POLITECNICO DI TORINO

Dipartimento di Ingegneria Meccanica e Aerospaziale

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica



Tesi di Laurea Magistrale

Ottimizzazione topologica di una piastra di sterzo ad assetto regolabile e studio dell'influenza di features superficiali sulla resistenza di un giunto incollato

Relatore: Giorgio Chiandussi

Corelatore: Andrea Tridello

Candidato: Simone Chiappa

Luglio 2020

Indice

Introduzione	5
Cos'è il DMLS o SLM	5
La disponibilità dell'Additive Manufacturing in BeamIT	7
Capitolo I: Ottimizzazione topologica di una piastra di sterzo ad assetto regolabile	9
Cenni sull'ottimizzazione topologica	9
Il problema di minima cedevolezza con restrizione sul volume residuo	9
L'idea del progetto 1	.4
Lo sviluppo del progetto1	.6
I carichi agenti nelle condizioni critiche1	.6
Il modello ad elementi finiti dell'avantreno per l'analisi preliminare	21
I risultati dell'analisi preliminare	29
L'ottimizzazione topologica	1
I parametri di ottimizzazione topologica	3
Ricostruzione geometrica del design ottimizzato	1
Analisi del risultato ottimizzato nelle varie situazioni di carico	3
Ulteriori alleggerimenti	17
Analisi statica lineare del componente definitivo	8
Analisi delle tensioni introdotte dalla torsione del manubrio	51
Considerazioni relative alle masse finali	5
Produzione dei componenti	6
Sovrametalli e appendici di fissaggio per le lavorazioni meccaniche	6
Creazione del job per la produzione mediante fabbricazione additiva	51
Capitolo II: Studio dell'influenza di features superficiali, ottenute da fabbricazione additiva, sulla resistenza di un giunto incollato	58
l materiali compositi e il loro utilizzo6	58
L'abbinamento materiali compositi-additive manufacturing6	;9
Test di "Lap-Shear"6	;9
Classificazione dei possibili tipi di cedimento	'0
Progettazione dei provini metallici	'2
Lattice structures	'2
Geometrie personalizzate	'5
Realizzazione dei provini in Ti6Al4V	'8
Realizzazione dei provini in materiale composito	31
Preparazione dei provini per i test sperimentali	32

Set-up di prova
Sequenza di prova
Analisi dei risultati
Lotto con geometrie "Cratere"
Lotto con geometrie "Pin"
Lotto con geometria "Dente di tipo 1" 92
Lotto con geometrie "Dente di tipo 2"95
Lotto con geometrie ad "U"
Struttura Lattice "Dodecahedron"
Struttura Lattice "Soft" 102
Struttura Lattice "Star" 105
Struttura Lattice "Octa" 108
Struttura Lattice "Vin Tiles"
Conclusioni
Sviluppi futuri
Bibliografia

Introduzione

Cos'è il DMLS o SLM

Con DMLS (*Direct Metal Laser Sintering*) o SLM (*Selective Laser Melting*) si indica quella particolare tecnologia facente parte dell'Additive manufacturing, destinata alla produzione di componenti metallici per mezzo di una fusione localizzata operata da una o più sorgenti laser su di un letto di polvere.

Innanzitutto il processo ha inizio dalla geometria CAD del componente che si intende realizzare, tale geometria dovrà essere successivamente esportata in formato STL (*standard triangulation language*) nel quale la superficie dell'oggetto viene approssimata da triangoli contigui di dimensione variabile. Questa operazione discretezza la superficie in una serie di elementi planari in modo da rendere quindi il file più semplice da generare e processare; è evidente come a questo livello si introduca un primo errore di approssimazione geometrica. Infine, sempre a livello software, vengono generate le sezioni successive, parallele alla piattaforma di costruzione che costituiranno il componente. In questa fase, che prende il nome di *Slicing* viene deciso lo spessore del layer, ovvero l'altezza di ognuna delle sezioni che una volta fuse in successione avranno formato il componente; tipicamente questo valore varia tra 20 µm e i 60 µm [1].



Figura 1: Powder bed fusion [www.bintoa.com/powder-bed-fusion]

INTRODUZIONE

Inizialmente un primo strato di polvere viene steso, tramite la racla o recoater, sulla piattaforma di costruzione la quale affonda di una quantità pari allo spessore dello strato che verrà fuso. Una sorgente laser, direzionata e localizzata sul letto di polvere fonde l'area della prima sezione del pezzo a contatto con la piattaforma; a questo punto il piano di costruzione si abbassa ulteriormente dello spessore di strato scelto e si procede con una nuova stesura uniforme di polvere per la successiva fusione.

Solitamente la sorgente del laser è costituita da una fibra drogata con Itterbio (Yb) che, allo stato eccitato, emette fotoni. I laser a Itterbio, utilizzati a questo scopo, hanno potenze che vanno dai 200-400 W fino ai 1000 W circa (dipende dal tipo di macchina e produttore); lo spot ha un diametro di focus compreso tra 40 µm e 100 µm ed è direzionato sul letto di polvere da un sistema di scanner. Le polveri utilizzate sono prodotte tramite un processo di gas atomizzazione e devono presentare adeguate proprietà in termini di: composizione chimica, forma delle particelle, distribuzione dimensionale, difetti o porosità interna e capacità di scorrere in fase di stesura. I principali materiali attualmente utilizzati per la fabbricazione additiva sono le leghe di alluminio (in particolare AlSi10Mg), leghe di titanio (Ti6Al4V), leghe a base Nichel (Inonel 625, Inconel 718, Inconel 939 e Hastelloy X) ed acciai (17-4 PH, 15-5 PH, 316L). Il range di dimensione delle particelle è di circa 20-40 µm per questa tecnologia [2].

La polvere depositata ma non fusa durante un ciclo produttivo, viene parzialmente riciclata, facendo attenzione a scartare quella che ha subito alterazioni quale la parziale sinterizzazione. La fusione avviene in un'atmosfera controllata al fine di evitare ossidazione durante fusione, tipicamente nell'ambiente viene utilizzato come gas inerte l'Argon.



Figura 2: La sequenza di preparazione del file CAD per il DMLS. A) Modello CAD, b) file .STL, c) slicing. Model from: -Heinkel- user (grabCAD.com)

INTRODUZIONE

I vantaggi del DMLS:

- Una sola macchina è in grado di produrre i grezzi di un numero elevatissimo di componenti
- Il grezzo viene prodotto in un unico step produttivo
- Minimo intervento dell'operatore
- Possibilità di processare materiali con elevate proprietà e possibilità di sviluppare nuove leghe
- Costi di produzione legati principalmente alle dimensioni e in minima parte influenzate dalla complessità del componente
- Rivoluzionaria capacità di produrre geometrie estremamente complesse allo scopo di alleggerimento, integrazione di più parti in un unico componente, design ergonomico e flessibile possibilità di personalizzazione in un'ottica di design ottimizzati.

Gli svantaggi del DMLS:

- Volumi di lavoro limitati
- Velocità di costruzione limitata, tecnologia non adatta per le grandi produzioni seriali
- Necessità di inserire strutture di supporto nella geometria del modello
- Scarsa finitura superficiale
- Elevato costo dei materiali

In questa tesi viene sfruttato proprio il vantaggio della estrema libertà di progettazione apportato dalla tecnologia per poter disegnare e produrre un componente che rispetti determinati requisiti funzionali, potendo però operare una modellazione topologicamente ottimizzata e che si integri esteticamente al contesto d'assieme in cui la parte è inserita.

La disponibilità dell'Additive Manufacturing in BeamIT

L'idea di progettare e realizzare un componente ottimizzato e così versatile è nata dall'esperienza e forte conoscenza delle tecnologie additive di BeamIT SpA. Azienda ai vertici italiani in questo settore produttivo, che vanta il parco macchine più ampio d'Europa. Sono presenti, disponibili per la produzione *Additive manufacturing*, 3D printer dei più affidabili produttori quali: EOS, Renishaw, SLM Solutions ed Arcam. Le tecnologie disponibili sono EBM (*Electron Beam Melting*) e DMLS (*Direct Metal Laser Sintering*) a letto di polvere metallica. Molto ampia è anche la scelta di materiali metallici ad alte prestazioni, per i quali l'azienda ha un forte know-how relativo a parametri di processo e producibilità dei componenti. I principali materiali in questione sono: Leghe di Alluminio (AlSi10Mg), leghe di Titanio (Ti6Al4V), leghe di Acciaio (17-4 PH, 15-5 PH, 316L), leghe a base Nichel (Inconel 718, Inconel 625, Inconel 939, HastelloyX) e Rame [3].

Grazie a tale disponibilità è stato possibile affrontare una progettazione che potesse trarre vantaggio dall'utilizzo di tali materiali, considerando ogni fase della realizzazione del componente, dal design concettuale fino alla realizzazione fisica del "grezzo additive" e le successive fasi di lavorazione e finitura.

INTRODUZIONE





Figura 3: Alcune aree del reparto produttivo BeamIT

Capitolo I: Ottimizzazione topologica di una piastra di sterzo ad assetto regolabile

Cenni sull'ottimizzazione topologica

I principali problemi di ottimizzazione del design in progettazione strutturale possono essere suddivisi in sizing, shape e topology optimization. La prima ha come obiettivo la determinazione della dimensione ottimale di determinate proprietà degli elementi, appartenenti al modello strutturale, come ad esempio lo spessore degli elementi shell di cui la mesh è composta; in questo caso la geometria è nota. La shape optimization risolve il problema riguardante l'ottima forma delle features presenti nella geometria, come ad esempio il raggio dei raccordi o la forma e dimensione dei fori che sono stati definiti come dominio dell'ottimizzazione; la presenza di tali entità deve essere già presente nella geometria originale, il calcolo di ottimizzazione ne modifica solamente forma e dimensioni. Infine la topology optimization porta all'individuazione delle caratteristiche della geometria (quali la presenza, forma, dimensione e posizione dei fori, piuttosto che le connessioni che si verranno a creare tre le varie aree del dominio definito) perché la parte soddisfi degli obiettivi prestabiliti nel rispetto dei carichi e vincoli applicati al modello. In questa trattazione verranno approfonditi i concetti relativi alla topology optimization (ottimizzazione topologica) siccome solamente tale problema trova applicazione nella presente tesi. Il senso di effettuare dei calcoli di ottimizzazione topologica consiste nel riuscire a determinare un lay-out ottimale della struttura all'interno di una specifica regione di materiale. Le uniche entità note a priori dell'ottimizzazione sono i carichi ed i supporti (vincoli) applicati alla struttura, il volume da considerare come dominio del problema ed eventuali ulteriori restrizioni riguardanti il risultato del calcolo (come la frazione di volume massima al termine dell'ottimizzazione rispetto al volume iniziale, limiti sulle tensioni massime all'interno della struttura, massimi spostamenti ammessi, ecc). Di conseguenza, la dimensione, la forma e le connessioni interne della struttura sono incognite a cui la soluzione si propone di dare risposta.

Un tipico esempio di problema di ottimizzazione consiste nel determinare il design ottimale che minimizzi la *compliance* (cedevolezza), cioè la soluzione con massima rigidezza globale, nel rispetto dei carichi, vincoli e delle restrizioni imposte alla soluzione. Nella seguente esposizione della suddetta tecnica di ottimizzazione è formulata come un problema di distribuzione di materiale, all'interno di uno specifico volume.

Il problema di minima cedevolezza con restrizione sul volume residuo

Si consideri un elemento meccanico come un corpo occupante un dominio indicato con Ω^{mat} il quale è parte di un dominio di riferimento Ω , scelto opportunamente in modo da consentire la definizione dei carichi e delle condizioni al contorno. Il problema di ricerca di un design ottimale è riferito quindi a Ω e si basa sulla ricerca del tensore di rigidezza ottimale $E_{ijkl}(x)$ che è una variabile nel dominio.

Introducendo il lavoro interno virtuale di un corpo elastico all'equilibrio *u* e per un arbitrario spostamento virtuale *v*:

$$a(u,v) = \int_{\Omega} E_{ijkl}(x) \varepsilon_{ij}(u) \varepsilon_{kl}(v) \, d\Omega$$

in cui le deformazioni lineari sono date da $\varepsilon_{ij}(u) = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$ ei carichi (lavoro delle forze esterne) sono:

$$l(u) = \int_{\Omega} f u \, d\Omega + \int_{\Gamma_T} t u \, ds$$

come somma dei carichi agenti sul volume e sulla superficie Γ_T . Il problema di minima cedevolezza assume quindi la seguente formulazione:

$$\min_{u \in U, E} \quad l(u)$$

s.t. $a_E(u, v) = l(v) \quad \forall v \in U$
 $E \in E_{ad}$

U definisce lo spazio dei campi di spostamento cinematicamente ammissibili, f sono le forze di volume, t i carichi superficiali agenti su $\Gamma_T \subset \Gamma \equiv \partial \Omega$ (cioè il contorno del dominio Ω); l'indice Edenota la dipendenza di a_E dalla variabile di design. E_{ad} rappresenta i possibili tensori di rigidezza per il problema di ottimizzazione, nel caso della topologica esso può essere definito, ad esempio, dal tensore di rigidezza attinente alle proprietà del materiale isotropico definito in Ω^{mat} e zero altrove.

Un tipico approccio per la risoluzione del problema consiste nella discretizzazione mediante il metodo degli elementi finiti; è da notare come le variabili di interesse siano gli spostamenti u e la rigidezza E. Nel caso in cui la mesh di elementi finiti sia la stessa per entrambi i campi di interesse, risulta possibile riscrivere il problema dalla forma continua sopra citata alla seguente forma discreta:

$$\min_{u \in U, E} f^{T}u$$

s.t. $K(E_e)u = f$
 $E \in E_{ad}$

dove f e u sono i vettori dei carichi e degli spostamenti, la matrice di rigidezza K dipende dalla rigidezza E_e dell'elemento e (elementi numerati decondo e = 1: N) e si può scrivere secondo la forma

$$K = \sum_{e=1}^{N} K_e(E_e)$$

in cui K_e è la matrice di rigidezza, a livello globale, dell'elemento e.

Nella progettazione in ottica di ottimizzazione topologica l'interesse è rivolto alla determinazione dell'ottimale disposizione di materiale nello spazio e quindi, in forma discreta, dei punti in cui il materiale è presente e quelli in cui non lo è.

L'insieme delle zone in cui il si trova il materiale costituisce il sottodominio Ω^{mat} e la definizione del problema come quindi una situazione di presenza/assenza di materiale (0-1 problem) implica la definizione di E_{ad} come segue:

$$E_{ijkl} = 1_{\Omega^{mat}} E_{ijkl}^{0} , \ 1_{\Omega^{mat}} = \begin{cases} 1 \text{ se } x \in \Omega^{mat} \\ 0 \text{ se } x \in \Omega \setminus \Omega^{mat} \end{cases}$$
$$\int_{\Omega} 1_{\Omega^{mat}} d\Omega = Vol(\Omega^{mat}) \leq V$$

è stato ora introdotto il vincolo di limite sul massimo volume residuo V, condizione necessaria affinchè il problema di ottimizzazione abbia senso. E_{ijkl}^0 è il tensore di rigidezza del materiale isotropico, dato per il problema a valori discreti (0-1 problem).

Un tipico approccio per la ricerca di questo tipo di soluzione consiste nel sostituire le variabili integrali con variabili continue ed introdurre successivamente un fattore di penalizzazione che riconduca il problema ad una situazione a valori discreti. La ricerca della soluzione avviene modificando la matrice di rigidezza tramite una funzione continua che può essere interpretata come la densità di materiale; i valori intermedi a 0 e 1 di questa funzione saranno poi penalizzati per approssimare la soluzione discreta. Questo metodo, molto comune ed efficiente, prende il nome di SIMP-model (SIMP: Solid Isotropic Material with Penalisation).

$$E_{ijkl}(x) = \rho(x)^{p} E_{ijkl}^{0}, \ p > 1$$
$$\int_{\Omega} \rho(x) \ d\Omega \le V; \ 0 \le \rho(x) \le 1, \ x \in \Omega$$

La densità interpola tra le proprietà del materiale E_{ijkl}^0 e 0 per cui $E_{ijkl}(\rho = 1) = E_{ijkl}^0$, $E_{ijkl}(\rho = 0) = 0$. L'esponente p sfavorisce i valori intermedi di densità; per problemi con vincoli sul volume attivi, l'esperienza mostra che un valore di $p \ge 3$ è solitamente richiesto per poter ricondurre la soluzione ad una situazione a valori discreti del tipo 0-1.

L'utilizzo dello schema risolutivo SIMP permette di considerare il problema di ottimizzazione topologica in uno di *sizing* (dimensionamento) all'interno di un dato dominio. La procedura per la ricerca delle condizioni di ottimo si basa su un processo iterativo il quale, per ogni design ed associato campo degli spostamenti precedentemente calcolato, aggiorna il valore delle variabili del dominio per ogni elemento indipendentemente dall'aggiornamento subito dagli altri fino al raggiungimento della condizione ottimale.

$$\begin{split} \min_{u \in U, \rho} & l(u) \\ \text{s.t.} & a_E(u, v) = l(u) \quad \forall v \in U \\ & E_{ijkl}(x) = \rho(x)^p E^0_{ijkl} \\ & \int_{\Omega} \rho(x) \, d\Omega \leq V \, ; \quad 0 < \rho_{min} \leq \rho \leq 1 \end{split}$$

Il problema della minima cedevolezza, per il caso del SIMP-model, nella formulazione continua necessita dell'introduzione di un limite inferiore al valore della densità (ρ_{min}) per prevenire eventuali singolarità all'equilibrio del problema, un tipico valore è $\rho_{min} = 10^{-3}$.

Grazie all'introduzione dei moltiplicatori di Lagrange Λ , $\lambda^{-}(x)$, $\lambda^{+}(x)$, le condizioni necessarie per la ricerca dell'ottimo per la variabile ρ fanno parte delle condizioni di stazionarietà della funzione Lagrangiana:

$$\begin{split} \mathcal{L} &= l(u) - \{a_E(u,\bar{u}) - l(\bar{u})\} + \Lambda \left(\int_{\Omega} \rho(x) d\Omega - V \right) + \int_{\Omega} \lambda^+(x) (\rho(x) - 1) d\Omega \\ &+ \int_{\Omega} \lambda^-(x) (\rho_{min} - \rho(x)) d\Omega \end{split}$$

dove \bar{u} è il moltiplicatore di Lagrange per i vincoli di equilibrio ed appartiene al campo degli spostamenti cinematicamente ammissibili U ($u = \bar{u}$ nelle condizioni di ottimo). Si esprimono ora le condizioni di stazionarietà della funzione sopra descritta

1. $\frac{\partial \mathcal{L}}{\partial \rho} = -\int_{\Omega} p \rho^{p-1}(x) E^{0}_{ijkl} \varepsilon_{ij}(u) \varepsilon_{kl}(u) \, d\Omega + \Lambda \int_{\Omega} 1 \, d\Omega + \int_{\Omega} \lambda^{+} \, d\Omega + \int_{\Omega} \lambda^{-} \, d\Omega = 0$ 2. $\frac{\partial \mathcal{L}}{\partial \lambda} = 0 \text{ da cui si riottengono le definizioni dei vincoli } \lambda^{+}[\rho(x) - 1] = 0 \text{ e } \lambda^{-}[\rho_{min} - \rho(x)] = 0$

per gli elementi in cui la densità assume i valori $\rho(x) = 1$ oppure $\rho(x) = \rho_{min}$ i moltiplicatori λ^+ e λ^- possono assumere un qualsiasi valore, mentre per tutti i casi "intermedi" dovranno risultare nulli; per cui vale la scrittura

$$\int_{\Omega} p\rho(x)^{p-1} E^0_{ijkl} \varepsilon_{ij}(u) \, \varepsilon_{kl}(u) \, d\Omega = \Lambda \int_{\Omega} 1 \, d\Omega$$

Si può ora osservare come Λ , a meno dell'esponente p, sia simile alla densità di energia distribuita in modo costante su ogni elemento a densità intermedia, una volta trovata la soluzione dell'iterazione. Se la soluzione all'iterazione k-esima non è quella ottima, gli elementi sopra citati, si discosteranno in termini di valore di Λ di una certa quantità β_k .

$$\beta_k = \Lambda_k^{-1} p \rho(x)^{p-1} E_{ijkl}^0 \varepsilon_{ij}(u_k) \varepsilon_{kl}(u_k)$$

 u_k è il campo degli spostamenti all'equilibrio corrispondente all'iterazione k, dipendente da ρ_k . Una situazione ottimale si verifica per $\beta_k = 1$ per le densità ($\rho_{min} < \rho < 1$).

$$\rho_{k+1} = \begin{cases} \max\{(1-\zeta)\rho_k, \rho_{min}\} & se \ \rho_k \beta_k^{\eta} \le \max\{(1-\zeta)\rho_k, \rho_{min}\} \\ \min\{(1+\zeta)\rho_k, 1\} & se \ \rho_k \beta_k^{\eta} \ge \min\{(1+\zeta)\rho_k, 1\} \\ \rho_k \beta_k^{\eta} & alrove \end{cases}$$

Questo schema di aggiornamento dei valori di densità per le successive iterazioni propone l'aggiunta di materiale nelle aree in cui l'energia specifica di deformazione è maggiore di Λ e la rimozione dove tale valore risulta inferiore a Λ , entro i limiti imposti ai valori di ρ . La procedura continua fino a che non si raggiunge la situazione in cui tutti i ρ siano pari a 0 o 1 oppure ogni $\beta_k = 1$. I coefficienti ζ e η controllano l'entità dei cambiamenti ad ogni iterazione (tuning parameters); mentre il valore di Λ viene scalato, in seguito ad un loop interno, perché siano soddisfatti i vincoli imposti sul volume. [4]

L'idea del progetto

In questa prima parte dell'elaborato di tesi, si affronta il problema dell'ottimizzazione topologica di un componente di cui si richiede l'effettiva realizzazione per la usa messa in opera. La parte meccanica sotto esame consiste nella piastra superiore di sterzo di una moto da Flat Track, specifica disciplina della categoria Offroad.

Si tratta di una riprogettazione di un componente precedentemente pensato per la sua realizzazione mediante tecnologie additive, presentato nel progetto denominato "The Lunar Project", oggetto di tesi dei colleghi Andrea Marola e Stefano Chiavarino.



Figura 4: Piastra superiore di sterzo "The Lunar Project"

In particolare la richiesta su cui sviluppare il progetto consiste nell'ideare ed applicare alla piastra di sterzo un sistema che permetta lo spostamento dei *risers* del manubrio, movimento inteso come variazione in avanzamento e arretramento dei supporti in direzione frontale rispetto al pilota.

Un test su pista, condotto sul circuito del Misano Flat Track Arena, ha evidenziato la necessità di avere questo tipo di regolazione al fine di poter aumentare le possibilità di variazione dell'assetto di guida della moto. Più precisamente si ha la necessità di poter avvicinare o allontanare il manubrio rispetto al pilota affinché si raggiunga la posizione di guida ottimale per gestire la fase di controsterzo; inoltre arretrando il manubrio si rende possibile sfilare maggiormente gli steli ammortizzatori anteriori, senza che vadano ad impattare contro il manubrio, con lo scopo di modificare l'altezza anteriore della moto rispetto al terreno (anch'esso parametro importante per la guidabilità del veicolo).



Figura 6: La moto da Flat Track sulla pista di Misano

Per prima cosa è stato necessario pensare al sistema di fissaggio e movimentazione dei supporti manubrio, tale soluzione dovrà garantire, oltre alla possibilità di spostare i *risers* rispetto alla piastra, un fissaggio solido e stabile una volta decisa la posizione. Esistono in commercio diversi prodotti che rispondano a tali caratteristiche e sono venduti come sistemi integrabili su gran parte delle piastre di sterzo di serie di varie case produttrici di motocicli. Un sistema in particolare è stato individuato come il più adatto alle esigenze sopra descritte, si tratta del prodotto "Riser 2D GT" costruito dalla Gilles Tooling e di seguito rappresentato.



Figura 5: Riser 2D GT prodotto dalla Gilles Tooling [https://www.louis-moto.it/]

Si noti come il problema della movimentazione longitudinale sia stato risolto introducendo una slitta sagomata che rende possibile l'avanzamento o arretramento del manubrio di step discreti, il tutto fissato mediante un bullone perpendicolare al piano di scorrimento ed una serie di distanziali.

La geometria risulta però notevolmente massiccia, in quanto ricavata dal pieno mediante lavorazioni meccaniche a controllo numerico; l'idea di utilizzare tecnologie additive cercherà quindi di ridurre il più possibile l'aumento di massa che l'introduzione di tale sistema comporterà oltre all'integrazione della slitta sagomata direttamente all'interno della geometria della piastra superiore di sterzo.

Lo sviluppo del progetto

La fase preliminare del processo di progettazione consiste nell'individuare i carichi e i vincoli che agiscono sul componente in esame nelle varie condizioni considerate, per fare questo è necessario innanzitutto tenere conto delle varie situazioni di carico che si presentano e successivamente quantificare l'entità dei carichi.

Siccome lo sviluppo di questo componente è successivo ad una precedente ottimizzazione in cui l'assieme del motociclo è rimasto invariato, viene fatto riferimento a tale modello.

Le condizioni critiche sono state valutate secondo schemi comunemente presenti nella letteratura [5] e facenti riferimento alla dinamica longitudinale e laterale del veicolo.

I carichi agenti nelle condizioni critiche

Come calcolato per lo sviluppo del progetto "The Lunar Project" sono state definite le condizioni dinamiche critiche per il dimensionamento dei componenti, differenziate nei due casi limite di accelerazione e decelerazione del veicolo; vengono in entrambi i casi trascurati il carico aerodinamico, la resistenza al rotolamento dello pneumatico e il contributo inerziale dato dalle masse rotanti (vista l'elevata difficoltà nella sua valutazione).



Figura 7: modello dinamico longitudinale del motoveicolo in accelerazione [*Cinematica e dinamica della motocicletta – Vittore Cossalter*]

La fase di accelerazione è quindi governata dalla forza peso del sistema moto-pilota e la loro inerzia applicata nel baricentro, la spinta di trazione esercitata dalla ruota posteriore e le reazioni vincolari al contatto ruote-terreno agenti in direzione perpendicolare al piano del suolo. L'equilibrio del sistema è della forma:

$$\begin{cases} S_r - m\ddot{x} = 0\\ N_f + N_r - mg = 0\\ N_r \cdot p - mg \cdot (p - b) - m\ddot{x} \cdot h_G = 0 \end{cases}$$

I dati derivanti dal progetto "The Lunar Project" sono riassunti nella seguente tabella:

Parametro	Valore	Note	
р	1475 mm	Passo del veicolo	
b	569 mm	Semi passo posteriore	
h_G	781 mm	Altezza del baricentro del sistema moto-pilota dal terreno	
m	193,8 Kg	Massa del sistema moto-pilota	
μ	0,97	Coefficiente d'attrito (condizione estremamente cautelativa considerando lo penumatico in contatto con asfalto asciutto)	

Tabella 1: Valori di riferimento applicati al modello dinamico del motoveicolo

Dalla relazione tra lo pneumatico e il terreno

$$S_{r max} = \mu \cdot N_r$$

La massima accelerazione del sistema, in condizioni di limite di aderenza della ruota posteriore, risulta essere:

$$\ddot{x}_{max} = \frac{g\mu \cdot \left(\frac{p-b}{p}\right)}{1 - \frac{\mu h_G}{p}}$$

Nel caso invece in cui si volesse valutare la massima accelerazione per cui si verificasse impennamento, cioè quella condizione in cui si andasse ad annullare il carico sulla ruota anteriore $(N_f = 0)$, l'equazione risulterebbe:

$$\ddot{x}_{max} = \frac{gb}{h_G}$$

Siccome la massima accelerazione ammissibile da considerare tra i due casi è quella che viene a verificarsi ad un valore inferiore, il limite di impennamento rappresenta tale condizione di riferimento.

Allo stesso modo viene valutata la fase di decelerazione, in questo caso la condizioni di accelerazione massima possono presentarsi come limite di aderenza, fatta l'ipotesi cautelativa di frenata ideale, oppure come limite di ribaltamento il quale corrisponde alla situazione in cui si annulla il carico normale al suolo del contatto ruota posteriore-terreno. La situazione di frenata ideale è irrealistica nel caso del Flat Track siccome i veicoli utilizzati in questa disciplina montano solamente il freno posteriore, tuttavia si è deciso di mantenere questa condizione valida per sovradimensionare i componenti basandosi su capacità di decelerazione maggiori.



Figura 8: Modello dinamico longitudinale del motoveicolo in decelerazione [*Cinematica e dinamica della motocicletta – Vittore Cossalter*]

L'equilibrio del sistema risulta essere:

$$\begin{cases} m\ddot{x} - F_r - F_f = 0\\ N_f + N_r - mg = 0\\ N_r \cdot p - mg \cdot (p - b) + m\ddot{x} \cdot h_G = 0 \end{cases}$$

La condizione di frenata ideale prevede che le ruote arrivino al bloccaggio contemporaneamente ed è espressa dalle relazioni:

$$F_{r max} = \mu N_r$$
$$F_{f max} = \mu N_f$$

Grazie alle condizioni di equilibrio è possibile determinare la massima accelerazione ammessa dalla frenata ideale come:

$$\ddot{x}_{max} = g\mu$$

Il limite di ribaltamento è rappresentato dalle seguenti condizioni:

$$N_r = 0$$
$$F_r = 0$$

Sempre facendo riferimento alle equazioni di equilibrio del sistema, la massima accelerazione al sopraggiungere del ribaltamento è determinata da:

$$\ddot{x}_{max} = \frac{g \cdot (p-b)}{h_G}$$

Massime accelerazioni analitiche				
	Limite di aderenza	Imminente impennamento		
$\ddot{x}_{max}\left[\frac{m}{s^2}\right]$	12,0	7,1		
Massime decelerazioni analitiche				
	Frenata ideale	Imminente ribaltamento		
\ddot{r} $\left[\frac{m}{m}\right]$	95	11 4		

Tabella 2: Massime accelerazioni e decelerazioni

La massima accelerazione considerata in fase di progettazione, cioè quella che si viene a verificare per prima, risulta quindi essere quella sancita dall'imminente impennamento. Per quanto riguarda la decelerazione, il valore derivato dall'imminente ribaltamento potrebbe variare sensibilmente a causa dell'innalzamento rispetto al terreno del baricentro del sistema moto-pilota qualora il guidatore si trovasse in piedi sulle pedane, peraltro posizione tipica della guida fuori strada. Nonostante questa variabilità del dato si nota che il valore da adottare per il dimensionamento delle piastre di sterzo è quello relativo alla frenata ideale.

Passando ora alla dinamica laterale del motociclo si determinano le razioni vincolari del contatto ruota-terreno, il limite entro quale valutare il modello viene nuovamente osservato per il caso di imminente impennamento in accelerazione e frenata ideale in decelerazione.





Figura 9: Modello dinamico laterale del motoveicolo in decelerazione (sx) e accelerazione (dx) [*Cinematica e dinamica della motocicletta – Vittore Cossalter*]

Per il limite di impennamento valgono le relazioni:

$$\begin{cases} S_{r max} = m\ddot{x}_{max} \\ N_{r max} = m \cdot \left[g \cdot \frac{(p-b)}{p} + \ddot{x}_{max} \cdot \frac{h_G}{p} \right] \end{cases}$$

Di conseguenza la massima forza laterale sulla ruota posteriore risulta:

$$L_{r\,max} = \mu N_{r\,max}$$

Tale valore non è comunque interessante al fine del dimensionamento della piastra di sterzo superiore, sono invece necessari i carichi applicati alla ruota anteriore nel caso della massima decelerazione considerata e cioè quella facente riferimento al limite per la frenata ideale.

I carichi massimi considerati per le analisi quasi statiche lineari della progettazione del componente in esame sono riassunti nella tabella di seguito riportata.

Massime forze al contatto ruota anteriore-terreno per la condizione di frenata ideale			
$F_{f max}[N]$	1660		
$N_{f max}[N]$	1711		
$L_{f max}[N]$	1660		

Tabella 3: Carichi considerati in fase di progettazione

Il modello ad elementi finiti dell'avantreno per l'analisi preliminare

È stato necessario innanzitutto partire dalla modellazione dell'avantreno originariamente progettato in "The Lunar Project" costituito dai vari componenti, considerando comunque delle geometrie semplificate rispetto all'oggetto reale. Sarebbe inutile, al fine di effettuare analisi strutturali e successivamente ottimizzazioni topologiche, disporre di modelli CAD estremamente dettagliati; un eccessivo livello di dettaglio è sostanzialmente ininfluente sul comportamento approssimato dal modello oltre che estremamente dispendioso in termini di tempo di modellazione e onere computazionale in fase di calcolo.

Anche i materiali con cui sono stati definiti i componenti sono rimasti invariati rispetto al modello originale, sia perché sarà necessario attenersi a scelte di modellazione poco differenti per poter confrontare i risultati della nuova ottimizzazione con quella precedente, sia perché si è notato una risposta soddisfacente nel comportamento di tale modello.

Le immagini seguenti rappresentano il canotto di sterzo e l'assieme CAD dell'avantreno su cui sono riportate alcune delle dimensioni caratteristiche ed invariabili di tale sistema meccanico affinché possa essere nuovamente montato sul motociclo [6].



Figura 10: Canotto di sterzo con relative quote





Figura 11: Modello CAD dell'assieme "Avantreno" ed alcune misure caratteristiche

Nel modello sopra riportato sono stati semplificati, come anticipato precedentemente, alcuni componenti. La geometria delle piastre, superiore e inferiore, è stata riportata secondo il design progettato precedentemente mentre gli steli dell'ammortizzatore a forcella sono semplificati da una geometria cilindrica cava di spessore 5 mm; allo stesso modo il perno del mozzo della ruota anteriore ha una geometria cilindrica di diametro 20 mm.

Prosegue la modellazione del sistema meccanico con l'applicazione delle condizioni di carico ricavate dall'analisi dinamica semplificata discussa nel capitolo precedente, sono applicati inoltre i vincoli tali da evitarne la labilità cinematica e simularne un comportamento che sia il più possibile paragonabile alla situazione reale.



Figura 12: Orientazione e posizione della terna di riferimento

In *Figura 12* è rappresentato il posizionamento, l'orientazione e la posizione della terna di assi considerati per la successiva definizione di carichi e vincoli. Sono indicati inoltre due parametri derivanti dal modello del motociclo da Flat Track: il primo è la distanza dell'asse del perno ruota dal punto di contatto ruota-terreno determinato dal raggio dello pneumatico montato (in particolare si tratta di pneumatici *Maxxis DTR-1*), il secondo consiste nell'angolo tra l'asse del canotto di sterzo (parallelo all'asse degli steli dell'ammortizzatore) e la perpendicolare al piano del terreno. Sia il tipo di pneumatici considerati che l'angolo di sterzo sopra citato derivano da scelte tipiche riscontrabili nei motocicli utilizzati per questa disciplina.



Figura 13: Forze applicate nelle varie condizioni di carico

I carichi applicati che si notano dalla *Figura 13* derivano dalla trattazione della dinamica semplificata del motoveicolo, per quanto riguarda le forze scambiate tra lo pneumatico anteriore e il terreno; tali forze vengono trasferite sul perno del mozzo ruota anteriore mediante l'utilizzo di elementi di connessione di tipo RBE3, questa connessione permette di distribuire i carichi applicati al punto di contatto ruota-terreno sulla superficie del perno ruota a cui fa riferimento senza introdurre ulteriore rigidezza al sistema.

La forza che compare con la dicitura " $F_{regolamento}$ " deriva da una condizione prevista dal regolamento *MotoStudent* in cui viene applicata una forza frontale sul battistrada della ruota, all'altezza del mozzo, parallelamente al piano del terreno; si è deciso di mantenere questa sollecitazione per una progettazione più conservativa.

In ultimo le forze applicate ai supporti del manubrio derivano dalle reazioni inerziali del pilota, in fase di accelerazione e decelerazione, scaricate sul manubrio. Sono state valutate, in ottica estremamente conservativa, come se l'intera reazione inerziale di un pilota di massa 100 k_g fosse applicata al manubrio, senza considerare la componente resistente degli attriti sulla sella e sui fianchetti della moto.

$$F_{a \ dx} = F_{a \ sx} = \frac{1}{2} \ddot{x}_{\max accelerazione} \cdot m_{pilota}$$
$$F_{d \ dx} = F_{d \ sx} = \frac{1}{2} \ddot{x}_{\max decelerazione} \cdot m_{pilota}$$

Nella seguente tabella vengono riassunti tutti i valori utilizzati per questa fase di costruzione del modello.

Dato	Valore
F _{f max}	1660 N
L _{f max}	1660 N
N _{f max}	1711 N
$F_{regolamento}$	2943 N
F _{a sx}	355 N
F_{adx}	355 N
F _{d sx}	475 N
$F_{d\ dx}$	475 N
$\ddot{x}_{ ext{max}accelerazione}$	7,1 $\frac{m}{s^2}$
$\ddot{x}_{\max decelerazione}$	9,5 $\frac{m}{s^2}$
m _{pilota}	100 k _g

Tabella 4: Dati della fase di definizione dei carichi

Viene affrontato ora la definizione dei vincoli del modello, nella figura sottostante sono riassunti tutti quelli agenti nelle varie condizioni di carico.



Figura 14: Vincoli applicati al modello

Di seguito sono descritti i vincoli secondo la numerazione che compare in Figura 14:

- Supporto che simula il cuscinetto superiore del canotto di sterzo, è applicato ad una porzione della superficie esterna del canotto di sterzo circa in corrispondenza della sede reale del cuscinetto; consente la rotazione attorno all'asse del canotto e la traslazione lungo lo stesso asse.
- 2. Rappresentazione del cuscinetto inferiore, in questo caso è ammessa solamente la rotazione attorno al suo asse così che sia rappresentata la situazione di bloccaggio del canotto in tale direzione una volta inserito nella sua sede sul telaio del motociclo.
- 3. Vincolo dovuto alla presenza del mozzo ruota, ammette solamente la rotazione attorno all'asse del perno come se la posizione della ruota fosse bloccata per ogni traslazione.
- 4. Bloccaggio della sola traslazione in direzione dell'asse X del supporto destro del manubrio, questa situazione vuole rappresentare la resistenza che oppone il pilota alla rotazione dello sterzo una volta impostata la curva.
- 5. Bloccaggio del supporto del manubrio sinistro per il quale valgono le stesse considerazioni al punto 4.

La *Tabella 5* mostra i carichi e i vincoli attivi per ogni configurazione di carico per la quale si intende osservare il comportamento, mediante analisi statica lineare, in termini di tensioni e deformazioni nei vari componenti dell'assieme rappresentato.

Configurazione di carico	Forze applicate	Vincoli attivi	Note	
Regolamento	F _{regolamento}	1, 2, 4, 5	Condizione prevista dal regolamento MotoStudent	
Trasferimento di carico	N_f	1, 2, 4, 5	Trasferimento di carico dovuto alla dinamica del motoveicolo	
Laterale	L_f	1, 2, 4, 5	Forza laterale al contatto ruota-terreno dovuto alla dinamica del motoveicolo	
Longitudinale	F_{f}	1, 2, 4, 5	Forza longitudinale al contatto ruota-terreno dovuto alla dinamica del motoveicolo	
Inerzie in accelerazione	F _{a dx} , F _{a sx}	1, 2, 3	Inerzie del pilota scaricate al manubrio in fase di accelerazione	
Inerzie in decelerazione	F_{ddx}, F_{dsx}	1, 2, 3	Inerzie del pilota scaricate al manubrio in fase di decelerazione	

Tabella 5: Descrizione delle varie configurazioni di carico

Come ultimo passaggio, prima di poter eseguire il calcolo dell'analisi statica lineare, è necessario definire la discretizzazione ad elementi finiti di ogni componente specificando tipologia di elementi utilizzati e la loro dimensione nella mesh. È inoltre richiesta la definizione dei contatti presenti alle interfacce tra le varie parti costituenti l'assieme dell'avantreno.

Partendo proprio da questi ultimi, come mostrato in *Figura 15*, per tutti i contatti è stata scelta la tipologia *FREEZE* (conosciuta anche come *Tied Contact*) la quale permette il completo trasferimento di spostamenti e carichi tra gli elementi master e slave appartenenti alle due superfici interfacciate; in questo modo i componenti risultano come saldati tra loro senza presentare punti di discontinuità all'interno del sistema.

Per quanto riguarda la mesh, sono stati scelti principalmente elementi di tipo *Tetra* ad esclusione degli steli forcella i quali, una volta estratta la superficie mediana, si prestavano bene (vista la semplicità geometrica) all'utilizzo di elementi quadrati piani di tipo *Shell*. Un maggiore utilizzo di elementi *Shell* avrebbe alleggerito il costo computazionale della simulazione, essendo essi particolarmente efficienti nel descrivere il comportamento delle strutture senza appesantire eccessivamente il calcolo. Purtroppo, vista la complessità geometrica dei componenti in esame, è risultata forzata la scelta di elementi tridimensionali ed un conseguente infittimento della discretizzazione quindi del numero di nodi in cui valutare tensioni e spostamenti.

Allo scopo di aumentare le capacità descrittive del modello, per la simulazione statica lineare, sono stati usati elementi del secondo ordine. Questo vuol dire che ogni elemento di tipo *Shell* sarà costituito da otto nodi, quattro ai vertici e quattro ai punti medi dei bordi, mentre ogni elemento *Tetra* disporrà di dieci nodi, disposti sempre sui vertici e ai punti medi dei bordi.

La dimensione media degli elementi è stata definita, per ogni componente discretizzato, secondo il seguente elenco:

- Piastra di sterzo superiore = 2 mm
- Piastra di sterzo inferiore = 2 mm
- Canotto di sterzo = 2 mm
- Stelli ammortizzatori = 6 mm
- Perno ruota = 2,5 mm

I materiali sono stati invece così attribuiti:

- Piastra di sterzo superiore \rightarrow AlSi10Mg
- Piastra di sterzo inferiore \rightarrow AlSi10Mg
- Canotto di sterzo \rightarrow AlSi10Mg
- Stelli ammortizzatori → Ti6Al4V
- Perno ruota \rightarrow Ti6Al4V



Figura 15: Contatti FREEZE

La scelta di tali materiali è stata stabilita dal progetto "The Lunar Project", le piastre di sterzo verranno effettivamente realizzate in tale materiale, mentre per gli altri componenti si è valutato che le caratteristiche dei materiali assegnati potessero stimare con sufficiente affidabilità il loro comportamento. La *Tabella 6* mostra le proprietà meccaniche di tali materiali, valori messi a disposizione da BeamIT.

Materiale	E [GPa]	V	$\boldsymbol{\rho}\left[rac{kg}{m^3} ight]$	$R_{p0.2}\left[MPa\right]$
AlSi10Mg	65	0.33	2,65 · 10 ³	247
Ti6Al4V	105	0.31	$4,429 \cdot 10^{3}$	1004

Tabella 6: Materiali BeamIT

La *Figura 16* mostra la mesh ad elementi finiti dell'assieme ed un ingrandimento sul particolare della piastra superiore, oggetto della successiva ottimizzazione.



Figura 16: Mesh per l'analisi statica lineare preliminare

Visto il notevole costo computazionale richiesto per eseguire il calcolo di analisi, è stato necessario eseguirlo su macchine fisicamente situate al Politecnico, collegandomi mediante *Desktop remoto,* operazioni per le quali sono stato gentilmente abilitato dal Dott. Andrea Tridello. In questo modo, una volta esportato il *solver deck* (file di estensione ".fem") generato da *Altair HyperMesh* sui server del Politecnico, è stato eseguito il calcolo utilizzando il solutore *Optistruct* potendo inoltre decidere la quantità di risorse disponibili al software (in termini di memoria e cores del processore).

I risultati dell'analisi preliminare

Vengono ora mostrati i risultati dell'analisi descritta nella sezione precedente, sono riportati gli schemi di distribuzione delle tensioni e degli spostamenti all'interno dei vari componenti dell'assieme; le prime sono espresse come tensioni equivalenti calcolate secondo il criterio di Von Mises mentre i secondi rappresentano il modulo massimo degli spostamenti dei nodi di ogni elemento della mesh.

È importante notare come la distribuzione delle tensioni sia utile per verificare che non si presentino aree in cui la loro intensificazione possa portare ad un possibile cedimento strutturale del componente, le deformazioni espresse dagli spostamenti danno invece indicazione della rigidezza dei vari componenti interagenti tra loro; saranno proprio questi ultimi risultati a fungere da riferimento per decretare quale risultato delle ottimizzazioni sarà conforme oppure da scartare (i parametri su cui basare la scelta di conformità dei risultati ottimizzati sarà poi descritta nella sezione dedicata).



Figura 17: Spostamenti [mm] nelle configurazioni di carico; (A) Accelerazione, (B) Decelerazione, (C) Laterale, (D) Longitudinale, (E) Regolamento, (F) Trasferimento di carico

La Figura 17 mostra gli spostamenti, espressi in millimetri, dei componenti nelle varie configurazioni di carico precedentemente introdotte. Sono state osservate solamente le aree di interesse ai fini progettuali e cioè la zona della piastra superiore per le situazioni di accelerazione e decelerazione, mentre gli spostamenti del perno ruota fungeranno da riferimento per le condizioni di carico restanti.

Non sono altrettanto interessanti, in questa fase, gli stati tensionali nei componenti; comunque la *Figura 18* riporta la piastra superiore su cui sono rappresentate le tensioni, espresse in Mpa, in condizione di *Envelope* cioè visualizzando contemporaneamente le situazioni di tensione più gravose di ogni configurazione di carico. È utile osservare tali risultati per avere un'idea dei carichi a cui il componente originale è sottoposto ed avere così la possibilità di paragonarli a quelli che si riscontreranno a valle dell'ottimizzazione topologica.

L'applicazione di un filtro con cui selezionare un range di tensioni ammissibili in visualizzazione è stata necessaria al fine di evitare la rappresentazione dei valori massimi di tensione i quali compaiono su pochi elementi della mesh in corrispondenza dei bordi delle superfici di contatto o sui nodi a cui sono stati applicati i vincoli, valori quindi poco interessanti poiché non realistici.



Figura 18: Envelope delle tensioni [MPa] nella piastra di sterzo superiore

L'ottimizzazione topologica Definizione del volume di Design Space

La prima operazione necessaria al fine di poter eseguire correttamente l'ottimizzazione topologica consiste nel definire il volume di materiale che rappresenta il dominio entro il quale il calcolo può ricercare la configurazione ottimale.

È necessario inoltre specificare quali parti del volume complessivo definito per il calcolo non dovranno essere oggetto di ottimizzazione, questo perché tali porzioni di volume presentano una geometria appositamente progettata per potersi interfacciare con le altre parti dell'assieme e non dovranno perciò subire alcuna modifica geometrica. Tra le frazioni di volume appena citate rientrano: il foro della sede del canotto di sterzo rappresentato dalla *Figura 10,* le parti cilindriche cave di fissaggio degli steli ammortizzatori e le slitte appositamente pensate e progettate per permettere lo spostamento dei supporti manubrio in direzione longitudinale.

La *Figura 19* mostra la geometria del Non-Design Space di una di queste slitte di regolazione, la geometria è estremamente semplificata per non introdurre inutili dettagli che vadano ad appesantire il calcolo di ottimizzazione; il profilo sagomato che permetterà gli step di regolazione dei supporti e alcuni aggiustamenti dimensionali (come la lunghezza dell'asola della vite) saranno effettuati successivamente nella fase di ricostruzione geometrica.

Le tre altezze dei set di supporti del manubrio sono state scelte pari a 58 mm (*Alti*), 48 mm (*Medi*), 38 mm (*Bassi*); la regolazione sarà invece effettuata a step discreti pari a 4 mm con un avanzamento massimo di 16 mm ed un arretramento massimo di 20 mm (range di regolazione = 36 mm).

L'asola presente ha lo scopo di permettere la traslazione longitudinale del bullone durante la regolazione, mentre il profilo del taglio rettangolare inferiore costituisce lo spallamento di due facce del dado autobloccante necessario a vincolare il supporto del manubrio in direzione perpendicolare al piano della slitta.



Figura 19: Slitta di regolazione longitudinale

La *Figura 20* mostra, nel suo complesso, il dominio dell'ottimizzazione topologica (*Design Space*) e le zone di *Non-Design Space*; la prima è rappresentata in colore viola mentre le seconde appaiono grigie. Nella *Figura 21*, il Design Space e Non-Design Space sono rappresentati all'interno dell'insieme totale dell'avantreno; le stesse condizioni di carico e vincolo descritte per l'analisi preliminare sono applicate al modello per l'ottimizzazione.



Figura 20: Design Space e Non-Design Space della piastra superiore di sterzo; (A) Opaco, (B)

I contatti presenti tra le zone di *Design Space* e *Non-Design Space* sono definite, come per l'analisi, di tipo FREEZE. Il materiale assegnato per l'ottimizzazione della piastra superiore rimane l'AlSi10Mg siccome si intende successivamente realizzarla ancora con questo materiale (disponibile in BeamIT per la sua realizzazione mediante Fabbricazione Additiva).



Figura 21: Assieme dell'avantreno per l'ottimizzazione topologica

I parametri di ottimizzazione topologica

La fase oggetto di discussione consiste nell'impostazione dei parametri a cui il calcolo di ottimizzazione dovrà attenersi. Siccome non è noto a priori il set di questi valori che condurrà al miglior risultato, in termini di rigidezza complessiva del componente, massa, caratteristiche geometriche ed estetica, è d'obbligo procedere per tentativi. Innanzitutto il tipo di ottimizzazione topologica eseguito sul design space della piastra superiore è analogo a quello esposto nella trattazione teorica e cioè un calcolo di massimizzazione della rigidezza globale del componente (minimize compliance) vincolato ad un limite massimo di frazione del volume residuo in rapporto a quello iniziale. L'obiettivo di minimizzazione della "cedevolezza" sarà applicato ad una risposta di "weighted compliance" e cioè un risultato del lavoro di deformazione pesato tra tutte le configurazioni di carico agenti sul sistema (in questo modo il risultato andrà a mediare il comportamento del nuovo componente per tutti i modi in cui potrà essere sollecitato). Proprio perché saranno necessari diverse esecuzioni del calcolo la mesh utilizzata per l'ottimizzazione avrà caratteristiche diverse da quella impiegata nelle analisi; essendo quello dell'ottimizzazione un risultato indicativo del design finale del componente e non un calcolo "esatto" non è necessario un elevatissimo grado di dettaglio nel modello che aumenterebbe sensibilmente il costo computazionale e quindi i tempi. La mesh sarà quindi costituita da elementi del primo ordine in cui quelli di tipo Shell avranno 4 nodi nel caso di Quad e 3 per i Tria, mentre i solidi Tetra 4 nodi. Le dimensioni medie degli elementi che modellano ogni componente dell'assieme sono riportate nell'elenco sottostante.

- Steli ammortizzatori = 6mm
- Perno ruota = 2.5mm
- Piastra inferiore = 2.5mm
- Canotto di sterzo = 2mm
- Non-Design Space (Piastra superiore) = 2mm
- Design Space (Piastra superiore) = 2mm

Come vincolo geometrico, presente in ogni esecuzione del calcolo, è stato inserito un piano di simmetria sul *Design Space*. Oltre ad avere un senso estetico tale imposizione garantisce la uguale resistenza della piastra in condizioni di dinamica laterale impostando una curva sia verso destra che verso sinistra (nelle configurazioni di carico è stato considerato solo uno dei due casi), inoltre contribuisce ad alleggerire l'entità del calcolo.



Figura 22: Vincolo di simmetria sul Design Space

Prima di procedere con la descrizione dei vari tentativi di ottimizzazione è necessario ancora introdurre alcune considerazioni su qualche componente. La prima caratteristica da notare è la scelta progettuale di inserire un angolo di inclinazione del piano di scorrimento delle slitte rispetto al piano del terreno; questo perché, avendo l'avantreno un'inclinazione (misurata tra il piano passante per i due assi degli steli ammortizzatori e quello verticale) di 25°, si è voluto evitare che durante la fase di variazione della posizione longitudinale dei supporti manubrio questi subissero anche un sensibile abbassamento o innalzamento rispetto alla configurazione di partenza. Non è stato comunque scelto l'angolo di 25° perché ritenuto eccessivo, il valore adottato è 10°.



Figura 23: Angolo di inclinazione delle slitte di regolazione

Come si può notare dalla *Figura 23* e precedenti è presente all'interno dell'assieme un nuovo tipo di componente, si tratta del supporto manubrio (*riser*) il quale potrà scorrere sulla slitta ed essere bloccato da un bullone. Proprio per questo il *Design Space* è stato sagomato anche per poter posizionare il dado autobloccante, agente sulla superficie inferiore delle slitte, consentendone inoltre il movimento entro il range di variazione prestabilito. In accordo con altre soluzioni in commercio è stato scelto per lo scopo un bullone di tipo ISO M8 (classe di resistenza 12.9).



Figura 24: Nuova geometria dei supporti del manubrio

Nella *Figura 24* è rappresentato uno dei due *risers.* È stata pensata una geometria più leggera possibile che possa ospitare la vite al suo interno, due facce piane laterali che successivamente saranno sagomate con la dentatura che permetterà gli "scatti" di regolazione in avanti o indietro, il foro del manubrio che rimane di diametro 28mm ed infine una lamatura in cui si andrà ad inserire la testa cilindrica della vite. La scelta di poter svitare la vite dall'alto, per poter regolare la posizione dei *risers* è stata presa vista la difficile accessibilità al dado posizionato nella parte inferiore; perciò l'autobloccante dovrà inserirsi in una scanalatura dove andrà in battuta con due facce opposte vedendosi così impedita la rotazione. Essendo la testa della vite posizionata all'interno del supporto sarà comunque necessario rimuovere il manubrio per effettuare le regolazioni.

Per consentire una regolazione del manubrio anche in altezza, rispetto al piano della piastra, saranno poi prodotti dei kit di risers ad altezza variabile. Il range di variazione di questo parametro geometrico si manterrà all'interno dei valori tipicamente presenti sul mercato e quindi con un limite sull'aumento di altezza di 10mm e lo stesso per la diminuzione. Al fine di rendere più evidenti i percorsi di carico all'interno del componente, le ottimizzazioni sono state condotte facendo riferimento al set up in cui sono presenti i due supporti di massima altezza (58 mm).

Risultati dei tentativi di ottimizzazione

Sono riportati di seguito i risultati ottenuti dai vari tentativi di set up del calcolo di ottimizzazione topologica, per ogni caso sono specificati i seguenti parametri:

- 1. Vincolo applicato al risultato e valore del limite imposto
- 2. Minima dimensione del componente (*minimum member size*), imposta per evitare la formazione di pareti sottili ed incentivare invece una geometria composta maggiormente da "bracci" ramificati, caratteristica molto più consona ad una progettazione in ottica di produzione mediante fabbricazione additiva
- 3. Numero di iterazioni eseguite
- 4. Filtro sulla densità degli elementi visualizzati





Limite sulla frazione di volume massimo residuo = 8% Minimum member size = 8mm 13 iterazioni Densità minima degli elementi visualizzati = 0,4


Limite sulla frazione di volume massimo reisduo = 5% Minimum member size = 6mm 14 iterazioni Densità minima degli elementi visualizzati = 0,4





Limite sulla frazione di volume massimo residuo = 3,5% Minimum member size = 6mm 16 iterazioni Densità minima degli elementi visualizzati = 0,4

A seguito delle ottimizzazioni sopra citate è stato individuato come ottimale il risultato mostrato nell'ultimo caso riportato. Per valutare oggettivamente l'accettabilità di tale risultato è necessario calcolarne la massa ed eseguire un'analisi con tutte le configurazioni di carico. Per questo scopo viene in aiuto lo strumento *OSSmooth* di Altair HyperWorks il quale, scelto un filtro sulle densità degli elementi, ricostruisce una mesh di elementi solidi *Tetra* che ricalchi il risultato visualizzato. Essendo stato applicato un filtro, risulta chiaro come il successivo modello ottenuto dall'OSSmooth sia un'approssimazione dell'ottimizzazione in quanto vengono così ignorati gli elementi a cui è stata attribuita una densità inferiore alla soglia impostata, mentre tutti quelli che apparterranno al modello avranno definita una densità unitaria. Nonostante la soglia scelta cerchi di mediare questi due effetti (indebolimento del componente per aver trascurato alcuni elementi ed irrigidimento per averne approssimato in eccesso la densità dei rimanenti) i risultati dell'analisi successiva sono da considerarsi esclusivamente indicativi.



Figura 25: OSSmooth del componente ottimizzato

Un ulteriore problema relativo all'OSSmooth riguarda la qualità degli elementi solidi costituenti il modello, dovendo essere rappresentata la geometria ottimizzata con il minore scostamento possibile, essa risulterà estremamente bassa per alcuni; per questo nell'analisi che segue verrà specificatamente richiesto di non effettuare un *quality check* degli elementi sul modello. Questo è un altro motivo per cui i risultati ottenuti non saranno da considerarsi particolarmente esatti, bensì solamente uno strumento di controllo sulla validità dell'ottimizzazione.

La massa così ottenuta risulta essere di 465,2g. Un buon risultato iniziale che sarà però pesantemente modificato come si vedrà dai prossimi passaggi di progettazione.

In *Figura 26 e 27* sono riportati i risultati, in termini di tensioni e spostamenti dell'analisi statica lineare, che saranno confrontati con quelli del componente precedente all'ottimizzazione.



Figura 26: Envelope delle tensioni [MPa] delle diverse configurazioni di carico (OSSmooth)



Figura 27: Spostamenti [mm] OSSmooth (A: Accelerazioni, B: Decelerazioni, C: Laterale, D: Longitudinale, E: Regolamento,

F: Trasferimento di carico)

Dai risultati dell'analisi si può osservare un andamento delle tensioni assolutamente simile al caso precedente l'ottimizzazione, non sono più presenti però alcune zone di concentrazione degli sforzi a causa di una forma più massiccia dei supporti manubrio (componente che sarà oggetto di analisi più accurate successivamente). Anche gli spostamenti appaiono fortemente paragonabili all'analisi di check precedente, se non quasi identici. Per questi motivi la geometria appena osservata appare evidentemente adatta ad essere considerata per la ricostruzione geometrica del componente ottimizzato. Sorge però un ulteriore problema, introdotto dalla possibilità di variare la posizione del manubrio rispetto alla piastra di sterzo e quindi modificare gli assetti di carico e vincolo; è necessario quindi un ulteriore calcolo di ottimizzazione nei due casi in cui i supporti del manubrio si trovino nelle posizioni estreme di massimo avanzamento ed arretramento. Il set up di parametri per questi ulteriori calcoli rimangono identici a quelli dell'ultimo caso, identificato come il più adatto allo scopo del progetto.



Figura 28: OSSmooth ottimizzazione con i supporti manubrio in posizione di massimo arretramento



Figura 29: OSSmooth ottimizzazione con i supporti manubrio in posizione di massimo avanzamento

Appare subito evidente come, da queste ottimizzazioni, sia comparso materiale in altre zone del componente; queste aggiunte aumenteranno la massa e la rigidezza globale della piastra di sterzo, sarà quindi obiettivo della fase successiva ricostruire una geometria che sia la media ottimale delle ottimizzazioni appena esposte.

Ricostruzione geometrica del design ottimizzato

Questa fase progettuale, riguardante la realizzazione del modello CAD del componente ottimizzato, è stata affrontata avvalendosi degli strumenti di modellazione del software *Inspire Studio* facente parte della suite *Altair SolidThinking*. La modellazione consiste nel "ricalcare" in maniera più precisa possibile la mesh risultante dai calcoli di ottimizzazione mostrata nella sezione precedente; come già anticipato non è richiesta una perfetta corrispondenza tra il risultato ottenuto dai calcoli e la forma finale in quanto sarà necessario tenere in considerazione tre differenti geometrie ottimizzate (nelle tre posizioni del manubrio) con conseguente ridondanza di materiale. Dover mediare infatti tra le tre configurazioni ottimizzate risultanti provocherà eccesso di materiale se considerassimo ogni singolo set-up individualmente (massima posizione arretrata, posizione "originale", posizione di massimo avanzamento), con associato aumento di massa ed irrigidimento del componente, ma garantirà una uguale risposta del materiale (in termini di tensioni e deformazioni) al variare degli assetti di guida.

Il processo di ricostruzione inizia con l'importazione delle tre mesh ottimizzate dall'ambiente di calcolo FEM in formato *stl*, comprensivo delle parti di *Non-Design Space* che non sono state modificate dall'ottimizzazione. Queste tre geometrie sono state organizzate in altrettanti livelli indipendenti, ognuno dei quali disattivabile, in modo da poter eseguire una ricostruzione che tenesse conto adeguatamente di ogni configurazione.



Figura 30: Sovrapposizione delle mesh ottimizzate per la ricostruzione geometrica

La maggior parte degli strumenti di modellazione utilizzati appartengono alla sezione *PolyNURBS* grazie ai quali le mesh importate sono ricoperte da superfici rappresentanti i confini esterni del solido finale. Queste superfici possono essere modificate tramite operazioni booleane, traslazioni e deformazioni applicate ai vertici, lati oppure facce, delle celle di cui la superficie è interpolazione (come riportato in *Figura 31*).



Figura 31: Celle di modifica PolyNURBS

La geometria risultante è riportata in *Figura 32*, per la sua validazione sarà necessario eseguire un'ulteriore analisi nelle condizioni di carico e vincolo precedentemente discusse, inoltre è stato verificato che la geometria appena modellata non si trovi in interferenza con gli altri componenti dell'assieme quali i dadi autobloccanti e i supporti del manubrio. La geometria riportata, che sarà quella osservata nell'analisi statica lineare, è comunque semplificata (mancano ancora alcuni dettagli come il profilo sagomato delle slitte di regolazione, i tagli e le sedi delle viti di fissaggio agli steli ammortizzatori) siccome tale livello di dettaglio non influirà sul comportamento strutturale della piastra di sterzo. Tali caratteristiche saranno quindi oggetto di discussione nella sezione riguardante le lavorazioni meccaniche finali rendendo ora più leggero il costo computazionale del seguente calcolo.





Figura 32: Geometria ricostruita della piastra di sterzo ottimizzata



Figura 33: Viste della piastra di sterzo ottimizzata

Analisi del risultato ottimizzato nelle varie situazioni di carico

Raggiunta ora una geometria prossima alla forma definitiva, viene effettuata una seria di analisi statiche lineari con lo scopo di osservare la variabilità nel campo delle deformazioni e degli spostamenti al variare delle configurazioni di set up di guida. Si mantiene sempre valido l'obbiettivo di evitare valori con alti scostamenti rispetto alle analisi, effettuate precedentemente alla nuova ottimizzazione, sul componente originale. Proprio per ricondursi ad una situazione analoga a quella di partenza, le successive analisi sono state condotte vedendo presenti nell'assieme i risers di misura intermedia e cioè quelli per cui, in una particolare posizione longitudinale dei supporti sulle slitte, il manubrio si trova nella stessa identica posizione osservata all'inizio.

Vengono di seguito mostrate delle tabelle in cui sono riassunti i valori di **spostamento massimo** riscontrati nei componenti dell'assieme, al variare di: altezza dei riser (considerato l'altezza massima, minima e intermedia), la posizione (massimo arretramento, intermedia e massimo avanzamento) e la configurazione di carico.

<u>Accelerazioni</u> [mm]	<u>Decelerazioni</u> [mm]	<u>Longitudinale</u> [mm]	<u>Trasferimento</u> <u>di carico</u> [mm]	<u>Laterale</u> [mm]	<u>Regolamento</u> [mm]
6,425·10 ⁻²	8,597·10 ⁻²	8,943	2,187	3,200	7,876

Tabella 7: Spostamenti massimi sul componente originale

	Massimo arretramento	<u>Intermedio</u>	<u>Massimo avanzamento</u>
Riser media altezza (48 mm)	[mm]	[mm]	[mm]
Accelerazioni	4,856·10 ⁻²	4,316·10 ⁻²	$4,520 \cdot 10^{-2}$
Decelerazioni	6,498·10 ⁻²	$5,775 \cdot 10^{-2}$	6,048·10 ⁻²
Longitudinale	8,985	8,984	8,991
Trasferimento di carico	2,195	2,194	2,196
Laterale	3,088	3,091	3,131
Regolamento	7,915	7,915	7,921

Riser massima altezza (58 mm)	<u>Massimo arretramento</u> [mm]	<u>Intermedio</u> [mm]	<u>Massimo avanzamento</u> [mm]
Accelerazioni	8,321·10 ⁻²	7,491·10 ⁻²	7,739·10 ⁻²
Decelerazioni	1,113·10 ⁻¹ 1,002·10 ⁻¹		1,036·10 ⁻²
Longitudinale	9,271	9,271	9,279
Trasferimento di carico	2,278	2,276	2,279
Laterale	3,399	3,393	3,437
Regolamento	8,176	8,176	8,184

D iscu minima alterna (20 mm)	Massimo arretramento	Intermedio	<u>Massimo avanzamento</u>
Riser minima altezza (38 mm)	[mm]	[mm]	[mm]
Accelerazioni	3,225·10 ⁻²	2,882·10 ⁻²	3,117·10 ⁻²
Decelerazioni	4,315·10 ⁻² 3,856·10 ⁻²		4,170·10 ⁻²
Longitudinale	9,019	9,020	9,027
Trasferimento di carico	2,192	2,191	2,194
Laterale	2,919	2,928	2,958
Regolamento	7,907	7,909	7,916

Tabella 8: Massimi spostamenti registrati nelle varie configurazioni di carico, per ogni set up di guida

Nella *Tabella 8* sono riportati i valori degli spostamenti massimi nel componente originale, precedente all'ottimizzazione. Da notare il fatto che la configurazione ottimizzata con risers di media altezza, in condizione di regolazione intermedia, presenta una posizione del manubrio assolutamente identica rispetto al componente iniziale. Sono appunto questi valori a confronto che permettono di affermare la validità del risultato ricostruito dell'ottimizzazione. Tutti gli altri casi sono necessari al fine di osservare che non si presentino eccessive cedevolezze o rigidezze complessive dell'assieme; i valori maggiormente discordanti si riscontrano sui risers nelle configurazioni di carico *Accelerazioni e Decelerazioni*, inevitabile vista la sostanziale variazione di dimensione dei supporti manubrio. Un'ultima verifica è rappresentata dall'osservazione delle tensioni in condizione di *Envelope* per accertarsi dell'assenza di nuove aree di concentrazione degli sforzi.



Figura 34: Grafico di confronto dei valori di spostamento massimo in millimetri

Il grafico in *Figura 34* esprime i valori di massimo spostamento, nelle varie configurazioni di carico considerate, in presenza delle tre diverse tipologie di risers (massima, minima e intermedia altezza) confrontati con la situazione osservata nel componente originale (denominata con "Check"). I dati riportati esprimono il valore medio tra i tre set up, ovvero quello di massimo avanzamento, intermedio e massimo arretramento.

La *Figura 35* prende in considerazione i casi peggiori dal punto di vista delle sollecitazioni interne al componente e cioè le tre regolazioni in presenza dei supporti di massima altezza. Come anticipato, non si evidenziano zone di particolare concentrazione degli sforzi, escludendo i valori di alcuni singoli elementi finiti in corrispondenza di vincoli o contatti.



Figura 35: Envelope delle tensioni [MPa] nelle tre regolazioni in presenza di supporti di massima altezza

Ulteriori alleggerimenti

Al fine di rimuovere ulteriormente materiale nelle zone in cui esso non svolge un ruolo rilevante dal punto di vista strutturale, sono stati eseguiti successivi alleggerimenti sia sul corpo della piastra che nei supporti del manubrio. Per quanto riguarda il corpo della piastra, ispirato da un tipo di modifica riscontrabile su componenti presenti sul mercato, sono state aperte delle "finestre" sulle zone cilindriche cave di collegamento agli steli ammortizzatori (un esempio è mostrato in *Figura 36*).



Figura 36: Esempio di alleggerimento del corpo piastra [https://www.htmracing.it/]

Di seguito è riportata la modifica effettuata sul componente oggetto della progettazione il quale, dopo aver apportato le modifiche inerenti anche ai supporti del manubrio, sarà analizzato strutturalmente per accertare che tale modifica non abbia influenzato eccessivamente il comportamento sotto carico.



Figura 37: Alleggerimenti sul corpo piastra

Discorso analogo si può applicare al componente "riser" il cui modello geometrico ha subito delle leggere modifiche e rimozioni di materiale laddove la precedente modellazione presentava elevate concentrazioni di massa. L'immagine seguente mostra la geometria interna del supporto mediante alcune viste in sezione.



Figura 38: Alleggerimenti applicati ai supporti del manubrio

Analisi statica lineare del componente definitivo

Come ultimo passaggio inerente alla progettazione del componente in esame si procede ad un'ulteriore analisi statica lineare a valle delle ultime modifiche. L'assieme è completo, fatta eccezione per i bulloni di fissaggio dei supporti alla piastra. Come nelle analisi condotte in precedenza, la connessione tra risers e corpo della piastra avviene mediante superfici su cui sono definiti contatti di tipo FREEZE; il componente del bullone avrebbe complicato notevolmente il modello rendendo comunque difficile la valutazione delle tensioni attorno ad esso. Essendo analoghe le condizioni di carico rispetto a tutti i casi esposti nelle precedenti analisi, vengono di seguito riportate le principali differenze derivanti dalle ultime modifiche. Proprio per il motivo che l'obiettivo di tale calcolo risulta essere l'individuazione dell'insorgere di eventuali concentrazioni degli sforzi o differenze significative delle deformazioni, è stato osservato solo il set up in cui si utilizzano i supporti nella posizione di massimo arretramento dovuta alla regolazione longitudinale.

Essendo tale assetto il più gravoso in termini di sollecitazioni e spostamenti, dovrebbero essere maggiormente evidenti eventuali differenze causate dagli ultimi alleggerimenti.



Figura 39: Risultati di Envelope delle tensioni [MPa] sui componenti alleggeriti

La sovrapposizione dei valori massimi di *Envelope* riportati in figura mostra una situazione non peggiore di quella osservata precedentemente alle ultime modifiche. Sono comunque presenti concentrazioni delle tensioni in corrispondenza di alcune zone coinvolte nei contatti, valori limitati a pochi elementi che si decide pertanto di trascurare.

La *Figura 40* riporta i risultati ottenuti osservati sul componente *Riser* considerato il più delicato e importante relativamente all'affidabilità del sistema in opera. Si fa sempre riferimento alla condizione di *Envelope* in cui viene mostrata la sovrapposizione dei valori massimi derivanti da ogni configurazione di carico. Le massime tensioni riscontrate si attestano a valori di circa 50 MPa all'interno del corpo del supporto, tale valore non rappresenta una situazione critica in quanto il coefficiente di sicurezza, valutato rispetto alla tensione massima di snervamento del materiale, risulta abbondantemente maggiore di 2 (si considera un valore di *Yeld Strenght* \cong 245 *MPa*).



Figura 40: Tensioni [MPa] di Envelope all'interno del componente Riser

Osservando infine le variazioni in termini di spostamenti, si deduce dal grafico riportato di seguito come tali differenze siano situate molto vicine ai valori riscontrati precedentemente alle modifiche. Si considera quindi soddisfacente il risultato ottenuto, confermando quindi la geometria definitiva dei componenti progettati.



Figura 41: Confronto degli spostamenti massimi in millimetri a valle delle modifiche di alleggerimento

Analisi delle tensioni introdotte dalla torsione del manubrio

Si conclude la fase di progettazione con un'ultima verifica conclusiva, esigenza sorta durante un confronto con il pilota, riguardo alla sicurezza e affidabilità del componente in condizioni di utilizzo critiche. In particolare ciò che si vuole ora osservare è lo stato tensionale che insorgerebbe sulle parti più delicate nel caso in cui si verificasse una particolarmente intensa azione di sterzo. Viene introdotto quindi, all'interno del modello dell'assieme rappresentante l'avantreno, il manubrio (le cui caratteristiche sono riprodotte quanto più fedeli alla realtà in termini di geometria e materiale). Si tratta del Flat Track handlebar modello Jared Mees REPLICA prodotto dalla NEKEN, realizzato in alluminio 7010-T6, con un diametro pari a 28.6 mm nella zona di afferraggio dei supporti e 22 mm in corrispondenza delle manopole. L'immagine seguente riporta il componente in questione e le principali caratteristiche dimensionali [10].



Figura 42: Manubrio da Flat Track [https://www.nk-neken.com/]



Figura 43: Dimensioni caratteristiche da catalogo del produttore [https://www.nk-neken.com/]

Il modello ad elementi finiti utilizzato per l'analisi coinvolge solamente il corpo piastra, i due supporti e il manubrio. In questo modo si osserveranno solo gli stati tensionali che riguardano queste componenti, situazione di maggior rigidezza rispetto al caso reale e quindi più cautelativa. Lo scopo non è comunque quello di rilevare quantitativamente l'entità di tali tensioni ma più uno studio della distribuzione degli sforzi tra le componenti a seguito dell'applicazione di un carico arbitrario sul sistema.



Figura 44: Modello per l'analisi di torsione del manubrio

In *Figura 44* si osserva il modello ad elementi finiti impostato per l'analisi, sono numerati gli elementi di carico e vincolo agenti sulla struttura, in particolare sono:

- 1. Forze di torsione agenti sulle estremità del manubrio, ciascuna di intensità pari a 400 N e agenti in direzione X;
- 2. vincolo dei nodi delle superfici planari inferiori delle zone cilindriche di fissaggio con gli steli ammortizzatori, il vincolo rappresentato costituisce una condizione di incastro (6 gradi di vincolo).

Le caratteristiche meccaniche dell'alluminio 7010-T6 sono state definite come segue:

- E = 75000 MPa
- v = 0.33
- $\rho = 3 \cdot 10^{-9} \frac{t}{mm^2}$

La mesh di elementi finiti ha le seguenti caratteristiche rispettivamente ad ogni componente:

- Manubrio → elementi Shell del primo ordine misti (3 e 4 nodi) di spessore 3,2 mm e dimensione media 4 mm
- Piastra e supporti manubrio → Elementi *Tetra* del primo ordine (4 nodi) di dimensione media 2 mm.

Sono stati definiti contatti di tipo FREEZE tra i supporti e il manubrio e all'interfaccia dei supporti con il corpo della piastra di sterzo.

Come risultato è riportato esclusivamente lo stato tensionale essendo l'oggetto di interesse di questa indagine, oltre al fatto che il valore degli spostamenti non risulta essere di particolare interesse in quanto questi sono causati da forze esterne di valore arbitrario.



Figura 45: Tensioni [MPa] dovute alla torsione del manubrio (1)



Figura 46: Tensioni [MPa] dovute alla torsione del manubrio (2)

I risultati riportati nelle *Figure 45 e 46* denotano come si raggiungano prima tensioni elevate nel manubrio senza che i supporti presentino eccessive concentrazioni degli sforzi, nonostante il materiale di cui è composto il manubrio presenti un valore di tensione di snervamento molto elevato (> 400 MPa) si ritengono correttamente progettati i componenti osservati, anche a valle di questa ultima analisi. Infine, osservando più in dettaglio gli sforzi presenti nel corpo di un supporto, si nota come essi si concentrino in valore maggiore nei pressi della lamatura interna che costituisce la sede della testa cilindrica della vite di fissaggio.



Figura 47: Tensioni [MPa] all'interno del supporto, in caso di trosione del manubrio

Anche questa caratteristica è di notevole interesse in quanto, nel caso si raggiungessero elevatissimi valori di carico esterno al sistema (come nel caso di una forte caduta laterale con conseguente urto del manubrio a terra), il punto in cui avverrebbe cedimento strutturale sarebbe appunto quello appena individuato (riportato in *Figura 47*). I Supporti del manubrio fungono quindi anche da "fusibili meccanici" in quanto, in caso di rottura, sarebbero facilmente sostituibili evitando il danneggiamento della piastra di sterzo la quale manterrebbe la sua integrità.

Considerazioni relative alle masse finali

In conclusione risulta sicuramente interessante discutere di quali siano stati i vantaggi relativi a questa progettazione in termini di masse. Essendo l'additive manufacturing una tecnologia che annovera tra i suoi punti di forza la possibilità di generare geometrie che presentino particolari ottimizzazioni della massa del componente, il vincolo del calcolo di ottimizzazione, condotto nel capitolo "L'ottimizzazione topologica", consisteva proprio nella limitazione del volume massimo risultante e quindi della massa. Risulta però difficile, in questo contesto, effettuare confronti precisi in quanto l'unico paragone concretamente possibile è quello riferito al componente originale, comunque già frutto di un'ottimizzazione topologica se pure con funzionalità diverse.



Figura 48: Assieme finale

Partendo proprio da questo confronto si osserva che la massa della piastra di partenza ammonta a 646 g, contro i soli 608 g del nuovo componente; va considerato però che il calcolo della massa della nuova piastra non considera i supporti del manubrio i quali erano invece integrati nel componente presentato nel *Lunar Project*. La massa complessiva della coppia di supporti, dotati della bulloneria di fissaggio alla piastra e di afferraggio del manubrio, ammonta a circa 200 g.

Compare evidente l'aumento di peso conseguente all'introduzione dei componenti mobili; si perde però coerenza concettuale nel confronto in quanto l'introduzione delle geometrie necessarie all'attuazione della regolazione longitudinale della posizione di guida non permette una così ampia libertà di ottimizzazione della massa, come era stato invece possibile in precedenza. Volendo quindi osservare la massa di una piastra di sterzo di tipo commerciale (in particolare da off road) questa risulta circa 710 g, la riduzione derivante dall'ottimizzazione sarebbe quindi del 14,4%.



Figura 49: tipico riser da enduro [https://it.aliexpress.com/]

Considerando quindi ora i supporti del manubrio, viene riportato in *Figura 49* un esempio di componente reperibile tra la componentistica da enduro, realizzato mediante fresatura dal pieno, in lega di alluminio 6062-T6. L'altezza scelta è paragonabile a quella dei componenti progettati, dotati della stessa tipologia di bulloneria di fissaggio. Questi ultimi presentano una massa pari a 350 g (la coppia), mostrando un guadagno dell'ottimizzazione pari al 43%. Osservando infine la riduzione di massa complessiva riscontrabile nel sistema completo prodotto dalla progettazione, è risultata una diminuzione pari al 23,8% rispetto ad un sistema "tradizionale" [6], un ottimo raggiungimento se si pensa anche ai vantaggi introdotti dalla versatilità del nuovo sistema.

Produzione dei componenti

Sovrametalli e appendici di fissaggio per le lavorazioni meccaniche

Ultimata la fase di progettazione e verificate le conformità delle geometrie sottoposte ai carichi previsti, segue la fase di effettiva produzione delle parti, per poi concludere con il montaggio sul motoveicolo per cui sono state ideate. Prima delle fasi di messa in macchina, per la produzione mediante DMLS, è quindi necessario rimuovere dal corpo della piastra le conformazioni che saranno successivamente ricavate per asportazione di truciolo. A questo scopo è necessario apportare gli spessori di sovrametallo richiesti al fine di eseguire le successive lavorazioni. In particolare le zone del componente che saranno lavorate con macchine a controllo numerico (CNC) sono le seguenti:

- Superfici cilindriche di contatto con gli steli dell'ammortizzatore anteriore
- Foro di innesto del canotto di sterzo
- Profili sagomati per la movimentazione dei supporti del manubrio

- Facce planari di appoggio dei supporti manubrio
- Tagli e fori filettati sulle parti di presa degli steli dell'ammortizzatore

Sono state inoltre aggiunte, dopo aver ricevuto consulenza dal tecnico specializzato nelle lavorazioni CNC, quattro appendici di fissaggio che serviranno a bloccare e riferire la posizione del componente sulla fresa durante le lavorazioni. Queste parti aggiuntive dovranno essere poi rimosse manualmente a lavorazioni completate. In accordo con il tecnico di fresatura, è stato deciso di apportare uno spessore di sovrametallo uniforme pari a 1 mm su tutte le aree sopra elencate (visibile in colore azzurro nell'immagine sottostante).



Figura 50: Grezzo e finito del corpo piastra



Riguardo i supporti del manubrio, è stato deciso di produrli in tre differenti altezze (le stesse considerate in fase di progettazione e verificate strutturalmente). Essendo la geometria della parte di fissaggio al manubrio identica a quella del componente precedentemente progettato e realizzato, sono riutilizzabili i coperchi di presa con il manubrio, così come le viti mordenti necessarie al serraggio. I fori filettati sul corpo del supporto e la geometria di interfaccia con il manubrio dovranno quindi essere compatibili con il modello presentato nel *Lunar Project*. Siccome nessuna delle dimensioni di questo componente necessita di particolari tolleranze e vista la predisposizione ad essere realizzato in posizione verticale (con la superficie di appoggio parallela alla piastra di costruzione DMLS), che garantisce modeste deformazioni dei profili sagomati durante la fusione, si vuole provare ad assemblare questi componenti senza che vengano sottoposti ad alcuna lavorazione meccanica successivamente alla fusione. Rimangono però necessarie le operazioni manuali di rimozione supporti e finitura superficiale imprescindibili dal processo di produzione mediante fabbricazione additiva.

Di seguito sono riportate le immagini dei tre diversi modelli di *Riser* che si intende produrre insieme alle rispettive informazioni dimensionali più rilevanti.



Figura 51: Riser "Alto"

Nelle immagini successive sono specificate solamente le dimensioni che presentano variazioni rispetto alla configurazione sopra riportata (Riser "Alto").



Figura 52: Riser "Medio"



Figura 53: Riser "Basso"

Creazione del job per la produzione mediante fabbricazione additiva

Come ultima fase viene affrontata la realizzazione del set-up di posizionamento e generazione dei supporti applicati alle parti da produrre. La scelta della macchina DMLS per la produzione è ricaduta sul modello M290 della casa produttrice EOS. Essa è equipaggiata con due laser a fibra di Itterbio, ognuno di potenza pari a 400W, i quali vengono movimentati otticamente su due porzioni separate della piastra di costruzione; è comunque presente un'area in cui sono in grado di fondere entrambi i fasci laser. Non è opportuno però posizionare parti che eccedano tale area da entrambi i confini in quanto ciò porterebbe alla fusione del componente mediante due sorgenti distinte, con conseguenti problemi di "overlapping" ed inevitabile peggioramento delle qualità di fusione nei punti di sovrapposizione delle azioni dei laser.

Di seguito le caratteristiche principali della M290 fornite dal produttore [7]:

- Dimensions: (w x d x h) 250 mm x 250 mm x 325 mm
- Weight approx: 1250 kg (without powder)
- Mains supply: (three phase system) 400 V +6 %/-10 % at 50/60 Hz
- Mains fuse protection: 3 x 32 A
- Maximum power consumption (incl. cooler): 5.5 kW
- Compressed air supply: 7,000 hPa; 20 m³/h
- Argon supply: 4,000 hPa; 100 l/min
- Min. argon purity: purity 99.998 % (Argon 4.8)

Laser

- Yb (Ytterbium) fibre laser
- Wavelength: 1060 1100 nm
- Nominal power: 200 W or 400W (optional)

Scanner

- Exposure area: 250 mm x 250 mm
- Exposure speed: up to 7000 mm/s
- Repeatability, scanner position: < 11 µrad

Focussing objective

- Diameter of laser beam at building area (variable): 100 500 μm
- Focal length of F-theta (flat-field) lens: 410 mm

Platform heating module

• Temperature: 40-100 °C

Alle dimensioni dell'area di costruzione vanno sottratte le porzioni su cui sono presenti le viti di fissaggio all'elevatore, alle quali deve essere garantito libero accesso per la rimozione della piastra a fusione conclusa.

L'ambiente di fusione, in termini di volumi, aree di azione dei laser, direzione del *recoater* e *no-build zone* sono è rappresentato dal software *Materialize Magics*. In esso saranno anche decisi i posizionamenti delle parti e la tipologia e geometria dei supporti da applicare. Dopo aver quindi corretto eventuali problemi di "triangolazione" delle superfici, si procede alla costruzione del *Job* di stampa.

Posizionamento

Nelle immagini riportate di seguito è mostrata la piattaforma di costruzione, completa della rappresentazione delle aree di sovrapposizione dell'azione dei laser, *no-build zone* e volumi di camera della macchina. Il posizionamento mostrato tiene conto delle problematiche prima menzionate (laser *overlapping*), inoltre è specificata la direzione di movimentazione della racla di stesura della polvere.



Figura 54: Posizionamento su M280



Figura 55: Vista superiore del posizionamento su M280

La disposizione delle parti da fondere sulla piattaforma di costruzione mostra un angolo di inclinazione rispetto alla direzione di movimentazione del recoater. Questo accorgimento permette, nel caso si verifichino dei leggeri rigonfiamenti delle sezioni fuse al di sopra della linea di superficie di stesura della polvere, di evitare urti violenti della racla contro le parti fuse. Così facendo invece si troverà a contatto con le sezioni precedentemente fuse in modo graduale, evitando pesanti e dannose sollecitazioni sulla lama di stesura o sulla parte in fusione.

Generazione dei supporti

In base al materiale processato, è necessario supportare le superfici del componente che si affacciano con un certo angolo di inclinazione al piano della piastra di costruzione. Nel caso in esame, tale angolo corrisponde a 45°. L'immagine di seguito riportata mostra una anteprima delle aree da supportare, presenti sul corpo della piastra di sterzo, in seguito al posizionamento appena descritto.



Figura 56: Anteprima delle aree da supportare

Di seguito è mostrata la configurazione finale dei supporti necessari alla produzione della piastra di sterzo.



Figura 57: Piastra di setrzo dotata di supporti

I particolari mostrati di seguito vogliono evidenziare le aree del componente su cui agiscono i supporti e la conformazione geometrica scelta per tali strutture. Al fine di semplificarne la rimozione, i supporti sono dotati di dentature in corrispondenza del collegamento alla parte; qualora esso dovesse ricadere su di un'altra superficie del componente anziché sulla piastra di costruzione, saranno presenti denti di contatto anche nella parte inferiore del supporto. Si è cercato comunque, ove possibile, di evitare che le strutture di supporto ricadessero sulla parte, ma piuttosto sulla piastra della macchina di DMLS, angolandoli rispetto alla superficie di contato e scalandone l'area di appoggio inferiore (questo ne facilita inoltre la rimozione manuale).

Da questo particolare è evidenziata la forma e l'inclinazione dei supporti, applicati alla zona di connessione della piastra con gli steli della forcella ammortizzatrice, in modo che ricadano esternamente al corpo del componente.



Figura 58: Particolare 1 dei supporti sulla piastra di sterzo

In questa immagine sono mostrate le strutture necessarie al supporto delle superfici risultanti dall'ottimizzazione topologica e delle appendici di fissaggio durante le lavorazioni CNC. Anche in questo caso si è riusciti a far ricadere quasi completamente i supporti sulla piastra di costruzione.



Figura 59: Particolare 2 dei supporti sulla piastra di sterzo

Nella situazione rappresentata sono mostrate aree in cui i supporti ricadono inevitabilmente sul corpo del componente da produrre. Sono quindi stati dotati di dentatura inferiore e distanziati lateralmente di una quantità opportuna in modo da evitare polvere parzialmente sinterizzata tra le strutture di supporto e le pareti fuse della parte. In questo modo non dovrebbero riscontrarsi difficoltà in fase di rimozione.



Figura 60: Particolare 3 dei supporti sulla piastra di sterzo

Per quanto riguarda i supporti del manubrio, sono stati progettati tenendo conto, in fase di design, di evitare il più possibile l'insorgere di aree che richiedessero la presenza di supporti. In particolare le cave di alleggerimento situate sulle facce inferiori (superfici di appoggio con la piastra di sterzo) sono state dotate di pareti con inclinazione tale da essere "autosupportanti", la stessa funzione è svolta dal raggio di curvatura presente in corrispondenza della sommità dello scavo di alleggerimento. In seguito a queste decisioni in fase di modellazione geometrica, è possibile posizionare i supporti in modo che siano appoggiati alla piastra di costruzione della macchina e risultino in posizione verticale (l'asse z del supporto parallelo alla direzione di crescita del pezzo). Ogni *Riser* presenta perciò strutture di supporto solamente in corrispondenza delle asole in cui si trovano i fori filettati necessari a vincolare in manubrio.



Figura 61: Supporti applicati ai Risers

Essendo i supporti del manubrio fusi partendo dalle prime sezioni a contatto con la piastra di costruzione, la superficie di base di tale componente è estrusa perpendicolarmente di uno spessore pari a 5 mm. In questo modo, in fase di rimozione dalla piattaforma mediante taglio per elettroerosione a filo, l'altezza del supporto sarà riportata alla quota nominale. A causa però di questo contatto tra la base delle parti e la piastra della macchina DMLS è necessario prevedere dei canali di evacuazione della polvere dalle cave di alleggerimento, prima di effettuare il suddetto taglio.

Nell'immagine successiva sono messi in evidenza tali condotti, di forma semicilindrica, di raggio 3 mm (per i quali non sono necessaire strutture di supporto).



Figura 62: Vista dei condotti di evacuazione della polvere dalle cave sui supporti del manubrio

Capitolo II: Studio dell'influenza di features superficiali, ottenute da fabbricazione additiva, sulla resistenza di un giunto incollato

I materiali compositi e il loro utilizzo

Nell'industria meccanica trovano un largo utilizzo i materiali compositi. Essi sono, in linea generale, composti da due fasi: matrice e rinforzo. La matrice costituisce la parte legante omogenea (che definisce forma e volume del componente) al cui interno è presente una fase di rinforzo con lo scopo di migliorarne alcune specifiche proprietà meccaniche. Esistono diversi tipi di matrice e si differenziano per la tipologia di materiale di cui essa è composta, possono essere quindi polimeriche, metalliche o ceramiche. Così come le matrici, anche il rinforzo può essere di diversa natura e morfologia ad esempio: fibre corte o "whiskers", fibre lunghe, fibre lunghe discontinue, fibre lunghe continue (tessuti) o polveri-particelle. I materiali più comuni sono: fibre organiche (carbonio), fibre inorganiche (vetro, allumina), fibre polimeriche (Kevlar), particelle (*SiC*, Al_2O , *TiC*, B_4C). A seconda della funzione che dovranno svolgere, i materiali composti vengono progettati decidendo tipologia e quantità di matrice e rinforzanti, puntando su ottimizzazioni di proprietà quali: resistenza alle alte temperature, resistenza all'usura o all'abrasione, rigidezza o resistenza meccanica isotropa o in particolari direzioni di carico [8].

In questa tesi verranno presi in considerazione esclusivamente materiali compositi a matrice polimerica epossidica rinforzati a fibre tessute di carbonio. Tale materiale trova largo impiego in settori quali automotive, aereonautico, spaziale e navale. Il suo utilizzo è dovuto all'ottimo rapporto tra proprietà meccaniche e peso (caratteristiche di estrema importanza in tali settori). Il processo produttivo a cui si farà riferimento in questa trattazione è quello messo a disposizione dall'azienda Bercella s.r.l, azienda di Parma operante nel settore e con grande esperienza e know-how in questo tipo di processo, che prende il nome di laminazione in autoclave. Tale sistema produttivo prevede l'utilizzo di tessuti in fibra di carbonio impregnati con polimeri epossidici, prodotti in fogli. Questi, dopo essere stati sagomati, vengono disposti su dime o stampi in successione fino a raggiungere la forma e lo spessore desiderati. Completata la fase di formatura, il componente viene inserito in un sacco di materiale plastico dotato di valvole di aspirazione dell'aria, un panno di aerazione si interpone tra il laminato e il sacco. Il processo si conclude con la cura del componente in autoclave, qui l'elevata pressione proveniente dalla camera dell'autoclave e dall'aspirazione del sacco (all'incirca raggiungendo pressioni massime di 6.5-7 bar), unita all'effetto della temperatura (dagli 80 ai 130 °C), permettono alla matrice di penetrare uniformemente tra le trame della fibra ed il mantenimento della forma imposta dallo stampo (dima). Dopo aver rimosso il componente dall'autoclave e quindi dal sacco, si procede all'eliminazione di strati di tessuto superficiale deposti in laminazione che prendono il nome di peel-ply, si tratta di tessuti distaccanti con lo scopo di uniformare la quantità di polimero sulla superficie ed evitare la formazione di bolle d'aria o altre imperfezioni superficiali.

L'abbinamento materiali compositi-additive manufacturing

I vantaggi derivanti dall'utilizzo dei materiali compositi possono essere incrementati dall'abbinamento di questi componenti ad altri realizzati mediante tecnologie di fabbricazione additiva. I materiali innovativi che l'additive manufacturing utilizza uniti alla possibilità di progettare geometrie topologicamente ottimizzate rendono particolarmente conveniente l'unione di queste due tecnologie in ottica di riduzione del peso ed aumento delle proprietà meccaniche dei componenti realizzati.

Sorge però di conseguenza l'inevitabile problema della giunzione tra il laminato composito e la parte metallica. Sono disponibili diverse soluzioni di giunti meccanici reversibili come ad esempio bulloni, rivetti, spine e grani, viti, ecc. Nonostante il vantaggio della sostituibilità di tali giunti, essi presentano pesanti svantaggi legati all'introduzione di peso e alle concentrazioni degli sforzi che si vengono a creare in corrispondenza di tali elementi; oltre ad un peggioramento estetico del design finale. Una tecnica conveniente risulta quindi quella dell'unione incollata tra le parti metalliche e composite, esistono diversi tipi di adesivi strutturali personalizzabili in base alle esigenze di utilizzo, alle caratteristiche superficiali delle interfacce di giunzione e delle condizioni in esercizio. Vista la forte influenza delle conformazioni e dei trattamenti superficiali delle due parti aderenti è nata l'idea di indagare sugli effetti dell'introduzione di particolari features superficiali sulla resistenza del giunto.

Le tecnologie di additive manufacturing permettono la realizzazione di piccole geometrie superficiali integrate sulle parti metalliche che verranno successivamente unite a quelle in composito.

Test di "Lap-Shear"

Un utile test, al fine di determinare la resistenza di un giunto incollato e confrontarlo con altre soluzioni di giunzione, è quello di *lap-shear*. In particolare verrà considerato il caso di *single-lap-joint test* in cui si uniscono mediante adesivo due starti parzialmente sovrapposti. Il test consiste nel porre in trazione i due lembi estremi del giunto fino a rottura, a velocità di trazione costante e imposta. La curva Forza-Spostamento che ne deriva sarà rappresentativa della qualità del giunto.

Le condizioni di test e le caratteristiche geometriche dei provini sono determinate dagli standard specificati dalla normativa ASTM. In particolare la norma ASTM D5868-01 specifica i requisiti del test riferito alla giunzione di una parte metallica con una in materiale composito. Di seguito sono riportate le caratteristiche del test in essa specificate.



Figura 63: Lap Shear speciment [ASTM D5868-01]

- Spessore dello stato adesivo = 0.76 mm
- Spessore del substrato metallico = 1.5 mm
- Spessore del substrato in materiale composito = 2.5 mm
- Lunghezza di ogni substrato = 101.6 mm
- Larghezza di ogni substrato = 25.4 mm
- Estensione della sovrapposizione dei due substrati = 25.4 mm
- Separazione minima iniziale delle prese = 75 mm
- Velocità di separazione imposta = 13 mm/min
- Numero minimo di test per ogni tipo di provino confrontato = 5

Classificazione dei possibili tipi di cedimento

Ulteriori informazioni specificate dalla norma riguardano il riconoscimento e la classificazione dei tipi di cedimento riscontrabili in seguito ad una prova di lap shear. In particolare, la norma ASTM D5573-99 descrive i fenomeni di *failure* del giunto incollato quando costituito da parti in CFRP. Di seguito è riportata una semplice rappresentazione accompagnata da brevi descrizioni di queste tipologie di cedimento:



Figura 64: Failure modes in lap-shear test [ASTM D5573-99]

- A. Adhesive failure: il cedimento si verifica all'interfaccia tra adesivo e substrato aderente, le condizioni di incollaggio non sono ottimali (affinità dei materiali, trattamenti superficiali, bagnabilità)
- B. Cohesive failure: la frattura si verifica all'interno del componente adesivo.
- C. Thin-Layer cohesive failure: cedimento molto simile a quello descritto nel punto precedente con l'unica differenza che la frattura si verifica in prossimità del substrato aderente.
- D. Fiber-Tear failure: il cedimento avviene in corrispondenza della matrice FRP, sono evidenti particelle di fibra rinforzante su entrambe le superfici della frattura.
- E. Light-Fiber-Tear failure: situazione simile a quella del punto D se non per il fatto che la frattura avviene in prossimità dell'adesivo con modesto o assente trasferimento di rinforzante su di esso a separazione avvenuta.
- F. Stock-Break failure: la rottura avviene totalmente all'interno del substrato in CFRP causandone la completa rottura.
- G. e H. sono cedimenti che coinvolgono l'adhesion promoter, qualora esso venisse utilizzato per migliorare le caratteristiche di adesione tra il collante e il substrato scelti.

Progettazione dei provini metallici

Il caso studiato in questa trattazione prevede il substrato metallico realizzato in materiale Ti6Al4V, particolarmente interessante valutare l'utilizzo di tale metallo viste le sue elevate proprietà meccaniche abbinate ad un ridotto peso specifico, quindi particolarmente adatto ad essere abbinato alla fibra di carbonio. L'additive manufacturing permette inoltre di processare in maniera efficiente questo tipo di materiale.

In questa fase di progettazione delle features superficiali dei substrati metallici, sono state ideate delle geometrie da applicare in maniera ripetuta e distribuita sulla porzione coinvolta nell'interfaccia di adesione del giunto. Nel dettaglio sono state generate cinque diverse tipologie di strutture trabecolari (*lattice structures*) che si pensa possano aumentare la tenuta adesiva; queste topologie sono tipiche della progettazione in ottica di produzione mediante additive manufacturing in quanto permettono il notevole alleggerimento delle parti del componente scarsamente sottoposte a carico. In questa applicazione si intende però applicare queste strutture in modo che siano uniformemente permeate dall'adesivo incrementando così la tenuta dell'interfaccia di giunzione. Successivamente, sfruttando la possibilità della fabbricazione additiva di creare piccole geometrie personalizzate, sono state applicate piccole conformazioni superficiali generate singolarmente mediante software CAD e poi ripetute sulla superficie coinvolta nell'incollaggio.

Lattice structures

In questa parte sono rappresentate le geometrie delle strutture trabecolari che si intende utilizzare, sono topologie di lattice presenti all'interno dello strumento "lattice commander" del software *Autodesk NETFABB.* Di seguito le immagini delle cinque celle unitarie di tali strutture (il sistema di riferimento è concorde con quello assunto nelle successive trattazioni). Tutte le celle unitarie rappresentate hanno dimensioni di ingombro pari a 1,2x1,2x1,2 mm.

1. Dodecahedron


2. Soft



3. Star



4. Octa



5. Vin Tiles



Successivamente alla scelta delle topologie lattice, sono state definite le dimensioni caratteristiche del volume delle celle unitarie, orientazioni rispetto al sistema di riferimento e spessore minimo delle strutture trabecolari. Riguardo alla dimensione dello spessore minimo è stato deciso di impostarlo pari al più basso valore realizzabile (con buoni risultati) mediante il processo di DMLS, ovvero 0.3 mm. Così facendo la superfice presenta cavità abbastanza ampie da permettere verosimilmente una buona permeazione dell'adesivo in fase di incollaggio.

Mediante software CAD (*SolidWorks*) è stato disegnato il provino metallico su cui andranno inserite le strutture lattice, nella zona coinvolta nell'incollaggio.



Figura 65: Dimensioni principali del provino in Ti6Al4V

Le dimensioni si riferiscono principalmente a quanto specificato da normativa ASTM eccezione fatta per lo spessore della parte evidenziata in rosso; quest'ultima presenta uno spessore di 1.2 mm in

modo da poter realizzare delle geometrie lattice di dimensione sufficiente per poter ipoteticamente apprezzare l'influenza delle diverse topologie sulla resistenza del giunto.

Si può notare dalla *Figura 65* un raggio di raccordo in corrispondenza della transizione tra il volume in rosso e la restante parte planare del provino, questo ha la funzione di rendere auto-supportanti le strutture *lattice* in fase di fusione del provino (il cui piano Y-Z corrisponderà con quello della piattaforma di costruzione della macchina di DMLS e la direzione di crescita concorde con l'asse X). A questo punto, dopo aver indicato il volume entro il quale generare le strutture trabecolari (parte rossa) il software *Magics* calcola il file .stl del componente pronto per essere poi dotato di eventuali supporti e sottoposto alla fase di *Slicing* per la messa in macchina.

Geometrie personalizzate

Come già anticipato, sono state ideate anche delle geometrie "non convenzionali" disegnate appositamente con lo scopo di migliorare la tenuta dell'adesivo sulla superficie metallica, i risultati che si osserveranno successivamente in seguito alle prove di *lap-shear* dimostreranno la loro effettiva efficacia oppure no. Ogni cella unitaria, rappresentante una singola *feature* superficiale, è stata disegnata mediante il CAD *SolidWorks*. Successivamente, queste parti sono state importate nell'ambiente di modellazione del software *Materialise Magics*, sfruttando le funzioni dello strumento *Structures* in esso presente. Di seguito è riportata un'immagine del pannello di interfaccia di tale strumento, in cui è possibile personalizzare le dimensioni delle suddette celle unitarie, le dimensioni degli spessori e gli offset di distribuzione sulla superficie.

G_stri G_stri G_stri G_stri G_stri Octet Pin1	ucture2 ucture3[M ucture4 ucture6 ucture7 ucture8 ucture9 truss rela	tive densit						
A	dd	Delete			_			
Struct	ure Dime	nsions						
)	(1	L,500	m	n				
1	1	L,200	m	n				
1	1	1,500	m	n				
Kee	p Aspect	Ratio		A	dd Current St	ructur	to Library	
V Kee	p Aspect ert Structu -data to F ced Optio	Ratio ure Process: 306.4 Ins	40 MB	A	dd Current St	ructur	to Library	
V Kee Inv ample dvan	p Aspect ert Structu -data to F ced Optio icing	Ratio ure Process: 306.4 ins	40 MB	Ac	dd Current St	ructure	to Library Angled Gr	owth
/ Kee Inv ample dvan / Spa IX (p Aspect ert Structu -data to F ced Optio icing (290	Ratio Process: 306.4 Ins	40 MB	Ad art position 0,290	dd Current St	x	Angled Gr	owth
V Kee Inv ample dvan V Spa IX (IV (p Aspect ert Structu -data to F ced Optio cing ,290 ,500	Ratio Process: 306.4 Ins mm mm	40 MB V Sta dX dY	Ac ort position 0,290 0,000	n mm	ructur X Y	Angled Gr	owth
V Kee Inv ample dvan V Spa X 0 IV 0 IZ 0	p Aspect ert Structu -data to F ced Optio icing ,290 ,500 ,290	Ratio process: 306.4 mm mm mm	ŧ0 MB	Ac	n mm mm	ructur X Y Z	Angled Gr 0,00 0,00 0,00	owth

Figura 66: Interfaccia dello strumento Structure presente in Magics

L'elenco seguente mostra un'anteprima delle cinque geometrie che si intente testare:

1. Geometria a "cratere"



2. "Pin"





3. Dente di tipo 1



4. Dente di tipo 2



5. Geometria a "U"



Realizzazione dei provini in Ti6Al4V

file In questa fase, contenenti i l'approssimazione mediante triangolazione delle superfici sono processati dall'ufficio tecnico BeamIT per la preparazione dei job di macchina. A seconda della messa in disposizione del provino sulla piattaforma di costruzione sono aggiunte strutture di supporto ove necessario. Inoltre, parametri di macchina, relativi alla fusione della polvere metallica, sono impostati diversamente per le porzioni di lattice o geometria personalizzata rispetto al resto del componente; per questo motivo ringrazio l'azienda BeamIT s.p.a per aver messo a disposizione il loro forte knowhow in merito a queste tecnologie. Il job è stato processato su una macchina EOS M290.



Figura 67: Job concluso dei provini in Ti6Al4V

Le immagini seguenti mostrano un particolare delle geometrie progettate in questa fase, mettendo a confronto i modelli matematici approssimati (STL) e le parti effettivamente realizzate.



Figura 68: Confronto tra modello STL e componente prodotto delle geometrie Lattice

Confronto analogo viene fatto per le geometrie personalizzate che sono state ideate.



Figura 69: Confronto tra modello STL e componente prodotto delle geometrie personalizzate

Realizzazione dei provini in materiale composito

La scelta del substrato composito è ricaduta sul materiale GG200P, un materiale comune per le applicazioni automotive, racing e aerospace. Tali parti sono state realizzate partendo da tessuti di pre-preg (fogli pre-impregnati di matrice polimerica) sovrapposti durante la laminazione manuale, fino a raggiungere lo spessore specificato dalla normativa (2,5 mm). I due strati esterni, coincidenti alle due superfici parallele al piano di incollaggio, sono costituiti dalla deposizione di un tessuto di peel-ply. Questo strato, completata la laminazione e la cura del componente, viene rimosso manualmente lasciando una specifica rugosità sulla superficie del composito che rappresenterà una costante di tutti i provini testati. La cura dei substrati compositi in autoclave è eseguita posizionando la lastra laminata su di uno stampo liscio, planare in acciaio, dalla parte opposta al piano d'appoggio sullo stampo è stato posizionato un pressure pad. Questo dispositivo, costituito da una coperta di materiale gommoso, ha lo scopo di uniformare l'azione della pressione sulla superficie del laminato durante la cura. Nonostante la geometria della lastra di GG200P fosse perfettamente planare, e quindi un controstampo avrebbe garantito una migliore tolleranza di forma planare, si è deciso di utilizzare il pressure pad per rendere il processo più simile possibile al caso della realizzazione di un componente di utilizzo reale. Infatti, vista la possibilità di utilizzare questi tipi di incollaggio su geometrie complesse (ad esempio frutto di ottimizzazioni topologiche), sarebbe difficile realizzare dei controstampi che agiscano su questo tipo di superfici. È chiaro che sarà necessario porre attenzione nell'incollare sempre il giunto sulla superficie del composito che è stata esposta a questo dispositivo, in modo da garantire una corretta ripetibilità dei test.



Figura 70: Substrato CFRP (GG200P)

Dalla Figura 70 è evidente, nell'ingrandimento, l'impronta superficiale lasciata dal peel-ply.

Al fine di garantire una elevata precisione dei bordi dei provini, come specifica la norma, i substrati in materiale composito sono stati tagliati dalla lastra laminata mediante taglio ad acqua.

Infine, per cercare di eseguire una trazione simmetrica, cioè con le prese della macchina allineate senza che si verifichino iniziali flessioni del giunto in fase di serraggio, sono stati applicati degli spessori nella parte terminale. Tali *tabs* sono stati ricavati dallo stesso laminato, con uno spessore di circa 2 mm, di dimensioni 25,4 mm di larghezza e 25,4 mm di lunghezza. Nel prossimo capitolo, in cui si affronterà la fase di incollaggio, verranno mostrati i loro posizionamenti.

Preparazione dei provini per i test sperimentali

Realizzati i substrati in metallo e composito GG200P, sono state condotte le operazioni preparative alla giunzione delle parti incollate. Inizialmente sono stati puliti i substrati metallici mediante lavaggio a ultrasuoni immergendo le parti in alcool isopropilico, un ciclo di pulizia di 10 minuti a 30°C garantisce la rimozione di impurità della superficie che potrebbero contaminare l'adesivo peggiorandone le prestazioni.

Segue ora la fase di giunzione mediante il tipo di adesivo scelto, nello specifico è stata utilizzata la colla bicomponente Scotch-Weld 9323 B/A prodotta dalla 3M. Vengono riportate le informazioni principali presenti nel data sheet:



Figura 71: 3M 9323 B/A [https://www.3mitalia.it/]

	А	В
Densità	1,18 $\frac{g}{cm^3}$	1,06 $\frac{g}{cm^3}$
Viscosità	700 Pas	18 Pas
Rapporto di miscela (in peso)	27	100
<i>Open time</i> a 23 ± 2°C	20 m	ninuti
Quarlan strangth	Stainless steel	27 MPa
EN 2242-1 (test T = 22° C)	CFRP epoxy matrix	28 Mpa*
$LN 2243^{-1}$ (test $1 - 25$ C)	PMMA	3 Mpa*

Tabella 9: Dati tecnici dell'adesivo [www.3mitalia.it]

* substrate failure

La cura della colla avviene già a temperatura ambiente [9], a condizione però di una inevitabile dilatazione dei tempi. Le tempistiche di cura completa alle varie temperature dichiarate da 3M sono:

- 14 giorni a 23 ± 2°C
- 2 ore a 65 ± 2°C
- 15 minuti a 100 ± 2°C

Viene ora affrontato l'assemblaggio del giunto incollato. Si è proceduto all'adesione di cinque provini per volta, al fine di evitare una eccessiva permanenza della colla miscelata all'aria con rischio di inizio indurimento. Per questa quantità di giunti incollati è stata decisa la miscelazione di quantità costanti di adesivo, in particolare 10 g di componente B uniti a 2,7 g di indurente A. Per garantire una buona ripetibilità negli incollaggi e costanza nelle condizioni di test, si è fatta particolare attenzione alle dosi di miscela cercando di non eccedere mai la tolleranza di \pm 0,05 g nei dosaggi (per fare questo è stata utilizzata una bilancia di precisione). Il produttore comunque specifica che non si riscontrano apprezzabili variazioni nella resistenza dell'adesivo per oscillazioni nelle quantità dei due componenti inferiori al \pm 5%.

Mediante l'utilizzo di nastro in *Tool Tech* sono state mascherate le parti su cui si vuole evitare di fare aderire l'adesivo, permettendo una linea di incollaggio precisa, rettilinea e costante. I due substrati sono stati appoggiati lateralmente su di una piastra piana rettificata in acciaio con la funzione di riscontro planare, per garantire il corretto allineamento del giunto. Una volta deposta la colla, con l'aiuto di un pennellino per impregnare adeguatamente le features superficiali metalliche, è stata applicata pressione manualmente e, mediante l'utilizzo di mollette, fissata la posizione. In questo modo è stato possibile maneggiare delicatamente i provini, per rimuovere le mascherature, senza comprometterne l'allineamento.



Figura 72: Provini in fase di assemblaggio

La cura della colla è stata eseguita, su consiglio dell'ingegner Matteo Menoni di Bercella S.R.L, mediante alte temperature. In particolare, ogni set da cinque provini ha subito un ciclo di indurimento da un'ora e mezza in un forno ad 80 °C. Al termine dell'indurimento dell'adesivo, sono state rimosse le mollette di fissaggio e raccolte le misure caratteristiche dei giunti incollati.

Con l'utilizzo di un calibro centesimale, sono state annotate le larghezze e lunghezze delle aree di sovrapposizione dei due substrati su cui agisce la colla. Utilizzando invece un micrometro, è stato effettuato un controllo degli spessori dei due aderendi e della zona di giunzione.

Le prime misure sono necessarie per la successiva fase di test in quanto è necessario inserire le misure dell'area di incollaggio perché la macchina di trazione possa calcolare gli sforzi tangenziali apparenti come rapporto tra la forza di taglio applicata e la suddetta area ($\tau = \frac{F_t}{A}$).

Le rilevazioni degli spessori sono state effettuate invece unicamente con lo scopo di tenere nota di tali dimensioni per analizzare, in fase di rottura, se eventuali differenze possano essere possibili cause di influenza sulle tensioni massime raggiunte o sulle diverse modalità di cedimento.

Set-up di prova

I test di lap-shear sono stati condotti nel laboratorio di analisi dell'azienda Bercella S.R.L., con la gentile supervisione dell'ingegner Matteo Menoni. È stata utilizzata una macchina di trazione della *Zwick Roell* con una capacità di carico massimo pari a 100 kN. Come specificato dalla normativa ASTM scelta da riferimento, è stato imposto uno spostamento con *loading rate* pari a 13 mm/min. I risultati esportati da ogni prova consistono nella registrazione delle tensioni tangenziali in funzione della distanza di allontanamento delle pinze di presa, essendo le tensioni calcolate dal rapporto tra la forza applicata e le misure inserite dall'operatore nel software della macchina, saranno presenti errori dell'ordine di alcuni kPa dovuti alla lettura di tali dimensioni. Essendo però un tipo di errore ripetuto in maniera costante su tutti i provini, i valori dei test rimangono validi come dati di confronto tra i risultati ottenuti dai vari lotti di prova.

Sequenza di prova

- 1. Distanziamento iniziale delle pinze di presa pari a circa 101,5 mm (superiore al minimo richiesto dalla normativa di 75 mm)
- 2. Inserimento del provino allineato in posizione verticale
- 3. Serraggio delle prese
- 4. Applicazione del precarico di trazione, impostato al valore di 100 N, costante per tutte le prove
- 5. Inizio dell'applicazione del carico, alla velocità impostata, fino al raggiungimento del cedimento del provino. In questa fase avviene la registrazione dei dati di prova, la frequenza di acquisizione è stata impostata a 500 rilevazioni al secondo.

Di seguito sono mostrate delle immagini rappresentative del set-up di prova.



Figura 73: Set-up di prova



Figura 74: Termine della prova per avvenuto cedimento

Analisi dei risultati

In questo capitolo sono riportate le curve di tensione-spostamento rilevate per ogni lotto di prova, inoltre vengono presentati i valori dimensionali misurati dai provini oltre ai dati statistici calcolati dalle prove di ogni serie da cinque test (ogni lotto corrisponde ad una diversa geometria di quelle presentate nel capitolo *"progettazione dei provini metallici"*). Sono inoltre analizzati i tipi di cedimento che hanno portato a rottura il provino.

Lotto con geometrie "Cratere"



Figura 75: Lotto di provini con geometria "Cratere"

	Overlap [mm]	Larghezza [mm]	Spessore colla [mm]	Spessore CFRP [mm]	Massima tensione tangenziale [Mpa]	Massimo spostamento [mm]	Tipo di cedimento
Tolleranza [mm]	0.20	0.05	0.10	0.05			
Cratere1	27.00	25.55	0.85	2.42	26.87	3.35	Fiber- tear/Stock- break
Cratere2	26.60	25.55	0.85	3.10	26.46	2.87	Stock-break
Cratere3	26.20	25.50	0.89	2.37	26.16	3.04	Light-fiber- tear
Cratere4	26.10	25.48	0.91	2.65	22.82	2.56	Stock-break
Cratere5	26.80	25.55	0.71	2.68	27.35	3.01	Stock-break



Figura 76: Grafico delle prove di lap-shear del Lotto 1

Statistiche	h	t _{A1}	t _{A2}	t _{AD}	b	dL	Ρ _{ΜΑΧ}	$ au_{MAX}$
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	Ν	MPa
x	5.144	2.644	1.658	0.842	25.526	26.54	17581.08	25.93348
s	0.282188	0.289189	0.008367	0.07823	0.033615	0.384708	1431.165	1.797436
ν [%]	5.485768	10.93754	0.50462	9.291025	0.131691	1.449539	8.140372	6.93095

Dall'analisi delle superfici di frattura si nota come, nei casi dei provini 1 e 3, sia avvenuto distacco dell'adesivo dalle conformazioni superficiali. Sicuramente questo tipo di frattura non è rappresentativo di un buon risultato in quanto tali geometrie dovrebbero ottimizzare l'adesione della colla strutturale. È visibile anche come la forma a "cratere" non abbia lavorato bene siccome è avvenuto distacco all'interno delle cavità delle features, sintomo del fatto che l'interfaccia metallo-adesivo non apporta un contributo costante e uniforme nella resistenza alla separazione delle superfici. Anche negli altri provini, in particolare nel numero 2, nonostante sia avvenuto un cedimento di schianto del laminato in materiale composito, si sono manifestate cricche che testimoniano l'inizio di separazione tra l'adesivo e il substrato composito. È inoltre visibile un inizio di diffusione delle fratture all'interno dello strato di adesivo, probabilmente dovuto a un'intensificazione delle tensioni al suo interno a causa delle geometrie. I valori medi di tensioni tangenziali apparenti massimi raggiunti sono comunque alti e non eccessivamente variabili tra i 5 test condotti, in prima battuta non sembra comunque evidente una differenza nei picchi attribuibile a variazioni negli spessori dei componenti o nel tipo di cedimento avvenuto.



Figura 78: Superficie di frattura del provino 3 del Lotto 1

Questa immagine (*Figura 78*) mostra le zone di distacco, sul piano X-Z, appena menzionate in cui sono in evidenza i punti in cui l'adesivo si è distaccato dalle conformazioni metalliche.



Figura 77: Inizio di cricche sul provino 2 del Lotto 1

L'ingrandimento in *Figura 77* mostra invece delle evidenti cricche in fase di propagazione all'interno dell'adesivo indurito. Sembra inoltre che le fratture seguano la geometria del "cratere" metallico testimoniando come questo introduca quindi delle concentrazioni delle tensioni dannose al fine di una massimale resistenza del giunto.

Lotto con geometrie "Pin"



Figura 79: Lotto di provini con geometria "Pin"

	Overlap	Larghezza	Spessore	Spessore CFRP [mm]	Massima tensione tangenziale	Massimo spostamento [mm]	Tipo di cedimento
	[mm]	[mm]	colla [mm]		[Mpa]		
Tolleranza [mm]	0.20	0.05	0.10	0.05			
Pin1	26.90	25.50	0.65	3.05	25.60	2.86	Stock-break
							Light-fiber-
Pin2	25.20	25.40	0.52	2.30	27.24	2.76	tear
Pin3	26.10	25.55	0.70	2.82	26.03	2.86	Stock-break
Pin4	26.50	25.50	0.56	2.56	25.31	3.21	Stock-break
Pin5	27.10	25.55	0.66	2.73	27.10	3.31	Fiber-tear



Figura 80: Grafico delle prove di lap-shear del *Lotto* 2

Statistiche	h	t _{A1}	t _{A2}	t _{AD}	b	dL	Рмах	τ _{max}
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	Ν	MPa
x	5.152	2.692	1.842	0.618	25.5	26.36	17642.34	26.25299
s	0.339072	0.281549	0.019235	0.074967	0.061237	0.753658	646.6709	0.871271
ν [%]	6.581372	10.45874	1.044266	12.13053	0.240146	2.859096	3.665448	3.31875

Considerazioni analoghe a quelle fatte per il lotto precedente possono essere fatte per questa serie di test. Si notano anche in questo caso delle superfici di frattura in cui l'adesivo è stato rimosso dalla superficie metallica su cui sono presenti le conformazioni a "pin". Lo stesso vale per la presenza di cricche, visibili lateralmente, che propagano all'interfaccia adesivo/composito e tra le features metalliche. I valori massimi sono ancora in linea con gli alti valori riscontrati nel lotto di prova precedente. Anche questa geometria sembra non essere candidata tra le più efficienti, sebbene presenti una forma interessante, nel caso in cui si volesse provare a testare una nuova tecnica di giunzione nella quale non si farebbe ricorso ad alcun adesivo. Questa idea consiste nel laminare il carbonio pre-impregnato direttamente sul substrato metallico facendo sì che sia la resina, contenuta in abbondanza (eccesso) nella matrice del *pre-preg*, a penetrare tra i pin in fase di pressatura ad alte temperature in autoclave. In questo modo l'adesione sarebbe garantita dal polimero epossidico costituente la matrice del composito, permeato tra le features metalliche.



Figura 82: Superficie di frattura del provino 5 del *Lotto* 2

Sono vivibili, nella parte alta di sinistra dell'immagine, le fratture dovute al distacco dell'adesivo dai "pin" metallici, sono anche osservabili i fronti delle cricche che si presentano distribuite in modo allineato con la disposizione delle features superficiali (orizzontalmente rispetto all'immagine). Un'altra idea interessante sarebbe quella di provare a disporre queste conformazioni metalliche di superficie secondo diverse logiche o anche in modo casuale per osservarne l'influenza sull'origine e propagazione delle cricche nell'adesivo indurito.



Figura 81: Inizio di cricche sul provino 1 del Lotto 2

Anche in questo caso è confermata la presenza di cricche di inizio frattura anche nei provini in cui è avvenuto il cedimento netto del substrato in fibra di carbonio, all'interno dell'adesivo e all'interfaccia adesivo/composito, allineate con le geometrie "pin".



Figura 83: Particolare delle fratture nell'adesivo (provino 2 del *Lotto2*)

In *Figura 83* è mostrato un particolare delle fratture che si propagano all'interfaccia di adesione con il substrato composito, già visibili lateralmente nello spessore del giunto.

Lotto con geometria "Dente di tipo 1"



Figura 84: Lotto di provini con geometria "Dente di tipo 1"

	Overlan	Larghozza	Spaccora	Spessore CFRP [mm]	Massima tensione	Massimo spostamento	Tipo di cedimento
	[mm]	[mm]	colla [mm]		[Mpa]	[]	
Tolleranza [mm]	0.20	0.05	0.10	0.05			
							Light-fiber-
Dente1_1	27.10	25.45	0.78	2.86	24.50	2.68	tear
						2.82	Light-fiber-
Dente1_2	27.10	25.50	0.79	2.53	24.23		tear
							Light-fiber-
Dente1_3	26.90	25.50	0.71	2.75	27.09	2.94	tear
Dente1_4	27.20	25.45	0.84	3.07	26.02	2.77	Stock-break
Dente1_5	27.40	25.40	0.65	2.67	28.03	3.26	Fiber-tear



Figura 85: Grafico delle prove di lap-shear del Lotto 3

Statistiche	h	t _{A1}	t _{A2}	t _{AD}	b	dL	Ρ _{ΜΑΧ}	τ_{MAX}
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	Ν	MPa
x	5.152	2.692	1.842	0.618	25.5	26.36	17642.34	26.25299
S	0.339072	0.281549	0.019235	0.074967	0.061237	0.753658	646.6709	0.871271
v [%]	6.581372	10.45874	1.044266	12.13053	0.240146	2.859096	3.665448	3.31875

Valori allineati con le precedenti prove per quanto riguarda gli alti valori di tensioni tangenziali apparenti raggiunti. Non sono apprezzabili differenze rilevanti nemmeno osservando gli spostamenti a rottura. Possono essere comunque fatte alcune considerazioni sulle modalità di cedimento che si sono verificate in questo lotto di prove, che sembrano confermare le osservazioni fatte in precedenza sull'origine e propagazione delle cricche nella colla solidificata. Infatti, questa serie di prove ha mostrato un cedimento di tipo adesivo (con leggera asportazione di substrato composito) in 4 casi su 5, con evidenti fessurazioni all'interno dell'adesivo indurito.



Figura 87: Superficie di frattura del provino 3 del Lotto 3



Figura 86: Vista laterale della superficie di frattura del provino 1 del Lotto 3

Nella *Figura 86* si trova conferma a quanto detto, cioè che sono avvenuti distacchi di porzioni significative di adesivo in corrispondenza delle dentature metalliche. È possibile che la forma appuntita ed estremamente ricurva intensifichi l'effetto, già osservato nei lotti precedenti, di formazione di cricche che portano a cedimento l'interfaccia di adesione. Nella parte alta di *Figura 86* sono anche chiaramente visibili le linee di frattura orizzontali esattamente allineate con la disposizione dei denti sulla superficie del substrato in lega di titanio.

Lotto con geometrie "Dente di tipo 2"





Figura 88: Lotto di provini con geometria "Dente di tipo 2"

	Overlap [mm]	Larghezza [mm]	Spessore colla [mm]	Spessore CFRP [mm]	Massima tensione tangenziale [Mpa]	Massimo spostamento [mm]	Tipo di cedimento
Tolleranza [mm]	0.20	0.05	0.10	0.05			
Dente2_1	27.00	25.45	0.48	2.68	27.47	3.25	Stock-break
Dente2_2	26.50	25.45	0.67	3.13	25.03	3.16	Stock-break
Dente2_3	26.40	25.55	0.66	2.92	24.51	2.93	Stock-break
Dente2_4	26.50	25.53	0.54	2.71	24.34	2.83	Stock-break
Dente2_5	26.50	25.45	0.65	3.05	24.91	2.70	Stock-break



Figura 89: Grafico delle prove di lap-shear del Lotto 4

Statistiche	h	t _{A1}	t _{A2}	t _{AD}	b	dL	Ρ _{ΜΑΧ}	$ au_{MAX}$
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	Ν	MPa
x	5.342	2.906	1.844	0.592	25.476	26.58	17105.78	25.25364
S	0.285342	0.212203	0.018166	0.078549	0.06229	0.238747	1004.095	1.271122
v [%]	5.341481	7.302228	0.985136	13.26847	0.244503	0.898219	5.869913	5.03342

Nonostante si siano raggiunti valori di tensioni tangenziali lievemente inferiori, in tutti i test condotti su questo lotto di provini è avvenuto un cedimento per frattura del substrato in materiale composito. La differenza nei valori delle tensioni non è comunque abbastanza significativa da indicare una diversa resistenza de giunto, visto anche il fatto che il cedimento non ha mai coinvolto lo strato adesivo. Questo tipo di cedimento è invece riconducibile alle condizioni di carico date le geometrie dei provini (di questo poi se ne parlerà più nel dettaglio nel capitolo riguardante le conclusioni).

È invece interessante notare come in questi provini non siano presenti evidenti fessurazioni dell'adesivo. Si ipotizza quindi che la forma del dente di tipo 2, nonostante simile a quella di tipo 1, introduca minori concentrazioni degli sforzi nello strato di colla solidificata. La *Figura 90* mostra un'immagine laterale del suddetto strato, relativa al provino 1 (dove si raggiungono i carichi maggiori), in cui è appena visibile un inizio di formazione di cricca; quello di questo provino è l'unico caso riscontrato.



Figura 90: Vista laterale dello strato adesivo del provino 1 del Lotto 4

Lotto con geometrie ad "U"



Figura 91: Lotto di provini con geometria "U"

	Overlap [mm]	Larghezza [mm]	Spessore colla [mm]	Spessore CFRP [mm]	Massima tensione tangenziale [Mpa]	Massimo spostamento [mm]	Tipo di cedimento
Tolleranza [mm]	0.20	0.05	0.10	0.05			
U1	26.20	25.55	0.80	2.90	26.85	2.84	Stock-break
U2	26.70	25.50	0.77	3.14	25.71	2.70	Stock-break
U3	26.70	25.45	0.68	3.10	24.96	2.82	Stock-break

U4	26.10	25.43	0.85	2.80	25.50	2.76	Stock-break
U5	26.70	25.65	0.75	3.05	25.22	2.82	Stock-break



Figura 92: Grafico delle prove di lap-shear del Lotto 5

Statistiche	h	t _{A1}	t _{A2}	t _{AD}	b	dL	Ρ _{ΜΑΧ}	τ _{max}
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	Ν	MPa
х	5.516	2.998	1.748	0.77	25.516	26.48	17327.31	25.64818
s	0.130499	0.143248	0.057619	0.062849	0.088204	0.303315	433.1903	0.730706
ν [%]	2.365827	4.77812	3.296307	8.162211	0.345682	1.145449	2.500044	2.848959

Valori allineati con i set di prove precedenti. Come nel caso del *Lotto 4*, tutti i cedimenti sono avvenuti per frattura del substrato in composito. In questo set di prove sono leggermente più evidenti, se pure di entità limitata nella maggior parte dei casi, l'inizio di propagazione di cricche nello strato di adesivo. Questo tipo di conformazioni sono quelle con le maggiori dimensioni relative alla geometria elementare, potrebbe essere interessante variare tali caratteristiche per indagare su una possibile influenza sul tipo di frattura che si andrebbe a verificare (oltre ad una differente disposizione sulla superficie). La *Figura 93* mostra il danneggiamento nello strato adesivo del provino numero 3 in cui sono presenti le fessurazioni più evidenti.



Figura 93: Vista laterale dello strato adesivo del provino 3 appartenente al lotto di prova 5

Struttura Lattice "Dodecahedron"



Figura 94: Lotto di provini con struttura lattice di tipo "Dodecahedron"

	Overlap [mm]	Larghezza [mm]	Spessore colla [mm]	Spessore CFRP [mm]	Massima tensione tangenziale [Mpa]	Massimo spostamento [mm]	Tipo di cedimento
Tolleranza [mm]	0.20	0.05	0.10	0.05			
Dode1	26.20	25.61	0.77	2.95	22.0019	2.96	Fiber-tear

Dode2	26.00	25.52	0.68	2.57	24.6014	2.64	Stock-break
							Light-fiber-
Dode3	26.10	25.65	0.78	3.01	21.62283	2.30	tear
Dode4	25.80	25.50	0.80	2.58	23.3701	2.60	Lattice-break
							Light-fiber-
Dode5	26.20	25.50	0.62	2.18	25.29941	2.88	tear



Figura 95: Grafico delle prove di lap-shear del Lotto 6

Statistiche	h	t _{A1}	t _{A2}	t _{AD}	b	dL	Рмах	τ _{max}
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	Ν	MPa
х	4.968	2.658	1.58	0.73	25.556	26.06	15567.97	23.37913
S	0.396194	0.335961	0.015811	0.076811	0.069498	0.167332	1028.379	1.593962
ν [%]	7.974927	12.63963	1.000721	10.52212	0.271945	0.642103	6.605736	6.817883

Viene analizzato, in questa serie di prove, il primo esempio di incollaggio su struttura *lattice* metallica. Per prima cosa risulta evidente un valore di tensione massima tangenziale raggiunto (mediato tra le cinque prove) inferiore rispetto a quelli riscontrati in precedenza. È opportuno inoltre prestare particolare attenzione al tipo di fratture di questo lotto di prova in quanto dimostrano una chiara inadeguatezza ad essere utilizzate per garantire una giunzione incollata efficiente.



Figura 96: Superfici di frattura su entrambi i substrati (metallico e composito) del provino 4 del Lotto 6

La *Figura 96* mostra chiaramente il danneggiamento avvenuto all'interno della struttura lattice. Il cedimento ha asportato parte di substrato metallico il quale è rimasto aderente alla lamina in composito, le cricche hanno quindi coinvolto tutti i componenti del giunto: adesivo, metallo e composito. Inoltre, le tensioni tangenziali apparenti massime hanno raggiunto un valore di 22 MPa, risultato negativo se confrontato alle prove effettuate in precedenza. È da specificare il fatto che questa superficie fosse quella presentante gli elementi della struttura lattice più sottili rispetto alle altre, è probabile che la causa della frattura sia riconducibile ad un'eccessiva fragilità di questo tipo di geometria. Nonostante questo, il tipo lattice utilizzato ha dimostrato una buona adesione al substrato composito. Questo fenomeno è attribuibile al fatto che solamente piccole zone puntiformi di struttura metallica trabecolare arrivassero a contatto con il materiale composito, permettendo ad esso di essere in contatto con un'ampia superficie di adesivo.



Figura 97: Danneggiamento nella giunzione incollata del provino 1 del lotto di prova 6



Figura 98: Cricca all'interno della giunzione del provino 2 del lotto di prova 6

Le *Figure 97 e 98* confermano quanto appena affermato; anche nei casi in cui il cedimento è avvenuto per rottura netta del substrato composito, sono presenti cricche nello strato adesivo che coinvolgono anche la struttura lattice metallica. È quindi poco interessante questo tipo di geometria, in quanto mostra poca affidabilità sia per quanto riguarda i valori di carico raggiunti sia per il tipo di cedimento mostrato.

Struttura Lattice "Soft"



Figura 99: Lotto di provini con struttura lattice "Soft"

	Overlap [mm]	Larghezza [mm]	Spessore colla [mm]	Spessore CFRP [mm]	Massima tensione tangenziale [Mpa]	Massimo spostamento [mm]	Tipo di cedimento
Tolleranza [mm]	0.20	0.05	0.10	0.05			
Soft1	26.30	25.56	0.72	3.00	26.50839	2.80	Stock-break
Soft2	26.30	25.60	0.78	2.56	27.54538	2.77	Stock-break
Soft3	25.90	25.55	0.79	3.20	28.65014	2.87	Stock-break
Soft4	27.00	25.50	0.75	3.02	24.69245	2.58	Stock-break
Soft5	26.00	25.50	0.80	2.90	27.08464	2.66	Stock-break



Figura 100: Grafico delle prove di lap-shear del Lotto 7

Statistiche	h	t _{A1}	t _{A2}	t _{AD}	b	dL	Ρ _{ΜΑΧ}	τ _{max}
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	Ν	MPa
x	5.318	2.936	1.614	0.768	25.542	26.3	18056.48	26.8962
S	0.240458	0.23639	0.033615	0.032711	0.042661	0.430116	747.4274	1.461177
ν [%]	4.521585	8.051414	2.082743	4.259226	0.167025	1.635423	4.139386	5.432651

Ottimi valori di massime tensioni tangenziali apparenti sono stati raggiunti da questo lotto di provini. Il risultato è molto interessante se associato al tipo di cedimento, infatti tutti i provini hanno ceduto a causa della rottura netta del substrato in materiale composito. Osservando inoltre lo strato di adesivo, non si notano particolari fessurazioni dovute a cricche, solo un leggero inizio di frattura a livello del raccordo di colla situato al bordo dell'*overlap* di giunzione. Questi risultati sono sicuramente interessanti e testimoniano una possibile candidatura di questo tipo di geometria ad essere utilizzata per ottimizzare la resistenza di un giunto incollato; sarebbe quindi interessante effettuare ulteriori test (con configurazioni di carico e geometrie dei provini differenti) per indagare a quali valori di tensioni avverrebbe il cedimento dell'adesivo.



Figura 101: Vista laterale della giunzione incollata del provino 2 del lotto di prova 7

Sembrano essere confermate anche le ipotesi fatte per la geometria precedentemente analizzata. In questo caso si nota nuovamente un'ottima adesione della colla al substrato composito probabilmente per il fatto che anche questa struttura lattice entra in contatto con tale substrato solo in pochi punti di area limitata. Non si assiste però allo stesso comportamento fragile del caso precedente viste le maggiori dimensioni degli elementi di questa struttura che la rendono più robusta.

Struttura Lattice "Star"



Figura 102: Lotto di provini con struttura lattice di tipo "Star"

	Overlap [mm]	Larghezza [mm]	Spessore colla [mm]	Spessore CFRP [mm]	Massima tensione tangenziale [Mpa]	Massimo spostamento [mm]	Tipo di cedimento
Tolleranza [mm]	0.20	0.05	0.10	0.05			
614	26.70	25 50	0.50	2.22	20.004.02	2.07	Fiber-
Star1	26.70	25.50	0.59	2.23	28.99183	2.97	tear/Adnesive
							Light-fiber-
Star2	26.60	25.55	0.81	2.96	24.51644	3.22	tear/Adhesive
							Stock-
Star3	26.50	25.50	0.74	3.00	26.11927	2.63	break/Adhesive
						2.59	Stock-
Star4	26.70	25.55	0.78	3.14	25.97288		break/Adhesive
Star5	26.70	25.45	0.74	2.87	25.76309	2.66	Stock-break



Figura 103: Grafico dei test di lap-shear del Lotto 8

Statistiche	h	t _{A1}	t _{A2}	t _{AD}	b	dL	Ρ _{ΜΑΧ}	$ au_{MAX}$
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	Ν	MPa
x	5.158	2.84	1.586	0.732	25.51	26.64	17855.2	26.2727
S	0.437801	0.354612	0.005477	0.084676	0.041833	0.089443	1135.227	1.647062
ν [%]	8.487812	12.48635	0.345348	11.56774	0.163987	0.335746	6.357963	6.269099

Durante l'ispezione visiva delle fratture è emersa, da questa serie di test, la presenza di zone in cui si è verificato il distacco dell'adesivo dalla struttura lattice (*Adhesive failure*). Non si assiste ad alcun danneggiamento degli elementi delle conformazioni superficiali metalliche, dovuto probabilmente alla loro struttura massiccia e resistente. Il distacco dell'adesivo è dovuto all'elevata quantità di superficie metallica, appartenente alla struttura lattice, che si trovava in contatto con il substrato composito; per questo motivo l'area di adesivo direttamente esposta all'interfaccia di adesione con il provino in fibra di carbonio è risultata insufficiente a mantenere il legame. I valori di tensione tangenziale massima raggiunta sono comunque elevati sebbene il tipo di cedimento sia dimostrazione di un giunto meno affidabile rispetto ad altri.



Figura 104: Superficie di frattura del provino 2 del Lotto 8



Figura 105: Vista laterale dell'inizio di frattura sul provino 3 del Lotto 8

La *Figura 105* conferma il problema del possibile distacco a livello della superficie di contatto della struttura lattice con il substrato composito. Anche nel provino numero 3, in cui si è assistito ad un cedimento si tipo *Stock-break*, è presente un inizio di cricca all'interfaccia metallo/composito.

Struttura Lattice "Octa"



Figura 106: Lotto di provini con struttura lattice "Octa"

	Overlap [mm]	Larghezza [mm]	Spessore colla [mm]	Spessore CFRP [mm]	Massima tensione tangenziale [Mpa]	Massimo spostamento [mm]	Tipo di cedimento
Tolleranza [mm]	0.20	0.05	0.10	0.05			
Octa1	26.60	25.50	0.70	2.64	26.76807	2.84	Stock-break
Octa2	26.90	25.51	0.82	3.00	28.4068	2.74	Stock-break
Octa3	26.10	25.45	0.87	2.98	28.70064	2.70	Stock-break
Octa4	26.40	25.45	0.80	2.80	26.60281	2.78	Stock-break
Octa5	26.70	25.55	0.75	2.57	28.75989	3.29	Stock-break


Figura 107: Grafico delle prove di lap-shear del Lotto 9

Statistiche	h	t _{A1}	t _{A2}	t _{AD}	b	dL	Ρ _{ΜΑΧ}	$ au_{MAX}$
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	Ν	MPa
x	5.17	2.798	1.584	0.788	25.492	26.54	18841.56	27.84764
S	0.248193	0.194216	0.011402	0.065345	0.042661	0.304959	788.1803	1.070924
ν [%]	4.800647	6.941257	0.719808	8.292543	0.167352	1.149054	4.183202	3.845653

Il lotto di prova numero 9, con geometria *lattice* di tipo "Octa", ha mostrato un ottimo comportamento durante i test. Il cedimento che ha causato la rottura del giunto ha coinvolto, in ogni provino, solamente il substrato composito (tranne nel provino 4 in cui si assiste ad un'iniziale propagazione della frattura all'interno dell'interfaccia di adesione colla/composito). I risultati ottenuti dalla geometria "Octa" sembrano dovuti al fatto che questa struttura, pur mantenendo una notevole robustezza, entra in contatto con il substrato composito solamente per una superficie molto limitata di metallo, oltre a permettere un'ottima permeazione dell'adesivo tra le celle del reticolo. Tutte queste affermazioni sembrano confermate dall'ispezione laterale dello strato adesivo, in cui non sono presenti alcune cricche propagate né all'interfaccia metallo/composito né all'interno della struttura reticolare metallica, nemmeno nei provini in cui si sono raggiunte le tensioni più elevate.



Figura 109: Parziale distacco del substrato composito nel provino 4 del Lotto 9



Figura 108: Vista laterale del giunto del provino 2 appartenente al *Lotto 9*

Come affermato, nella *Figura 108* non sono evidenti cricche o fratture nel giunto incollato (se non per una piccola fessura limitata al raggio di raccordo metallico) nonostante in questo provino si siano raggiunte notevoli tensioni tangenziali apparenti (28.4 MPa). Questa geometria è sicuramente candidata per una nuova e più accurata campagna sperimentale per determinare le massime prestazioni raggiungibili in questo tipo di giunzioni.

Struttura Lattice "Vin Tiles"



Figura 110: Lotto di provini con strutture *lattice* "Vin Tiles"

				Spessore CFRP	Massima tensione	Massimo spostamento	Tipo di cedimento
	Overlap [mm]	Larghezza [mm]	Spessore colla [mm]	[mm]	tangenziale [Mpa]	[mm]	
Tolleranza [mm]	0.20	0.05	0.10	0.05			
							Stock-
Octa1	26.50	25.50	0.77	3.05	25.25301	2.61	break/Adehsive
Octa2	26.30	25.45	0.76	2.78	25.2146	2.60	Light-fiber-tear
Octa3	26.50	25.50	0.84	2.85	24.34359	2.59	Light-fiber-tear
Octa4	26.20	25.50	0.63	2.27	28.59301	2.74	Light-fiber-tear
							Stock-
Octa5	26.90	25.50	0.78	3.06	24.46937	2.55	break/Adehsive



Figura 111: Grafico delle prove di lap-shear del *Lotto 10*

Statistiche	h	t _{A1}	t _{A2}	t _{AD}	b	dL	Ρ _{ΜΑΧ}	$ au_{MAX}$
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	Ν	MPa
x	5.138	2.802	1.58	0.756	25.49	26.48	17255.93	25.57472
S	0.40015	0.321668	0.015811	0.077006	0.022361	0.268328	1056.291	1.737868
ν [%]	7.788049	11.47993	1.000721	10.18604	0.087723	1.013324	6.121318	6.795259

Non sono tra i valori più elevati quelli raggiunti in questa serie di prove per quanto riguarda le tensioni tangenziali apparenti massime. Inoltre, il tipo di cedimento non rappresenta una situazione di massima affidabilità del giunto incollato. Possono essere fatte simili considerazioni al caso del *Lotto 8*, anche in questa situazione l'elevata superficie metallica a diretto contatto con il substrato metallico ha provocato un'inefficiente adesione della colla sul materiale composito. I distacchi avvenuti, i quali mettono in evidenza la struttura *lattice* da cui ha perso adesione il substrato in fibra di carbonio, sono quindi indice di una geometria non ottimale al fine di massimizzare la resistenza dell'incollaggio.



Figura 113: Superficie di frattura del provino 3 del Lotto 10



Figura 112: Vista laterale del provino 1 del Lotto 10

La *Figura 112* mostra la cricca di inizio separazione dell'interfaccia della struttura *lattice* con il substrato composito, anche nel caso di cedimento di tipi "Stock-break", a conferma di quanto detto.

Conclusioni

Al termine delle prove sperimentali, è possibile trarre alcune conclusioni relative ai risultati ottenuti. Innanzitutto è da specificare che le geometrie ideate sono state scelte secondo ipotetiche considerazioni orientate ad ottimizzare alcune caratteristiche della giunzione incollata. Le geometrie personalizzate hanno mostrato, in molti casi, la formazione di cricche in corrispondenza di tali conformazioni. Si può indagare, in campagne successive, l'influenza della dimensione, densità di distribuzione e posizione di queste *features* sul tipo di cedimento che si verrebbe a verificare. Le geometrie quali "Dente di tipo 1" e "Pin" sono state anche pensate per sperimentare l'efficacia di una giunzione senza l'utilizzo di alcun adesivo strutturale. Come già accennato, sarebbe interessante provare ad effettuare l'adesione dei due substrati mediante la permeazione della matrice polimerica, contenuta nelle lamine di *pre-preg*, negli interstizi tra le conformazioni superficiali metalliche. Questo tipo di legame si verrebbe quindi a formare in fase di cura del laminato in autoclave, all'interno del sacco a vuoto.

Per quanto riguarda le strutture *lattice* è evidente che la densità superficiale di queste conformazioni, oltre alla robustezza degli elementi di cui sono formate, evitano l'insorgere di fratture all'interno dell'adesivo indurito. L'eccessiva fragilità delle strutture può però portare a cedimenti degli elementi metallici, come nel caso "Dodecahedron". Un'evidente problematica è stata inoltre osservata nei casi in cui abbondante porzione di superficie metallica degli elementi costituenti la struttura *lattice* si è trovata a diretto contatto con il substrato composito. In questo caso il tipo di cedimento che si è verificato è stato del tipo adesivo (tra metallo e materiale composito) a causa di una insufficiente azione legante della colla per la limitata superficie composita bagnata. È quindi interessante, anche in questo caso, valutare l'influenza delle modifiche relative alle caratteristiche delle strutture (Densità, dimensione minima, orientazione) sulle prestazioni del giunto.

Gli elevati valori di tensioni tangenziali apparenti massimi raggiunti sono testimonianza di un ottimo sfruttamento delle potenziali performance dell'adesivo scelto. Il produttore dichiara una *Overlap Shear Strenght* pari a 27 MPa quando legato ad acciaio inossidabile o 28 MPa riferendosi alla giunzione con CFRP. Questi valori sono stati soddisfatti nella maggior parte dei casi e superati in alcune situazioni in cui non si è nemmeno arrivati a danneggiamento dell'adesivo. Purtroppo il tipo di test condotto non ha permesso di valutare nello specifico la resistenza dell'adesivo in relazione alla conformazione superficiale applicata. Questo è dovuto alla forte asimmetricità del giunto, i diversi moduli elastici dei substrati a cui si è cercato di tenere conto differenziando gli spessori $(E_{11 GG200P} = 49,3 GPa; E_{Ti6Al4V} = 105 GPa)$, nonché l'intrinseca asimmetria della giunzione single-lap hanno portato a situazioni indesiderate di deformazione del giunto in fase di trazione.

La Figura 114 mostra la situazione di deformazione raggiunta poco prima del cedimento del giunto. È chiaro che questa situazione comporta una sollecitazione dell'adesivo non più solamente a taglio ma anche a peeling (termine che indica la separazione delle superfici incollate nella direzione delle normali alle superfici stesse). Oltre al distacco delle superfici per separazione in direzione normale anziché per scorrimento reciproco, la deformazione mostrata introduce, nel substrato in materiale composito, tensioni con componenti agenti fuori dal piano XZ. Per questo motivo si è assistito spesso al cedimento netto del substrato in materiale composito GG200P, tale laminato lavora in modo ottimale sul piano delle trame di fibra (UTS = 545 MPa) ma in modo pessimo in direzione di laminazione (asse Y) in cui la resistenza è data quasi esclusivamente dalla matrice polimerica epossidica. Questa deformazione è perciò la causa principale dei cedimenti che si sono verificati durante i test, nella zona di bordo della sovrapposizione dei due substrati si assiste alla curvatura delle superfici con inevitabili sforzi introdotti dalla flessione.



Figura 114: Situazione di deformazione precedente al cedimento del provino

Sviluppi futuri

Risulterebbe di indubbio interesse modificare la configurazione del giunto incollato al fine di irrigidire i substrati coinvolti per indagare sull'effettiva prestazione adesiva dell'*overlap* di incollaggio. Una soluzione potrebbe essere quella di aumentare gli spessori delle parti in Ti6Al4V e GG200P rispetto a quelli indicati dalla normativa ASTM; ma più efficiente potrebbe essere l'unione di due substrati in materiale composito contrapposti ad un unico substrato metallico (il quale dovrebbe presentare le *features* superficiali su entrambi i lati, con conseguenti complicazioni manifatturiere da tenere in considerazione). Si cercherebbe così di limitare la flessione dell'interfaccia di giunzione testando l'incollaggio il più possibile a taglio.

Come già anticipato, un'ulteriore indagine sperimentale potrebbe essere condotta sull'unione del substrato metallico, dotato di conformazioni appositamente progettate, ad un laminato precedentemente impregnato di polimero epossidico, dando origine all'adesione in fase di cura all'interno del sacco a vuoto posto in autoclave.

Bibliografia

[1] Slide del corso "Tecniche di fabbricazione additiva" tenuto dal Prof. Luca Iuliano del Politecnico di Torino

[2] Slide del corso "Materiali per la fabbricazione additiva" tenuto dal Prof. Paolo Fino del Politecnico di Torino

[3] Sito aziendale BeamIT SpA - <u>https://www.beam-it.eu/</u> -

[4] "Topology optimization by distribution of isotropic material" – Giorgio Chiandussi

[5] "Cinematica e dinamica della motocicletta" – Vittore Cossalter

[6] Tesi di laurea Magistrale "Riprogettazione dei componenti di un motociclo tramite tecnologia additiva e materiali compositi: piastre di sterzo, supporto ammortizzatore e forcellone" – Stefano Chiavarino

[7] Technical Description EOSINT M290

[8] Slide "Materiali compositi" - http://corsiadistanza.polito.it/ -

[9] Scheda tecnica dell'adesivo 3M 9323 B/A - https://www.3mitalia.it/ -

[10] Sito dei prodotti Neken per il Flat Trak - https://www.nk-neken.com/en/flat-track-handlebars -