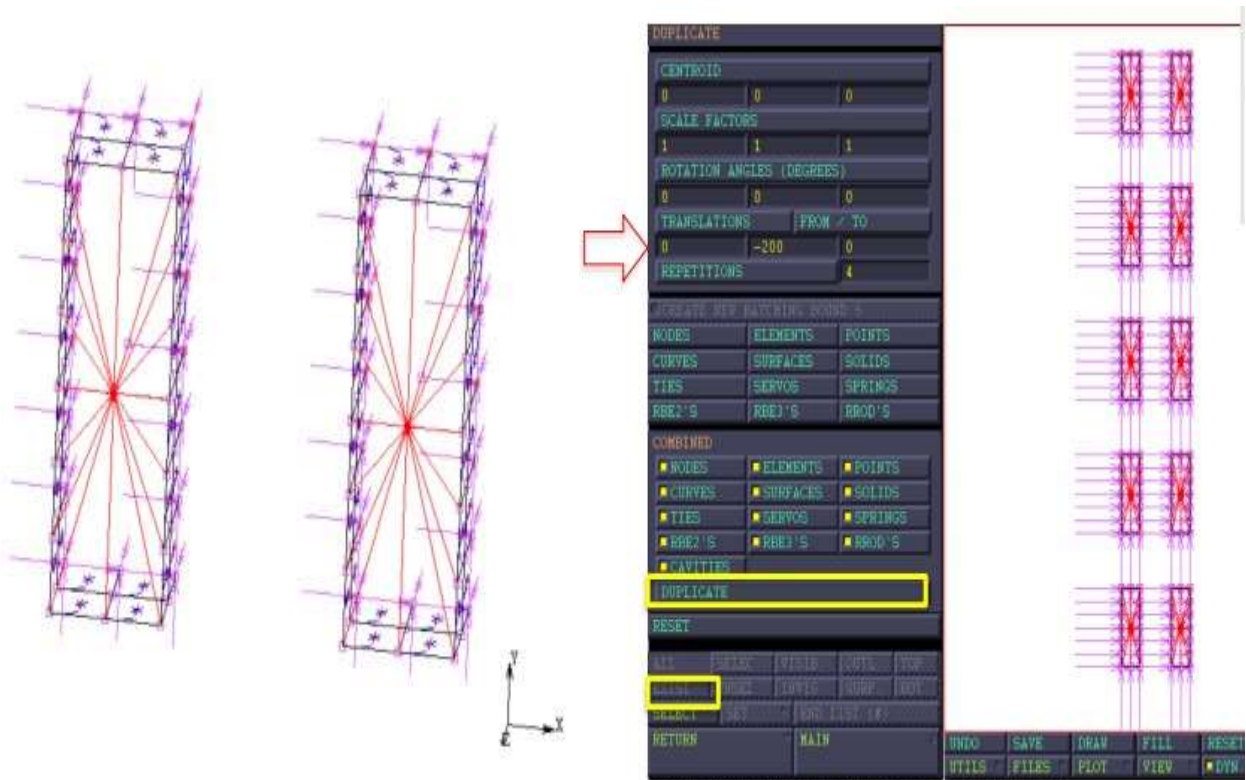


# ANALISI RISULTATI E OPERAZIONI DI MESH SU SEZIONE A "C"

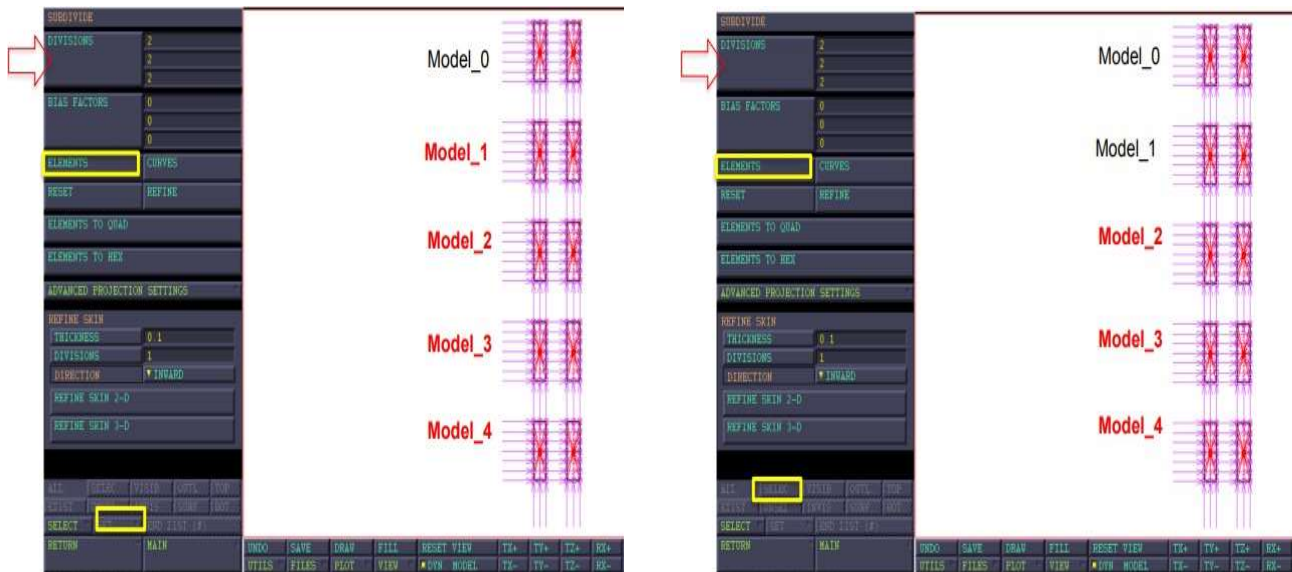
## CONVERGENZA DELLA MESH

Dall'analisi di sezione aperta e sezione chiusa si vuole passare alle differenze in caso di raffinazione della mesh, ovvero andando a diminuire la taglia degli elementi. Dalla situazione iniziale a due soli modelli aperto e chiuso si effettuerà un'operazione di duplicazione e suddivisione.

Duplicazione: MAIN MENU -> MESH GENERATION -> DUPLICATE -> TRANSLATION (0,-200,0) -> REPETITIONS (4) -> DUPLICATE -> EXIST



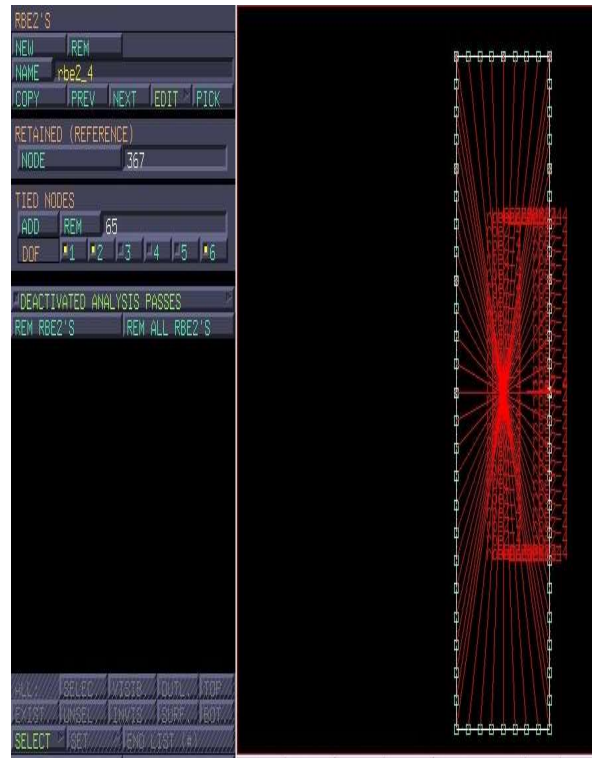
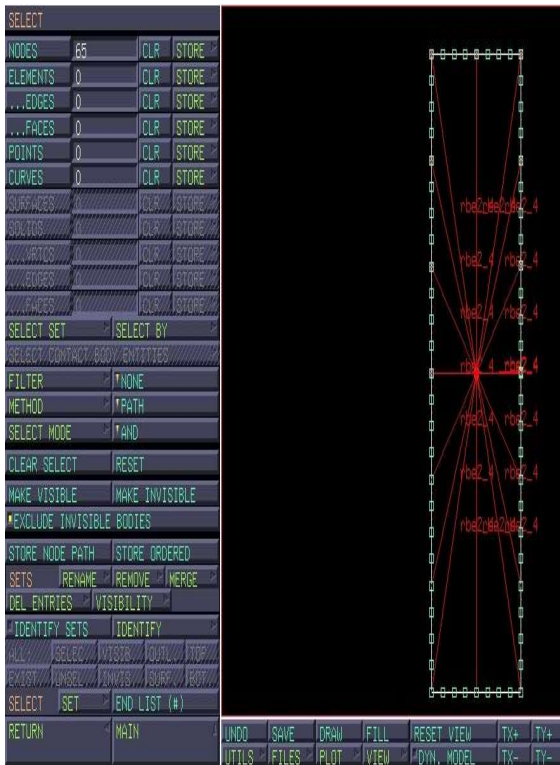
Suddivisione: MAIN MENU -> MESH GENERATION -> SUBDIVIDE -> ELEMENTSELECTED.  
Ripetere l'operazione 4 volte, selezionando inizialmente i 4 modelli sottostanti (model\_1, model\_2...), successivamente i 3 modelli sottostanti (model\_2, model\_3...).



Sweep: MAIN MENU -> MESH GENERATION -> SWEEP -> EXIST (tolleranza di default).

A questo punto si sono creati una serie di modelli con taglia di elementi: 20mm, 10 mm, 5mm, 2,5 mm e 1.25mm. Il comando SUBDIVIDE non aggiorna però le condizioni al contorno e gli RBE2 ai nodi che va a creare. Aiutandosi col comando: PLOT -> RBE2 -> LABEL -> REGEN per visualizzare le etichette degli RBE2 si nota infatti che solo i nodi iniziali hanno i vincoli cinematici imposti e vanno quindi modificati.

Aggiornamento RBE2: MAIN MENU -> LINKS -> RBE2. Si seleziona quindi l'RBE2 che si intende aggiornare ad esempio RBE2\_4 da selezionare con l'EDIT. A questo punto è necessario selezionare tutti i nodi della faccia frontale (a  $z=40$ ) del modello a cui è associato il vincolo RBE2\_4, ad esempio utilizzando dal menù SELECT la modalità PATH che consente di selezionarli in sequenza, oppure con la modalità BOX per selezionarli in blocco. N.B: il nodo master va escluso dalla selezione.

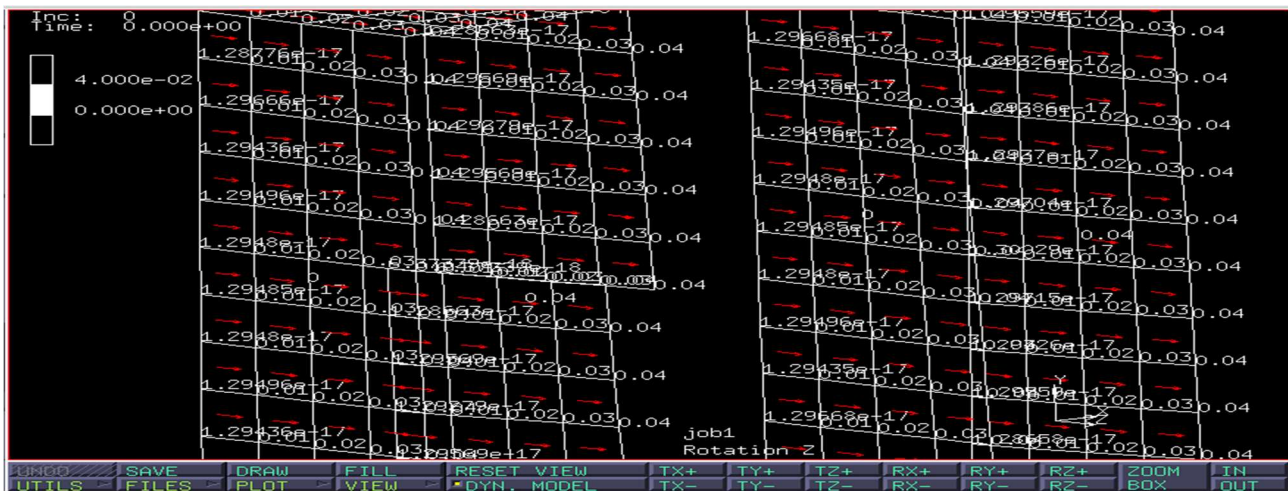


Allo stesso modo occorre andare ad aggiornare le condizioni al contorno, in particolare la condizione di ANTISIMMETRIA (skew\_symm\_xy). Analogamente a quanto fatto per gli RBE2 si andranno a selezionare tutti i nodi sulla faccia posteriore a  $z=0$ , dopodiché si aggiungeranno tramite i comandi: `NODES -> ADD`.

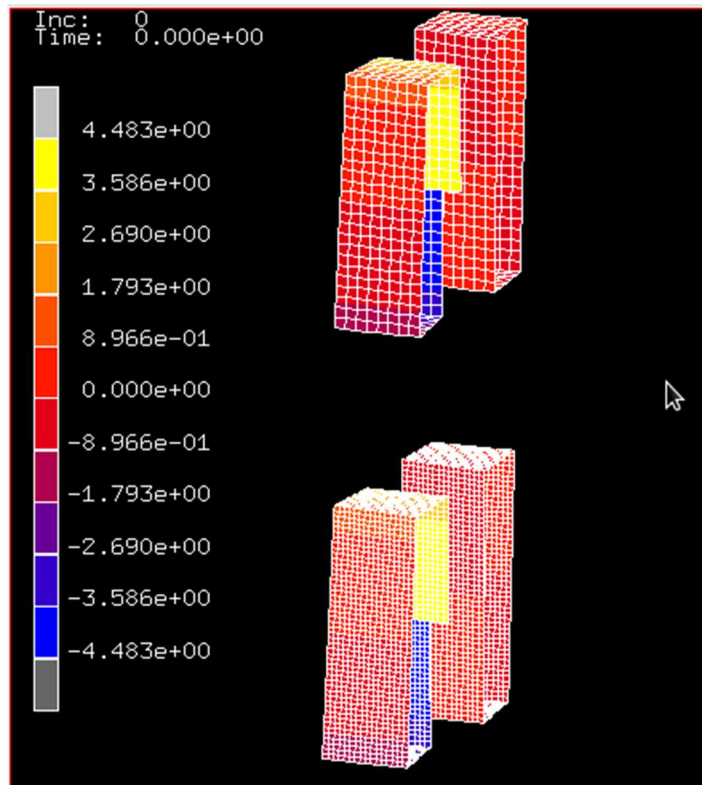
Si può quindi lanciare il `JOBS -> RUN -> SUBMIT` per sottomettere al calcolatore i modelli così aggiornati. Aprendo l'OPEN POST FILE (RESULTS MENU) si può ora andare ad analizzare i risultati dei modelli.

## CAMPO DI SPOSTAMENTI E ROTAZIONI

Per assicurarsi di aver ottenuto il risultato voluto è sempre utile andare a valutare il campo degli spostamenti dovuto alla deformazione. Infatti per tutti i modelli, indipendentemente dalla raffinatezza degli elementi, si era imposta una rotazione di 0.001 rad/mm al nodo master, per cui ogni nodo a  $z=40$  dovrà avere una rotazione in  $z$  di 0.04 mm (rotation  $z$ ). Questo deve valere per tutti i 10 modelli sviluppati.



Vado inoltre a plottare gli spostamenti dei nodi lungo z e mi accorgo che il range di spostamenti varia tra +4.483 e -4.483 ben visibile tramite la rappresentazione a bande “Counter Bands”. Ci sarà quindi una porzione di nodi che non si scosta lungo l’asse z che chiamo “frontiera” che eventualmente posso andare a plottare sfruttando la visualizzazione manuale: SETTINGS -> MANUAL -> (-0.01, 0.01). Inoltre è facile notare che il campo degli spostamenti *non cambia al variare della precisione della mesh degli elementi*.



## ANALISI DI RIGIDEZZA

Vado quindi a valutare le reazioni di momento lungo l’asse z (reaction moment z) al fine di studiare la rigidità del profilato. I valori misurati vengono presi al nodo RETAINED che riassume le reazioni vincolari di tutti i nodi TIED ad esso legati. Per visualizzarli si sfrutta la modalità NUMERICS richiedendo in SCALAR -> REACTION MOMENT Z. La domanda che si sta ponendo al Marc è: “quale momento mi serve per generare la rotazione imposta ai nodi?”. I dati raccolti vengono visualizzati in tabella e per ognuno si ricava il valore di rigidità con la formula:  $k_t = \frac{M_t}{\varphi_t G}$



$$\_Kt\_ratio = \frac{Kt\_Opened}{Kt\_Closed}$$

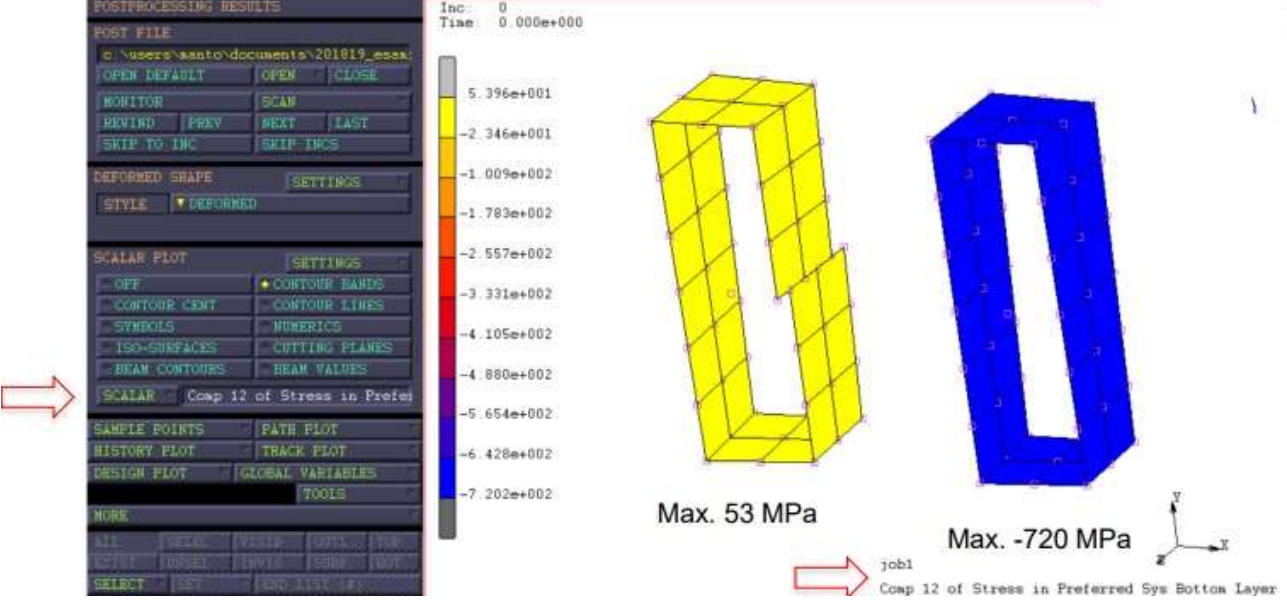
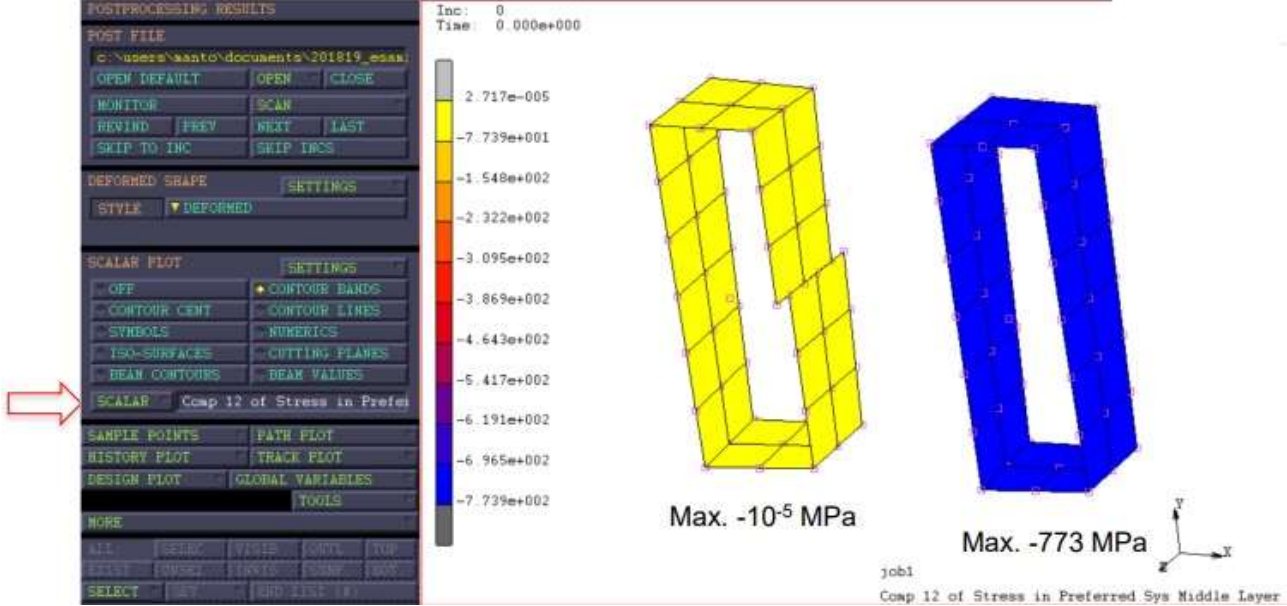
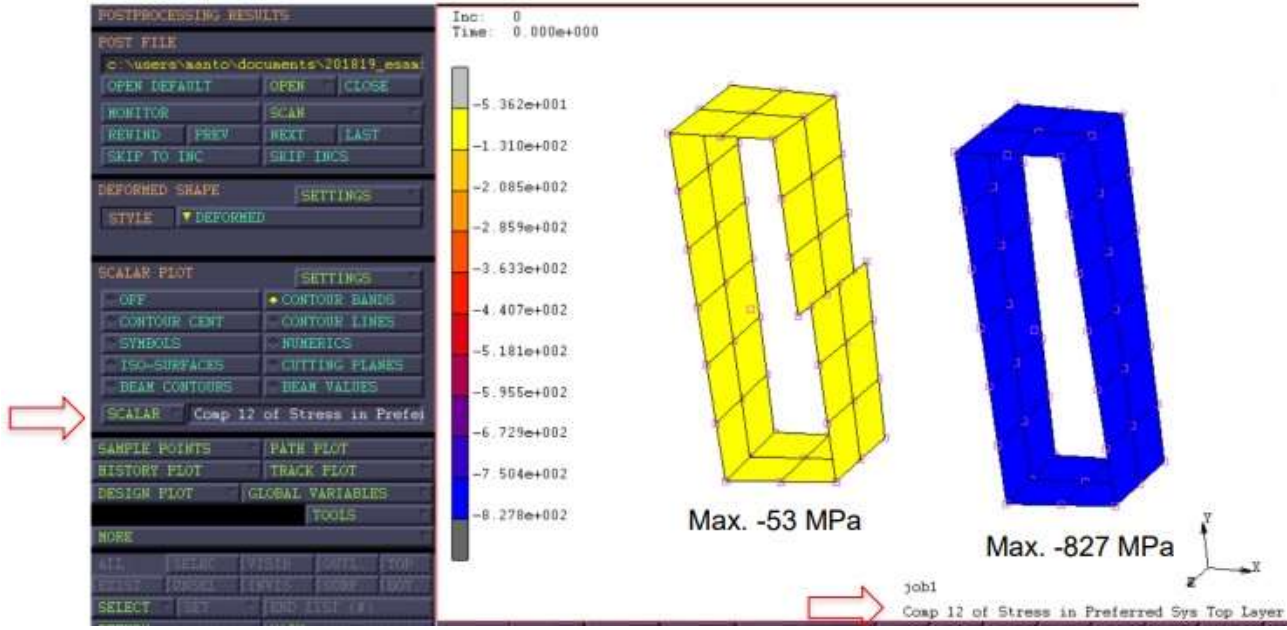
	Element size [mm]	_Mt_ow_warp [Nmm]	_Mt_cw_warp [Nmm]	_Kt_ow_warp [mm <sup>4</sup> ]	_Kt_cw_warp [mm <sup>4</sup> ]	_Kt_ratio
Analytical*	/	/	/	832,0	515545,0	0,00161
Model_0	20,00	22351,9	1,39025E+07	830,2	516378,6	0,00161
Model_1	10,00	22309,4	1,39024E+07	828,6	516374,9	0,00160
Model_2	5,00	22234,7	1,39024E+07	825,9	516374,9	0,00160
Model_3	2,50	22129,0	1,39023E+07	821,9	516371,1	0,00159
Model_4	1,25	22038,4	1,39022E+07	818,6	516367,4	0,00159

\* exact solution for profile with infinitesimal thickness ( $t \rightarrow 0$ )

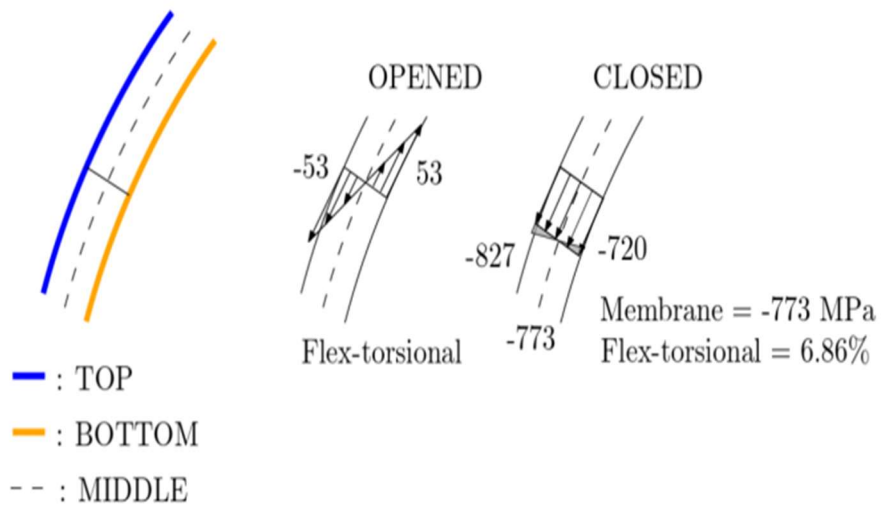
Confrontando il caso di profilo OPEN col caso di profilo CLOSED appare chiaro l'aumento di rigidità dato dalla chiusura del profilo con valori di momento che differiscono di 3 ordini di grandezza. Andando poi a valutare l'infittimento della mesh si nota che la reazione di momento varia di poco con l'aumentare del numero di elementi, aumentando leggermente per il profilo chiuso e diminuendo per quello aperto. Siccome la *teoria di Bredt è esatta solo per sezioni con spessore che tende a zero* non posso utilizzarla come valore esatto a cui tendere al diminuire degli elementi. Posso però utilizzare il modello a mesh più fine come riferimento e andare a valutare un errore relativo percentuale che vedo essere solo dell'1.42% per il caso a mesh più grossolana.

## STATO TENSIONALE DEFORMATIVO

Si vuole quindi valutare lo stato tensionale dei due profilati. Plottando i risultati del valore: SCALAR -> MAX EQUIVALENT VON MISES STRESS ACROSS LAYERS si può vedere una differenza di due ordini di grandezza tra lo stato tensionale della sezione aperta e della sezione chiusa, che risulta quindi si più rigida ma anche più caricata. Selezione quindi le varie componenti di tensione plottandole singolarmente con modalità COUNTER BANDS. Come ci si aspetta dall'analisi teorica si trova che le tensioni dominanti sono quelle tangenziali ( $\sigma_{12}$ ) mentre gli altri valori sono pressoché nulli al TOP, MIDDLE e BOTTOM layer:  $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{22}$ ,  $\sigma_{33}$ ,  $\sigma_{23}$ ,  $\sigma_{31}$ . Analizzando la sola componente tangenziale e plottandola singolarmente ai vari layers si trovano i seguenti risultati rispettivamente al: TOP, MIDDLE E BOTTOM:



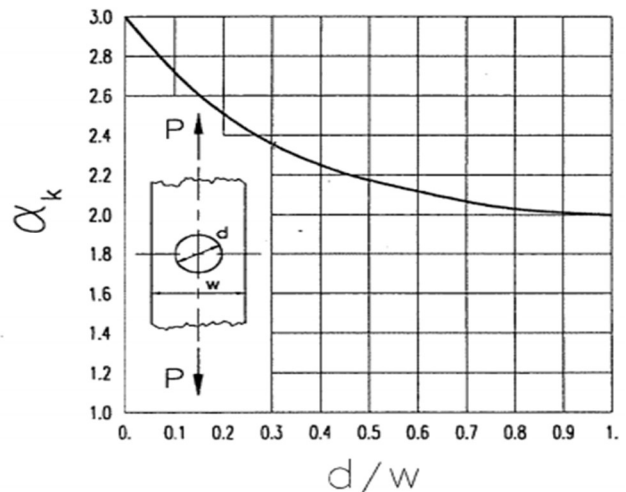
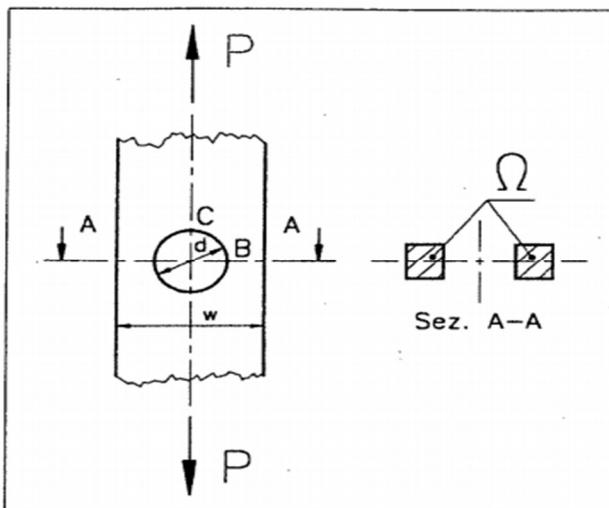
Per la sezione aperta ho quindi una FARFALLA FLESSO-TORSIONALE con un comportamento simile a quello imposto dal momento flettente, mentre il profilato chiuso predilige un comportamento di tipo MEMBRANALE. Infatti nel secondo caso ho ordini di grandezza pressoché simili ai vari layers che si scostano di poco dal valore di -773 MPa al middle layers. Tali scostamenti sono dati da una farfalla flessio-torsionale del solo 6.86% rapportati al valore del piano MIDDLE.



Si valuta inoltre in quali circostanze è opportuno

sviluppare un raffinamento della mesh per ottenere risultati migliori di calcolo al FEM con alcuni esempi specifici:

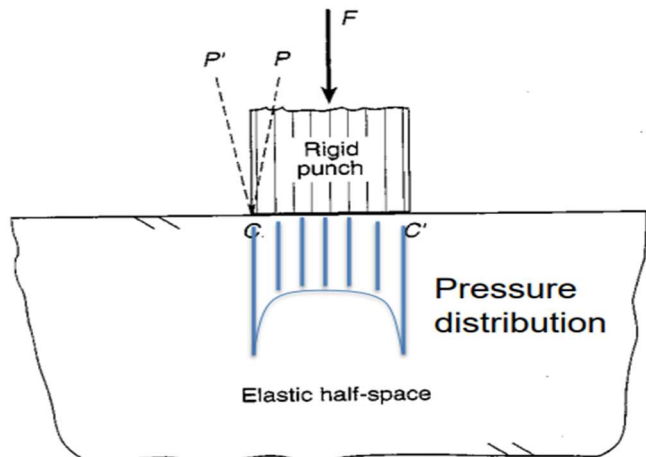
### 1) LASTRA FORATA IN TRAZIONE



Considerando una lastra forata si può calcolare la tensione **nominale** che andrà valutata come la tensione alla sezione ridotta della lastra, ovvero dov'è indebolita dal foro:  $\sigma_n = \frac{P}{(w-d)*s}$ . In questo modo la distribuzione di tensione è considerata costante, mentre seguendo l'analogia idrodinamica presenta un picco in prossimità del foro. Si può calcolare la tensione teorica tramite un fattore correttivo  $\sigma_t = \sigma_n * \alpha_k$  ricavabile sperimentalmente. Il valore di tensione teorica è in questo caso un numero finito, quindi lato FEM è quindi consigliabile andare ad infittire la mesh per ottenere valori di  $\alpha_k$  più precisi e affidabili.

## 2) INDENTATORE RIGIDO CON SPIGOLO VIVO SU PIANO DEFORMABILE

Il corpo superiore è considerato infinitamente rigido rispetto al corpo sottostante. Da teoria si può indicare la distribuzione di tensione e si nota una singolarità ai lati dell'indentatore dove gli spigoli vivi portano ad un picco di tensione sul corpo deformabile tendente da teoria ad infinito. Lato FEM, infittendo la mesh, si può trovare un valore di picco tensionale nell'intorno dello spigolo vivo sempre

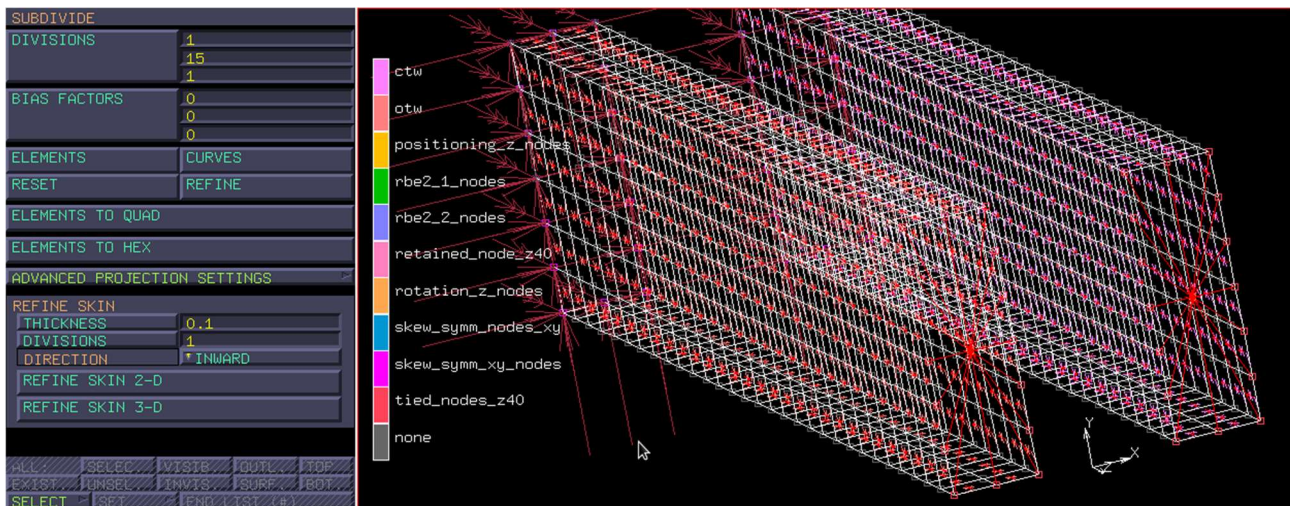


maggiore senza però riuscire ad arrivare a convergenza. In questo caso risulta quindi uno spreco computazionale l'infittimento della mesh che non porta quindi a risultati utili.

## LUNGHEZZA LASTRA VARIABILE E WARPING NULLO

Voglio ora procedere con una lastra di lunghezza maggiore rispetto alla precedente passando da 40 mm a 600 mm lungo z. Inoltre ipotizzo di costruire il profilato entro due pareti immaginate infinitamente rigide andando ad impedire il moto di warping alla lastra in direzione z. Dovrò quindi modificare il link RBE2: LINK->RBE2-> flaggando 3, 4, 5 in entrambi gli RBE2. In questo modo si obbligano i 3 gradi di libertà dei nodi tied a seguire i medesimi gradi di libertà del nodo retained al quale è applicata una sola rotazione impedendo quindi spostamenti in z (3) e rotazioni in x e y (4,5) tipici del warping. Procedo inoltre allungando il profilo: MESH GENERATION->MOVE-> SCALE FACTORS (1, 1, 15) -> MODEL, volendo una lunghezza di 600 lungo z  $600/40=15$ . Andrò quindi a suddividere gli elementi allungati: MESH GENERATION -> SUBDIVIDE -> DIVISION (1, 15, 1), visto che il secondo asse è lungo z per la suddivisione degli elementi-> ELEMENTS -> EXIST. Infine SWEEP->TOLERANCE 0.0001. Creo inoltre due set di elementi chiamando quelli del profilo aperto "otw" e quelli del profilo chiuso "ctw".





Posso quindi lanciare il job run e andare a valutare il warping sul profilo aperto (displacement z):

- Noto un warping NON nullo sulla sezione di antisimmetria che tende ad annullarsi andando verso gli estremi;
- Confrontando però il caso a warping libero e quello a warping impedito noto due valori differenti di warping al piano di antisimmetria, rispettivamente 4.8mm e 5.7mm. Questa diversità risulta sospetta.

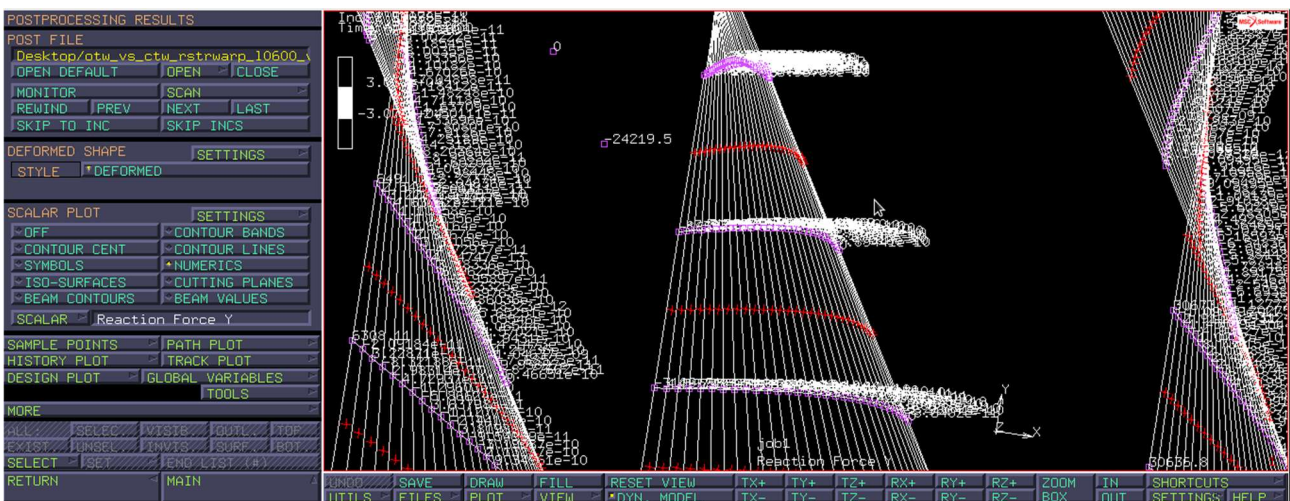
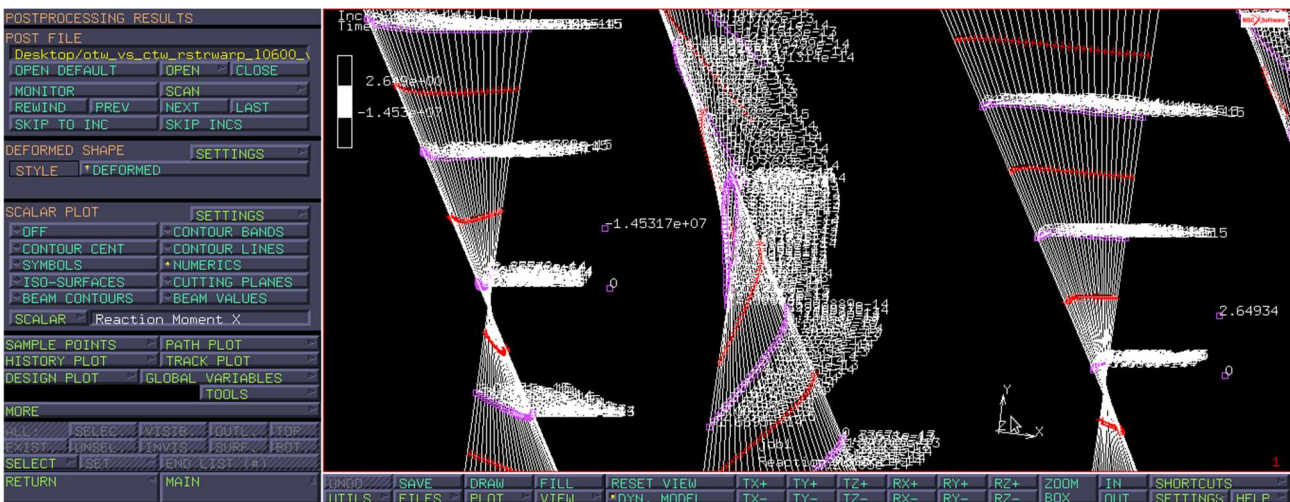
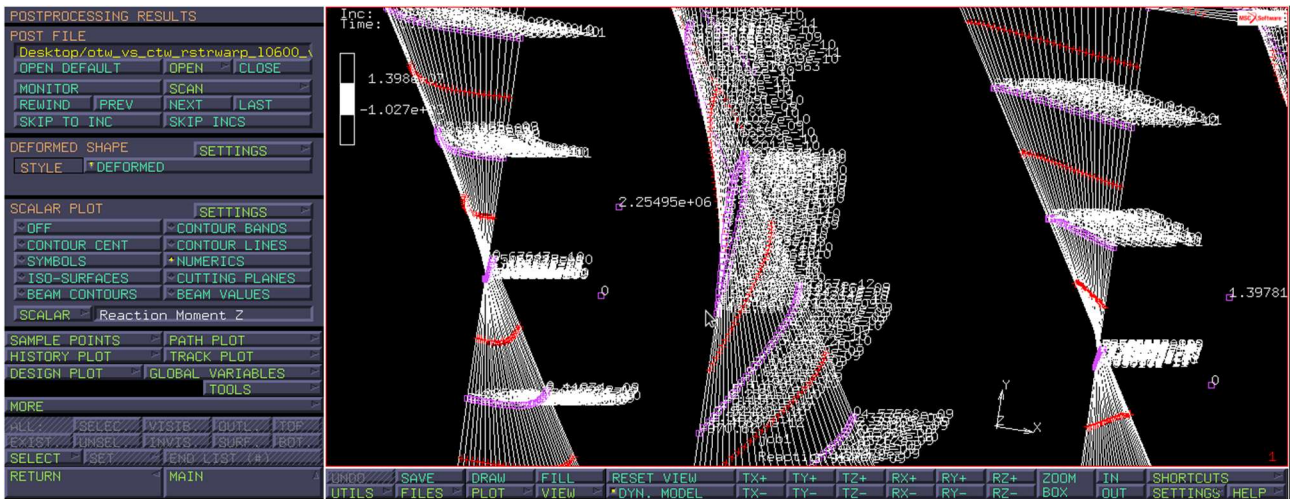
Valuto inoltre le reazioni vincolari. La **reaction moment z** dà come risultati:

- Profilo chiuso  $1.39781 \cdot 10^7$  Nmm sia freewarp che restraidd warp;
- Profilo aperto  $2.2549 \cdot 10^6$  Nmm caso restraidd warp e  $2.2 \cdot 10^4$  Nmm caso freewarp.

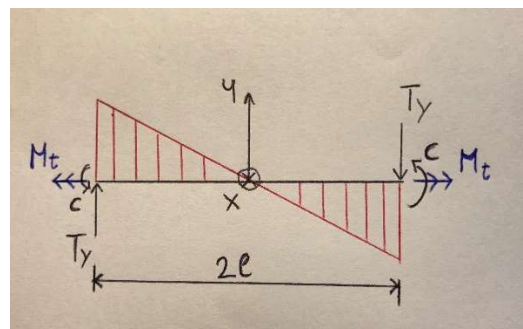
Mentre il caso chiuso è rimasto simile al precedente il profilo aperto ha aumentato la sua rigidità di un fattore 100. Questo fatto è accettabile vista l'aggiunta di elementi irrigidimenti A e B. Valuto ora le altre reazioni vincolari:

- **Reaction moment x:  $-1.453 \cdot 10^7$ ;**
- Reaction moment y:  $5.851 \cdot 10^{-8}$ ;
- Reaction force z:  $3.829 \cdot 10^{-3}$ ;
- Reaction force x: 0;
- **Reaction force y: 24219.5.**

Ho quindi una forza di reazione lungo y e un momento di reazione lungo x spuri non trascurabili rispetto al caso freewarp dove tali entità non comparivano in modo rilevante. La teoria classica del momento torcente non ne prevede l'esistenza e non è in grado di definirne il comportamento.

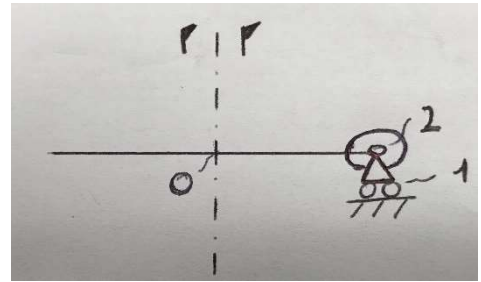


Sto quindi applicando al profilo torsione e flessione che nel caso freewarp non era possibile vista la libertà di movimento lungo  $z$  e l'impossibilità di trasmettere reazioni di momenti e forze agli estremi del profilo. Si procede quindi eliminando le forze e i momenti spuri. Dall'equilibrio del profilo risulta che  $2C = T_y \cdot 2l$

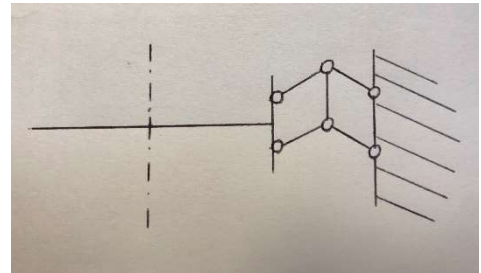




Per cui è possibile eliminando le forze spurie annullare anche i momenti spuri e viceversa. Procedo quindi liberando i gradi di libertà che generano tali reazioni vincolari andando in: BOUNDARY CONDITIONS-> ROTATION\_Z. Al momento tutti i gradi di libertà sono bloccati. Imporre spostamento lungo x e spostamento lungo y nullo equivale all'imposizione di due carrelli alle estremità che per antisimmetria sono ripetuti al lato opposto.



Allo stesso modo imporre nulle le rotazioni in x e y equivale a posizionare un doppio-doppio pendolo alle estremità del profilo.



L'imposizione contemporanea porta ad un sovravincolamento della struttura (che quindi genera momenti e reazioni spurie), la contemporanea eliminazione rende la struttura labile (2004 al job run). Procedo quindi liberando le rotazioni in x e y e rilancio il job run ottenendo come Mt: 1.39e07 nel caso chiuso e 1.1888e06 nel caso aperto. Valutando tramite un foglio Excel i risultati di rigidezza si riscontra che la formula  $K_t = \frac{1}{3} \sum_i t_i^3 l_i$  non è utilizzabile nel caso di warping impedito essendo estrapolata lasciandolo libero.

## STATO TENSIONALE INDOTTO

Nel caso di warping libero era stato riscontrato uno stato tensionale torsionale con andamento a doppia farfalla per la sezione aperta e un andamento membranale per la sezione chiusa. Si valuta ora la sezione aperta plottando progressivamente le componenti di tensione ai vari layer e notando che quelli di intensità maggiore sono:

- Tensioni assiali (comp 11 stress in preferred SyS) di 1603 MPa al bottom, 1631 MPa al middle e 1659 MPa al top layer;
- Tensioni tangenziali (comp 12) di 37.0 MPa al bottom, -42.5MPa al middle e -121.9 MPa al top layer.

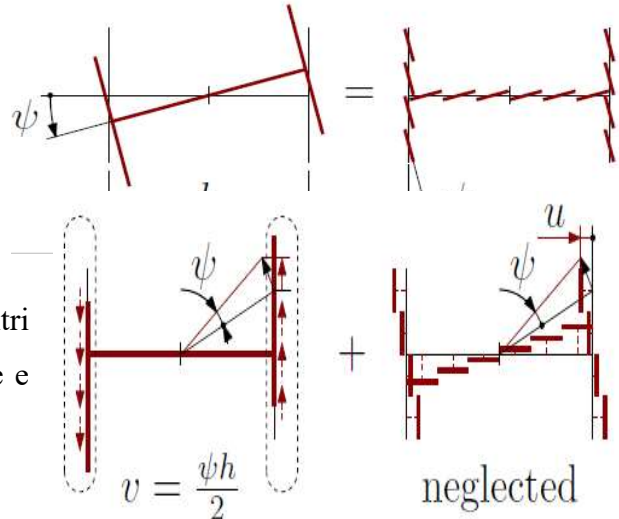
Si ha che lo stato tensionalmente più critico non è più la tau torsionale ma la sigma flessionale. Quindi bloccare il warping porta a due effetti non predetti dalla teoria della trave classica che risulta indispensabile correggere:

1. IRRIGIDIMENTO della struttura;
2. TENSIONI ASSIALI che diventano DOMINANTI.

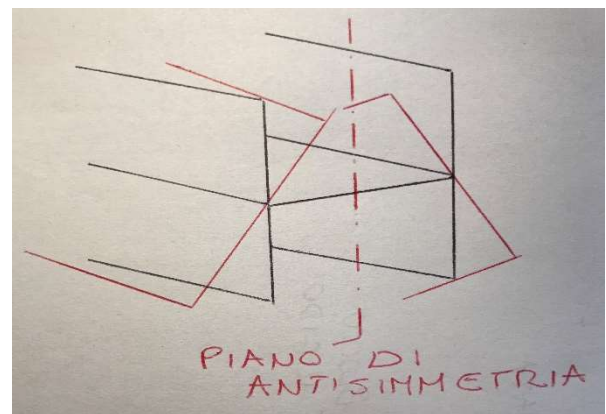
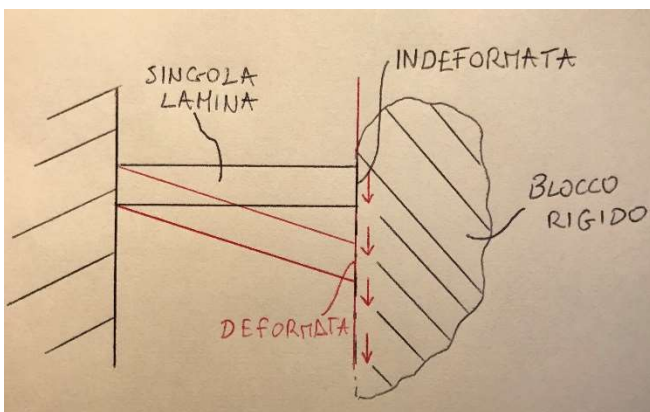
## EFFETTO VLASOV

Per l'analisi della teoria di prisma si prende in considerazione a sezione a "doppia T". Si tratta di una teoria valida solo per sezioni in *parete sottile* dato che prevede la scomposizione del profilato in lamelle di cui si va ad analizzare la loro deformazione. Ognuna di esse è sottoposta ad un moto di TWIST che assorbe una certa porzione di momento torcente, sommando le quali si ottiene il momento torcente totale applicato alla struttura.

La teoria classica secondo de Saint Venant tiene in considerazione solamente questa prima parte di deformazione trascurando invece la presenza di altri due moti deformativi: una traslazione lungo parete e una normale alla parete.



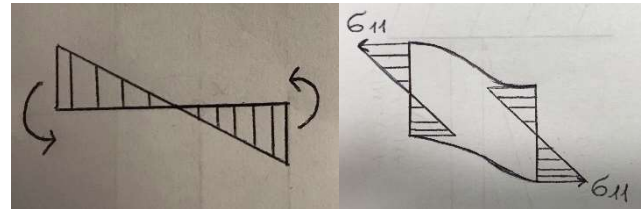
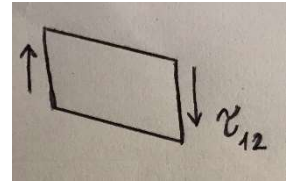
Considero la struttura guardata dal fianco e la immagino incastrata ad un estremo e solidale ad un corpo rigido all'altro estremo che impedisce il warping e trasla verso il basso portando ad un abbassamento rispetto all'indefornata. Posso inoltre escludere che la sezione ruoti perché porterebbe ad una contro rotazione dell'altro lato del profilo non ammissibile per la rigidità assunta del corpo indeformabile.





Questo tipo di deformazione può essere data da due possibili stati tensionali:

- Un TAGLIO che sembra essere coerente con la  $\tau_{12}$  non nulla riscontrata al FEM;
- Una DOPPIA INFLESSIONE a S coerente con le tensioni  $\sigma_{11}$  viste al FEM.



La Teoria secondo Vlasov tiene conto oltre al moto di twist come la teoria classica secondo De Saint Venant anche del secondo effetto deformativo dato dallo scostamento lungo la parete delle lamelle. Secondo Vlasov i due effetti di  $\sigma$  e  $\tau$  coesistono e permettono tale scorrimento lungo la parete. Infine viene qui trascurato l'effetto deformativo delle lamelle dato dallo scostamento normale alla parete in quanto avviene lungo il lato meno cedevole del profilo e risulta quindi meno significativo rispetto al primo. Si conclude quindi che la teoria classica sottostima la rigidità delle strutture non tenendo in considerazione i due moti deformativi di spostamento.