi statico e dinamico con il modello tagliato				
Caso	Von Mises stress [MPa]	U_y [mm]	U_z [mm]	Taglio *XY* [MPa]
Statico	3.43	0.0013	0.0009	0.68
Dinamico	5.16	0.020	0.0014	1.21

Tab. 5.8: confronto grandezze di interesse nei casi statico e dinamico con il modello tagliato

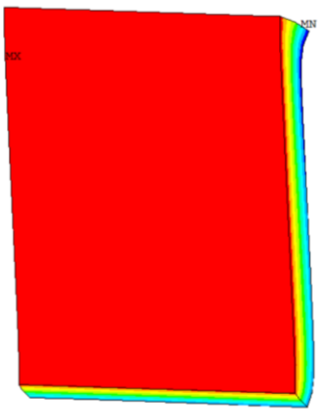
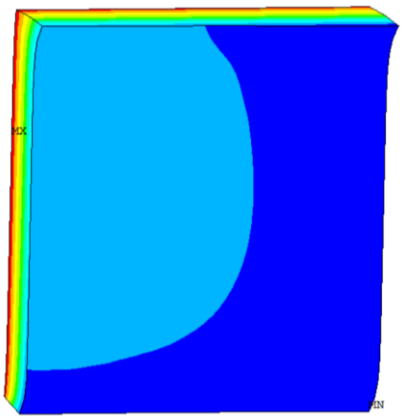
Al fine di verificare se la semplificazione eseguita permette di ottenere i medesimi risultati delle simulazioni con metà modello, si è analizzata la distrubuzione delle grandezze d'interesse sul volume di giunzione. Si fa riferimento in particolare agli spostamenti in direzione *Y* e alle tensioni di Von Mises nel caso dinamico, ma si è osservata una somiglianza anche nel caso delle altre grandezze. Dalle figure sottostanti e dalla tabella 5.9 si osserva che si ottengono ditribuzioni similari e valori confrondabili di spostamenti e tensioni, segno del fatto che il modello ridotto simuli altrattanto bene la zona di giunzione. È dunque possibile utilizzarlo per analizzare il comportamento meccanico del giunto che risulta a livello computazionale più favorevole.

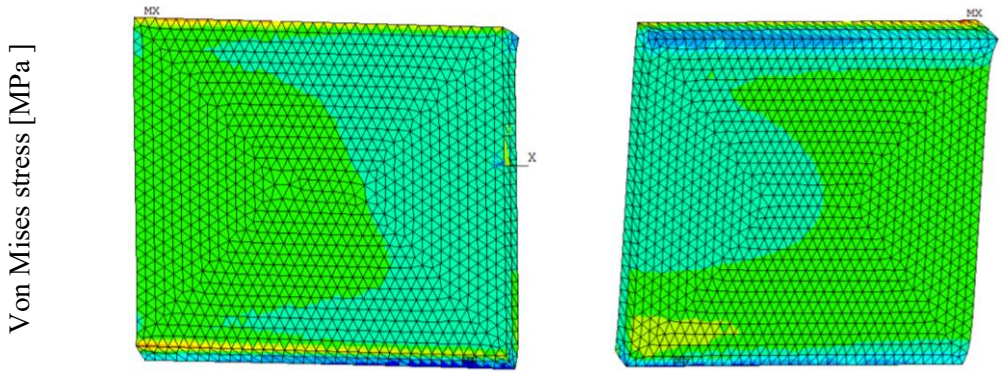
Confronto risultati sul volume di giunzione tra metà modello e modello tagliato

Metà modello

Grandezza	Lato a contatto con il metallo	Lato a contatto con il composito
U_y [mm]		
Von Mises stress [MPa]		

Modello tagliato

Grandezza	Lato a contatto con il metallo	Lato a contatto con il composito
U_y [mm]		



Tab. 5.9: verifica della somiglianza delle distribuzioni delle grandezze di interesse tra metà modello e modello tagliato

Confronto modello tagliato – metà modello (Caso statico)				
	U_y [mm]	U_z [mm]	Von Mises stress [MPa]	Taglio *XY* [MPa]
Metà modello	0.34e-03	0.25e-03	0.53	0.037
Modello tagliato	0.35e-03	0.23e-03	0.68	0.034

Tab. 5.10: verifica della somiglianza dei risultati delle grandezze di interesse tra metà modello e modello tagliato nel caso statico

Confronto modello tagliato – metà modello (Caso dinamico)				
	U_y [mm]	U_z [mm]	Von Mises stress [MPa]	Taglio *XY* [MPa]
Metà modello	0.51e-03	0.38e-03	0.98	0.056
Modello tagliato	0.53e-03	0.35e-03	1.02	0.051

Tab. 5.11: verifica della somiglianza dei risultati delle grandezze di interesse tra metà modello e modello tagliato nel caso dinamico

Una volta determinati i risultati delle simulazioni numeriche si può passare alla loro valutazione. Si evince che, sia nel caso statico sia in quello dinamico, si ottengono valori decisamente bassi di spostamento e di tensione, seppur si sta ipotizzando un utilizzatore di 120 kg. La tensione di Von Mises raggiunge infatti un massimo di circa 6 MPa nel caso dinamico, tensione che è decisamente inferiore di quella massima sopportabile dalla struttura. Per quanto riguarda gli spostamenti, anch'essi sono contenuti in tutte le tre direzioni raggiungendo un massimo di circa 0.006 mm. Soffermandosi sui risultati riferiti al solo volume di giunzione, si osservano degli spostamenti al massimo all'incirca pari a 0.6e-03 mm registrati in direzione *Y*, spostamento ben lontano da quello che può provocare il cedimento della giunzione.

Le simulazioni FEM hanno permesso di verificare che l'applicazione della nuova tipologia di giunzione proposta allo schienale di una ULWC risulta efficace. Essa comporterebbe un decremento ulteriore del peso della struttura, una riduzione dei costi di produzione del giunto, poiché non sono necessari componenti meccanici aggiuntivi o adesivi ed un miglioramento della tenuta a taglio della giunzione ma anche della resistenza meccanica. Tale strategia potrebbe poi essere applicata nelle altre zone della carrozzina dove si ha un'interfaccia tra metallo e composito. La stampa del metallo con le tecniche di AM permette inoltre di sperimentare diverse forme e dimensioni delle punte metalliche fino ad ottenere quelle che risultano più prestanti oppure si potrebbe persare di costruire il componente metallico con delle strutture *lattice* che permettono un suo alleggerimento con un mantenimento della resistenza meccanica. Tali strutture risulterebbero invece complesse da produrre con le tecniche produttive tradizionali.

Poiché le diverse forme delle punte metalliche non hanno comportato risultati nettamente diversi tra loro, si evince che è possibile utilizzare la forma che sembra più adatta, ad esempio, al posto delle punte a forma di parallelepipedo, si potrebbero scegliere punte a forma di tronchi di piramide, che presentano una massa più contenuta, se l'obiettivo è quello di minimizzare al massimo la massa.

5.3 Componente metallico da stampare con le tecniche AM

L'esecuzione delle simulazioni FEM necessita di semplificazioni, la più cospicua e quella che ha permesso di alleggerirle notevolmente è stata trovare delle caratteristiche da attribuire ad un volume di giunzione per non dover discretizzare le punte metalliche. Non sarebbe stato invece possibile simulare componenti di grandi dimensioni, come lo schienale della ULWC, con la presenza delle punte. Da qui è possibile intuire l'importanza dell'aver trovato un modo semplice per simulare le nuove tipologie di giunzioni.

Il passaggio successivo alle simulazioni numeriche sarebbe la creazione di un prototipo da testare sperimentalmente per validare la bontà del progetto. Per fare ciò è necessario stampare il componente metallico comprensivo delle punte che in questo caso si sono scelte a forma di

parallelepipedo. Poiché il componente in alluminio della ULWC presenta una superficie più estesa di interfaccia con il composito, rispetto ai provini testati sperimentalmente occorre determinare quante e di che dimensioni devono essere le punte da inserire. Ciò che si mantiene fissa è la percentuale in volume del metallo poiché da essa dipendono le proprietà meccaniche che sono state attribuite al volume di giunzione. Partendo da questo presupposto si è effettuato il calcolo seguente, a ritroso, per determinare il numero di punte da inserire per ottenere le medesime proprietà meccaniche impiegate per le simulazioni FEM. Nel caso applicativo il volume di giunzione presenta uno spessore di 3 mm e una base di 100 mm * 40 mm. Si è deciso di mantenere le stesse dimensioni di base delle punte (1.5*1.5 mm^2) e il medesimo spazio tra punte adiacenti perché si è verificato che esso permette un buon posizionamento delle singole fibre di carbonio. Si è però modificata l'altezza che risulta ora pari a 2.73 mm anziché 2 mm; tale altezza permette di mantenere invariata la percentuale in volume di metallo e le dimensioni appena descritte. I calcoli per la determinazione del numero di punte vengono riportati di seguito:

$$V_m = percentuale\ in\ volume\ di\ metallo = 0.327$$

$$V_{punta} = volume\ di\ una\ punta = 1.5 * 1.5 * 2.73 = 6.1425\ mm^3$$

$$V_{tot} = volume\ giunzione = 100 * 40 * 3 = 12000\ mm^3$$

$$V_{metallo} = volume\ del\ metallo = 0.327 * 12000 = 3924\ mm^3$$

$$numero\ punte = \frac{V_{metallo}}{V_{punta}} = 638.8\ punte$$

Determinato il numero e le dimensioni delle punte da inserire, si è realizzato il CAD (fig. 5.16) del componente finale che, salvato in formato .STEP, sarebbe pronto per essere stampato con la produzione additiva.

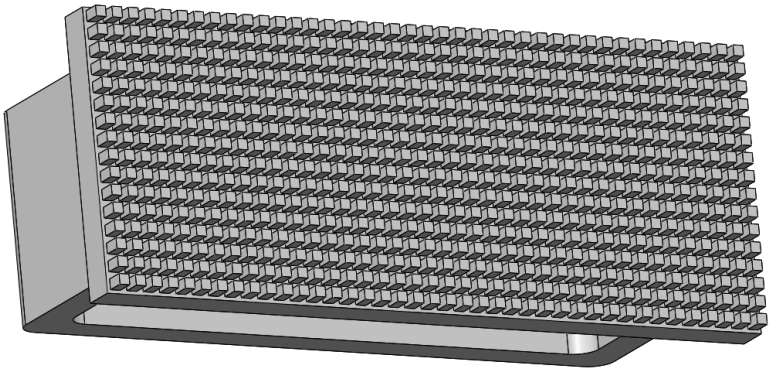


Fig. 5.16: componente metallico con punte a forma di parallelepipedo

Tale pezzo è stato reso meno complesso ai fini della modellazione numerica. Dato che ora si desidera disegnare il CAD da stampare occorre mostrare il design così come deve essere montato sulla sedia a rotelle. È importante che lo schienale sia facilmente smontabile e separabile dall'asta ma soprattutto che possa essere facilmente regolabile. Il paziente deve poter modulare la sua altezza senza difficoltà ma al termine di questa operazione esso deve comunque risultare stabile e fissato all'altezza impostata. Gli schienali in commercio permettono la regolazione dell'altezza mediante l'utilizzo di viti (fig. 5.17) che necessitano di cacciaviti o avvitatori per essere allentate e riavvitate. Le viti vengono allentate, si posiziona lo schienale alla giusta altezza e si riavvitano; questo processo è impensabile che possa essere eseguito dal soggetto seduto sulla sedia a rotelle.

Fig. 5.17: componente metallico per regolazione dello schienale con viti

Si è cercato allora di rendere più fattibile questa procedura semplicemente sostituendo le viti tradizionali con delle viti a manopola che possono essere avvitate e svitate manualmente (fig. 5.18).

Fig. 5.18: vite con manopola

Il design del componente metallico finale viene mostrato in figura 5.19. Le viti a manopola sono state schematizzate e pertanto non sono state filettate.

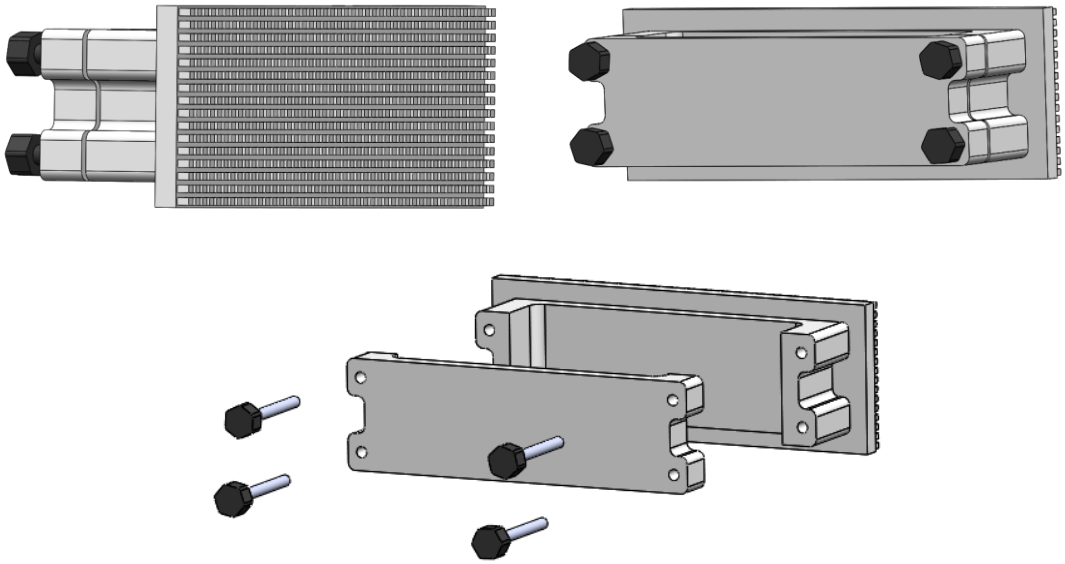
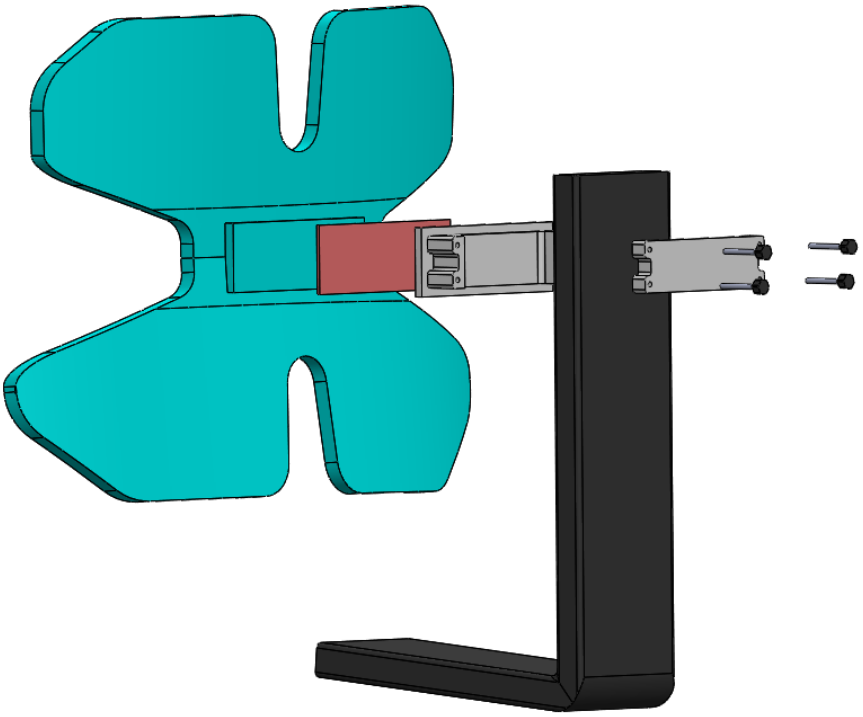
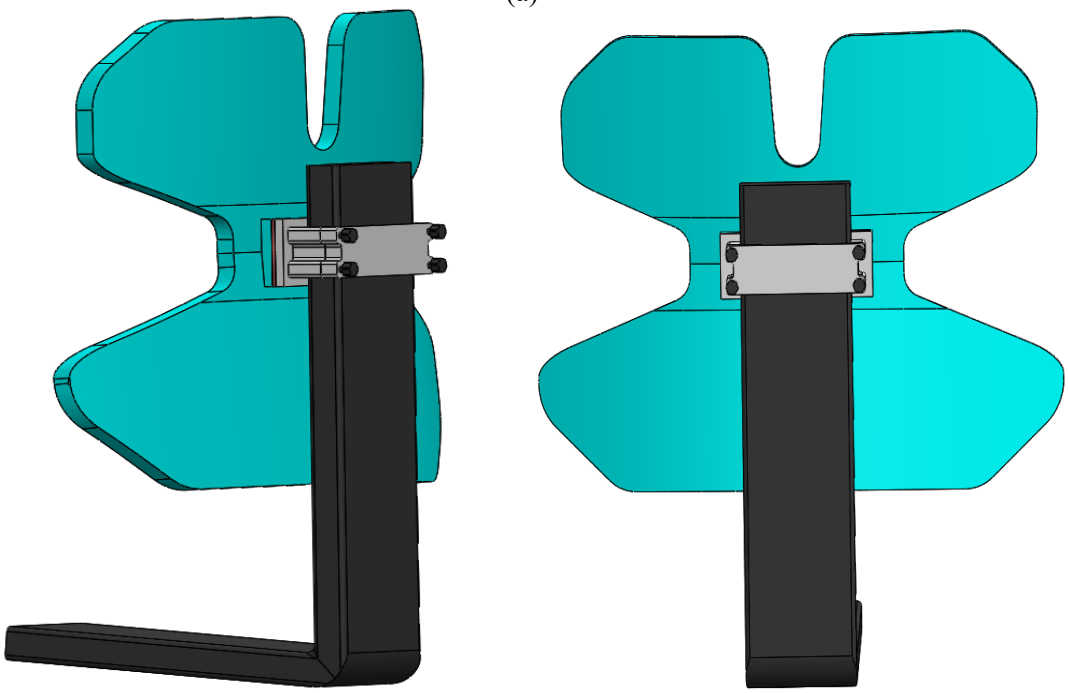


Fig. 5.19: componente metallico completo dotato di punte e di viti a manopola

Lo schienale proposto, con la nuova giunzione e con l'introduzione delle viti a manopola, viene infine raffigurato in figura 5.20.



(a)



(b)

Fig. 5.20: CAD dello schienale comprensivo di asta e nuovo design del componente metallico (a) vista esplosa, (b) assieme

Conclusioni

Questa tesi ha permesso di evidenziare le potenzialità che possiede una giunzione *co-cured* metallo-composito, caratterizzata da una lavorazione della superficie metallica di interfaccia. Essa è dotata di punte di diversa geometria, le quali, penetrando nel composito, favoriscono l'adesione tra i due diversi materiali. La scelta di utilizzare la fibra di carbonio e componenti metallici stampati con SLM deriva dalla loro elevata efficienza. Le tecniche di *additive manufacturing* sono in grado infatti di realizzare componenti di geometria complessa, come le punte, in modo semplice. Un giunto così fatto non solo non necessita di ulteriori processi produttivi e di componenti aggiuntivi come bulloni e adesivi, ma permette di sopperire alle problematiche connesse con i giunti tradizionali e di avere prestazioni più elevate, una volta che la giunzione viene sollecitata a taglio. Questi risultati sono stati ricavati con test sperimentali su provini metallici, stampati con manifattura additiva, su cui si è successivamente realizzato il composito mediante un processo manuale. Poiché sono disponibili diverse tipologie di polveri metalliche impiegabili per la stampa, occorrerebbe verificare se i risultati ottenuti con polveri di Inconel625 trovano un riscontro impiegando metalli diversi. In questo caso, inoltre, si sono utilizzati dei provini *as built*, potrebbe essere utile valutare se eventuali trattamenti termici successivi possono apportare delle migliorie alla giunzione. Da qui potrebbe derivare uno studio che determini la correlazione tra trattamenti termici e di conseguenza specifiche rugosità superficiali del metallo con la bontà delle giunzioni. Soffermandosi sul composito, prodotto

manualmente, esso risulta affetto da diversi difetti, imprecisioni di cui sarebbe utile determinare l'entità e la loro influenza sui risultati finali. È certo inoltre che un composito realizzato a livello industriale presenti caratteristiche migliori di quello derivante da un processo manuale; pertanto si avrà un incremento della tenuta del giunto. Dai test sperimentali è emerso che la forma delle punte è abbastanza ininfluente sulla tenuta, ma si dovrebbe verificare tale ipotesi effettuando un numero superiore di prove e realizzando componenti in composito di dimensioni decisamente superiori. Si sono eseguite qui un numero esiguo di prove, fatto che non ha permesso di evidenziare se alcuni comportamenti riscontrati sono anomali o si verificano per una specifica causa. Se la geometria delle punte comportasse una differenza tra i vari risultati, si dovrebbe procedere con la determinazione delle caratteristiche ideali, in termini di forma e dimensioni, che devono avere le punte per mantenere l'adesione con il composito. È bene ricordare che si è analizzata solamente la tenuta della giunzione sottoposta allo sforzo di taglio; per poter impiegare le giunzioni in ambito industriale sarebbe necessario procedere con ulteriori test previsti dalle normative.

Verificata la bontà della giunzione, sollecitata a taglio, si è ideato un modello numerico FEM che permettesse di ottenere un andamento forza-spostamento, similare a quello derivante dalle prove in macchina di trazione, così da poter essere utilizzato, in futuro, in sostituzione ai test distruttivi, se si è interessati all'osservazione delle distribuzioni delle grandezze meccaniche sulle punte. Il modello è però complesso a livello computazionale; dunque si è proposto un nuovo modello con un volume rappresentante la zona di giunzione con proprietà meccaniche calcolate considerando le percentuali in volume del metallo e del composito nell'interfaccia. Senza la discretizzazione delle punte le simulazioni si dimostrano veloci e semplici; ne consegue che il modello costruito può essere impiegato per rappresentare la giunzione nelle simulazioni numeriche di componenti reali di grandi dimensioni. Per quanto concerne la modellazione numerica, per un'analisi più approfondita dell'interazione tra punte, resina epossidica e fibre di carbonio, si potrebbe procedere con l'omogeneizzazione. Questa operazione consentirebbe di determinare nuove proprietà da attribuire ai materiali nei modelli più semplici attraverso lo studio

di una singola cella contenete una sola punta metallica circondata da fibre di carbonio impregnate di resina epossidica. I modelli, sebbene rappresentativi del caso sperimentale, derivano da alcune assunzioni come ad esempio l'ortotropia e omogeneità del composito a cui è stato attribuito un modulo elastico lungo lo spessore pari a quello della sola resina, assunzioni di cui un processo di omogeneizzazione potrebbe verificare la validità.

Nello specifico, si è sfruttato il modello della giunzione nelle simulazioni dello schienale di una ULWC. Si evince che si ottengono ottimi risultati a livello numerico, si hanno bassi valori di spostamento e di tensioni con carichi elevati, segno del fatto che la giunzione presenta una buona tenuta a taglio. Una giunzione di questo tipo migliorerebbe lo schienale in termini di prestazioni meccaniche ma anche di incremento della leggerezza del componente. Al fine di comprendere a fondo se la giunzione corrisponde alle aspettative sarebbe opportuno procedere con ulteriori simulazioni numeriche in campo dinamico, con diverse tipologie di sollecitazioni e imponendo dei carichi ciclici, così da determinare il comportamento meccanico a fatica dello schienale con il nuovo giunto. In seguito, terminata la progettazione, sarebbe doveroso realizzare un prototipo su cui effettuare i test sperimentali che confermino quanto appurato con la modellazione FEM. Per componenti in cui è importante massimizzare contemporaneamente la leggerezza e la resistenza, si potrebbe pensare di riprogettare l'elemento in metallo sfruttando le strutture *lattice*. È stato dimostrato infatti che esse risultano particolarmente adatte per quelle applicazioni che necessitano di un buon rapporto rigidezza-peso poiché sostengono elevati valori di carico, sebbene leggere. L'impiego poi di strutture multi-reticolo permetterebbe di incrementare ancora di più qualità, rigidezza e resistenza rispetto ai reticoli uniformi.

In conclusione, benché le giunzioni siano state realizzate manualmente e quindi affette da numerosi difetti e imprecisioni hanno dimostrato di possedere una grande potenzialità. Questo lavoro è agli albori, di conseguenza sono molte le migliorie e le ricerche da poter svolgere in questo campo. È emerso però che la lavorazione meccanica della superficie di interfaccia del metallo, ottenuta con un processo additivo, è un'ottima modalità per sopperire alle problematiche dei giunti tradizionali e per creare dei nuovi giunti *co-cured* con tutti i benefici che essi

comportano. È importante continuare la fase di ricerca su queste giunzioni poiché possono apportare notevoli miglioramenti alla resistenza delle strutture metallo-composito, in diversi ambiti tra cui biomedicale, aeronautico e aerospaziale.

Appendice A

Si riportano in questo spazio le schede tecniche dei materiali impiegati per la realizzazione delle giunzioni descritte. Esse contengono anche le proprietà dei materiali attribuite ai volumi del modello utilizzato per le simulazioni numeriche. Si ritiene importante inserire le schede tecniche poiché i risultati ottenuti sono fortemente influenzati dai materiali scelti. Vengono inserite nell'ordine le schede tecniche del tessuto in fibra di carbonio, del sistema epossidico e infine quella relativa alle fibre di carbonio costituenti il tessuto, rese disponibili dai fornitori di tali materiali.

HexForce® 43200 UE1250

HS03K CARBON FABRIC

Product Data

Textile Reinforcement for High Performance Composite

HexForce® reinforcements are available in a range of weave styles – from woven fabrics to multiaxials and specialties that offers a range of globally certified aerospace / industrial products in carbon, glass and aramid and specialty fibers that we sell under the HexForce® trademark.

DESCRIPTION

September / 2014

Type of yarns	Warp : HexTow AS4C GP 3K Weft : HexTow AS4C GP 3K	
Nominal weight	200 g/m²	5.9 oz/sqy²
Weave style	TWILL 2/2	
Width	1250 mm	49.2 in
Finish type		
Finish description		

CHARACTERISTICS

Nominal construction	Warp : 5 yarn/cm Weft : 5 picks/cm	12.8 yarn/in 12.8 picks/in
Weight distribution	Warp : 50 % Weft : 50 %	
Thickness (*)	0.2 mm	0.008 in

***NB : The above average values are obtained with epoxy laminate at 55% of fibres in volume.**

IMPORTANT

All information is believed to be accurate but is given without acceptance of liability. Users should make their own assessment of the suitability of any product for the purpose required. All sales are made subject to our standard terms of sales which include limitations on liability and other important terms.

© Copyright Hexcel

HEXCEL

For European sales office telephone numbers and a full address list, please go to : http://www.hexcel.com/contact/salesoffices

mike compositi	REVISIONE: *3.1* STAMPA: *October, 14*	SCHEDA TECNICA PRODOTTO *TECHNICAL DATA SHEET*	Page 1 of 3

LINEA RESINE EPOSSIDICHE

SX10 EVO

Sistema epossidico per stratificazione a temperatura ambiente con bassa viscosità e ad ampio spettro di impiego. Ottimo per stratificazione di manufatti rinforzati con fibre di vetro, di carbonio aramidiche e polietileniche. Da utilizzare a temperatura ambiente o a temperature moderate nella stratificazione a mano, per iniezione o per formatura con sacco a vuoto.

1	Bassa viscosità	La SX10 EVO è una resina epossidica da bisfenolo modificato a reattività variabile con possibilità di accelerazione e bassa viscosità che garantisce l'eccellente impregnazione dei rinforzi anche nel caso di impiego di multiassiali o accoppiati di elevata grammatura.
2	Bassa tossicità	La sua particolare formulazione la rende una delle resine meno tossiche tra le epossidiche sul mercato, riducendo significativamente i rischi di fenomeni di sensibilizzazione per gli applicatori. L'assenza di odore dovuta alla mancanza di solventi volatili ne permette l'impiego senza richiedere costosi impianti di ventilazione ambientale
3	Grande versatilità d'impiego	Grazie alla possibilità di accelerare la polimerizzazione e alla possibilità di lavorazione sia a temperatura ambiente che a temperatura media, la resina SX 10 si rivela altamente flessibile nella sua applicabilità.
4	Alte temperature di transazione vetrosa	Con un ciclo di indurimento di 7 gg a 25 °C si raggiungono valori di 55-63 gradi nella temperatura di transazione vetrosa mentre con un ciclo di 8 ore a 25 °C + 24 ore a 60 °C il valore medio della temperatura di transazione vetrosa raggiunge gli 83-89 °C. La massima temperatura di transazione vetrosa raggiungibile è di 91 °C.
5	Eccellenti caratteristiche meccaniche	Le caratteristiche meccaniche nei due casi citati (7 gg a 25 °C o 8 ore a 25 °C + 24 ore a 60 °C) del ciclo di polimerizzazione sono estremamente interessanti: la SX 10 è quindi una resina idonea per la realizzazione di manufatti in composito avanzato per particolari strutturali ad elevate caratteristiche meccaniche.
6	Attenta miscelazione	Come tutte le resine epossidiche è necessario rispettare il più precisa- mente possibile le proporzioni di miscelazione tra resina e indurente. Errori di dosaggio superiori al 5% di norma comportano un degrado delle caratteristiche finali della resina. La preparazione della resina va effettuata con una attenta miscelazione fino ad essere certi di avere ottenuto una miscela perfettamente omogenea. Miscelare una quantità strettamente necessaria per l'applicazione prima dell'inizio della fase di gelificazione.
7	Pot - life	Tale tempo, variabile a seconda della temperatura ambientale e della eventuale aggiunta di acceleratore, viene detto pot life. Va tenuto presente che è buona norma distribuire il prodotto miscelato da applicare in recipienti larghi e bassi che facilitino lo smaltimento del calore prodotto dalla reazione dei componenti. Minori saranno le quantità di resina nelle vaschette da applicazione e più elevato potrà essere il tempo di applicabilità.
8	Utilizzo di cariche	Per variare la tixotropia e la densità del prodotto da applicare può sente che è buona norma distribuire il prodotto miscelato da applicare essere utile ricorrere all'aggiunta di cariche inerti secondo le proporzioni in recipienti larghi e bassi che facilitino lo smaltimento del calore suggerite. In nessun caso procedere ad una applicazione definitiva prodotto dalla reazione dei componenti. Minori saranno le quantità resina nelle vaschette da applicazione e più elevato potrà essere.

mike compositi	REVISIONE: *3.1* STAMPA: *October, 14*	SCHEDA TECNICA PRODOTTO *TECHNICAL DATA SHEET*	Page 2 of 3

Dati tecnici

RESINA			
Natura:	Resina epossidica da bisfenolo modificato		
Stato fisico:	Liquido		
Indice di Gardner:	≤ 3		
Viscosità a 25 °C:	1200 ÷ 250 mPas		
Sostanze volatili a 100%:	> 0,3		
Peso specifico a 20 °C:	1,1 ÷1,15 g/cm3		
Punto di infiammabilità:	> 100 C°		
INDURENTE	**MEDIO (M)**	**LENTO (L)**	**EXTRA – LENTO (LL)**
Natura:	Poliammine cicloalifatiche modificate		
Stato fisico:	Liquido		
Indice di Gardner:	≤ 4	≤ 8	≤ 3
Viscosità a 25 °C:	30 ± 10	40 ± 10	40 ± 10
Sostanze volatili a 100%:	> 0,5	> 0,5	> 0,5
Peso specifico a 20 °C:	0,95 ± 0.05 g/cm3	0,95 ± 0.05 g/cm3	0,95 ± 0.05 g/cm3
Punto di infiammabilità:	98°C	104°C	100°C

Cicli di indurimento consigliati

Indurimento in 5 ÷ 7 giorni a 25 °C:	con indurenti M o L + accelerante
Indurimento in 24 ÷ 48 ore a 30 °C:	con tutti gli indurenti
Indurimento in 8 ÷ 24 ore a 40 °C:	con tutti gli indurenti

Temperatura di transizione vetrosa

INDURENTE	MEDIO (M)	LENTO (L)	EXTRA – LENTO (LL)
1 giorno a 25 °C:	33 ÷ 38	25 ÷ 30	-
7 giorni a 25 °C:	50 ÷ 55	45 ÷ 50	45 ÷ 50
16 ore a 40 °C:	55 ÷ 60	55 ÷ 60	40 ÷ 45
48 ore a 40 °C:	68 ÷ 74	68 ÷ 74	65 ÷ 70
12 ore a 50 °C:	65 ÷ 70	65 ÷ 70	60 ÷ 65
24 ore a 50 °C:	71 ÷ 79	71 ÷ 79	70 ÷ 75
8 ore a 60 °C:	66 ÷ 75	66 ÷ 75	60 ÷ 65
24 ore a 60 °C:	76 ÷ 85	80 ÷ 88	80 ÷ 85

Rapporto di miscelazione

PROPORZIONE	IN PESO	IN VOLUME
Resina	100	100
Indurente	26	30

Caratteristiche meccaniche

CICILI DI INDURIMENTO	7 g a 25 °C	8 h a 25 °C ÷ 24 h a 60 °C
Resistenza a trazione (UNI 5819) N/mm2:	55 ÷ 65	60 ÷ 70
Allungamento a rottura (UNI 5819) %:	2,0 ÷ 3,0	3,5 ÷ 5,0
Modulo a trazione (UNI5819) N/mm2:	2800 ÷ 3300	2700 ÷ 3200
Resistenza a flessione (UNI 7219) N/mm2:	85 ÷ 95	105 ÷ 120
Freccia a flessione (UNI 7219) mm:	7,5 ÷ 8,5	9,5 ÷ 10,5
Modulo a flessione (UNI 7219) N/mm2:	2500 ÷ 3000	2400 ÷ 2900
Resistenza a compressione (UNI 4279) N/mm2:	105 ÷ 120	100 ÷ 120
Temperatura di transazione vetrosa °C:	50 ÷ 58	75 ÷ 85
Temperatura di transazione max raggiungibile °C:	82 ÷ 89	91

mike compositi	REVISIONE: *3.1* STAMPA: *October, 14*	SCHEDA TECNICA PRODOTTO *TECHNICAL DATA SHEET*	Page 3 of 3

Caratteristiche della miscela dei componenti

INDURENTE		MEDIO (M)	LENTO (L)	EXTRA – LENTO (LL)
Viscosità a 20 °C (mPas):		550 ÷ 800	450 ÷ 700	600 ÷ 800
Tempo di lavorabilità in minuti:	a 10 C°	Circa 80	Circa 180 (non consigliato)	-
	a 20 C°	30 - 40	60 - 90	90 - 120
	a 30 C°	15 - 20	30 - 40	45 - 60
Pot life resina in minuti massa di 200 gr:	a 10 C°	60 ÷ 80	180 ÷ 200	240 ÷ 300
	a 20 C°	45 ÷ 60	130 ÷ 150	150 ÷ 180
	a 30 C°	30 ÷ 40	60 ÷ 80	25 ÷ 30
Tempo in ore del gel in strato sottile:	a 10 C°	15 ÷ 20	24 ÷ 36 (non consigliato)	-
	a 20 C°	5 ÷ 6	8 ÷ 10	12 ÷ 16
	a 30 C°	3 ÷ 4	5 ÷ 6	6 ÷ 8
Tempo di lavorabilità dello stratificato:		All'incirca la metà di quello in strato sottile		

Utilizzo di acceleranti

Per esigenze particolari, o perché si resina a temperature inferiori a 20°C (è comunque sconsigliabile eseguire lavori di stratificazione con temperatura ambiente inferiore a 15°C) è possibile accelerare il sistema con l'aggiunta di piccole quantità di Accelerante SX

RESINA:	100	100	100	100
INDURENTE:	26	26	26	26
ACCELERANTE (%):	0	1	2	3
Pot-life 150g a 15°C (min):	130	100	60	30
Gellificazione in strato sottile a 20°C (ore):	9	7	5	3

Riteniamo che le informazioni del presente opuscolo siano attualmente le migliori disponibili sull'argomento. Dette informazioni sono però soggette a revisioni via via che l'esperienza e le nuove conoscenze lo consentiranno. La Mates Italiana srl non garantisce risultati né assume obbligo o responsabilità circa dette informazioni. questa pubblicazione non costituisce una licenza sotto cui operare né intende suggerire la violazione di qualsiasi brevetto.

HexTow® AS4
Carbon Fiber
Product Data

HexTow® AS4 carbon fiber is a continuous, high strength, high strain, PAN based fiber available in 3,000 (3K), 6,000 (6K) and 12,000 (12K) filament count tows. This fiber has been surface treated and can be sized to improve its interlaminar shear properties, handling characteristics, and structural properties, and is suggested for use in weaving, prepregging, filament winding, braiding, and pultrusion.

AS4-GP 3k (1%), AS4-GP 12k (0.9%), and AS4 12k carbon fibers have been qualified to NMS 818 Carbon Fiber Specification (NCAMP). This allows customers to call out an industry standard, aerospace grade carbon fiber without the need to write and maintain their own specification.

Typical Fiber Properties	U.S. Units	SI Units
Tensile Strength		
3K	670 ksi	4,620 MPa
6K	640 ksi	4,410 MPa
12K	640 ksi	4,410 MPa
Tensile Modulus (Chord 6000-1000)	33.5 Msi	231 GPa
Ultimate Elongation at Failure		
3K	1.8%	1.8%
6K	1.7%	1.7%
12K	1.7%	1.7%
Density	0.0647 lb/in^3	1.79 g/cm^3
Weight/Length		
3K	11.8 x 10^{-6} lb/in	0.210 g/m
6K	23.9 x 10^{-6} lb/in	0.427 g/m
12K	48.0 x 10^{-6} lb/in	0.858 g/m
Approximate Yield		
3K	7,086 ft/lb	4.76 m/g
6K	3,485 ft/lb	2.34 m/g
12K	1,734 ft/lb	1.17 m/g
Tow Cross-Sectional Area		
3K	1.82 x 10^{-4} in^2	0.12 mm^2
6K	3.70 x 10^{-4} in^2	0.24 mm^2
12K	7.43 x 10^{-4} in^2	0.48 mm^2
Filament Diameter	0.280 mil	7.1 microns
Carbon Content	94.0%	94.0%
Twist	Never Twisted	Never Twisted

Typical HexPly 8552 Composite Properties (at Room Temperature)	U.S. Units	SI Units	Test Method
0° Tensile Strength	320 ksi	2,205 MPa	ASTM D3039
0° Tensile Modulus	20.5 Msi	141 GPa	
0° Tensile Strain	1.55%	1.55%	
0° Flexural Strength	274 ksi	1,889 MPa	ASTM D790
0° Flexural Modulus	18.4 Msi	127 GPa	
0° Short Beam Shear Strength	18.5 ksi	128 MPa	ASTM D2344
0° Compressive Strength	222 ksi	1,530 MPa	ASTM Mod. D695
0° Compressive Modulus	18.6 Msi	128 GPa	
0° Open Hole Tensile Strength	64 ksi	438 MPa	ASTM D5766
90° Tensile Strength	11.7 ksi	81 MPa	ASTM D3039
Fiber Volume	60%	60%	

©Copyright Hexcel Corporation
®HexTow, Hexcel and the Hexcel logos are registered trademarks of Hexcel Corporation, Stamford, Connecticut.

HEXCEL®

HexTow® AS4 — Product Data

Yarn/Tow Characteristics	U.S. Units	SI Units
Specific Heat	0.28 Btu/lb-°F	0.27 cal/g-°C
Electrical Resistivity	5.6 x 10^{-5} ohm-ft	1.7 x 10^{-3} ohm-cm
Coefficient of Thermal Expansion	-0.35 ppm/°F	-0.63 ppm/°C
Thermal Conductivity	3.95 Btu/hr-ft-°F	6.83 W/m-°K

Carbon Fiber Certification

This carbon fiber is manufactured to Hexcel aerospace grade specification HS-CP-5000. A copy of this specification is available upon request. A Certification of Analysis will be provided with each shipment.

Available Sizing

Sizing compatible with various resin systems, based on application are available to improve handling characteristics and structural properties. Please see additional information on available Sizes on our website or contact our technical team for additional information.

Packaging

Standard packaging of HexTow® AS4 is as follows:

Filament Count	Nominal Weight		Nominal Length	
	(lb)	(kg)	(ft)	(m)
3K	4.0	1.8	28,340	8,640
6K	4.0	1.8	13,940	4,250
12K	8.0	3.6	13,870	4,230

Other package sizes may be available on request. The fiber is wound on a 3-inch ID by 11-inch long cardboard tube and overwrapped with plastic film.

Safety Information

Obtain, read, and understand the Material Safety Data Sheet (MSDS) before use of this product.

Important

Hexcel Corporation believes, in good faith, that the technical data and other information provided herein is materially accurate as of the date this document is prepared. Hexcel reserves the right to modify such information at any time. The performance values in this data sheet are considered representative but do not and should not constitute specification minima. The only obligations of Hexcel, including warranties, if any, will be set forth in a contract signed by Hexcel or in Hexcel's then current standard Terms and Conditions of Sale as set forth on the back of Hexcel's Order Acknowledgement.

For more information

Hexcel is a leading worldwide supplier of composite materials to aerospace and other demanding industries. Our comprehensive product range includes:

- Carbon Fiber
- RTM Materials
- Honeycomb Cores
- Carbon, Glass, Aramid and Hybrid Prepregs
- Structural Film Adhesives
- Honeycomb Sandwich Panels
- Special Process Honeycombs
- Reinforced Fabrics

For US quotes, orders and product information call toll-free 1-866-556-2662 and 1-800-987-0658.
For other worldwide sales office telephone numbers and a full address list, please click here:
http://www.hexcel.com/contact/salesoffice

Copyright © 2013 – Hexcel – All Rights Reserved. March 2013

HEXCEL

Bibliografia

[1] Consorzio Innova FVG, Progetto Nanocoat, "Materiali innovativi nella stampa 3D", 2015

[2] D. Manfredi *et al.*, "Sinterizzazione Direct Metal Laser Sintering : an additive manufacturing technology ready to produce lightweight structural parts for robotic applications Memorie," pp. 15–24, 1999.

[3] F. Trevisan, F. Calignano, A. Aversa, G. Marchese, M. Lombardi, and S. Biamino, "eISSN 2280-8000 REVIEW," no. 11, 2018.

[4] S. Leuders *et al.*, "On the mechanical behaviour of titanium alloy TiAl6V4 manufactured by selective laser melting: Fatigue resistance and crack growth performance," *Int. J. Fatigue*, vol. 48, pp. 300–307, 2013.

[5] https://it.dmgmori.com/prodotti/macchine/additive-manufacturing/procedimento-con-letto-di-polvere/lasertec-12-slm

[6] J. Zhang, B. Song, Q. Wei, D. Bourell, and Y. Shi, "A review of selective laser melting of aluminum alloys: Processing, microstructure, property and developing trends," *J. Mater. Sci. Technol.*, vol. 35, no. 2, pp. 270–284, 2019.

[7] E. O. Olakanmi, R. F. Cochrane, and K. W. Dalgarno, "A review on selective laser sintering/melting (SLS/SLM) of aluminium alloy powders: Processing, microstructure, and properties," *Prog. Mater. Sci.*, vol. 74, pp. 401–477, 2015.

[8] S. Liu and Y. C. Shin, "Additive manufacturing of Ti6Al4V alloy: A review," *Mater. Des.*, vol. 164, p. 107552, 2019.

[9] M. Simonelli, Y. Y. Tse, and C. Tuck, "Effect of the build orientation on the mechanical properties and fracture modes of SLM Ti-6Al-4V," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 616, pp. 1–11, 2014.

[10] S. Ren, Y. Chen, T. Liu, and X. Qu, "Effect of Build Orientation on Mechanical Properties and Microstructure of Ti-6Al-4V Manufactured by Selective Laser Melting," *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci.*, vol. 50, no. 9, pp. 4388–4409, 2019.

[11] T. Maconachie *et al.*, "SLM lattice structures: Properties, performance, applications and challenges," *Mater. Des.*, vol. 183, p. 108137, 2019.

[12] J. A. Gonzalez, J. Mireles, S. W. Stafford, M. A. Perez, C. A. Terrazas, and R. B. Wicker, "Characterization of Inconel 625 fabricated using powder-bed-based additive manufacturing technologies," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 264, no. August 2017, pp. 200–210, 2019.

[13] P. Edwards and M. Ramulu, "Fatigue performance evaluation of selective laser melted Ti-6Al-4V," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 598, pp. 327–337, 2014.

[14] A. Formisano and L. Carrino, "I materiali compositi," slides del corso Tecnologia meccanica, Università degli studi di Napoli Federico II, 2014.

[15] A. Somà, "Fondamenti di meccanica strutturale", *Levrotto e Bella*, seconda edizione, pp. 114–117, 2016.

[16] T.W. Clyne and D. Hull, "An Introduction to Composite Materials", *Cambridge University Press,* terza edizione, pp. 1–24, 2019.

[17] https://www.infobuild.it/approfondimenti/materiali-compositi/# Materiali-compositi-definizione-caratteristiche.

[18] H. Carter, "Lighter, stiffer, faster – The case for carbon fiber composites in machinery," *Reinf. Plast.*, vol. 64, no. 1, pp. 57–59, 2020.

[19] D. D. L. Chung, "Carbon Fiber Composites,"*Butterworth - Heinemann*, pp. 3–77, 1994.

[20] M. Singh and V. Kumar, "Latest advancements in carbon based fiber, a review," *Int. J. Mech. Prod. Eng. Res. Dev.*, vol. 7, no. 4, pp. 327–340, 2017.

[21] D. Chukov, S. Nematulloev, M. Zadorozhnyy, V. Tcherdyntsev, A. Stepashkin, and D. Zherebtsov, "Structure, mechanical and thermal properties of polyphenylene sulfide and polysulfone impregnated carbon fiber composites," *Polymers (Basel).*, vol. 11, no. 4, 2019.

[22] G. Sala, L. Di Landro, A.Airoldi, P. Bettini, "Tecnologie e materiali aerospaziali", capitolo 44 - 45, 2009.

[23] P. Cirillo, "Modellazione analitica di giunzioni incollate in materiale composito", tesi di dottorato, Università degli studi di Napoli Federico II, 2016.

[24] A. J. Gunnion, I. Herszberg, "Parametric study of scarf joints in composite structures," *Composite Structures,* vol. 75, no. 1-4, pp. 364-376, 2006.

[25] S. K. Mazumdar, "Composites Manufacturing", *CRC Press*, chapter 9, 2016.

[26] D. G. Kopanitsa *et al.*, "Experimental study of stress-strain state of adhesive joints steel / carbon fiber under tension with a bend by digital image correlation," *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, vol. 156, no. 1, 2016.

[27] K.C. Shin, J.J. Lee, "Prediction of the Tensile Load-bearing Capacity of a Cocured Single Lap Joint Considering Residual Thermal Stresses", *J. Adhesion Sci. Technol.*, vol. 14, pp. 1691-1704, 2000.

[28] G. Lawcock, L. Ye, Y.W. Mai, C.T. Sun, "The Effect of Adhesive Bonding between Aluminum and Composite Prepreg on the Mechanical Properties of Carbon-fiber-reinforced Metal Laminates", *Composites Science and Technology*, vol. 57, pp. 35-45, 1997.

[29] R. Paolotti, D. Scibetta, D. Tumino, and B. Zuccarello, "Analisi statica e a fatica di giunzioni ibride co-cured metallo-composito a semplice e a doppia sovrapposizione," no. 1982, pp. 1–11, 2000.

[30] https://knowledge.autodesk.com/it/searchresult/caas/sfdcarticles/sfdcarticles/ITA/How-to-Perform-a-Mesh-Convergence-Study.html

[31] L. Bertini, “Principi di modellazione,” slides del corso Aspetti teorici ed applicativi del metodo degli elementi finiti (parte III), Università di Pisa, 2012.

[32] A. Penna, “Training Renishaw”, slide del corso per l'utilizzo software Renishaw, Renishaw S.p.A - Pianezza

[33] https://www.renishaw.it/it/sistemi-per-la-produzione-additiva-in-metallo-stampa-3d--37011

[34] A. Somà, “Fondamenti di meccanica strutturale”, *Levrotto e Bella*, seconda edizione, pp. 98 - 103, 2016.

[35] A. J. Wheeler, A. R. Ganji, “Introduction to Engineering Experimentation”, *Pearson*, terza edizione, capitolo 6, pp. 165 - 185, 2010.

[36] S. Vlase, H. Teodorescu-Draghicescu, M. R. Calin, and L. Serbina, “Simulation of the elastic properties of some fibre- reinforced composite laminates under off-axis loading system,” *Optoelectron. Adv. Mater. Rapid Commun.*, vol. 5, no. 4, pp. 424–429, 2011.

[37] G. Yamamoto, K. Koizumi and T. Okabe, “Tensile strenght of unidirectional carbon fiber - reinforced plastic composites,” *IntechOpen*, 2019.

[38] https://www.marcodepisapia.com/come-rinforzare-una-trave-con-gli-frp/

[39] V. Casalegno, M. Salvo, S. Rizzo, L. Goglio, O. Damiano, and M. Ferraris, “Joining of carbon fibre reinforced polymer to Al-Si alloy for space applications,” *Int. J. Adhes. Adhes.*, vol. 82, no. January, pp. 146–152, 2018.

[40] A. Pramanik *et al.*, “Joining of carbon fibre reinforced polymer (CFRP) composites and aluminium alloys – A review,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 101, no. November, pp. 1–29, 2017.

[41] https://www.rehateamprogeo.com/index.php/prodotti/carrozzine-progeo

[42] http://www.cseicarbon.com/it/

[43] Yang YS, Koontz AM, Yeh SJ, et al.: Effect of backrest height on wheelchair propulsion biomechanics for level and uphill conditions. Arch Phys Med Rehabil, 2012, 93:654–659.

[44] Giner-Pascual M, Alcanyis-Alberola M, Millan González L, Aguilar-Rodríguez M,

Querol F. Shoulder pain in cases of spinal injury: influence of the position of the wheelchair seat. Int J Rehabil Res. 2011; 34(4):282-9.

[45] Van der Woude LH, Formanoy M, de Groot S. Hand rim configuration: effects on physical strain and technique in unimpaired subjects? Med Eng Phys. 2003; 25(9):765-74.

[46] Gorce P, Louis N: Wheelchair propulsion kinematics in beginners and expert users: Influence of wheelchair settings. Clin Biomech (Bristol, Avon), 2012, 27: 7–15.

[47] Hughes B, Sawatzky BJ, Hol AT: A comparison of spinergy versus standard steel-spoke wheelchair wheels. Arch Phys Med Rehabil, 2005, 86: 596 – 601.

[48] https://www.motioncomposites.com/en_intl/technology?___from_store=en_ca

[49] C. Di Giovine, "RESNA Position on the Application of Ultralight Manual Wheelchairs," *Assist. Technol.*, 2012.

Ringraziamenti

Al termine di questo lavoro, desidero ringraziare le persone la cui collaborazione è stata fondamentale per la stesura di questo elaborato. Innanzitutto un sentito grazie va al mio relatore, il Professor Giorgio De Pasquale, per il costante supporto che mi ha fornito e per essere stato una guida in questi mesi. Ha reso la tesi un'occasione per accrescere conoscenze e competenze in un clima di grande complicità. La ringrazio per aver abbattuto il muro invisibile che c'è tra professore e allievo che ha consentito il costante scambio di idee e opinioni su ogni passo da affrontare.

Ringrazio l'azienda Renishaw di Pianezza, nelle persone di Enrico Orsi e Andrea Penna, per avermi dato la possibilità di apprendere a livello pratico il processo di manifattura additiva. Un particolare grazie va ad Andrea Penna per la sua infinità disponibilità e tempestività nel rispondere ad ogni mia richiesta con grande interessamento e passione.

Infine un enorme grazie alla mia compagna di avventure, con cui, oltre ad aver condiviso gli anni di università, abbiamo scelto di affrontare questa tesi insieme. Grazie Leti per il grande lavoro di squadra che abbiamo fatto in questi anni. Trovare una persona con cui studiare e lavorare divertendosi non è semplice. Grazie per il supporto, le risate, i consigli, le preoccupazioni, le lunghissime chiamate, insomma grazie per la tua amicizia.