

POLITECNICO DI MILANO

Facoltà di Ingegneria Industriale

Corso di Laurea Magistrale in INGEGNERIA MECCANICA



**Produzione di barre tubolari anti-intrusione laterali
tramite schiumatura metallica**

Relatore:

Prof. Matteo STRANO

Correlatore:

Ing. Valerio MUSSI

Tesi di Laurea di:

Andrea VILLA

Matricola: 740323

ANNO ACCADEMICO 2009-2010

Ringraziamenti

Un sentito ringraziamento è rivolto al Prof. Monno e al Prof. Strano che mi hanno permesso di affrontare un argomento interessante ed innovativo per il settore tecnologico, permettendomi di toccare con mano le problematiche relative alla produzione e all'applicazione delle schiume metalliche a base di alluminio.

Ringrazio l'Ing. Valerio Mussi per il prezioso supporto tecnico e scientifico prestatomi durante l'intero sviluppo della tesi.

Ringrazio e dedico questo lavoro a tutta la mia famiglia ed alla mia ragazza che mi hanno dato l'indispensabile supporto per concludere l'intero corso di laurea.

Indice generale

<i>Indice delle figure</i>	5
<i>Indice delle tabelle</i>	10
<i>Sommario</i>	12
<i>Nomenclatura</i>	14
<i>Introduzione</i>	15
<i>1 Sicurezza passiva dell'autoveicolo in urti laterali</i>	18
1.1 Problematiche e ottimizzazioni strutturali	18
1.2 Caratteristiche delle attuali barre anti-intrusione laterali.....	21
1.3 Informazioni sulla regolamentazione degli impatti laterali	24
1.3.1 European side-impact.....	25
1.3.2 US side-impact.....	26
1.3.2.1 Quasi Static Test	26
1.3.2.2 Dynamic Test.....	27
1.3.2.3 Injury Criteria.....	28
<i>2 Meccanismo di collasso plastico di travi inflesse</i>	30
2.1 L'ipotesi di cerniera plastica	30
2.2 Resistenza plastica a flessione di un tubo a sezione quadrata	33
<i>3 Introduzione alle schiume metalliche</i>	35
3.1 Generalità	35
3.2 Procedimenti per la fabbricazione di schiume metalliche	37
<i>4 Considerazioni sui materiali impiegati e realizzazione dei componenti</i>	43
4.1 Considerazioni sui possibili materiali costituenti il guscio.....	43
4.1.1 Strain – Rate Sensitivity e legame momento - rotazione	44
4.1.2 Simulazioni preliminari	48
4.2 Determinazione della lega di alluminio più adatta.....	53
4.3 Realizzazione delle diverse condizioni di interfaccia guscio-schiuma.....	60
4.3.1 Riempimento diretto del tubo a sezione circolare.....	61
4.3.2 Riempimento mediante incollaggio della schiuma all'interno del tubo a sezione circolare	67
4.3.3 Riempimento diretto del tubo a sezione quadrata.....	70
<i>5 Analisi sperimentale</i>	73
5.1 Prove di flessione su tre punti per le geometrie considerate.....	73

5.1.1 Risultati sperimentali per la sezione tonda	76
5.1.1.1 Analisi del meccanismo di cedimento della schiuma metallica.....	90
5.1.2 Risultati sperimentali per la sezione quadra	97
5.2 Sensitività al materiale del tubo.....	102
5.2.1 Acciaio inossidabile austenitico AISI 304.....	102
5.2.2 Acciaio altoresistenziale DOCOL 800 DP	104
5.2.2.1 Geometria tonda Φ 32 mm.....	105
5.2.2.2 Geometria quadra 30x30 mm.....	108
6 Simulazione ad elementi finiti	112
6.1 Caratterizzazione dei materiali costituenti il guscio	112
6.1.1 Acciaio al carbonio	112
6.1.2 Acciaio Inossidabile Austenitico AISI 304.....	117
6.1.3 Acciaio Altoresistenziale DOCOL 800 DP	118
6.2 Caratterizzazione a compressione della schiuma metallica.....	119
6.3 Modellazione.....	128
6.3.1 Modellazione prova di flessione per il tubo tondo.....	128
6.3.2 Modellazione prova di flessione per il tubo quadro.....	131
6.4 Risultati delle simulazioni.....	133
6.4.1 Risultati di simulazione per la prova di flessione dei tubi tondi.....	133
6.4.2 Risultati di simulazione per la prova di flessione dei tubi quadri.....	136
7 Conclusioni e sviluppi futuri	139
Appendici.....	147
Appendice 1:	147
Appendice 2:	151
Appendice 3	154
Appendice 4:	157
Appendice 5:	158
Appendice 6:	161
Bibliografia	

Indice delle figure

Figura i: Statistica sulle tipologie di urti automobilistici [2].....	15
Figura ii: Confronto della lesività fra le due tipologie di urto più rilevanti nel periodo considerato [2].	16
Figura 1.1: Definizione di urto laterale [3].....	18
Figura 1.2: Struttura laterale di un'odierna autovettura.....	19
Figura 1.3: Posizione ottimale (a) e non ottimale (b) della cerniera plastica [3].	21
Figura 1.4: Esempio di geometria tubolare, barra laterale Lancia Y.....	21
Figura 1.5: Esempio di geometria ondulata,barra laterale Fiat IDEA.....	22
Figura 1.6: Barre longitudinali (tratto da [4]).....	22
Figura 1.7: Barre diagonali (tratta da catalogo 490_SSAB_Automotive e presentazione Swedish Steel crash).	23
Figura 1.8: Barra tubolare Nissan Pathfinder diametro 31.8 mm spessore 2.6 mm.	23
Figura 1.9: Barra ondulata BMW X3 (sinistra) BMW MINI (destra).....	24
Figura 1.10: Euro-NCAP side-impact MDB test [5].....	25
Figura 1.11: Euro-NCAP side-impact pole-test [6].....	26
Figura 1.12: US side-impact MDB-test [7].	28
Figura 2.1: Schema della trave e considerata (sinistra) e andamento del momento flettente (destra) [8].....	30
Figura 2.2: Legame momento-curvatura nel caso di incrudimento nullo [8].....	31
Figura 2.3: Andamento della curvatura $\chi(x)$ [8].....	32
Figura 2.4: Comportamento della cerniera plastica [8].	32
Figura 2.5: Schematizzazione della cerniera plastica [8].	33
Figura 2.6: Modello semplificato del collasso flessionale del tubo [9].....	33
Figura 3.1: Micrografia di una schiuma a celle chiuse (a) e a celle aperte (b) [12].	35
Figura 3.2: Variabilità della densità relativa e della dimensione media delle celle in funzione del processo di fabbricazione della schiuma [13].....	37
Figura 3.3: Schema riassuntivo dei 5 metodi utilizzati industrialmente per la produzione di schiume metalliche. In evidenza il procedimento utilizzato negli esperimenti condotti.....	39
Figura 3.4: Fasi di produzione della schiuma.....	39
Figura 3.5: Tre tipologie di difettosità interna della schiuma metallica.[17]	40
Figura 3.6: Pressa a caldo per la generazione del precursore [18].	41
Figura 3.7: Schema preparazione precursore (sinistra) [19], disegno del componente reale (destra)[20].	42
Figura 4.1: Curve di Cowper-Symonds per le leghe metalliche considerate a temperatura ambiente.	45
Figura 4.2: Comportamento dell'acciaio DP 590 a differenti valori di Strain Rate.	46
Figura 4.3: Legame momento-rotazione per i vari materiali presi in considerazione.....	47

Figura 4.4: Deformazione finale del tubo vuoto in acciaio INOX AISI 316 per la simulazione preliminare.....	48
Figura 4.5: Legame forza-spostamento per i vari materiali presi in considerazione.	49
Figura 4.6: Legame forza-spostamento per i materiali relativi al confronto 1.	51
Figura 4.7: Legame forza-spostamento per i materiali relativi al confronto 2.	52
Figura 4.8: Rappresentazione schematica dell'incremento di momento generato dal riempimento in schiuma [11].	53
Figura 4.9: Diagramma prova di compressione per la schiuma a base di AlSi10 tratto da [14].....	56
Figura 4.10: Diagramma prova di compressione per la schiuma a base di AlMg1Si0.6 tratto da [24].	56
Figura 4.11: Andamento dell'energia assorbita in funzione della densità per la schiuma a base di AlSi10 tratto da [14].	57
Figura 4.12: Andamento dell'energia assorbita in funzione della densità per la schiuma a base di AlMg1Si0.6 tratto da [24].	57
Figura 4.13: Confronto del legame momento rotazione tra tubo vuoto e riempito con schiuma di massa volumica 310 kg/m ³ a base delle due tipologie di Al considerate.	58
Figura 4.14: Confronto del legame momento rotazione tra tubo vuoto e riempito con schiuma di massa volumica 450 kg/m ³ a base delle due tipologie di Al considerate.	59
Figura 4.15: Forno Nabertherm LT 9/11 HA.	60
Figura 4.16: Dispositivo di raffreddamento.	61
Figura 4.17: Fasi del procedimento di preparazione per la schiumatura diretta..	62
Figura 4.18: Raggiungimento del regime termico.....	63
Figura 4.19: Tubo strumentato per lo studio dell'andamento termico.	65
Figura 4.20: Andamento termico del ciclo di schiumatura per il tubo tondo.....	66
Figura 4.21: Sequenza fasi incollaggio.	68
Figura 4.22: 1:esplosione del sistema di chiusura del tubo quadro, 2: insieme del sistema di chiusura.	70
Figura 4.23: Sezione dei provini 29 e 31.....	71
Figura 4.24: Andamento termico del ciclo di schiumatura per il tubo quadro....	72
Figura 5.1: Posizionamento del tubo tondo per la prova di flessione.....	74
Figura 5.2: Configurazione deformata del tubo quadro.	74
Figura 5.3: Posizionamento a rombo della sezione quadra.	75
Figura 5.4: Confronto delle configurazioni medie del tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio al carbonio per la prima serie di prove.	77
Figura 5.5: Confronto del parametro γ per le configurazioni medie del tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio al carbonio relative alla prima serie di prove.....	78
Figura 5.6: Confronto curva per curva delle prove sperimentali per la geometria tonda Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio al carbonio relative alla prima serie di prove.....	79

Figura 5.7: Confronto curva per curva del parametro y e delle prove sperimentali per la geometria tonda Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio al carbonio relative alla prima serie di prove.....	79
Figura 5.8: Boxplot relativo all'efficienza energetica per la geometria tonda relative alla prima serie di prove.....	80
Figura 5.9: Boxplot relativo al S.E.A per la geometria tonda relative alla prima serie di prove.....	81
Figura 5.10: Boxplot relativo alla funzione y per la geometria tonda relative alla prima serie di prove in corrispondenza di una deformazione pari a 48 mm.....	82
Figura 5.11: Boxplot relativo alla funzione y per la geometria tonda relative alla prima serie di prove in corrispondenza di una deformazione pari a 8 mm.....	82
Figura 5.12: Residui per il modello rappresentante il comportamento medio. ...	83
Figura 5.13: Da sinistra a destra sulla diagonale: distribuzione di densità dei coefficienti β_{0k} con $k = 1,2,\dots,6$ per deformazioni da 0 a 10 mm. ...	84
Figura 5.14: Da sinistra a destra sulla diagonale: distribuzione di densità dei coefficienti β_{1k} con $k = 1,2,\dots,6$ per deformazioni da 0 a 10 mm. ...	85
Figura 5.15: Prova di flessione sulla sola schiuma metallica.....	86
Figura 5.16: Curve forza-deformazione per le prove di flessione sulla sola schiuma metallica.....	86
Figura 5.17: Confronto delle configurazioni medie relative alla seconda serie di prove del tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio comune.	88
Figura 5.18: Confronto del parametro y per le configurazioni medie relative alla seconda serie di prove per il tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm.	89
Figura 5.19: Fasi del taglio del tubo.....	90
Figura 5.20: Sezione tubo tagliato mediante AWJ e riassetto mediante anelli.....	90
Figura 5.21: Curva forza-deformazione per il tubo tagliato.....	91
Figura 5.22: Tubo tagliato indeformato.....	92
Figura 5.23: Tubo tagliato deformazione 2.5 mm.....	92
Figura 5.24: Tubo tagliato deformazione 5 mm.....	92
Figura 5.25: Tubo tagliato deformazione 7.5 mm.....	92
Figura 5.26: Tubo tagliato deformazione 10 mm.....	92
Figura 5.27: Tubo tagliato deformazione 12.5 mm.....	92
Figura 5.28: Tubo tagliato deformazione 15 mm.....	92
Figura 5.29: Tubo tagliato deformazione 17.5 mm.....	93
Figura 5.30: Tubo tagliato deformazione 20 mm.....	93
Figura 5.31: Tubo tagliato deformazione 22.5 mm.....	93
Figura 5.32: Tubo tagliato deformazione 25 mm.....	93
Figura 5.33: Tubo tagliato deformazione 27.5 mm.....	93
Figura 5.34: Tubo tagliato deformazione 30 mm.....	94
Figura 5.35: Tubo tagliato deformazione 32.5 mm.....	94
Figura 5.36: Tubo tagliato deformazione 35 mm.....	94
Figura 5.37: Tubo tagliato deformazione 37.5 mm.....	94
Figura 5.38: Tubo tagliato deformazione 40 mm.....	95

Figura 5.39: Sezioni trasversali: 1) tubo riempito per incollaggio, 2) tubo riempito con gioco.	95
Figura 5.40: Risultati di simulazione per il tubo riempito con incollaggio.	96
Figura 5.41: Risultati di simulazione per il tubo riempito con schiumatura diretta.	96
Figura 5.42: Risultati di simulazione per il tubo riempito con gioco.	96
Figura 5.43: Confronto delle configurazioni medie del tubo quadro 20x20 mm s 2 mm in acciaio al carbonio con posizionamento a rombo per la prima serie di prove.	98
Figura 5.44: Confronto del parametro y per le configurazioni medie del tubo quadro 20x20 mm s 2 mm in acciaio al carbonio con posizionamento a rombo per alla prima serie di prove.	99
Figura 5.45: Posizionamento a rombo(sinistra), posizionamento piatto (destra).	99
Figura 5.46: Confronto delle configurazioni medie del tubo quadro 20x20 mm s 2 mm in acciaio al carbonio per la seconda serie di prove.	100
Figura 5.47: Confronto del parametro y per le configurazioni medie del tubo quadro 20x20 mm s 2 mm relative alla prima serie di prove.	101
Figura 5.48: Confronto delle configurazioni medie del tubo tondo Φ 25 mm s 1.5 mm in AISI 304.	103
Figura 5.49: Confronto del parametro y per le configurazioni medie del tubo tondo Φ 25 mm s 1.5 mm AISI 304.	104
Figura 5.50: Confronto delle configurazioni medie del tubo tondo Φ 32 mm s 2 mm in DOCOL 800 DP.	105
Figura 5.51: Confronto del parametro y per le configurazioni medie del tubo tondo Φ 32 mm s 2 mm.	107
Figura 5.52: Confronto delle configurazioni medie del tubo quadro 30x30 mm s 1.5 mm in DOCOL 800 DP.	109
Figura 5.53: Confronto del parametro y per le configurazioni medie del tubo 30x30 mm s 1.5 mm.	111
Figura 6.1: Principio del test di micro durezza.	112
Figura 6.2: Prova di micro durezza sul tubo tondo.	113
Figura 6.3: Incrudimento del materiale della sezione circolare in acciaio al carbonio.	114
Figura 6.4: Incrudimento del materiale della sezione quadrata in acciaio al carbonio.	115
Figura 6.5: Prova di micro durezza sul tubo quadro.	116
Figura 6.6: Incrudimento per il materiale AISI 304.	117
Figura 6.7: Curva True Stress – True Strain per il materiale DOCOL 800 DP.	118
Figura 6.8: Incrudimento per il materiale DOCOL 800 DP.	118
Figura 6.9: Schema sezioni del cilindro di schiuma.	119
Figura 6.10: Troncatrice metallografica con provino sezionato.	120
Figura 6.11: Posizionamento provini per prova di compressione.	120
Figura 6.12: Grafico sforzo-deformazione per il provino 7H lato A.	121
Figura 6.13: Confronto delle curve corrispondenti ai tre tratti considerati per il provino 7 D e indicazione dei tratti considerati per il calcolo di σ_{pl}	122

Figura 6.14: Boxplot dello sforzo di plateau in funzione del lato.	123
Figura 6.15: Boxplot della deformazione di densificazione in funzione del lato.	124
Figura 6.16: Determinazione della σ_{pl} media.	124
Figura 6.17: Tratto di curva considerato nella determinazione di E_s	125
Figura 6.18: Determinazione di E_s medio.	126
Figura 6.19: Esempio interpolazione dati prova di compressione.	126
Figura 6.20: Curva media utilizzata per la caratterizzazione del comportamento plastico.	127
Figura 6.21: Divergenza dell'interpolazione per il segnale 7 F lato B.	127
Figura 6.22: Modello del penetratore.	128
Figura 6.23: Dimensioni del supporto per il tubo tondo.	128
Figura 6.24: Modello del supporto per il tubo.	129
Figura 6.25: Modello del tubo tondo (sinistra) e della relativa schiuma (destra).	129
Figura 6.26: Modello d'assieme per la simulazione della prova di flessione della geometria tonda.	130
Figura 6.27: Modello e dimensioni del supporto per il tubo quadro.	131
Figura 6.28: Modello del tubo quadro (sinistra) e della relativa schiuma (destra).	131
Figura 6.29: Modello d'assieme per la simulazione della prova di flessione della geometria quadra.	132
Figura 6.30: Confronto dati sperimentali-simulazione per il tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm riempito per schiumatura diretta.	133
Figura 6.31: Confronto dati sperimentali-simulazione per il tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm riempito per incollaggio della schiuma all'interno del tubo.	134
Figura 6.32: Confronto dati sperimentali-simulazione per il tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm riempito con gioco della schiuma all'interno del tubo.	134
Figura 6.33: Confronto dati sperimentali-simulazione per il tubo tondo Φ 25 mm s 1.5 mm riempito per schiumatura diretta.	135
Figura 6.34: Confronto dati sperimentali-simulazione per il tubo tondo Φ 32 mm s 2 mm riempito per schiumatura diretta.	136
Figura 6.35: Confronto dati sperimentali-simulazione per il tubo tondo 20x20 mm s 2 mm riempito per schiumatura diretta.	136
Figura 6.36: Confronto dati sperimentali-simulazione per il tubo tondo 30x30 mm s 1.5 mm riempito per schiumatura diretta.	137
Figura 7.1: Mappa η – S.E.A.	142
Figura 7.2: Mappa η - €.	143
Figura 7.3: Mappa y - €.	144
Figura 7.4: Esempi di riempimento parziale.	145
Figura 7.5: Profilo hat riempito.	146

Indice delle tabelle

Tabella 4.1: Rigidezza specifica per acciaio inossidabile, lega d'alluminio 6061 e acciaio al carbonio altoresistenziale.....	44
Tabella 4.2: Variazione dell'energia media assorbita dall'acciaio DP590 a tre diversi valori di strain rate.....	46
Tabella 4.3: Dati utilizzati per ricavare il legame momento-curvatura.....	47
Tabella 4.4: Caratteristiche della sezione considerata per il confronto dei materiali in termini del legame momento – rotazione.....	47
Tabella 4.5: Valori dei parametri obiettivo considerati per i materiali in confronto.....	50
Tabella 4.6: Valori dei parametri obiettivo per i materiali relativi al confronto 1.	51
Tabella 4.7: Valori dei parametri obiettivo per i materiali relativi al confronto 2.	52
Tabella 4.8: Dati relativi ai materiali e alle geometrie utilizzate.....	58
Tabella 4.9: Riepilogo caratteristiche sezione quadra utilizzata per la scelta dell'alluminio della schiuma.....	58
Tabella 4.10: Valori di C e di incremento di momento per le due tipologie di Al considerate per la schiuma 1.....	58
Tabella 4.11: Valori di C e di incremento di momento per le due tipologie di Al considerate per la schiuma 2.....	59
Tabella 4.12: Risultati delle prove di schiumatura diretta utilizzando il tubo a sezione circolare.....	64
Tabella 4.13: Esempio di calcolo del tempo di schiumatura.....	65
Tabella 4.14: Risultati delle prove di schiumatura diretta da utilizzare per l'incollaggio relativi al tubo a sezione circolare.....	69
Tabella 4.15: Dati finali per i tubi a sezione circolare riempiti tramite incollaggio.....	69
Tabella 4.16: Risultati delle prove di schiumatura diretta utilizzando il tubo a sezione quadrata.....	71
Tabella 5.1: Schema riassuntivo di tutte le configurazioni testate.....	75
Tabella 5.2: Caratteristiche dei tubi tondi Φ 27 mm, s 2.5 mm in acciaio al carbonio utilizzati per la prima serie di prove.....	76
Tabella 5.3: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie del tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio al carbonio per la prima serie di prove.....	77
Tabella 5.4: Risultati dei parametri di confronto caratteristici per la geometria tonda Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio al carbonio nelle due configurazioni di riempimento considerate.....	80
Tabella 5.5: Caratteristiche dei tubi Φ 27 mm s 2.5 mm non trattati termicamente riempiti con incollaggio.....	87
Tabella 5.6: Caratteristiche dei tubi Φ 27 mm s 2.5 mm non trattati termicamente riempiti con gioco.....	87
Tabella 5.7: Caratteristiche dei tubi Φ 27 mm s 2.5 mm trattati termicamente riempiti con gioco.....	87

Tabella 5.8: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie per la seconda serie di prove relative al tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm....	88
Tabella 5.9: Valori riassuntivi dei parametri di confronto delle configurazioni medie considerate relative al tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm.....	89
Tabella 5.10: Caratteristiche dei tubi quadri 20x20 mm s 2 mm utilizzati per la prima serie di prove.....	97
Tabella 5.11: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie del tubo quadro 20x20 mm s 2 mm in acciaio al carbonio con posizionamento a rombo per la prima serie di prove.	98
Tabella 5.12: Caratteristiche dei tubi quadri 20x20 mm s 2 mm utilizzati per la seconda serie di prove.	100
Tabella 5.13: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie del tubo quadro 20x20 mm s 2 mm in acciaio al carbonio con posizionamento piatto per la seconda serie di prove.....	101
Tabella 5.14: Caratteristiche riassuntive dei tubi Φ 25 mm s 1.5 mm in AISI 304.	102
Tabella 5.15: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie del tubo tondo Φ 25 mm s 1.5 mm in AISI 304.....	103
Tabella 5.16: Caratteristiche riassuntive dei tubi Φ 32 mm s 2 mm in DOCOL 800 DP.....	105
Tabella 5.17: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie del tubo tondo Φ 32 mm s 2 mm in DOCOL 800 DP.....	106
Tabella 5.18: Caratteristiche riassuntive dei tubi quadri 30x30 mm s 1.5 mm in DOCOL 800 DP.....	108
Tabella 5.19: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie del tubo 30x30 mm s 1.5 mm in DOCOL 800 DP.....	109
Tabella 6.1: Risultati prove di micro durezza per i tubi a sezione circolare Φ 27 mm s 2 mm.....	113
Tabella 6.2: Valori di conversione durezza-carico di rottura [30].....	114
Tabella 6.3: Risultati prove di micro durezza per i tubi a sezione quadrata 20x20 mm s 2 mm.....	115
Tabella 6.4: Risultati prove di micro durezza per la saldatura del tubo 25.	116
Tabella 6.5: Provini considerati per la caratterizzazione a compressione.	119
Tabella 6.6: Riordino risultati relativi allo sforzo di plateau e alla deformazione di densificazione.....	122
Tabella 6.7: Riordino risultati relativi al modulo elastico allo scarico.....	125
Tabella 6.8: Riassunto dei numeri di elementi utilizzati in relazione alla sezione ed al materiale considerati per la geometria tonda.....	129
Tabella 6.9: Riassunto dei numeri di elementi utilizzati in relazione alla sezione ed al materiale considerati per la geometria quadrata.....	132
Tabella 7.1: Tabella riassuntiva delle condizioni ottimali di schiumatura per le configurazioni considerate	139

Sommario

Scopo delle barre laterali anti-intrusione laterali per uso automobilistico è quello di assorbire l'energia cinetica del veicolo collisore e trasformarle parzialmente in energia di deformazione. Scopo di questa tesi è quello di valutare le modalità di produzione e le prestazioni di un nuovo tipo di barre laterali anti intrusione per autoveicoli riempite mediante schiuma metallica a base di alluminio; analizzando gli aspetti tecnici, effettuando una campagna di prove sperimentali e studiando il fenomeno mediante analisi numeriche. La scelta di utilizzare la schiuma metallica a base di alluminio come riempimento è dovuta alla buona capacità di questo materiale di assorbire energia durante la deformazione. Stabilite le geometrie ed i materiali da utilizzare, si è provveduto a procedere con la fase sperimentale della tesi dove ci si è occupati, in prima battuta, della produzione dei componenti a partire da precursore industriale con TiH_2 come agente schiumogeno. Successivamente i tubi così realizzati sono stati testati a flessione su tre punti al fine di valutare le prestazioni in termini del legame forza – spostamento e di altri parametri specifici come la Specific Energy Absorption (S.E.A.). Per capire il ruolo dell'interazione fra la superficie interna del tubo e quella della schiuma sono state testate le tre seguenti configurazioni di riempimento: riempimento per schiumatura diretta del tubo, riempimento per incollaggio ed inserimento con gioco della schiuma all'interno del tubo. Infine è stato realizzato un modello di simulazione numerica ad elementi finiti con lo scopo di confrontare i risultati numerici con quelli sperimentali precedentemente ottenuti nei termini del legame forza – spostamento, che potrà tornare utile in successive analisi ed approfondimenti.

Parole chiave: barre laterali anti – intrusione, schiuma metallica, produzione, flessione, interazione, simulazione FEM.

Abstract

The role of a anti-intrusion bar for automotive use is to absorb the kinetic energy of the colliding bodies that is partially converted into internal work of the bodies involved in the crash. In this thesis the aim is to assess the mode of production and the performances of a new kind of anti-intrusion bars for automotive use, filled with metallic foams by evaluating technical aspects of the problem and by made an experimental and numerical study. The reason of use this cellular material as filling concerned with its capacity to absorb energy during deformation. Established the materials and the shapes of the closed section to fill, a preliminary experimental phases of this work looks for producing the aluminum foam starting from an industrial precursor with TiH_2 blowing agent. The next step of experimental phase consist to test the tube foam filled in a isolated three point bending test to understand the performances of new bar in terms of force – displacement response and other specific parameters of performance such as the Specific Energy Absorption (S.E.A.). To understand the role of interaction

between the inner surface of the tube and the external surface of the foam, three different kind of interaction was be made: direct filling of the tube, gluing the foam in to the tube and filling with clearance between tube and foam. Finally a FEM model was developed to compare numerical results with experimental results in terms of force – displacement response. Moreover the FEM model can become useful for future analysis and investigations.

Keywords: anti – intrusion bars, metal foam, production, bending, interaction, FEM simulation.

Nomenclatura

$M(\chi)$	Momento flettente funzione della curvatura
M_e	Momento flettente elastico
M_0	Momento flettente limite
M_u	Momento flettente ultimo del tubo
M_{uf}	Momento flettente ultimo della schiuma
ΔM	Incremento di momento flettente dovuto all'inserimento della schiuma
f	Fattore di forma
P_m	Forza media di deformazione del tubo vuoto
ΔP_m	Variazione della forza media di deformazione
b	Lato della sezione
t	Spessore della sezione
n	Esponente della legge esponenziale
E	Modulo di Young (pedice s riferito al materiale solido, pedice f riferito alla schiuma metallica)
σ_y	Sforzo di snervamento (pedice s riferito al materiale solido, pedice f riferito alla schiuma metallica)
σ_0	Sforzo equivalente (pedice s riferito al materiale solido)
σ_{pl}	Sforzo di plateau della schiuma
θ	Angolo di piegatura al vertice
θ_c	Angolo di rotazione critico del tubo (pedice f riferito alla schiuma)
τ_f	Sforzo tangenziale della schiuma
ε_d	Deformazione di densificazione della schiuma
ρ	Massa volumica (pedice s riferito al materiale solido, pedice f riferito alla schiuma metallica)
c_p	Calore specifico
λ	Coefficiente di conducibilità termica
C	Coefficiente caratteristico della schiuma
W_v^{foam}	Energia di deformazione assorbita dalla schiuma per unità di volume
η_s	Coefficiente di smorzamento
η	Efficienza energetica (rapporto fra carico medio e carico massimo della prova di flessione)
E_{abs}	Energia assorbita durante la deformazione
$S.E.A.$	Specific Energy Absorption (rapporto fra E_{abs} e massa del componente)
W_m	Ingombro trasversale della barra
y	Parametro di confronto riassuntivo
β_{0k}, β_{1k}	Coefficienti regressione statistica

Introduzione

Il tema sicurezza in ambito automobilistico sta assumendo un ruolo sempre più importante anche grazie alla consapevolezza da parte delle case costruttrici che il fattore sicurezza rappresenta uno dei punti qualificanti per la scelta di un'automobile da parte dei possibili acquirenti.

La sicurezza di un autoveicolo può essere [1]:

- **attiva:** riguarda in modo diretto il comportamento direzionale e le caratteristiche di frenatura del veicolo, ma ha anche forti implicazioni con le sue prestazioni in generale, con il confort di marcia e con altre caratteristiche del veicolo;
- **passiva:** riguarda essenzialmente la capacità della struttura del veicolo di proteggere il suo carico in caso di collisione ed è quindi strettamente legata alla progettazione strutturale del veicolo.

In particolare la sicurezza passiva di un'automobile può essere migliorata seguendo principalmente due strade che riguardano rispettivamente la dotazione dell'automobile di dispositivi integrati con la struttura stessa, come per esempio airbags e cinture di sicurezza; oppure tramite progettazione adeguata del telaio.

Le forme e le tipologie costruttive dei telai si possono ritenere già relativamente adeguate ad ottenere buone caratteristiche di sicurezza in caso di urti frontali. Il problema degli urti laterali è invece, dal punto di vista ingegneristico, molto più complesso in quanto lo spazio utile di assorbimento è molto inferiore rispetto al caso di urto frontale e, potenzialmente, l'ottenimento di una maggiore sicurezza in questo caso porterebbe modifiche radicali nell'architettura dei telai automobilistici e relativi cambiamenti nel disegno complessivo degli autoveicoli.

Dal punto di vista statistico gli urti laterali costituiscono il 25% degli avvenimenti, preceduti dagli urti frontali 51% e seguiti dalle altre due tipologie di urto: rollover 15% e urto posteriore 9%.

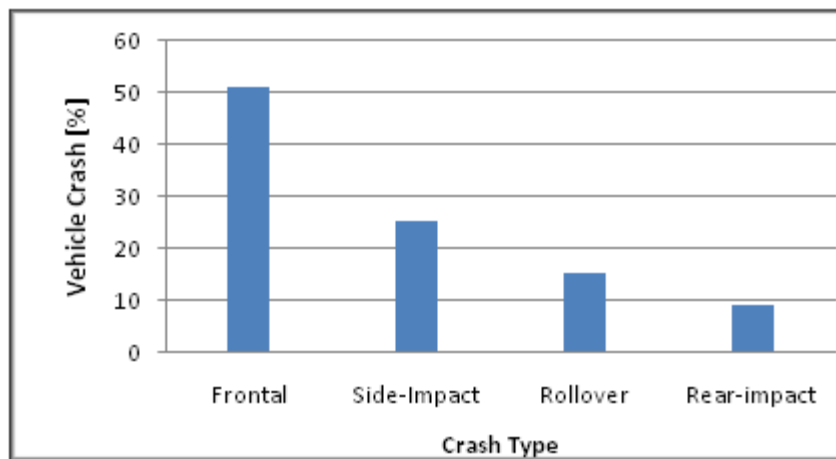


Figura i: Statistica sulle tipologie di urti automobilistici [2].

Tuttavia, a causa del notevole aumento di veicoli in circolazione e delle prestazioni degli autoveicoli nel ventennio compreso tra inizio anni '80 e inizio 2000 si è registrato un considerevole aumento della lesività degli urti laterali.

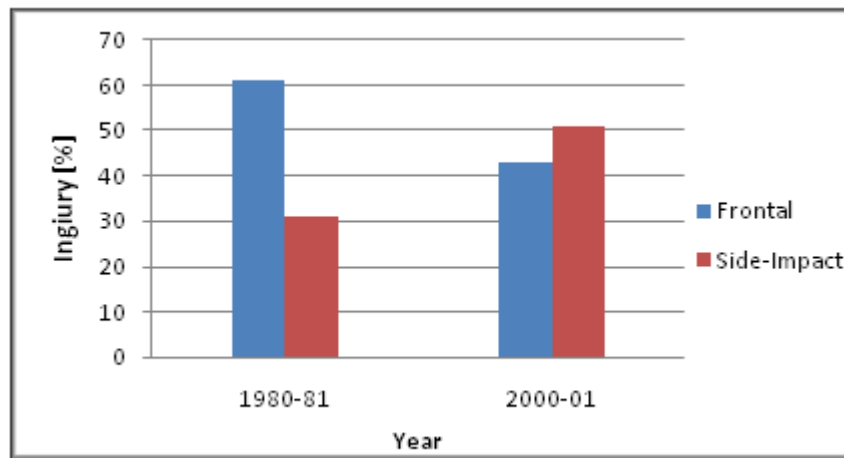


Figura ii: Confronto della lesività fra le due tipologie di urto più rilevanti nel periodo considerato [2].

In caso di urto laterale uno dei componenti adibiti alla protezione degli occupanti è la barra anti – intrusione, con lo scopo di assorbire l’energia cinetica del veicolo collisore e convertirla in energia di deformazione. L’evento collisione è di tipo non lineare e può generare danneggiamenti nelle strutture, nelle giunzioni ed instabilità locali o globali dei componenti soggetti all’impatto. In aggiunta, lo strain – rate e gli effetti inerziali possono giocare un ruolo importante nella risposta della struttura alla collisione. Oggetto di questa tesi è il miglioramento della sicurezza passiva di un autoveicolo tramite la valutazione delle modalità di produzione e delle prestazioni di un nuovo modello di barre anti-intrusione laterali ottenute combinando le geometrie attualmente in uso con la schiuma metallica a base di alluminio. Grazie alla porosità interna, le schiume metalliche racchiudono in se un set di proprietà non riscontrabili nel materiale di base compatto. Presentano ad esempio uno sforzo di plateau circa costante all’aumentare della deformazione se sottoposte a carichi di compressione, un coefficiente di Poisson differente a seconda della direzione di applicazione del carico ed un modulo di elasticità tangenziale differente nelle condizioni di carico e scarico. La caratteristica fondamentale che ci ha spinti ad utilizzare questo materiale è, però, l’elevata capacità di assorbimento di energia in fase di deformazione, essendo in grado di dissipare energia anche per deformazioni dell’ordine del 70%. La combinazione tra sezione metallica e schiuma dovrebbe pertanto garantire una maggiore efficacia durante la fase di assorbimento di energia in caso di urto che si traduce in una minor intrusione, a parità di energia assorbita, del componente nell’abitacolo diminuendo così la lesività nei confronti degli occupanti del veicolo.

A tal proposito saranno discusse nel capitolo 1 le problematiche strutturali di progettazione del componente e saranno valutate le differenti tipologie di barre laterali attualmente utilizzate sulle vetture in produzione.

Nel capitolo 2 sarà studiato dal punto di vista strutturale il meccanismo di deformazione di componenti soggetti a sollecitazioni flessionali come sono le barre laterali anti-intrusione. Nel capitolo 3 saranno presentate le caratteristiche delle schiume metalliche ed i diversi metodi di produzione.

Nel capitolo 4 ci si occuperà di definire in maniera preventiva, tramite simulazioni ad elementi finiti, la combinazione più efficace tra quelle individuate, dal punto di vista prestazionale relativamente alla determinazione dei materiali utilizzati, sia per quanto riguarda il materiale della sezione che per quanto riguarda la tipologia di alluminio utilizzata per la realizzazione della schiuma metallica. Verranno quindi illustrate le problematiche produttive di quest'ultimo materiale e saranno analizzate nel capitolo 5 differenti condizioni di interfaccia fra superficie interna della sezione e superficie esterna della schiuma tramite l'esecuzione di prove di flessione su tre punti. In particolare saranno testati per sezioni in acciaio comune:

- riempimento per schiumatura diretta della sezione;
- riempimento tramite incollaggio della schiuma all'interno della sezione.

Saranno inoltre testate sezioni di diverso materiale al fine di individuare la configurazione più efficiente fra quelle testate dal punto di vista prestazionale a livello sperimentale.

Nel capitolo 6 saranno infine presentati i modelli numerici di simulazione ad elementi finiti ed i risultati ottenuti in confronto con i risultati sperimentali con lo scopo di valutare l'efficacia del modello e la possibilità di utilizzarlo per future analisi ed approfondimenti.

1 Sicurezza passiva dell'autoveicolo in urti laterali

1.1 Problematiche e ottimizzazioni strutturali

Gli urti laterali sono la seconda tipologia di impatto per quanto concerne le lesioni gravi e mortali. A questo si aggiunge il fatto che la maggiore sofisticatezza dei sistemi di ritenuta in urto frontale e soprattutto l'utilizzo più esteso delle cinture di sicurezza sta spostando sempre più la lesività verso gli urti laterali.

Tecnicamente vengono definiti urti laterali tutti gli urti che interessano le due fiancate dell'autoveicolo con direzione delle forze prevalentemente trasversale (coni di direzione delle forze da -30° a $+30^\circ$ relativamente alla direzione trasversale per ogni fiancata come indicato in Figura 1.1). Inoltre la zona di impatto deve trovarsi a sua volta all'interno di una delle due fiancate.

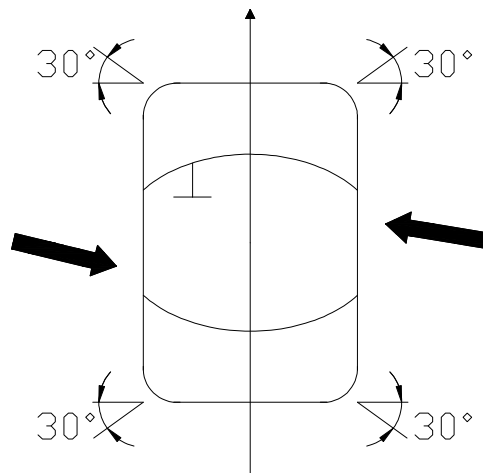


Figura 1.1: Definizione di urto laterale [3].

Due sono le categorie più rilevanti di urti laterali:

- **urti laterali vettura contro vettura**, particolarmente pericolosi qualora il veicolo urtante provochi una significativa intrusione nell'abitacolo nella zona delle porte o della fiancata posteriore;
- **urti laterali contro oggetti fissi concentrati** quali pali. Questa categoria è sempre molto pericolosa sia per le forti intrusioni che ingenera che per l'alta probabilità che gli oggetti urtanti presentino traiettorie che intercettino segmenti corporei sensibili.

In urto laterale, a differenza dell'urto frontale nel quale è possibile disaccoppiare il comportamento strutturale da quello del sistema di ritenuta grazie alla mediazione dell'effetto lesivo da parte della deformazione del frontale; il meccanismo lesivo è essenzialmente un meccanismo di contatto. L'unico "mediatore" tra oggetto urtante ed occupanti è la fiancata del veicolo che presenta caratteristiche di resistenza e geometrie ben differenti da quelle di un frontale [3].



Figura 1.2: Struttura laterale di un'odierna autovettura.

Le problematiche strutturali in caso di urto laterale dipendono principalmente dalla sensibilità della fiancata del veicolo alla tipologia di oggetto intrudente (sia esso veicolo od ostacolo fisso) ed alla direzione e posizione relativa di impatto, in particolare:

- **le fiancate sono facilmente deformabili:** qualora compresse da oggetti intrudenti presentano profili di deformazione flessionale attivati a livelli di forza relativamente bassi. Con riferimento ai diagrammi forza-spostamento per i frontali è possibile affermare che le fiancate degli autoveicoli presentano rigidzze a compressione di almeno un ordine di grandezza inferiore e quindi in presenza di impulsi trasversali delle forze molto significativi presentano profili di intrusione estremamente pronunciati. Il meccanismo di trasferimento dell'impulso laterale avviene quindi a livelli di forza relativamente bassi che agiscono per spostamenti/tempi piuttosto lunghi;
- **i profili di deformazione dipendono** in modo molto sensibile **dalla posizione del centro di compressione**. La resistenza trasversale della fiancata presenta un massimo in corrispondenza del pavimento scocca dove si registrano forze resistenti elevate in caso di urto. Tali forze

tendono a decadere in modo pronunciato appena il baricentro delle forze supera il livello del pavimento della vettura. In questa zona l'impulso viene trasmesso al telaio dai montanti/porte con un meccanismo sostanzialmente a taglio ancora efficiente ma molto meno rigido del meccanismo di pura compressione che si ha in caso di allineamento tra oggetto intrudente e pavimento scocca. La forza resistente continua a decadere in modo molto pronunciato con l'ulteriore sollevarsi del baricentro di spinta dell'oggetto intrudente che tende sempre più a trasferire l'effetto della forza attraverso meccanismi di carattere flessionale con formazione di cerniere plastiche. Considerazioni analoghe valgono per valutare la dipendenza della forza di resistenza trasversale rispetto alla migrazione in senso longitudinale del centro di pressione a parità di altezza da terra. Tale distribuzione presenterà un massimo della forza resistente nel caso l'urto si verifichi all'altezza del montante anteriore o posteriore e presenterà un andamento decrescente con l'avvicinarsi al montante centrale dell'autovettura a causa dell'assenza di specifici elementi di collegamento fiancate a livello di linea cintura in corrispondenza del montante stesso;

- ***i profili di deformazione dipendono da quanto risulta concentrata o distribuita la forza.*** Oltre al centro di pressione altro parametro di notevole importanza è l' ***impronta di compressione***. Sinteticamente tanto più elevata è la dimensione dell'impronta e tanto maggiore è la probabilità di intercettare elementi strutturali quali le barre anti-intrusione situate negli sportelli consentendo così una riduzione della penetrazione da parte dell'oggetto intrudente. Viceversa, per impronte di dimensioni contenute si registra uno sfondamento localizzato della fiancata;
- ***la fiancata è formata anche da elementi mobili*** quali le porte, vincolati in modo puntuale alla fiancata stessa e che possono assumere un moto proprio, funzione dei punti di attacco alla parte fissa della carrozzeria [3].

Per l'ottimizzazione di tali problematiche il punto di partenza è la riduzione dell'energia cinetica che i diversi componenti della fiancata del veicolo (siano essi porte, montanti o fianchetti posteriori) presentano al momento del contatto.

A tal proposito si rende quindi necessaria la ***gestione*** del profilo di deformazione minimizzando la variabilità della rigidità trasversale complessiva della fiancata rispetto alla migrazione verticale del centro di pressione e limitando la riduzione della rigidità trasversale in funzione dello spostamento longitudinale del centro di pressione generando così una cerniera plastica a livello degli arti inferiori del trasportato (regolamento ECE/ONU n. 95). Bisogna inoltre impedire o perlomeno limitare la possibilità di avere intrusioni localizzate a causa di forze concentrate agenti in zone prive di elementi strutturali integrando la scocca con specifici elementi di rinforzo che consentano di distribuire lo sforzo all'intera fiancata (normativa Std USA 214 parte statica e dinamica).

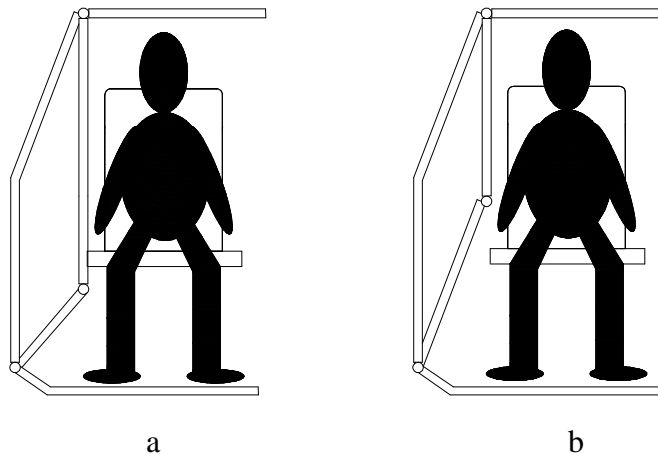


Figura 1.3: Posizione ottimale (a) e non ottimale (b) della cerniera plastica [3].

È infine possibile distinguere tre tipologie di collisione alle quali corrispondono altrettanti vincoli progettuali:

- *Urti a bassa velocità* (0-8 km/h): urti che comportano assente o scarso danneggiamento;
- *Urti a media velocità* (13-20 km/h): urti con bassi costi di riparazione. Tutta l'energia deve essere assorbita in una determinata zona che deve essere facilmente riparata o sostituita;
- *Urti ad alta velocità* (50-60 km/h): urti che comportano un minimo livello di lesioni per gli occupanti. Tutta l'energia deve essere assorbita in maniera efficiente e controllata.

1.2 . Caratteristiche delle attuali barre anti-intrusione laterali

Per perseguire lo scopo illustrato nel paragrafo precedente le case costruttrici di autoveicoli utilizzano differenti configurazioni di barre laterali anti-intrusione, sia dal punto di vista geometrico che dal punto di vista del posizionamento all'interno del lay-out dello sportello. Scopo di questo paragrafo è quello di illustrare le più comuni configurazioni attualmente in commercio.



Figura 1.4: Esempio di geometria tubolare, barra laterale Lancia Y.



Figura 1.5: Esempio di geometria ondulata, barra laterale Fiat IDEA.

Come si può notare dalla precedente figura esistono essenzialmente due tipologie di geometrie:

- geometrie tubolari a sezione prevalentemente tonda o quadra;
- geometrie a sezione ondulata ottenute tramite stampaggio di lamiera.

I materiali utilizzati per la realizzazione di queste strutture sono generalmente acciai altoresistenziali con carichi di rottura minimi garantiti dell'ordine degli 800/1000 Mpa (o addirittura 1400 Mpa con allungamento minimo del 10.4% come richiesto dalla casa giapponese NISSAN) che consentono la riduzione degli spessori delle sezioni e l'aumento delle caratteristiche di resistenza in caso di urto. Relativamente al posizionamento dei dispositivi all'interno dello sportello si possono definire tre tipologie principali:

1. barre disposte longitudinalmente nel vano portiera (solitamente sono impiegate una o due barre opportunamente distanziate come mostrato in Figura 1.5);
2. barre posizionate in maniera diagonale rispetto al vano portiera come illustrato in Figura 1.6;
3. barre posizionate in maniera diagonale rispetto al vano portiera con rinforzo verso la base come illustrato in Figura 1.2.



Figura 1.6: Barre longitudinali (tratto da [4]).

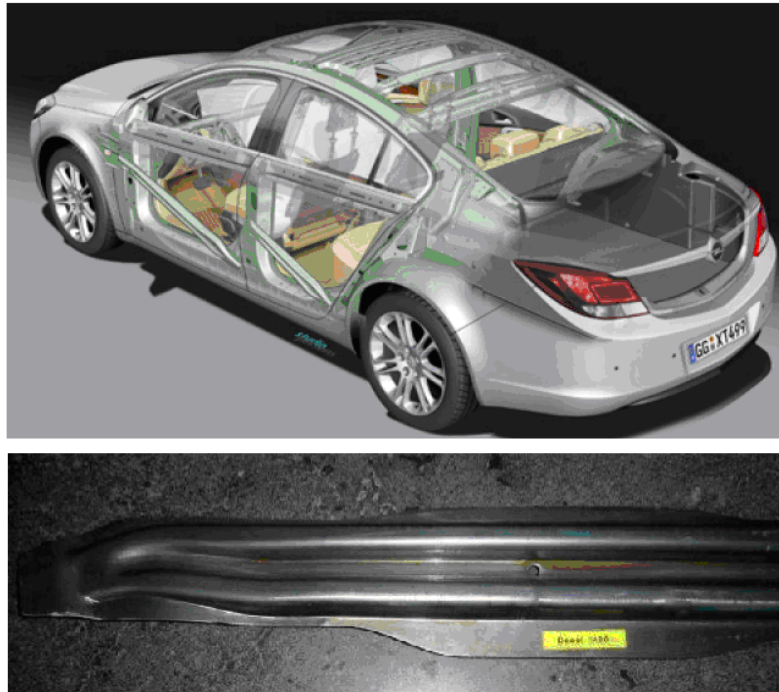


Figura 1.7: Barre diagonali (tratta da catalogo 490_SSAB_Automotive e presentazione Swedish Steel crash).

Per quanto riguarda le dimensioni caratteristiche degli attuali componenti si va dai 25.4 mm ai 31.8 mm di massima dimensione trasversale con spessori dell'ordine dei 2.6 mm (a seconda della tipologia di autovettura) per sezioni tubolari e dai 15mm ai 20 mm di massima dimensione trasversale e spessori di 2 mm per sezioni ondulate. In entrambi i casi le lunghezze tipiche si aggirano attorno ai 900 mm.



Figura 1.8: Barra tubolare Nissan Pathfinder diametro 31.8 mm spessore 2.6 mm.



Figura 1.9: Barra ondulata BMW X3 (sinistra) BMW MINI (destra).

BMW X3 (Figura 1.8 di sinistra):

- Altezza totale della sezione pari a 70 mm;
- Due onde:
 - Profondità: 20 mm;
 - Distanza tra le onde: 20 mm.

BMW MINI (Figura 1.8 di destra):

- Altezza totale della sezione pari a 60 mm;
- Tre onde:
 - Profondità: 15 mm;
 - Distanza tra le onde: 15mm.



Si preannuncia che nel seguito della tesi le differenti prove effettuate saranno confrontate a parità di angolo di deformazione al vertice θ , in modo da avere un confronto significativo fra i componenti testati e i componenti reali.

1.3 Informazioni sulla regolamentazione degli impatti laterali

Scopo di questo paragrafo è quello di dare informazioni relative alle normative vigenti in caso di urti laterali sia per quanto riguarda le direttive della Comunità Europea sia per quanto riguarda le direttive Americane. E' da notare come in entrambi i casi non si faccia riferimento a valori limite di deformazione e assorbimento di energia per le barre laterali anti-intrusione considerate singolarmente e pertanto saranno fatte in seguito ipotesi opportune.

1.3.1 European side-impact

L'European side-impact test fa riferimento alla normativa 96/27/EC in vigore dal 20 Maggio 1996. Tale normativa specifica le procedure di svolgimento del test atta a certificare la produzione di automobili per la Comunità Europea. Il test consiste sostanzialmente nell'urto tra una barriera mobile deformabile di alluminio (MDB) avente una massa di 950 kg viaggiante alla velocità di 50 km/h ed una vettura ferma nella quale è posizionato un manichino tipo EuroSID [5].

Il test viene ritenuto positivo se sono soddisfatte le seguenti prescrizioni:

- L'injury criteria relativo al manichino deve essere entro determinati limiti;
- Nessun sportello si deve aprire durante la collisione;
- Dopo l'impatto il manichino deve poter essere estratto con facilità e senza l'ausilio di attrezzi particolari;
- La perdita di carburante dal serbatoio non deve superare i 30 g/min;
- Non devono essere presenti nuove fonti di rischio (come per esempio il distacco di componenti costituenti lo sportello) per il conducente a seguito dell'impatto.

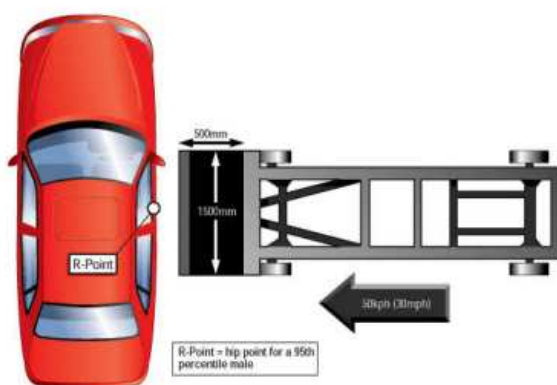


Figura 1.10: Euro-NCAP side-impact MDB test [5].

Altro test sviluppato per la verifica della resistenza delle autovetture della Comunità Europea in caso di urto laterale è il *pole-side-impact* nel quale l'autovettura viene posta su di un carrello mobile viaggiante alla velocità di 29 km/h e fatta impattare lateralmente contro un palo di diametro 254 mm [6].

Tale test risulta essere più severo dal punto di vista resistenziale dei dispositivi anti-intrusione in quanto l'energia in gioco durante l'impatto viene scambiata attraverso una superficie più ristretta rispetto a quella disponibile durante l'urto con barriera MDB e di conseguenza le forze agenti sui dispositivi risultano più elevate.

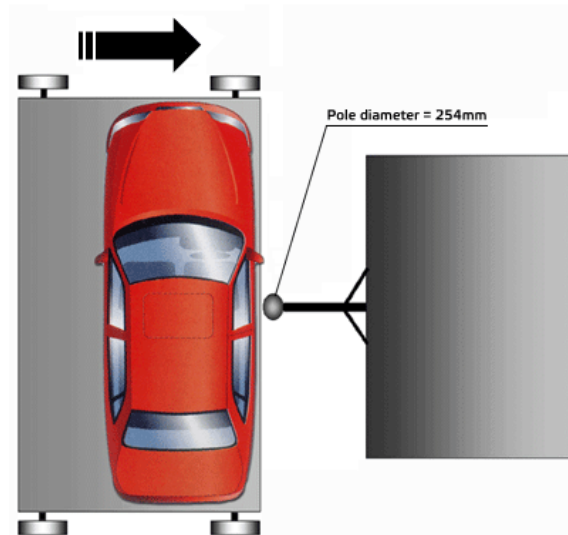


Figura 1.11: Euro-NCAP side-impact pole-test [6].

1.3.2 US side-impact

La regolamentazione relativa agli impatti laterali per gli Stati Uniti d’America è riportata nella direttiva FMVSS (Federal Motor Vehicle Standard) N°214 redatta nel 1990 per assicurare la protezione degli occupanti delle autovetture [7]. Tale normativa prede lo svolgimento di test statici e dinamici atti a simulare collisioni laterali, in particolare:

- *Quasi Static test* atto a misurare l’intrusione del pannello portiera nel vano conducente;
- *Dynamic test* atto a misurare le forze agenti sul corpo umano durante impatto laterale.

1.3.2.1 Quasi Static Test

Nella regolamentazione US tale test è eseguito facendo urtare contro lo sportello dell’autoveicolo un palo rigido di acciaio di diametro 300 mm viaggiante a velocità costante pari a 0.03 m/s (corrispondenti a 1800 mm/min) per il tempo necessario al raggiungimento di una deformazione massima di 450 mm.

Per il superamento del test è necessario calcolare e rispettare le seguenti prescrizioni:

1. La resistenza media all’urto iniziale $P_{initial}$ pari alla forza media richiesta per deformare lo sportello di 150 mm

$$P_{initial} = \frac{\int_0^{150mm} P \cdot d\Delta}{\Delta_{150}} > 1250 \text{ pounds force (senza sedili installati nel veicolo)}$$

(l'unità pounds force è specificata nella regolamentazione)

oppure:

$$P_{initial} = \frac{\int_0^{150mm} P \cdot d\Delta}{\Delta_{150}} > 2550 \text{ pounds force (con sedili installati nel veicolo)}$$

dove P rappresenta il carico applicato allo sportello e Δ rappresenta la deformazione massima imposta.

- La resistenza media all'urto intermedia $P_{intermediate}$ pari alla forza richiesta per deformare lo sportello di più di 300 mm

$$P_{intermediate} = \frac{\int_0^{300mm} P \cdot d\Delta}{\Delta_{300}} > 3500 \text{ pounds force (senza sedili nel veicolo)}$$

oppure:

$$P_{intermediate} = \frac{\int_0^{300mm} P \cdot d\Delta}{\Delta_{300}} > 4375 \text{ pounds force (con sedili nel veicolo)}$$

dove P rappresenta il carico applicato allo sportello e Δ rappresenta la deformazione massima imposta.

- La resistenza di picco all'urto P_{crush} pari alla media della forza richiesta per deformare lo sportello di più di 350 mm

$$P_{crush} > 7000 \text{ pounds force (senza sedili) a deformazione di 450 mm}$$

oppure:

$$P_{crush} > 12000 \text{ pounds force (con sedili) a deformazione di 450 mm}$$

dove P rappresenta il carico applicato allo sportello e Δ rappresenta la deformazione massima imposta pari a 450 mm.

1.3.2.2 Dynamic Test

Le prescrizioni US relative all'impatto dinamico prevedono un impatto laterale a 90° tra il veicolo impattatore viaggiante a velocità costante di 48 km/h e il veicolo impattato viaggiante in direzione perpendicolare a velocità di 24 km/h.

La simulazione di tale evento viene effettuata facendo impattare il veicolo equipaggiato con la barriera deformabile MDB e viaggiante a velocità di 54 km/h contro il veicolo da testare fermo e posizionato perpendicolarmente rispetto all'asse longitudinale del veicolo impattatore. Al momento della collisione tutte e quattro le ruote del veicolo impattatore sono ruotate di 27° rispetto al proprio asse longitudinale.

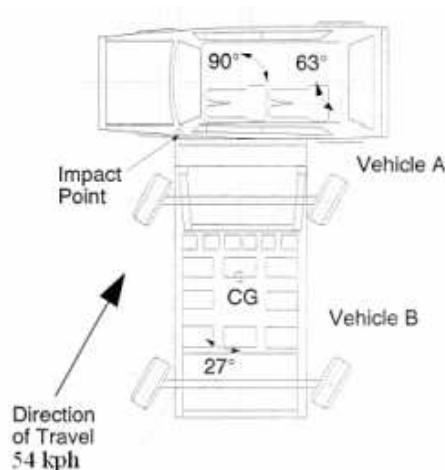


Figura 1.12: US side-impact MDB-test [7].

Come si può notare dalla figura 10 due manichini (SIDs) sono posizionati nel veicolo, uno al posto di guida e l'altro nella posizione di passeggero dietro al conducente. La barriera MDB ha una massa di 1360 kg e dimensioni di 1676 mm di larghezza, 560 mm di altezza e 280 mm di profondità.

Per il superamento del test è necessario rispettare le seguenti prescrizioni:

- Decelerazioni di torace e zona pelvica entro i limiti consentiti;
- I componenti dello sportello urtato non devono essere separati;
- Altri sportelli non devono essere aperti o presentare separazione dei componenti.

1.3.2.3 Injury Criteria

Nel caso di impatto laterale le lesioni agli occupanti del veicolo possono incorrere per tre motivi [7]:

1. L'occupante del veicolo può essere colpito dall'intrusione di componenti dello sportello;
2. La testa dell'occupante del veicolo può colpire la zona dell'impatto;
3. Il passeggero del veicolo si potrebbe spostare durante l'impatto e collidere con parti deformate.

Come visto nelle precedenti regolamentazioni, per il superamento del test è necessario soddisfare alcuni importanti criteri di sicurezza sviluppati per legare le reazioni del corpo umano con alcuni parametri caratteristici misurati durante l'impatto.

In caso di impatto laterale i criteri più comuni sono:

- HPC (Head Performance Criterion)

$$HPC = \max \left((t_2 - t_1) \cdot \left[\frac{1}{t_2 - t_1} \right] \cdot \int_{t_1}^{t_2} a \cdot dt \right)^{2.5}$$

dove t_1 e t_2 sono rispettivamente gli istanti di inizio e fine contatto scelti in modo da massimizzare la funzione, a rappresenta l'accelerazione della testa espressa in g.

Tale parametro è utilizzato anche nei test Europei noto come HIC (Head Injury Criteria) dove il limite superiore è fissato a 1000.

- TPC (Thorax Performance Criterion)
 - *Deflessione del torace*: la massima deflessione per ogni costola deve essere inferiore a 42 mm per la Comunità Europea;
 - *Criterio Viscoso*:

$$VC = \max\left(\frac{D}{0.14} \cdot \frac{dD}{dt}\right)$$

dove D rappresenta la deflessione delle costole. Tale parametro deve essere inferiore a 1 m/s per l'European side-impact.

- APF (Abdominal Peak Force)
E' una misura della massima forza addominale e deve essere inferiore a 2.5 kN per le prescrizioni europee.
- PSPF (Pubic Symphysis Peak Force)
Per la regolamentazione Europea la massima forza agente sulla zona pelvica deve essere inferiore a 10 kN.
- TTI (Thoracic Trauma Index)

$$TTI = \frac{1}{2} \cdot (G_r + G_{ls})$$

dove G_{ls} rappresenta l'accelerazione di picco per la spina dorsale mentre G_r rappresenta l'accelerazione di picco delle costole, entrambe espresse in g. Per l'American FMVSS 214 tale indice deve essere inferiore a 90 g per vetture 3 porte e inferiore a 85 g per vetture 5 porte.

- Pelvic Lateral Acceleration
Questo indice non deve superare i 130 g per le prescrizioni US relative ai test dinamici.

2 Meccanismo di collasso plastico di travi inflesse

2.1 L'ipotesi di cerniera plastica

Per poter introdurre in maniera semplice il concetto di cerniera plastica si consideri una sezione rettangolare di dimensioni $b \times h$, di lunghezza L costituita da materiale idealmente elasto-plastico vincolata in maniera isostatica alle estremità e con un carico P applicato in mezzeria. (mettere fonte)

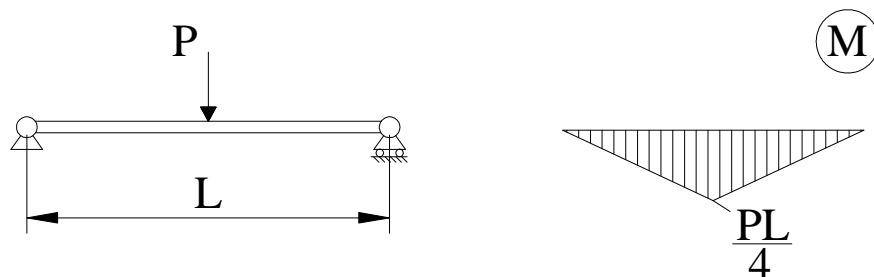


Figura 2.1: Schema della trave e considerata (sinistra) e andamento del momento flettente (destra) [8].

Il legame momento-curvatura per questo tipo di sezione è caratterizzato dalle seguenti equazioni (si rimanda all'appendice 2):

$$M(\chi) = \begin{cases} E \cdot I \cdot \chi & \text{se } \chi \leq \chi_e \\ M_e \cdot \left[\frac{3}{2} - \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\chi_e}{\chi} \right)^2 \right] & \text{se } \chi \geq \chi_e \end{cases}$$

dove:

$$M_e = \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot \sigma_0 \quad \chi_e = \frac{M_e}{E \cdot I} = \frac{2}{h} \cdot \varepsilon_0$$

indicano, rispettivamente, il momento e la curvatura al limite elastico quando nelle fibre esterne risulta $|\varepsilon| = \varepsilon_0 = \sigma_0/E$. La prima equazione del legame momento-curvatura è relativa al caso di sezione inizialmente priva di autotensioni interne e ne rappresenta il comportamento sotto l'azione di momenti monotamente crescenti da zero il cui andamento è riportato nella figura seguente.

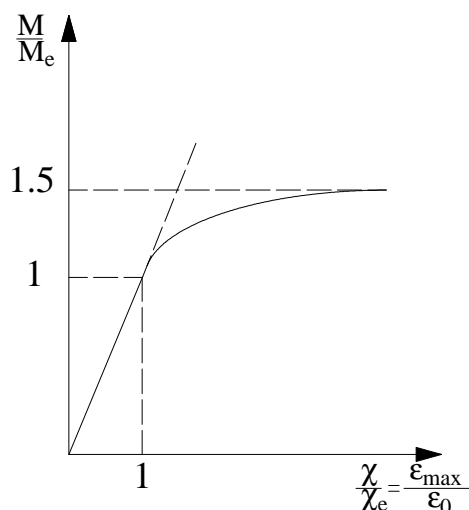


Figura 2.2: Legame momento-curvatura nel caso di incrudimento nullo [8].

La capacità flessionale della sezione risulta delimitata superiormente dal valore:

$$M_0 = \frac{3}{2} \cdot M_e = \frac{b \cdot h^2}{4} \cdot \sigma_0$$

noto come *momento limite*. Esso può essere interpretato come il “carico di collasso” della struttura inflessa [8].

Il momento limite non viene mai a rigore raggiunto, ma solo avvicinato asintoticamente per $\chi \rightarrow \infty$, situazione che peraltro comporta $\epsilon_{\max} \rightarrow \infty$; tuttavia valori di M molto prossimi a M_0 corrispondono a deformazioni del tutto accettabili per materiali reali. Per deformazioni ancora più elevate si può inoltre fare affidamento sul contributo dell’incrudimento, trascurato nel presente modello ma presente nel comportamento effettivo.

Per la configurazione illustrata in Figura 2.1 si possono distinguere le due seguenti fasi:

1. $P \leq \frac{4 \cdot M_e}{L} = \frac{8 \cdot M_0}{3 \cdot L}$. In tal caso $M_{\max} \leq M_e$ e tutte le sezioni si trovano in campo elastico. Dalla prima equazione del legame momento-curvatura si ottiene $\chi(x) = \frac{M(x)}{E \cdot I}$ e la curvatura presenta un andamento triangolare simile a quello del momento (diagramma *a* di Figura 2.3);
2. $\frac{8 \cdot M_0}{3 \cdot L} < P < \frac{4 \cdot M_e}{L}$. In un tratto attorno alla mezzeria della trave risulta adesso $M(x) > M_e$; in esso le curvature si discostano dall’andamento triangolare di una quantità pari alla differenza in ascisse tra la curva $M - \chi$ e la retta $M = E \cdot I \cdot \chi$ (tratteggiata in Figura 2.2). Per $P \rightarrow 4 \cdot M_0/L$ la curvatura nella sezione di mezzeria diviene sempre più grande e teoricamente illimitata (diagramma *c* di Figura 2.3). Il valore

$P_L = 4 \cdot M_0/L$ rappresenta il carico di collasso della trave: il momento massimo ha infatti raggiunto il valore limite e non può ulteriormente aumentare, come l'equilibrio richiederebbe per carichi più elevati.

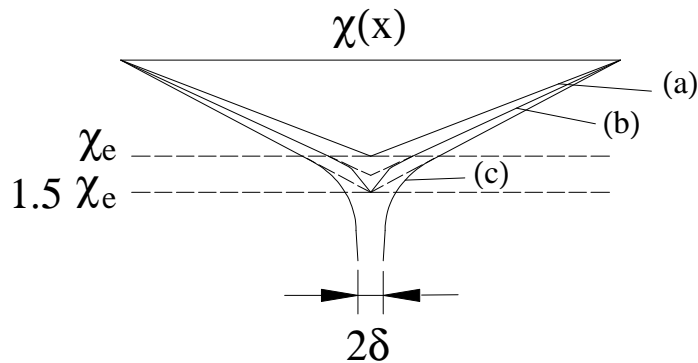


Figura 2.3: Andamento della curvatura $\chi(x)$ [8].

L'ampiezza dell'intervallo in cui le curvature si discostano dall'andamento triangolare elastico è anche notevole (pari a $L/3$ per $P = P_L$). Tuttavia il tratto in cui si riscontrano scostamenti significativi è drasticamente più limitato: curvature più che doppie rispetto a M/EI richiedono $M > 0.96M_0$, valore che si riscontra solo in prossimità del collasso e comunque solo in una piccola porzione di trave attorno alla mezzera. Ai fini della rappresentazione del suo comportamento globale, appare quindi lecito supporre che la trave sia ovunque elastica tranne che, nella sua situazione limite $M_{\max} = M_0$, in un piccolo tratto di ampiezza 2δ attorno alla mezzera. La quantità:

$$\varphi = \int_{L/2-\delta}^{L/2+\delta} \chi \cdot dx$$

può essere interpretata come una rotazione relativa tra i due tratti di trave che si mantengono elastici: per $M = M_0$, il mutuo incastro tra i due tratti viene sostituito da una cerniera. Questa osservazione è alla base dell'idealizzazione del comportamento flessionale nota come *cerniera plastica*. Il diagramma riportato in Figura 2.2 viene quindi sostituito dal seguente nel quale il legame momento-rotazione subentra al legame momento-curvatura.

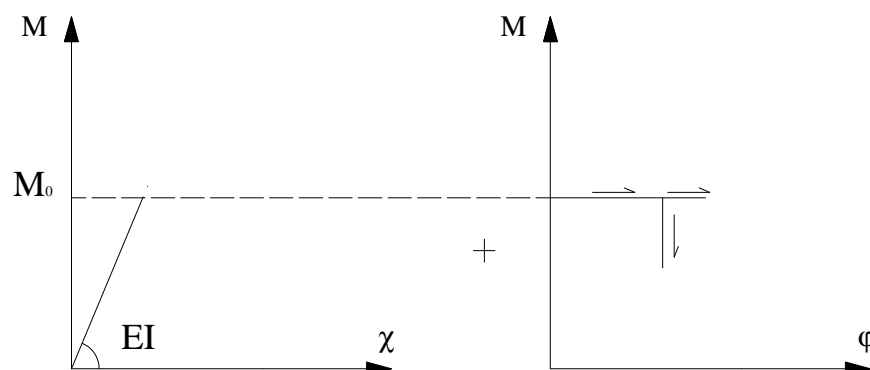


Figura 2.4: Comportamento della cerniera plastica [8].

Rispetto ad una cerniera strutturale, la cerniera plastica presenta due differenze. Innanzitutto, pur consentendo rotazioni relative tra i due tratti che congiunge, essa trasmette un momento flettente costante pari a $\pm M_0$; essa è inoltre una cerniera *unidirezionale*, che può ruotare solo nel verso di plasticizzazione, vale a dire compatibilmente con il segno del momento flettente. Il comportamento illustrato nella parte destra di Figura 2.4 rappresenta un comportamento rigido idealmente plastico, di cui incorpora l'irreversibilità. Il modello a cerniera plastica, inoltre, descrive il comportamento a flessione della sezione in termini della sola rigidità elastica EI (come mostrato nella parte di sinistra di Figura 2.4) e del suo momento limite (parte destra di Figura 2.4), senza che sia necessario definire la curva momento-curvatura. Questa non è solo una semplificazione in quanto permette di caratterizzare il comportamento delle sole quantità veramente attendibili in quanto la curva momento-curvatura è influenzata dalle condizioni iniziali e dalla storia di carico.

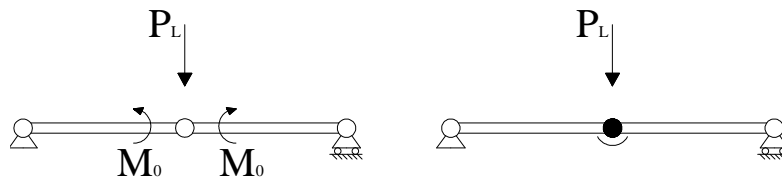


Figura 2.5: Schematizzazione della cerniera plastica [8].

2.2 Resistenza plastica a flessione di un tubo a sezione quadrata

Come illustrato nei precedenti paragrafi, l'ipotesi di cerniera plastica consente di spostare l'attenzione dal legame momento-curvatura al legame momento-rotazione. Di seguito si considererà un esempio di rilevanza pratica per questa tesi basato sulla flessione di un tubo a sezione quadrata di lato b e spessore t .

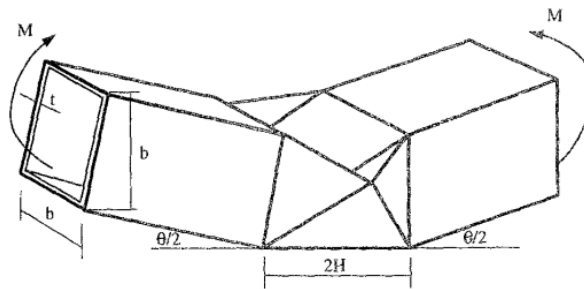


Figura 2.6: Modello semplificato del collasso flessionale del tubo [9].

La deformazione al collasso si riscontra nella parte centrale della barra, come già discusso in precedenza, e il lavoro di deformazione plastica viene dissipato tramite la formazione della linea di cerniera e azioni membranali in tale zona.

La natura localizzata del fenomeno è caratterizzata da mezza lunghezza di piega H ottenuta tramite il postulato della minima forza [9]:

$$H = 1.276 \cdot b^{\frac{2}{3}} \cdot t^{\frac{1}{3}}$$

Il legame caratteristico tra momento e rotazione a seguito della deformazione fu ricavato analiticamente da Wierzbicki [9] basato sul concetto del *superbeam element*:

$$M(\vartheta) = 2 \cdot P_m \cdot b \cdot \left(0.576 + \frac{1}{2 \cdot \sqrt{\vartheta}} \right)$$

dove:

$$P_m = 2.76 \cdot \sigma_0 \cdot b^{\frac{1}{3}} \cdot t^{\frac{5}{3}}$$

e σ_0 rappresenta lo sforzo equivalente definito come [8]:

$$\sigma_0 = \sqrt{\frac{\sigma_y \cdot \sigma_u}{n + 1}}$$

con σ_y lo sforzo di snervamento, σ_u lo sforzo di rottura ed n l'esponente della legge esponenziale sforzo-deformazione del materiale.

Santosa derivò un'espressione approssimata per definire il momento flettente ultimo [10]:

$$M_u = 4.65 \cdot \sigma_0 \cdot b^{\frac{5}{3}} \cdot t^{\frac{4}{3}}$$

Combinando opportunamente le precedenti equazioni si ottiene la rotazione critica a flessione ϑ_c per il collasso localizzato [11]:

$$\vartheta_c = \frac{1}{4} \cdot \left[\frac{1}{0.8 \cdot \left(\frac{b}{t} \right)^{\frac{1}{3}} - 0.576} \right]^2$$

Il legame momento-rotazione per una sezione quadrata a spessore sottile può quindi essere espresso come:

$$M(\vartheta) = \begin{cases} 4.65 \cdot \sigma_0 \cdot b^{\frac{5}{3}} \cdot t^{\frac{4}{3}} & 0 \leq \vartheta < \vartheta_c \\ 2 \cdot P_m \cdot b \cdot \left(0.576 + \frac{1}{2 \cdot \sqrt{\vartheta}} \right) & \vartheta \geq \vartheta_c \end{cases}$$

Le prestazioni del componente possono essere incrementate inserendo all'interno del tubo un riempimento costituito da schiuma di alluminio.

3 Introduzione alle schiume metalliche

3.1 Generalità

I miglioramenti riguardanti il tema della sicurezza attiva e passiva per gli autoveicoli conducono ad un incremento del peso complessivo del veicolo stesso, in contrasto con l'esigenza di riduzione del consumo di combustibile e delle conseguenti emissioni di gas serra. Per questo motivo i materiali che presentano una bassa massa volumica ed un'elevata capacità di assorbimento energetico assumono un ruolo fondamentale in ambito progettuale [12].

Tra questi materiali sono presenti i cosiddetti *materiali cellulari*, comunemente indicati con il nome di schiume; sono generalmente definiti come materiali bifasici in cui una fase solida coesiste con una fase gassosa dando origine a strutture caratterizzate da elevate prestazioni specifiche in termini di rapporto tra proprietà e peso.

Esse sono generalmente distinte in base alla morfologia e possono essere suddivise in due classi:

- schiume a celle chiuse;
- schiume a celle aperte.

Le schiume a celle chiuse sono costituite da sfere chiuse adiacenti contenenti gas. Il materiale base costituente la schiuma è confinato principalmente negli spazi tra tre o più sfere adiacenti (Figura 3.1 a) consentendo proprietà meccaniche elevate in quanto le pareti cellulari, seppur sottilissime, forniscono un contributo aggiuntivo alla rigidità.

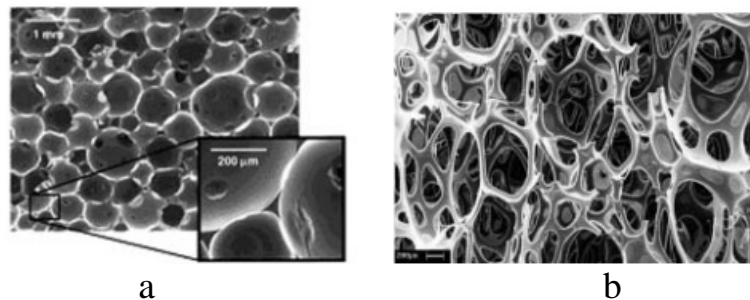


Figura 3.1: Micrografia di una schiuma a celle chiuse (a) e a celle aperte (b) [12].

Nelle schiume a celle aperte (Figura 3.1 b) le sfere sono interconnesse. La sottile membrana presente nella struttura a celle chiuse viene forata durante il processo di espansione e stabilizzazione. In realtà, la maggior parte delle schiume ha una morfologia intermedia e si parla quindi di percentuale di interconnessione. Naturalmente, al variare della struttura variano le caratteristiche fisiche e meccaniche dell'espanso finale indipendentemente dalle proprietà intrinseche del materiale base.

Le proprietà macroscopiche di una schiuma dipendono fortemente dalla sua densità e dalle caratteristiche morfologiche della struttura cellulare (dimensione media delle celle e loro distribuzione dimensionale, spessore delle pareti, eventuale grado di interconnessione tra le celle). Attraverso una opportuna combinazione tra il materiale che costituisce il bulk e l'architettura cellulare è possibile ingegnerizzare sia le proprietà strutturali (rigidezza, resistenza, capacità di assorbire elevate energie da impatto) che quelle funzionali (isolamento termico, assorbimento acustico) [12]. Commercialmente i metalli più utilizzati per la formazione di schiume sono Alluminio e Nichel ma esistono anche metodi per la formazione di schiume a base di Magnesio, Piombo, Zinco, Rame, Bronzo, Titanio, Acciaio e Oro [13].

In campo automobilistico il materiale base prevalentemente utilizzato è l'Alluminio e le schiume così formate presentano le seguenti caratteristiche [14]:

- Struttura prevalentemente a celle chiuse;
- Bassa massa volumica;
- Elevata capacità di assorbimento di energia durante deformazione plastica;
- Elevata rigidezza specifica;
- Ridotta conduttività termica ed elettrica;
- Capacità di smorzare vibrazioni meccaniche e acustiche;
- Non infiammabile;
- Riciclabile.

Dal punto di vista meccanico le prestazioni delle schiume possono essere individuate mediante opportuni indici ed i più vantaggiosi rispetto ai materiali comuni sono [13]:

- L'indice $E^{1/3}/\rho$ che rappresenta la rigidezza a flessione di pannelli di schiuma (dove E è il modulo di Young, ρ la densità della schiuma). A parità di rigidezza il pannello di schiuma risulta più leggero rispetto al pannello di materiale pieno, inoltre tale vantaggio rimane anche nelle strutture a pannello sandwich costituite da pelli di materiale pieno e da cuore di materiale schiumato;
- l'indice $\sigma_y^{1/2}/\rho$ che caratterizza la resistenza a flessione di pannelli di schiuma (σ_y rappresenta il limite elastico). A parità di peso un pannello di schiuma è più resistente rispetto ad uno costituito da materiale pieno;
- l'eccezionale capacità di assorbimento energetico delle schiume metalliche è caratterizzata dall'indice $\sigma_{pl} \cdot \varepsilon_d$ che misura l'energia assorbita durante il collasso del materiale sino alla deformazione di densificazione ε_d (σ_{pl} indica il plateau stress). Le schiume metalliche riescono ad assorbire una quantità di energia maggiore rispetto ai tubi e soprattutto non hanno direzioni preferenziali di assorbimento;
- l'indice $\eta_s \cdot E^{1/3}/\rho$ misura la capacità della schiuma di smorzare vibrazioni flessionali (η_s rappresenta il coefficiente meccanico di smorzamento). Alti valori di questo indice quantificano sia l'assorbimento

interno di energia che le elevate frequenze di vibrazione flessionale di questi materiali;

- l'indice $c_p \cdot \rho \cdot \lambda$ che indica la quantità totale di energia termica dissipata in condizioni di isolamento durante un ciclo di riscaldamento di un forno (c_p rappresenta il calore specifico mentre λ è il coefficiente di conducibilità termica).

Nonostante i vantaggi presentati precedentemente questa tipologia di materiale è ancora scarsamente utilizzata in ambito industriale principalmente a causa della difficoltà di riprodurre le proprietà meccaniche legata all'ottenimento di un processo di fabbricazione controllabile [15].

3.2 Procedimenti per la fabbricazione di schiume metalliche

Esistono nove distinti procedimenti per fabbricare schiume metalliche, dei quali solo cinque sono attualmente industrializzati. Possono essere distinte quattro categorie principali di fabbricazione [13]:

1. schiume formate a partire da una fase di vapore;
2. schiume formate per elettrodeposito in fase acquosa;
3. schiume formate a partire dallo stato liquido del materiale base;
4. schiume formate a partire dallo stato solido del materiale base.

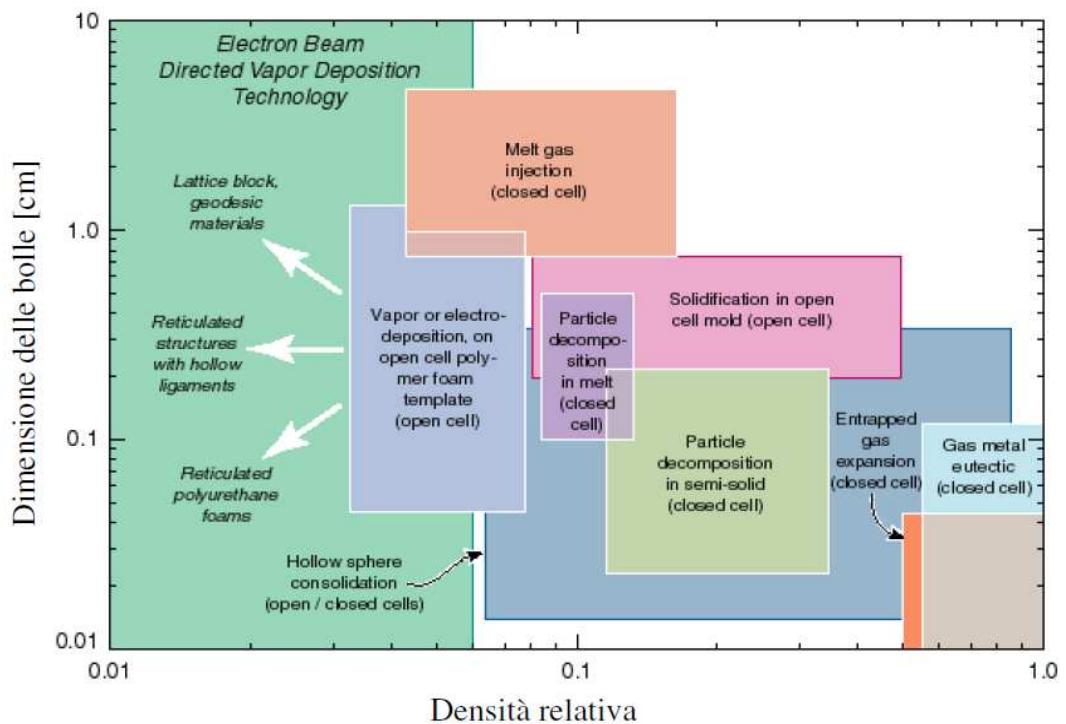


Figura 3.2: Variabilità della densità relativa e della dimensione media delle celle in funzione del processo di fabbricazione della schiuma [13].

Ogni metodo può generare schiume aventi un campo di variabilità limitato per quanto concerne densità relativa e dimensione media delle celle; inoltre alcuni metodi consentono di ottenere strutture a celle aperte mentre altri consentono di ottenere strutture a prevalenza di celle chiuse.

Il metodo da noi utilizzato per la produzione delle schiume è del tipo *particle decomposition in semi-solid*, rappresentato in verde chiaro nella precedente figura. Questa metodologia di produzione consente di ottenere una schiuma a celle chiuse con limitata densità relativa e limitata dimensione delle bolle ottenendo vantaggi sia in termini di prestazioni che di peso.

Sinteticamente i nove processi sopracitati sono i seguenti [13][16]:

1. Gorgogliamento del gas direttamente nel metallo fuso di leghe come Al-SiC o Al-Al₂O₃ [Al, Mg];
2. Rimescolamento dell' agente schiumogeno (tipicamente TiH₂) all' interno della lega fusa (solitamente di Alluminio) e controllo della pressione in fase di raffreddamento [Al];
3. Dissoluzione del gas (tipicamente idrogeno) nel metallo in fase liquida sotto pressione consentendo il rilascio in maniera controllata durante la fase di solidificazione [Cu, Ni, Al];
4. Consolidamento di polvere di metallo (le leghe di Alluminio sono le più utilizzate) e particelle di agente schiumogeno (TiH₂), successivo riscaldamento del precursore a una temperatura sufficientemente elevata da consentirne la decomposizione e il rilascio di idrogeno che permette la formazione della schiuma [Al, Zn, Fe, Pb, Au];
5. Generazione di una matrice ceramica a partire da un precursore costituito da schiuma di polimero, successivo riscaldamento per permettere l'evacuazione del polimero e riempimento della matrice tramite metallo fuso in pressione [Al, Mg, Ni-Cr, acciaio inossidabile, Cu];
6. Deposizione o elettrodeposizione del metallo in fase di vapore del precursore di schiuma di polimero [Ni, Ti];
7. Insufflazione di gas inerte a pressione elevata all'interno dei pori di un provino di polvere metallica compattata e successivo riscaldamento per permettere l'espansione del gas alle elevate temperature [Ti];
8. Sinterizzazione di sfere cave costituite tramite processo di atomizzazione o con ossido metallico o ancora per mezzo di sfere di idruro successivamente deidratate [Ni, Co, leghe di Ni-Cr];
9. Co-pressaggio di polvere metallica con polvere dissolubile oppure infiltrazione sotto pressione di particelle di metallo liquido in un letto di materiale dissolubile; seguito da lisciviazione per consentire la separazione dei componenti solubili da quelli insolubili e ottenere lo scheletro della schiuma [Al, con sale come polvere dissolubile].

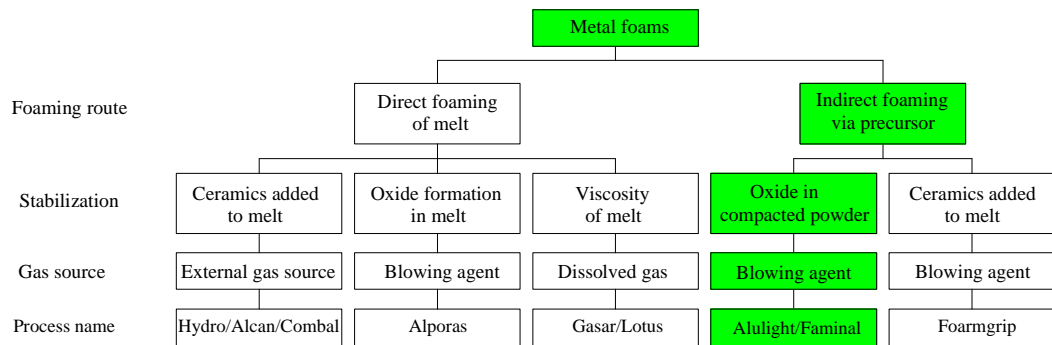


Figura 3.3: Schema riassuntivo dei 5 metodi utilizzati industrialmente per la produzione di schiume metalliche. In evidenza il procedimento utilizzato negli esperimenti condotti.

Come illustrato nello schema precedente la metodologia utilizzata per le prove sperimentali condotte consiste nell'introduzione dell'agente schiumogeno nel metallo allo stato solido tramite rimescolamento e consolidazione a caldo di polveri. Successivamente il mix ottenuto viene estruso permettendo di ottenere precursori a sezione tonda o rettangolare aventi densità simile a quella dell'alluminio puro. Il precursore viene quindi inserito in appositi stampi, posto in forno e riscaldato. L'idruro di titanio (TiH_2), comunemente utilizzato come agente schiumogeno, inizia a decomporre alla temperatura di circa $465^{\circ}C$, ben inferiore alla temperatura di fusione dell'alluminio puro ($660^{\circ}C$) e delle sue leghe, liberando idrogeno e permettendo l'espansione del semi-solido e la formazione della schiuma. Il successivo raffreddamento permette la stabilizzazione del prodotto [13].

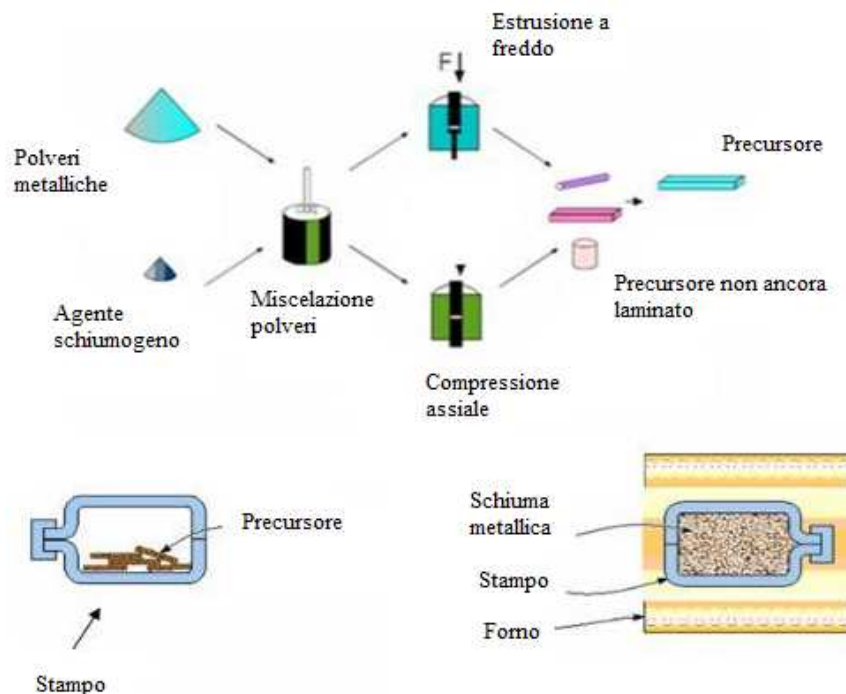


Figura 3.4: Fasi di produzione della schiuma.

Si ricorda inoltre che esistono principalmente tre tipologie di difettosità nella produzione delle schiume metalliche:

- *drenaggio*: rappresenta il flusso di liquido che attraversa le pareti della schiuma e ne fuoriesce per effetto gravitazionale. Esso determina una variazione della distribuzione della densità del materiale lungo l'asse verticale;
- *coalescenza*: rappresenta la crescita di alcune bolle a scapito di altre. La ragione principale di questo fenomeno è dovuta alla diffusione di gas da una cella all'altra. I pori presentano al loro interno una pressione del gas che è inversamente proporzionale alle loro dimensioni. Lunghe permanenze alle elevate temperature determinano la scomparsa delle bolle più piccole, che presentano le pressioni interne maggiori, con conseguente cessione del loro gas a quelle più grandi;
- *collasso*: rappresenta il fenomeno di cedimento delle celle che rilasciano il loro gas nell'atmosfera esterna, con conseguente contrazione delle pareti delle stesse [17].

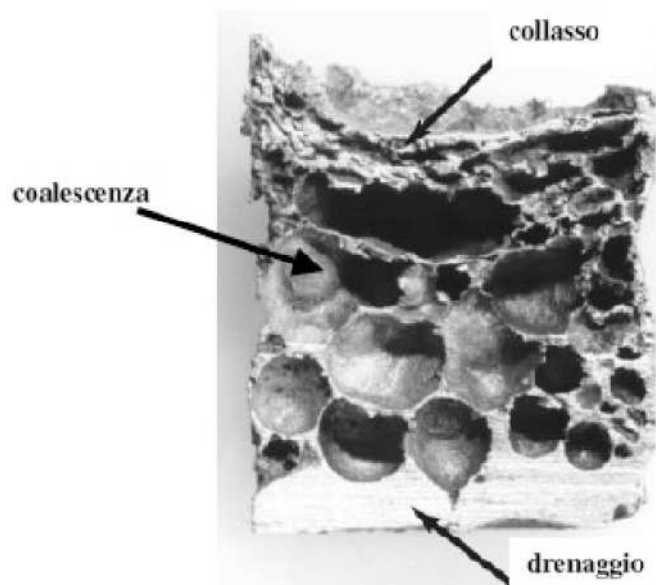


Figura 3.5: Tre tipologie di difettosità interna della schiuma metallica.[17]

Per quanto riguarda le modalità di produzione del precursore il procedimento più idoneo utilizza una pressa a caldo rappresentata nella seguente figura:

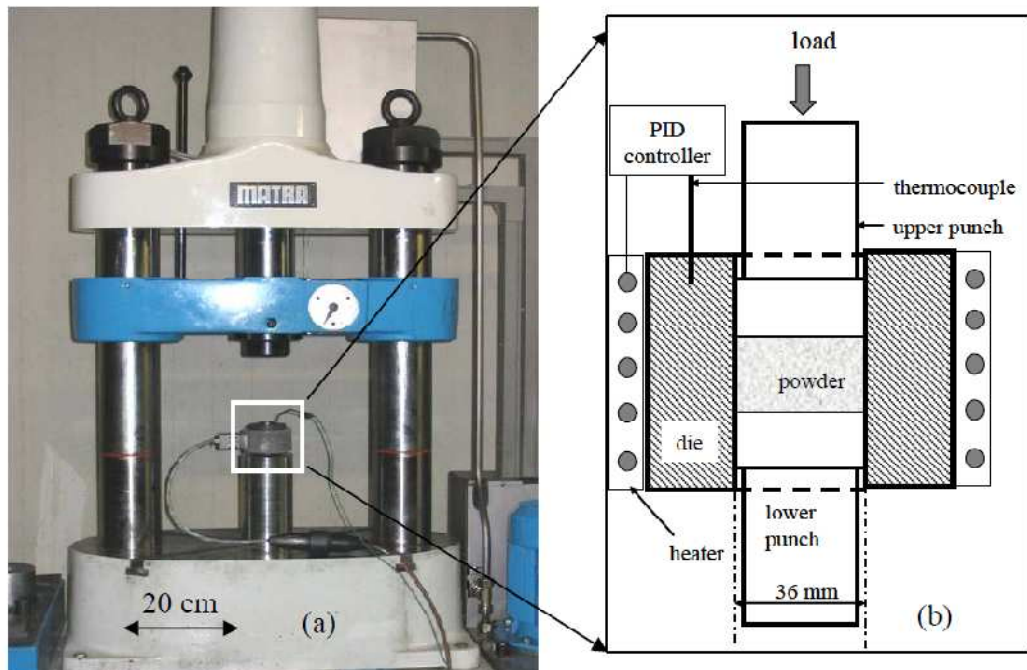


Figura 3.6: Pressa a caldo per la generazione del precursore [18].

Seguendo questo procedimento il mix di polveri formato da polvere di alluminio e idruro di titanio subisce in prima fase un procedimento di estrusione a freddo con una forza pari a 300 kN (corrispondenti ad una pressione di 295 MPa considerando il diametro dell'estruso pari a 36 mm).

Successivamente il pre-precursore così ottenuto ed il punzone vengono riscaldati mediante un forno elettrico alla temperatura di 400°C per un tempo pari a 20-25 minuti. Raggiunta questa temperatura si effettua una nuova estrusione applicando la stessa forza usata in precedenza per un tempo pari a circa 5 minuti, ottenendo così il precursore [18]. Questa tecnica di preparazione consente di ottenere un precursore con caratteristiche omogenee, per contro si ottengono lunghezze limitate in quanto il processo non può essere reso continuo essendo limitato dalla capacità di carico del dispositivo.

Non essendo disponibile tale attrezzatura in laboratorio ci si appoggia al fornitore esterno Aluligth, il quale fornisce il precursore in barre di diametro 10.5 mm con una composizione contenente il 99.2% di AlMg1Si0.6, il restante 0.8% di TiH₂ e con una densità lineare calcolata sperimentalmente pari a 0.227 g/mm. Tale precursore viene prodotto secondo il procedimento illustrato in figura:

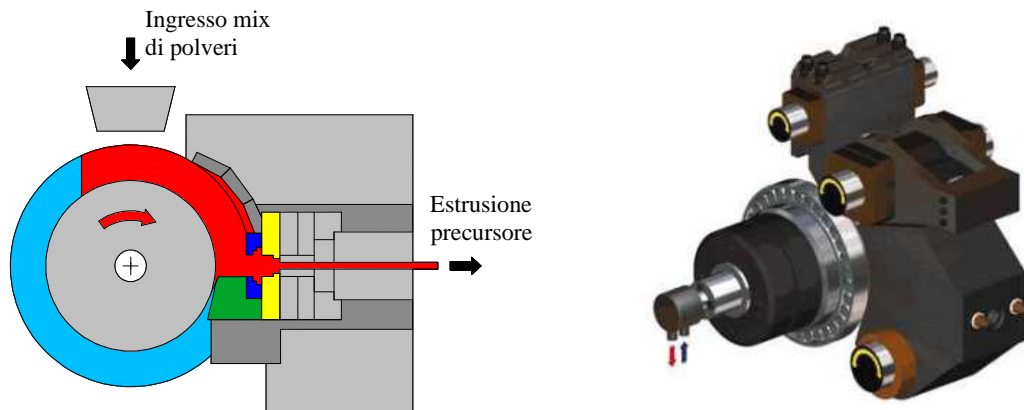


Figura 3.7: Schema preparazione precursore (sinistra) [19], disegno del componente reale (destra)[20].

Come si può notare dalla precedente figura il mix di polveri viene inserito nel dispositivo, trascinato dalla rotazione e spinto verso la zona di estrusione. Il vantaggio di questa metodologia è la produzione a ciclo continuo del precursore che per contro può presentare disomogeneità delle caratteristiche.

4 Considerazioni sui materiali impiegati e realizzazione dei componenti

4.1 Considerazioni sui possibili materiali costituenti il guscio

La resistenza agli urti in campo automobilistico, definita come la capacità della struttura costituente l'autoveicolo di garantire un'adeguata protezione agli occupanti durante un evento di collisione, gioca un ruolo fondamentale nella progettazione delle odierne automobili. In aggiunta a questa considerazione la tendenza delle case costruttrici è quella di includere nel progetto la capacità di resistere agli urti senza che la struttura incorra in grossi danneggiamenti.

I materiali adatti alla costruzione delle strutture resistenti, ed in particolare delle barre laterali anti-intrusione, oggetto di questa tesi devono presentare caratteristiche di resistenza a flessione, presentare un elevato campo plastico a cui sono associabili caratteristiche di assorbimento energetico in fase di deformazione e presentare un carico di picco contenuto al fine di ridurre l'impulso trasmesso agli occupanti del veicolo. I materiali potenzialmente utilizzabili sono quindi gli acciai al carbonio, alcune tipologie di acciaio altoresistenziale (come indicato nel paragrafo 1.2), gli acciai inossidabili ed alcune leghe di alluminio come per esempio la 6061.

Nello specifico possono essere distinte due tipologie di acciaio inossidabile a seconda degli elementi di lega presenti nella composizione chimica che ne determinano la struttura metallurgica e le conseguenti proprietà meccaniche:

1. *Duplex austenitico-ferritico*

Il più comunemente utilizzato prevede la seguente composizione chimica: 0.02%C-22%Cr-5.5%Ni-3%Mo-0.15%N; designato secondo la normativa europea come: X2CrNiMoN 22-5-3/1.4462;

2. *Austenitico*

Questo acciaio prevede l'aggiunta di cromo (18-30%) e di nichel (6-20%) come maggiori elementi di lega. La fase austenitica responsabile dell'elevata duttilità del materiale, è stabilizzata grazie alla sufficiente presenza di nichel. La tipologia più comunemente utilizzata prevede la seguente composizione chimica: 0.02%C-17.5%Cr,7%Ni-0.15%N; designato secondo la normativa europea come: X2CrNi 18-7/1.4318.

Dal punto di vista della resistenza a flessione un buon indicatore di prestazione è la rigidità specifica, definita come rapporto tra il modulo di Young e la densità del materiale [21].

Tabella 4.1: Rigidità specifica per acciaio inossidabile, lega d'alluminio 6061 e acciaio al carbonio altoresistenziale.

MATERIALI	Al 6061	Fe360	DP1000	Austenitic Stainless Steel AISI 306
Density: ρ [g/cm ³]	2,7	7,8	7,8	7,9
Density relative to steel	0,35	1	1	1
Young's modulus: E [kN/mm ²]	69	200	200	200
Specific stiffness E/ ρ [kN/mm ² /g/cm ³]	25,5	25	25	25
Cost * [€/kg]	6	1,5	6,5	4,5

* prezzi indicativi per tubi forniti da Rv Metalli Snc.

Come si può notare dalla precedente tabella tutti i materiali considerati presentano praticamente lo stesso valore di rigidità specifica il che significa che in questa fase tutti i materiali sono idonei alla realizzazione del componente dal punto di vista della resistenza alla flessione.

Per quanto riguarda l'assorbimento di energia lo scopo è quello di amministrare l'energia generata durante l'urto in maniera controllata, ovvero pilotando la deformazione in maniera prestabilita (come avviene per esempio nei guard-rail stradali nei quali la deformazione in caso di urto è pilotata verso il basso al fine di non avere il sollevamento della struttura) in modo da garantire la massima sicurezza per i passeggeri dell'autoveicolo. Diventa quindi interessante valutare la resistenza del materiale in funzione della velocità di applicazione del carico.

4.1.1 Strain – Rate Sensitivity e legame momento - rotazione

Lo *strain – rate* è la proprietà del materiale di variare le proprie caratteristiche meccaniche in funzione della velocità di applicazione del carico.

Il range di valori per lo strain rate può essere essenzialmente diviso in tre livelli:

1. *Basso*: da 10^{-5} a 10^{-1} s⁻¹;
2. *Medio*: da 10^{-1} a 10^2 s⁻¹;
3. *Alto*: da 10^2 a 10^4 s⁻¹.

Per le collisioni tra veicoli il valore medio di strain rate è quello caratteristico, in particolare per valori attorno a 10^{-1} s⁻¹ la sensibilità del materiale inizia a farsi pronunciata e per valori prossimi a 10^2 s⁻¹ le caratteristiche di resistenza del materiale variano notevolmente.

Dal punto di vista matematico Cowper e Symonds suggeriscono una relazione tra lo sforzo dinamico σ e lo strain rate $\dot{\epsilon} = d\epsilon/dt$ che descrive la sensibilità del materiale al fenomeno:

$$\sigma = \sigma_0 \cdot \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{\frac{1}{q}} \right]$$

dove: $\dot{\epsilon}$ rappresenta lo strain rate in s^{-1} ;

D è una costante in s^{-1} ;

q è una costante;

σ_0 è lo sforzo dinamico in MPa misurato all'indice uniassiale $\dot{\epsilon}$.

Tale relazione è di tipo empirico ma viene correntemente utilizzata negli studi pratici [21].

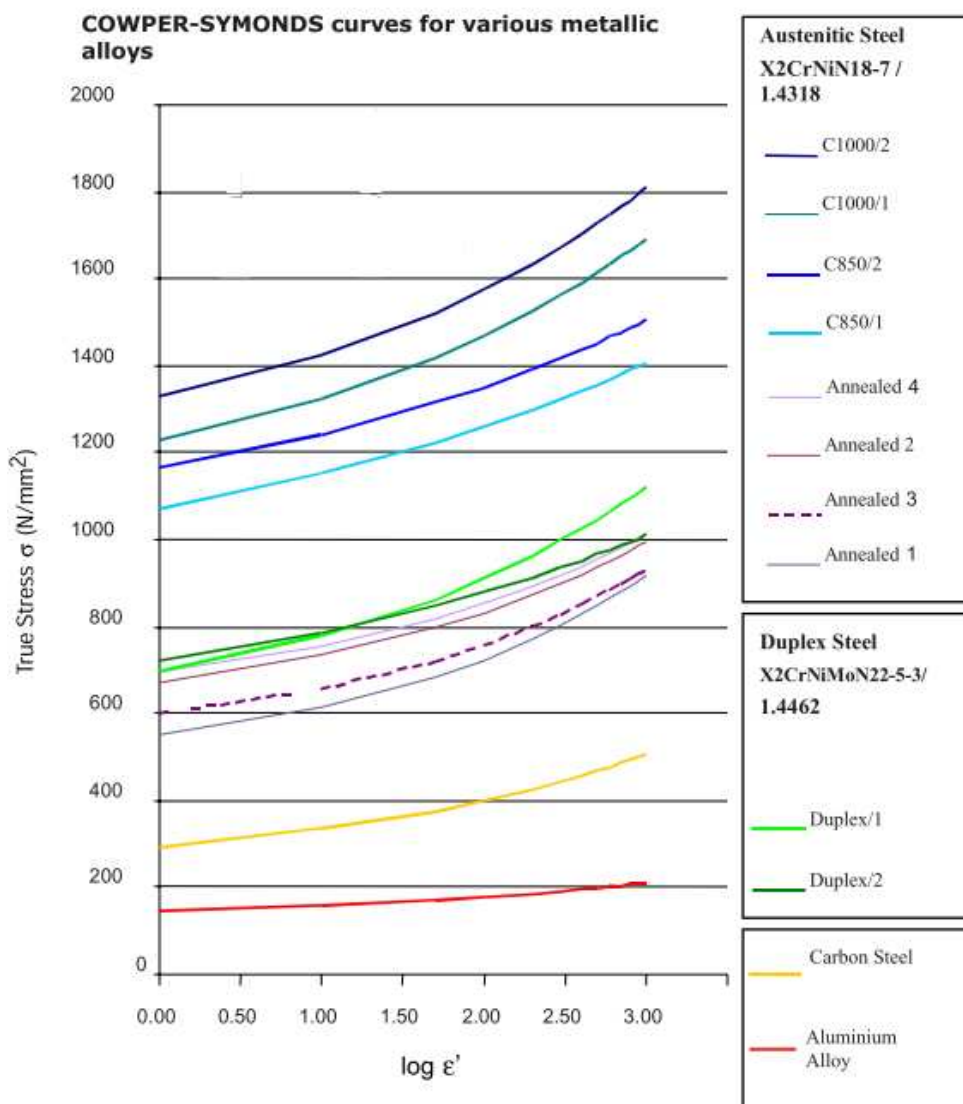


Figura 4.1: Curve di Cowper-Symonds per le leghe metalliche considerate a temperatura ambiente.

Come si può notare dalla precedente figura, la serie degli acciai inossidabili sembra essere la più sensibile alla velocità di applicazione del carico, in relazione al maggior aumento delle prestazioni all'aumentare della velocità di deformazione, rispetto agli altri materiali considerati.

Per avere informazioni riguardanti l'influenza di questo fenomeno su acciai medio-alto resistenziali sono stati confrontati differenti grafici di prove di trazione per l'acciaio DP 590 tratti dall'articolo "IISI-AutoCo Round-Robin Dynamic Testing Project" di Chris Wong effettuati a diverse velocità di applicazione del carico.

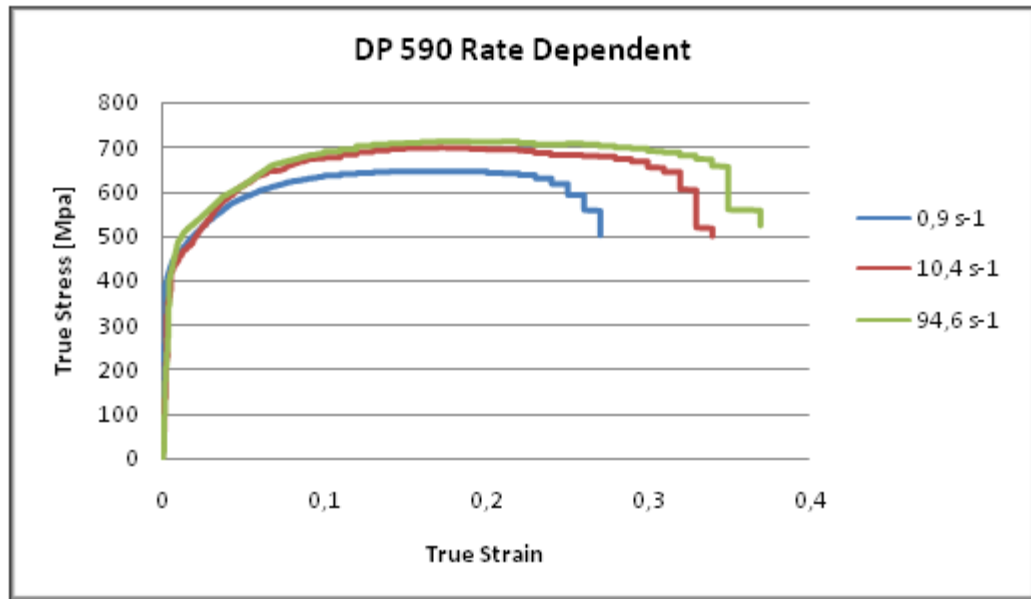


Figura 4.2: Comportamento dell'acciaio DP 590 a differenti valori di Strain Rate.

I dati per la realizzazione di questo grafico sono stati ricavati direttamente dalle figure presenti nell'articolo mediante l'utilizzo del programma DataThief.

Come parametro di confronto delle curve precedenti è stata utilizzata l' Energia media assorbita, calcolata come carico medio di ogni curva moltiplicato per il relativo valore di deformazione e i risultati sono riportati nella seguente tabella:

Tabella 4.2: Variazione dell'energia media assorbita dall'acciaio DP590 a tre diversi valori di strain rate

Strain Rate [s ⁻¹]	Energia media [N/mm ²]
0,9	131,81
10,4	180,97
94,6	200

Come si può notare dai precedenti valori l'aumento percentuale dell'energia assorbita è pari a circa il 34% passando dal valore minimo al massimo dello strain rate convalidando l'importanza di questo parametro per la scelta del materiale costituente la barra anti-intrusione laterale.

Sfruttando le considerazioni sviluppate nel paragrafo 2.2 è possibile effettuare un confronto in prima approssimazione tra i vari materiali in termini del legame momento-curvatura, ottenendo i seguenti risultati:

Tabella 4.3: Dati utilizzati per ricavare il legame momento-curvatura.

	Al 6061	Fe360	DP1000	AISI 306
σ rottura [Mpa]	310	360	1200	720
σ snervamento [Mpa]	276	240	950	510
n (exponent power law)	0,25	0,22	0,2	0,1
σ_0 [Mpa]	261,63	266,12	974,68	577,77
Pm	6222,8	6329,65	23182,71	13742,24

Tabella 4.4: Caratteristiche della sezione considerata per il confronto dei materiali in termini del legame momento – rotazione.

Sezione quadrata	
b [mm]	20
t [mm]	2
θ critico [rad]-[°]	0,23 13,17

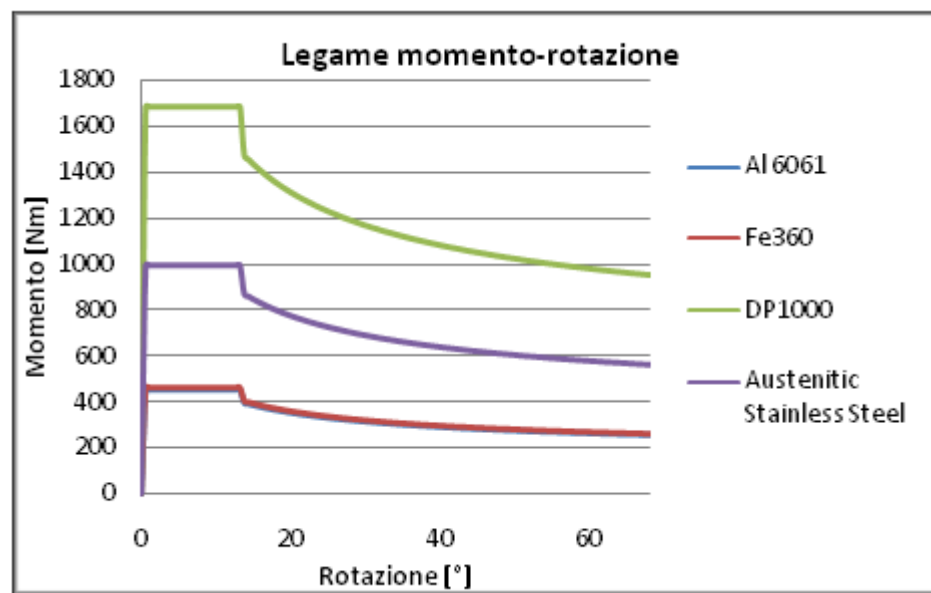


Figura 4.3: Legame momento-rotazione per i vari materiali presi in considerazione.

Come si può osservare dal precedente grafico l'acciaio DP 1000 presenta un momento resistente più elevato rispetto agli altri materiali considerati in relazione alle elevate caratteristiche meccaniche, alluminio ed Fe360 hanno invece

pressoché lo stesso comportamento mentre l'acciaio inossidabile austenitico presenta un comportamento intermedio.

4.1.2 Simulazioni preliminari

Per valutare con più precisione le considerazioni effettuate precedentemente si è deciso di effettuare un confronto tra i materiali presi in considerazione effettuando una simulazione ad elementi finiti del componente reale sottoposto ad una prova di flessione su tre punti ed effettuando confronti utilizzando specifici parametri di confronto.

Le simulazioni sono state effettuate tramite il programma ABAQUS considerando la geometria a sezione circolare di diametro 27 mm, spessore 2.5 e lunghezza complessiva di 878 mm, modellata con 4781 elementi solidi, tetraedrici lineari ad 8 nodi con integrazione ridotta e controllo dell'hourglass. Lo *step* adottato è di tipo dinamico esplicito della durata di 0.12 sec per permettere lo spostamento del penetratore di diametro 40 mm modellato come un semi-cilindro analiticamente rigido a cui è stata assegnata una massa di 80 tonnellate e velocità di avanzamento pari ad 1 m/s. I supporti sono stati modellati come semi-cilindri discretamente rigidi con diametro 60 mm.

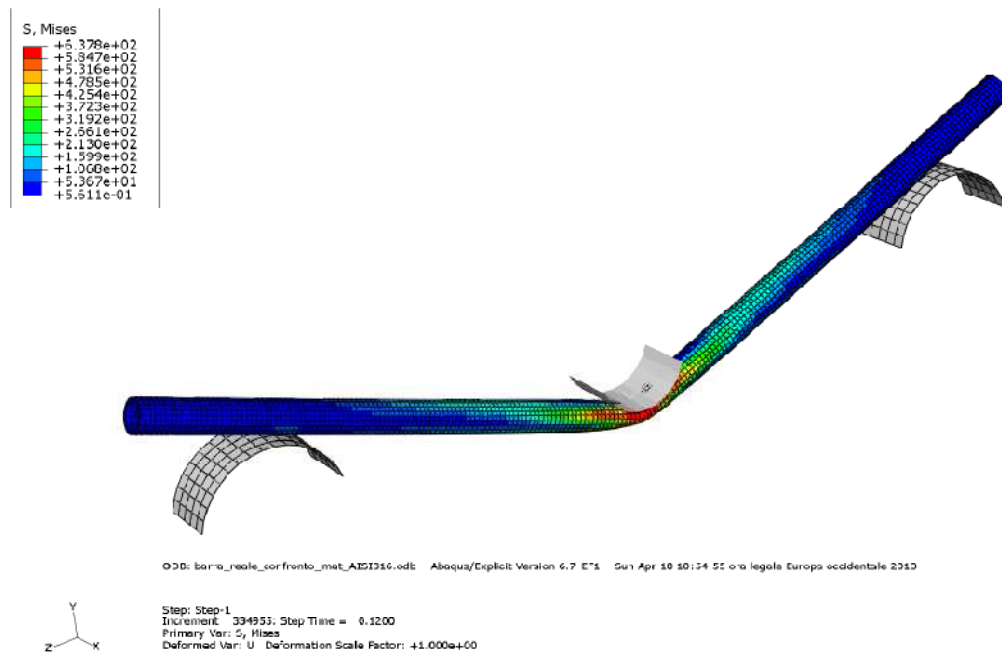


Figura 4.4: Deformazione finale del tubo vuoto in acciaio INOX AISI 316 per la simulazione preliminare.

I differenti materiali sono stati definiti inserendo la rispettiva massa volumica in t/mm^3 , modulo elastico, coefficiente di Poisson e incrudimento plastico ricavato dalle curve di trazione, come sarà illustrato ampiamente nel capitolo 6. Tra le superfici è stato definito un contatto con coefficiente di attrito pari a 0.2. I risultati ottenuti in termini di legame forza-spostamento sono riportati nella seguente figura:

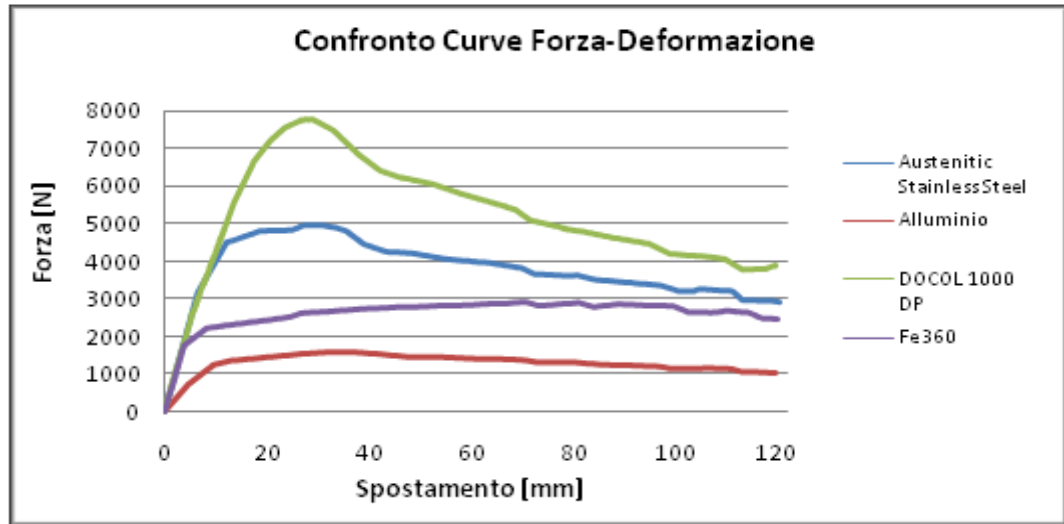


Figura 4.5: Legame forza-spostamento per i vari materiali presi in considerazione.

Per un dato valore massimo di deflessione δl_{max} ogni curva forza-deformazione è caratterizzata da un carico massimo $P_{max}(\delta l_{max})$, un carico medio $P_{med}(\delta l_{max})$, un'energia assorbita $E_{abs}(\delta l_{max}) = P_{med}(\delta l_{max}) \cdot \delta l_{max}$.

È possibile inoltre definire l'efficienza energetica come rapporto tra l'energia effettivamente assorbita dalla struttura e la massima energia assorbibile dato il carico massimo:

$$\eta(\delta l_{max}) = \frac{P_{med}(\delta l_{max})}{P_{max}(\delta l_{max})}$$

Ultimo parametro estrapolabile dalle curve è la Specific Energy Absorption, definita come rapporto tra energia assorbita e massa della struttura:

$$S.E.A = \frac{E_{abs}(\delta l_{max})}{M}$$

Gli obiettivi da raggiungere per il componente in esame sono molteplici:

1. Massimizzazione della S.E.A;
2. Contenimento del carico massimo trasmesso al veicolo in modo da non trasmettere un impulso troppo elevato alla vettura, traducibile in maniera più efficace in una massimizzazione dell'efficienza energetica;
3. Minimizzazione dell'intrusione all'interno del veicolo;
4. Contenimento dell'ingombro trasversale W_m del componente in relazione al poco spazio disponibile all'interno dello sportello.

Si può dunque individuare una funzione y ottenuta come combinazione fattoriale dei precedenti obiettivi al fine di effettuare un confronto tra i differenti materiali [22]:

$$y(\delta l_{max}) = \frac{SEA(\delta l_{max}) \cdot \eta(\delta l_{max})}{W_m \cdot \delta l_{max}} = \frac{P_{med}(\delta l_{max})}{M \cdot W_m} \cdot \eta(\delta l_{max})$$

Per i materiali considerati si ottengono i seguenti risultati:

Tabella 4.5: Valori dei parametri obiettivo considerati per i materiali in confronto.

	Austenitic Stainless Steel AISI 306	Alluminio 6061	DOCOL 1000 DP	Acciaio Comune Fe360
P med [N]	3425	1162	4828	2340
P max [N]	4990	1610	7750	2940
η	0,687	0,722	0,623	0,796
MASSA [kg]	1,322	0,454	1,322	1,322
E media [Nmm]	412001	139140	578027	280696
SEA [Nmm/kg]	311649	306477	437237	212327
y [N/kgmm]	66,141	68,778	84,596	52,395

Come si può osservare il materiale dominante risulta ancora una volta essere l'acciaio altoresistenziale, nonostante l'acciaio comune risulti il migliore dal punto di vista dell'efficienza energetica.

Essendo lo scopo della tesi quello di trovare una configurazione guscio-schiuma per il componente è interessante osservare le variazioni di questi parametri in funzione dell'inserimento nel tubo della schiuma metallica a base di alluminio.

A tal proposito sono state ripetute le simulazioni precedentemente sviluppate aggiungendo un cilindro di schiuma modellato con 8316 elementi solidi tetraedrici lineari ad 8 nodi con integrazione ridotta e controllo dell'hourglass all'interno del tubo. Alla schiuma è stata assegnata una densità di 480 kg/m³, modulo elastico pari a 2180,74 MPa, coefficiente di poisson 0.3. Il comportamento plastico è stato definito mediante l'opzione *crushable foam*, imponendo un incrudimento volumetrico accompagnato da una serie di valori derivanti da prove di compressione della schiuma e assegnando i valori 1.5 e 0.1 rispettivamente ai coefficienti *Compression Yield Stress Ratio* e *Hydrostatic Yield Stress Ratio*. Si fa notare come il tempo di simulazione sia stato aumentato a 0.2 secondi per permettere il raggiungimento del massimo carico ai materiali, inoltre non sono state ripetute le simulazioni per l'alluminio in quanto si è ritenuto troppo basso il valore del carico medio sostenibile.

Sono stati quindi messi a confronto i risultati ottenuti per le seguenti coppie di materiali:

1. Acciaio comune (vuoto e riempito) con Acciaio Inossidabile Austenitico (vuoto e riempito);
2. Acciaio Inossidabile Austenitico (vuoto e riempito) con Docol 1000 DP (vuoto e riempito).

In relazione al confronto 1 (Acciaio al Carbonio—INOX austenitico) si ottengono i seguenti risultati:

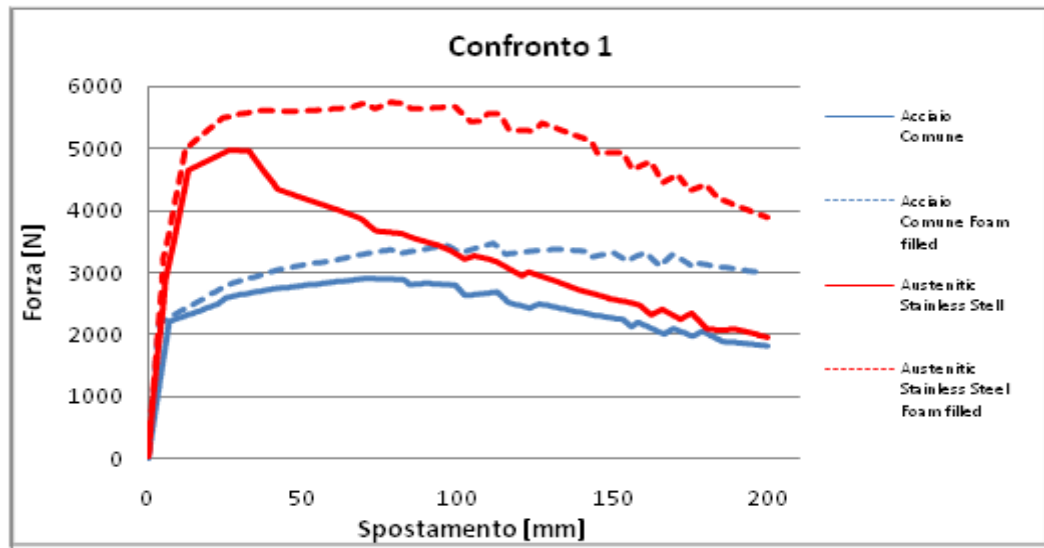


Figura 4.6: Legame forza-spostamento per i materiali relativi al confronto 1.

Tabella 4.6: Valori dei parametri obiettivo per i materiali relativi al confronto 1.

	Acciaio Comune Fe 360	Acciaio Comune Fe 360 Foam filled	Austenitic Stainless Steel	Austenitic Stainless Steel Foam filled
Pmed [N]	2177,98	2783,81	3028,09	4436,15
Pmax [N]	2920	3470	4960	5750
η	0,746	0,802	0,611	0,772
E media [Nmm]	435336	552002	605466	887451
Massa Tubo [kg]	1,323	1,323	1,323	1,323
ρ Foam[kg/dm ³]	/	0,48	/	0,48
Massa Foam [Kg]	/	0,159	/	0,159
Massa Tot [kg]	1,323	1,481	1,323	1,481
SEA [Nmm/kg]	329176	372659	457818	599122
γ [N/kgmm]	45,665	56,049	51,965	85,894

Come si può notare dalla precedente figura l’inserimento della schiuma comporta una traslazione verso carichi più elevati delle curve di entrambi i materiali inoltre per l’acciaio inossidabile austenitico riempito si registra un aumento della zona a carico circa costante rispetto alla curva del materiale non riempito.

Confrontando i valori dei parametri obiettivo riportati in tabella 4.5 si può notare come l’efficienza energetica aumenti del 7,02% per l’acciaio comune nelle due configurazioni considerate mentre più considerevole risulta essere l’incremento per l’acciaio inossidabile austenitico essendo pari al 20,86%.

Tale incremento si traduce in un aumento dell’energia assorbita e conseguentemente nell’incremento del valore della funzione γ pari al 18,52% per

le configurazioni con acciaio comune e al 39,5% per quelle con acciaio inossidabile austenitico.

Per quanto riguarda il confronto 2 (INOX austenitico – DOCOL) i risultati ottenuti sono i seguenti:

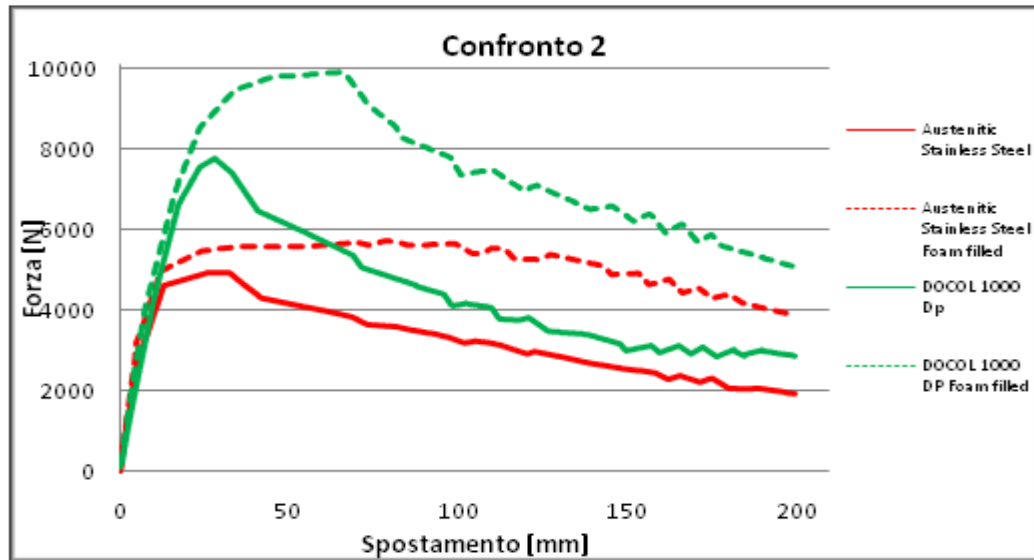


Figura 4.7: Legame forza-spostamento per i materiali relativi al confronto 2.

Tabella 4.7: Valori dei parametri obiettivo per i materiali relativi al confronto 2.

	Austenitic Stainless Steel	Austenitic Stainless Steel Foam filled	DOCOL 1000 DP	DOCOL 1000 DP Foam filled
Pmed [N]	3028	4436	4250	6645
Pmax [N]	4960	5750	7770	9940
η	0,611	0,772	0,547	0,669
E media [Nmm]	605466	887451	848086	1338624
Massa Tubo [kg]	1,323	1,323	1,324	1,324
ρ Foam[kg/dm3]	/	0,48	/	0,48
Massa Foam [Kg]	/	0,159	/	0,159
Massa Tot [kg]	1,323	1,481	1,324	1,483
SEA [Nmm/kg]	457818	599122	640459	902685
γ [N/kgmm]	51,965	85,894	65,274	111,38

Osservando la figura precedente si nota come anche per l'acciaio altoresistenziale l'inserimento del riempimento in schiuma comporti una traslazione della curva verso carichi più elevati ed un aumento della zona a carico costante anche se più limitata rispetto all'acciaio inossidabile austenitico.

Seguendo l'analisi sviluppata per il confronto 1 sui parametri obiettivo si nota come l'incremento dell'efficienza energetica per l'altioresistenziale sia pari al 18,17%, inferiore rispetto all'acciaio inossidabile austenitico; mentre l'incremento della funzione γ sia maggiore essendo pari al 41,39%.

In base ai risultati ottenuti l'acciaio inossidabile austenitico potrebbe essere il materiale più idoneo fra quelli considerati per la realizzazione delle barre laterali anti-intrusione riempite da schiuma metallica a base di alluminio in relazione agli obiettivi sviluppati precedentemente relativi al contenimento del carico massimo, alla massimizzazione della funzione obiettivo y e alla maggiore sensibilità allo strain rate.

Si specifica che nel corso della tesi si sono condotti ulteriori approfondimenti sperimentali dove sono stati messi a confronto i diversi materiali e i cui risultati sono riportati nel capitolo seguente.

4.2 Determinazione della lega di alluminio più adatta

Come accennato nel paragrafo 2.2 la presenza di un riempimento in schiuma metallica ritarda il collasso della sezione e conseguentemente aumenta la resistenza a flessione in campo plastico della barra. Si assuma che il momento flettente ultimo della sezione riempita sia dato dalla somma tra il momento flettente ultimo della sezione vuota e il contributo fornito dal riempimento come mostrato nella seguente figura:

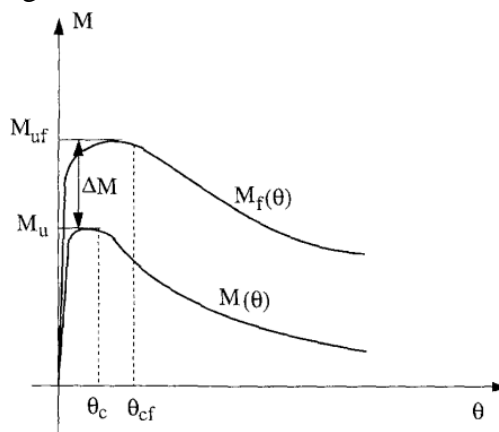


Figura 4.8: Rappresentazione schematica dell'incremento di momento generato dal riempimento in schiuma [11].

$$M_{uf} = M_u + \Delta M$$

dove M_{uf} rappresenta il momento flettente ultimo della sezione riempita, M_u rappresenta il momento flettente ultimo della sezione vuota espresso analiticamente nel paragrafo 2.2; ΔM rappresenta l'incremento di momento relativo al riempimento, funzione delle dimensioni della sezione e delle proprietà della schiuma.

Il momento della sezione riempita a deformazione iniziata può essere visto come una traslazione orizzontale e verticale del legame momento-rotazione per la sezione vuota.

La costante di traslazione è determinata imponendo che il momento flettente corrispondente alla rotazione critica per la sezione riempita $M(\vartheta_{cf})$ sia pari al momento flettente ultimo per tale sezione M_{uf} .

Il legame momento-rotazione per la sezione riempita risulta dunque [11]:

$$M_f(\vartheta) = \begin{cases} M_{uf} & 0 \leq \vartheta < \vartheta_{cf} \\ P_m \cdot b \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{\vartheta}} - \frac{1}{\sqrt{\vartheta_{cf}}} \right) & \vartheta \geq \vartheta_{cf} \end{cases}$$

dove P_m ha la stessa definizione utilizzata per la caratterizzazione della sezione vuota, ϑ_{cf} costituisce la rotazione flessionale critica che porta al collasso localizzato, la cui espressione analitica deriva da studi sperimentali eseguiti da Santosa [10]:

$$\vartheta_{cf} = \vartheta_c + 3.98 \cdot \frac{\rho_f}{\rho_s}$$

ρ_f indica la massa volumica della schiuma e ρ_s la massa volumica del materiale solido costituente la schiuma. In seguito tutte le grandezze che riportano il pedice s sono relative al materiale solido costituente la schiuma.

Bisogna a questo punto determinare il valore dell'incremento di momento per poter valutare il beneficio ottenuto dal riempimento, incremento che dipende dalle caratteristiche della schiuma e quindi dal materiale costituente la stessa.

La schiuma può essere caratterizzata mediante i seguenti parametri principali:

$$\begin{aligned} E_f &= E_s \cdot \left(\frac{\rho_f}{\rho_s} \right) \\ G_f &= E_f \\ \sigma_f &= \sigma_{0s} \cdot \left(\frac{\rho_f}{\rho_s} \right)^{\frac{3}{2}} \\ \tau_f &= 0.5 \cdot \sigma_f \\ \varepsilon_D &= 1 - 1.4 \cdot \frac{\rho_f}{\rho_s} \end{aligned}$$

È stato dimostrato [10] come l'incremento della forza media generato dal riempimento in caso di collasso assiale per sezioni quadrate a parete sottile sia proporzionale alla forza che provoca il collasso del cuore di schiuma, ossia $\Delta P_m \propto \sigma_f \cdot b^2$. Da un'analisi dimensionale è ragionevole assumere che l'incremento del momento flettente generato dal riempimento sia approssimabile come:

$$\Delta M = C \cdot \sigma_f \cdot b^3$$

e sfruttando le relazioni precedenti si ottiene:

$$\frac{\Delta M}{\sigma_{0s} \cdot b^3} = C \cdot \left(\frac{\rho_f}{\rho_s} \right)^{\frac{3}{2}}$$

C è un coefficiente della schiuma dipendente dal materiale.

Da ricerche bibliografiche si evince che le tipologie di alluminio prevalentemente utilizzate in campo automobilistico sono due:

- Alluminio da fonderia, tipicamente AlSi10 (appartenente alla serie 4000) che presenta buone caratteristiche di colabilità a fronte di scarse prestazioni meccaniche dovute alla presenza della fase di silicio;
- Alluminio per deformazione plastica, tipicamente AlMg1Si0.6 (6061) che presenta prestazioni meccaniche più elevate.

È necessario a questo punto determinare il coefficiente C al fine di stabilire quali di questi materiali consente di ottenere il maggiore incremento di momento.

A tale scopo si sfrutta la definizione di energia assorbita dalla schiuma per unità di volume [13] che mette in relazione la costante C con la densità relativa della schiuma ρ_f/ρ_s , lo sforzo di snervamento σ_{ys} dell'alluminio solido e la deformazione di densificazione della schiuma ε_D :

$$W_v^{Foam} = C \cdot \left(\frac{\rho_f}{\rho_s}\right)^{\frac{3}{2}} \cdot \sigma_{ys} \cdot \varepsilon_D$$

Tramite ricerche bibliografiche sono stati trovati valori di energia assorbita per unità di volume per entrambe le tipologie di alluminio.

Per quanto riguarda la sollecitazione di trazione, le schiume non presentano buone doti di resistenza raggiungendo carichi dell'ordine dei 3 MPa e quindi ben inferiori rispetto a quelli misurati a compressione [23].

Analizzando il comportamento a compressione dei due materiali si può notare come la schiuma a base di AlSi10 presenti un andamento monotono crescente sino al raggiungimento della deformazione di densificazione, superato il quale si registra un aumento considerevole della pendenza della curva. Per tale materiale è dunque possibile individuare graficamente sia la deformazione di densificazione che lo sforzo di plateau σ_{pl} (sforzo circa costante all'aumentare della deformazione).

Per quanto riguarda la schiuma a base di AlMg1Si0.6 il comportamento a compressione presenta un andamento crescente con maggiore velocità rispetto al caso precedente, rendendo molto difficile l'individuazione della deformazione di densificazione e dello sforzo di plateau.

Per questo motivo si è deciso di confrontare i due materiali a parità di densità della schiuma per determinati valori di deformazione.

Si fa notare inoltre come nel grafico riguardante l'energia assorbita per unità di volume della lega 6061 in ascissa sia riportata la porosità della schiuma, definita come:

$$Porosità = 1 - \rho_f$$

Dall'osservazione dei successivi grafici si può notare come a parità di massa volumica della schiuma e di deformazione imposta la lega 6061 sia in grado di assorbire una quantità di energia ben maggiore (15.6 MJ/m^3 per ρ_f pari a 0.45 g/cm^3 e ε pari al 60%) rispetto alla schiuma a base di AlSi10 (circa 6.2 N/mm^2 nelle stesse condizioni). Inoltre a parità di deformazione in entrambi i casi la

capacità di assorbimento di energia aumenta all'aumentare della massa volumica della schiuma.

Acquisiti questi dati si può quindi ricavare il coefficiente C invertendo la formula dell'energia per unità di volume e conseguentemente ricavare il valore dell'incremento di momento fornito. Si ricorda ancora che è possibile sviluppare lo stesso discorso anche per la sezione circolare.

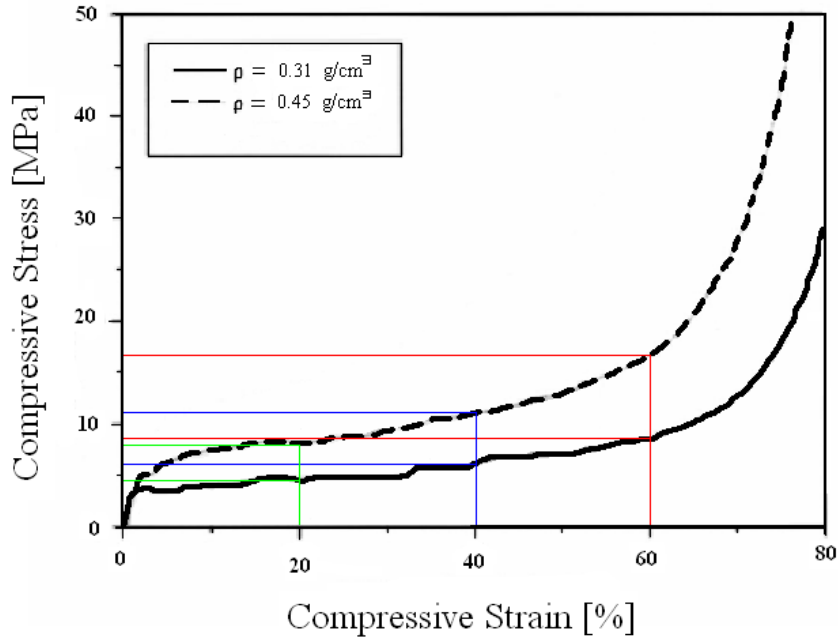


Figura 4.9: Diagramma prova di compressione per la schiuma a base di AlSi10 tratto da [14].

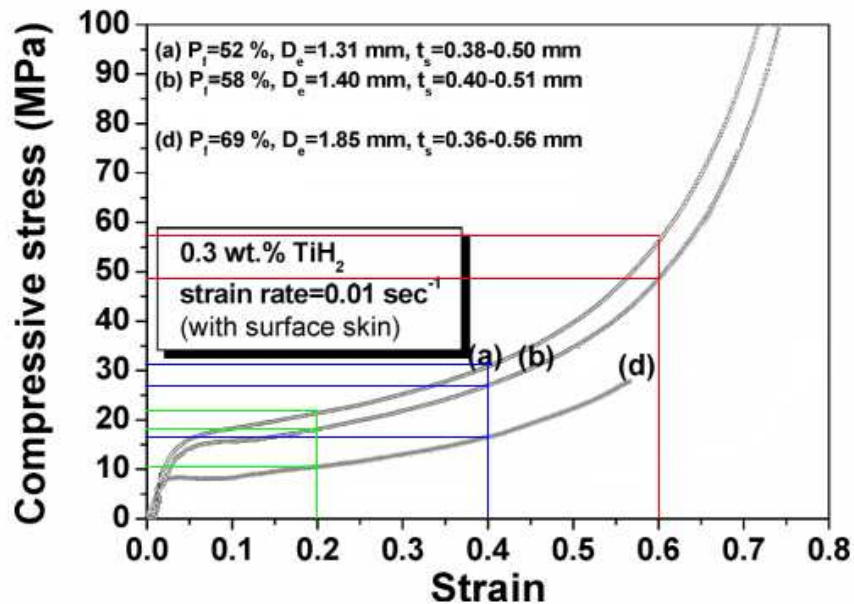


Figura 4.10: Diagramma prova di compressione per la schiuma a base di AlMg1Si0.6 tratto da [24].

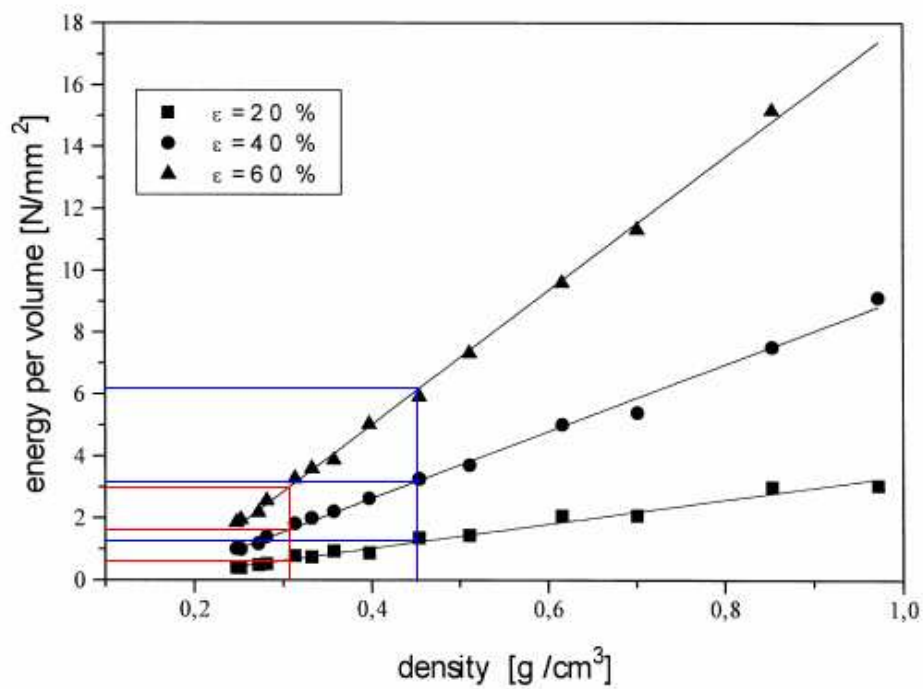


Figura 4.11: Andamento dell'energia assorbita in funzione della densità per la schiuma a base di AISi10 tratto da [14].

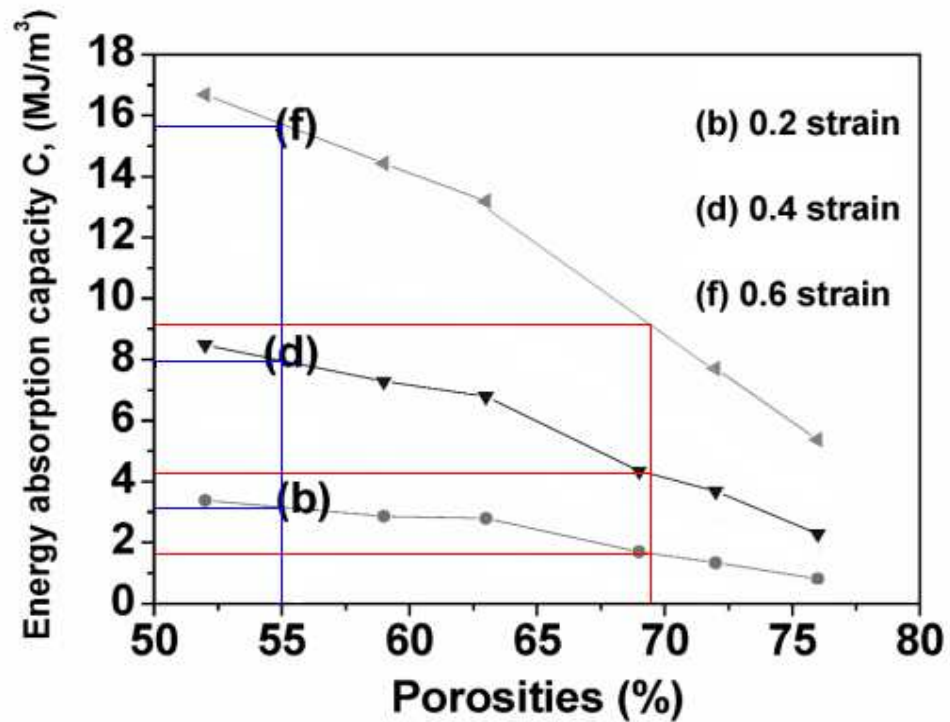


Figura 4.12: Andamento dell'energia assorbita in funzione della densità per la schiuma a base di AlMg1Si0.6 tratto da [24].

In relazione ai dati così ricavati si ottengono i seguenti risultati:

Tabella 4.8: Dati relativi ai materiali e alle geometrie utilizzate.

	AlSi10	AlMg1Si0,6	Fe360
σ rottura [Mpa]	317	310	360
σ snervamento [Mpa]	165	276	240
ρ [kg/m ³]	2700	2700	7860

Tabella 4.9: Riepilogo caratteristiche sezione quadrata utilizzata per la scelta dell'alluminio della schiuma

Sezione quadrata	
b [mm]	20
t [mm]	2,5
b foam [mm]	15
θ critico empty tube[°]	13,17

Tabella 4.10: Valori di C e di incremento di momento per le due tipologie di Al considerate per la schiuma 1.

Foam1					
ρ [kg/m ³]	310				
σ_f [Mpa]	7,958				
θ critico foam 1	40,27				
MATERIALE	ϵd	Wv [MJ/m ³]	C	Δ Momento [Nm]	
Al Si10	0,6	3	0,778	20,92	
AlMg1Si0,6	0,6	9,1	1,257	33,776	

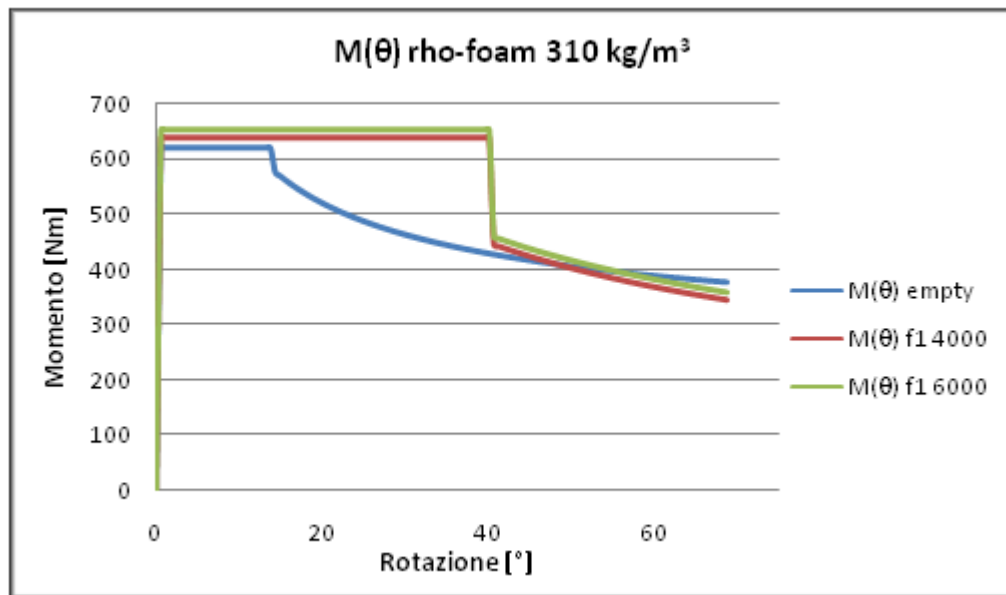


Figura 4.13: Confronto del legame momento rotazione tra tubo vuoto e riempito con schiuma di massa volumica 310 kg/m³ a base delle due tipologie di Al considerate.

Come si può notare dai dati e dal grafico riportato in precedenza il riempimento in schiuma comporta un notevole aumento dell'angolo di rotazione critico della sezione oltre che un aumento del momento limite, maggiore per la combinazione tubo-schiuma a base di AlMg1Si0.6 in virtù delle maggiori caratteristiche meccaniche. Aumentando la densità relativa della schiuma si registrano le seguenti variazioni:

Tabella 4.11: Valori di C e di incremento di momento per le due tipologie di Al considerate per la schiuma 2.

Foam 2				
ρ [kg/m ³]	450			
σ_f [Mpa]	13,918			
θ critico foam 1	52,08			
MATERIALE	ϵ_d	Wv [MJ/m3]	C	Δ Momento [Nm]
Al Si10	0,6	6,2	0,55	25,847
AlMg1Si0,6	0,6	15,6	1,232	57,903

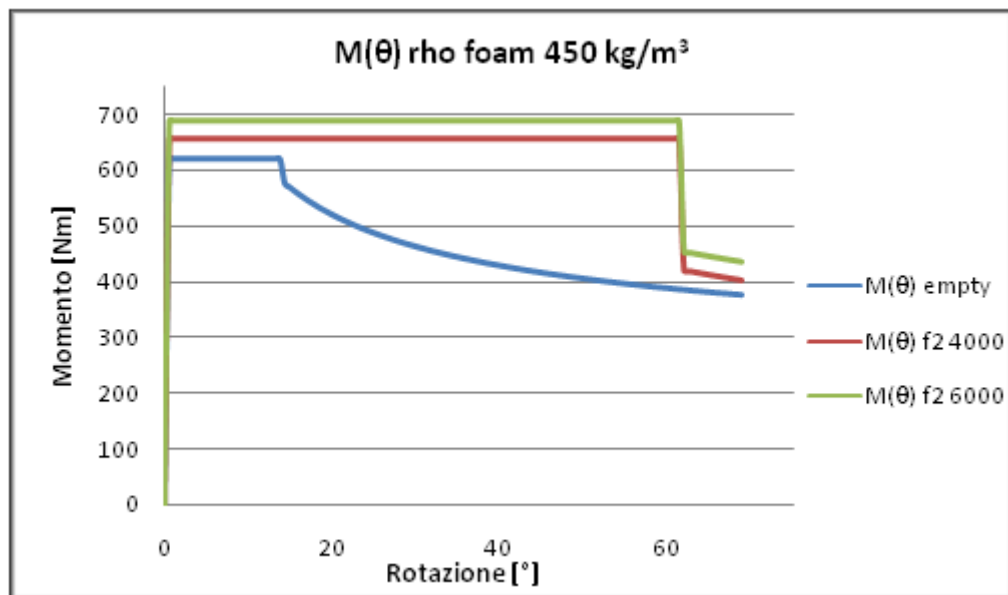


Figura 4.14: Confronto del legame momento rotazione tra tubo vuoto e riempito con schiuma di massa volumica 450 kg/m³ a base delle due tipologie di Al considerate.

Aumentando la densità relativa si registra un ulteriore aumento dell'angolo di rotazione critico della sezione ed un ulteriore incremento del momento limite per entrambe le tipologie di alluminio considerate. Tuttavia l'incremento di momento risulta sempre più elevato considerando la combinazione tubo- schiuma a base di AlMg1Si0.6. Alla luce di questi risultati teorici si è quindi deciso di utilizzare l'alluminio 6061 per la realizzazione del riempimento in schiuma.

Si fa notare infine come dal punto di vista economico i precursori a base delle due tipologie di alluminio considerate abbiano lo stesso costo pari a 37,53 €/kg.

Dal punto di vista produttivo si cercherà di mantenere una densità della schiuma nell'intorno di 0.5 kg/dm³ che si ritiene essere un buon compromesso fra

prestazioni e peso del componente. Esisterà tuttavia una densità ottimale da ricercare nei futuri lavori.

4.3 Realizzazione delle diverse condizioni di interfaccia guscio-schiuma

In questo capitolo ci si occuperà di valutare la realizzazione di differenti condizioni di interfaccia guscio-schiuma al fine di determinare la migliore configurazione sia dal punto di vista meccanico che economico.

Le differenti condizioni di interfaccia sono:

1. Riempimento diretto del tubo;
2. Riempimento mediante incollaggio della schiuma all'interno del tubo;

Come già descritto nel paragrafo 3.2 per poter realizzare la schiuma a base di alluminio secondo il procedimento scelto è necessario riscaldare l'insieme tubo più precursore e a tal scopo è stato utilizzato un forno da laboratorio della Nabertherm modello LT 9/11 HA le cui specifiche tecniche sono riportate nell'appendice 4.

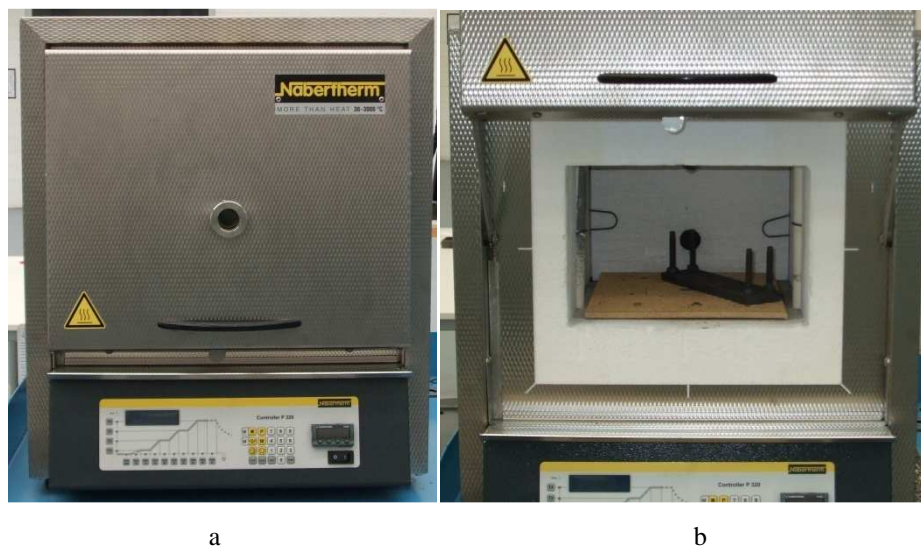


Figura 4.15: Forno Nabertherm LT 9/11 HA.

Nella Figura 4.15 b si può notare la piastra di fondo scanalata in ceramica resistente fino ad una temperatura massima di 1200°C e l'attrezzatura di posizionamento del tubo all'interno del forno. Tale dispositivo tende a minimizzare il contatto con la superficie esterna del tubo in modo da minimizzare il calore scambiato per conduzione e favorire lo scambio termico per convezione e irraggiamento garantendo un riscaldamento del tubo più uniforme.

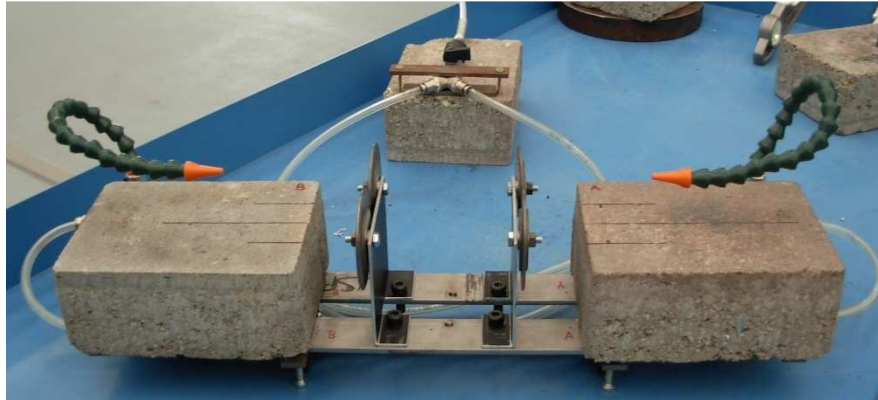


Figura 4.16: Dispositivo di raffreddamento.

La figura precedente mostra il dispositivo per il raffreddamento ad aria compressa del tubo, costituito da un supporto reggi tubo che permette la rotazione dello stesso. Il flusso d'aria ad una pressione di 4.8 bar viene suddiviso in tre portate, due delle quali raffreddano le sezioni trasversali ai lati del tubo, mentre la rimanente forma un flusso d'aria proveniente dalla parte sottostante del dispositivo e raffredda il tubo in direzione longitudinale.

Operazione preliminare importante prima dell'utilizzazione del dispositivo è la messa in piano rispetto al piano di lavoro in modo da garantire una distribuzione uniforme del materiale all'interno del tubo durante il raffreddamento. Per lo stesso motivo l'angolazione del dispositivo è la stessa posseduta dal tubo all'interno del forno.

4.3.1 Riempimento diretto del tubo a sezione circolare

Il primo passo da eseguire per la realizzazione di tubi direttamente riempiti di schiuma consiste nella preparazione superficiale sia interna che esterna del tubo. In riferimento alla sezione circolare considerata vengono dapprima realizzate le filettature 3/4" Gas alle estremità del tubo in modo da consentire il montaggio dei tappi e la realizzazione di una superficie chiusa, condizione necessaria per il processo.

Successivamente si procede alla marchiatura del tubo con numero (progressivo crescente) e alle lettere A e B agli estremi in modo da permettere sempre lo stesso posizionamento del componente all'interno del forno e garantire la ripetibilità del procedimento. Si fa notare che essendo i tubi saldati, in fase di riscaldamento in forno si è deciso di posizionare il tubo con la saldatura rivolta verso la base del forno. A tal proposito i fori ϕ 1 mm per la fuoriuscita di aria e idrogeno liberato durante il processo sono stati realizzati in posizione diametralmente opposta alla saldatura e ai tappi montati.

Si procede con l'accurata pulizia della superficie interna del tubo dalla presenza di eventuali ossidi mediante spazzola rotante ϕ 22 mm con grana 80 del materiale

abrasivo. Infine il tubo viene lavato sia internamente che esternamente con acetone al fine di eliminare eventuali residui oleosi presenti dalle precedenti lavorazioni.

Si passa quindi al calcolo della lunghezza utile del precursore.

Viene quindi calcolato il volume interno utile del tubo (ossia il volume occupabile dalla schiuma) effettuando una media di tre misurazioni del diametro ed una media di due valori di lunghezza interna ottenuti a loro volta dalle medie di tre misurazioni effettuate con il tappo montato dal lato A e tre misurazioni con il tappo montato dal lato B. Si imposta a questo punto, la densità ideale desiderata per la schiuma, pari a 560 kg/m^3 e si calcola la massa necessaria a riempire il volume utile. Viene infine calcolata la lunghezza del precursore ideale nota la densità lineare. Come misura precauzionale per prevenire eventuali fuoriuscite si aumenta del 14% la massa ideale calcolata precedentemente e si ricalcola la lunghezza reale del precursore.

Si procede quindi a distribuire un leggero strato di Molykote (lubrificante a base di rame) sulle filettature sia del tubo che dei tappi al fine di evitare il grippaggio a seguito del riscaldamento in forno (1); tagliato a misura il precursore viene posizionato all'interno del tubo poggiandolo sulla parte inferiore e in maniera equidistante rispetto agli estremi (2); si serrano infine gli accoppiamenti con una coppia pari a 20 Nm mediante chiave dinamometrica (3).

Prima del posizionamento dell'insieme tubo-precursore in forno bisogna attendere il completo regime termico dello stesso, ossia bisogna attendere che le pareti e i componenti interni del forno si trovino alla temperatura di prova in modo da garantire che la totalità del calore prodotto sia fornito al tubo.

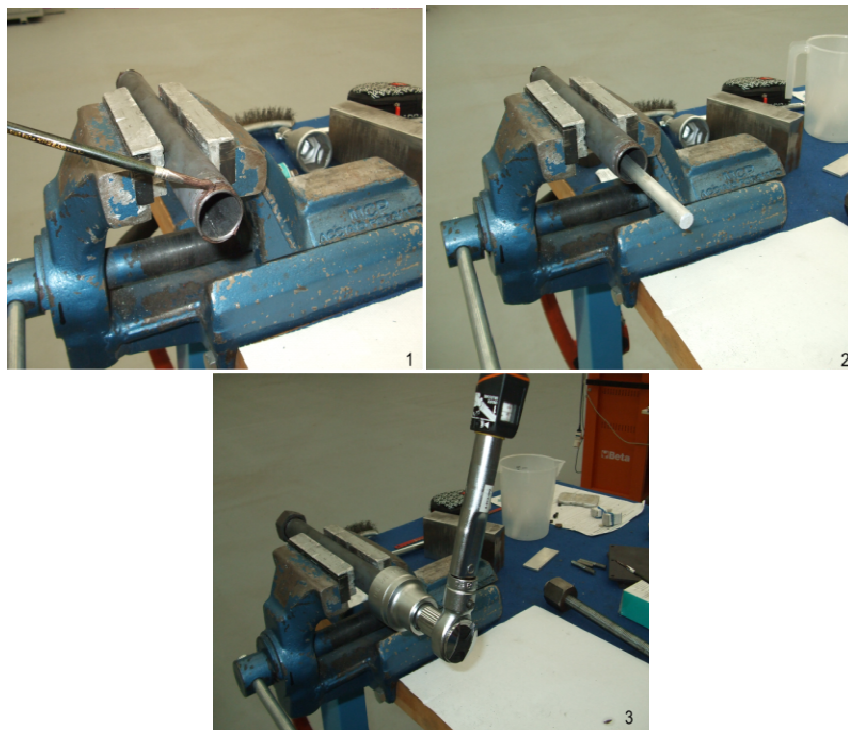


Figura 4.17: Fasi del procedimento di preparazione per la schiumatura diretta.

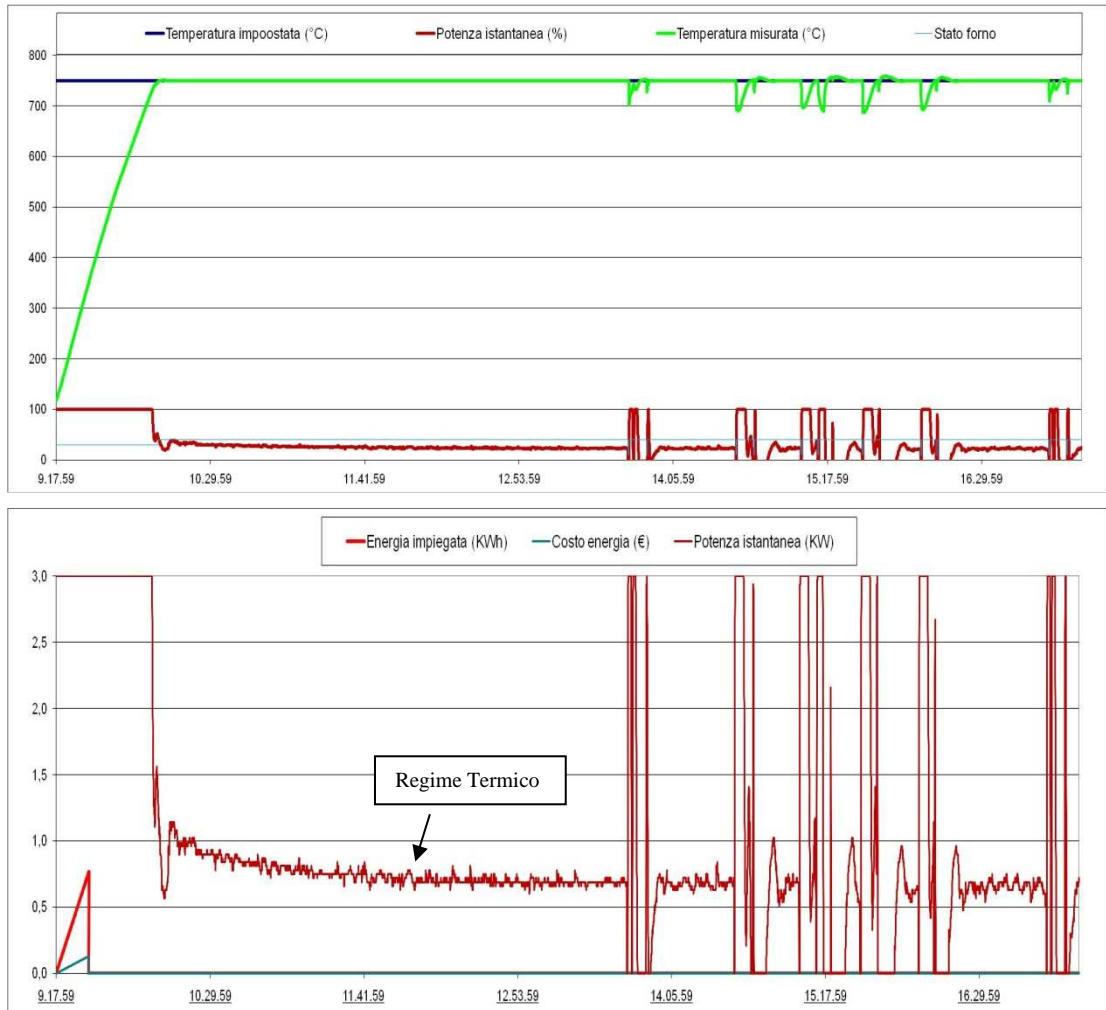


Figura 4.18: Raggiungimento del regime termico.

Come si può notare dai precedenti grafici nonostante la temperatura di prova sia raggiunta in tempi brevi dall'accensione del forno, la condizione di regime termico viene raggiunta dopo un tempo considerevole. Si fa notare come le oscillazioni presenti nella parte finale dei grafici sia per quanto riguarda la temperatura che per quanto riguarda la potenza istantanea del forno corrispondono alle operazioni di carico e scarico dei tubi.

Una volta estratto il componente dal forno, prima di iniziare la fase di raffreddamento mediante aria compressa il tubo viene fatto ruotare di 180° una volta appoggiato sull'apposito supporto al fine di ottenere una distribuzione più uniforme della porosità della schiuma.

Per quanto riguarda i risultati sperimentali, sono state effettuate diverse prove preliminari al fine di identificare i parametri di processo fondamentali quali temperatura di prova, massa di precursore impiegata e tempo di schiumatura.

Tabella 4.12: Risultati delle prove di schiumatura diretta utilizzando il tubo a sezione circolare.

N° Test	Massa Tubo Vuoto [g]	Temperatura [°C]	Massa Precursore [g]	Tempo di schiumatura	Massa Totale [g]	Densità Schiuma [kg/dm ³]	Risultato
6 A	363,65	700	52,45	13 min 4 sec	/	/	C
6 B	363,65	750	54,17	8 min 36 sec	414,81	0,593	B
6 C	363,65	750	50,67	8 min 23 sec	412,48	0,565	B
7 A	359,72	750	44,91	8 min 12 sec	404,73	0,52	B
7 B	359,72	750	50,67	8 min 9 sec	410,41	0,61	B
7 C	359,72	750	50,67	8 min 11 sec	406,55	0,542	B
7 D	359,72	750	50,67	7 min 51 sec	406,83	0,546	A
7 E	359,72	750	50,69	8 min 3 sec	410,36	0,586	A
7 F	359,72	750	50,67	7 min 45 sec	408,57	0,566	A
7 G	359,72	750	50,67	8 min	406,9	0,546	A
7 H	359,72	750	50,67	8 min 2 sec	407,82	0,557	A
7 I	359,72	750	50,68	7 min 45 sec	409,92	0,547	A
7 L	359,72	750	50,68	8 min 6 sec	406,28	0,539	A
7 M	359,72	750	50,68	7 min 55 sec	408	0,559	A
8	364,59	750	50,67	8 min 11 sec	413,49	0,566	B
9	358,57	750	50,67	8 min 9 sec	406,92	0,56	A
10	360,33	750	50,67	8 min 25 sec	408,61	0,559	A
11	358,78	750	50,67	8 min 17 sec	406,8	0,556	A
12	358,1	750	50,67	8 min 11 sec	407,79	0,575	B
13	362,1	750	46,31	/	/	/	C
14	364,32	750	50,67	8 min 29 sec	412,27	0,555	B
15	362,38	750	50,65	8 min 21 sec	410,26	0,554	A

A: Riuscito; B: Buono; C: Fallito

Come si può notare osservando la precedente tabella le migliori condizioni di schiumatura si sono ottenute impostando la temperatura del forno a 750 °C , utilizzando una massa di precursore intorno ai 50.67 g e con un tempo di permanenza in forno di circa 8 minuti e 10 secondi.

Per quanto riguarda le schiume metalliche si sono ritenuti in specifica tutti i provini con una densità nell'intorno di 0.560 kg/dm³ con un errore assoluto del 10%. La scelta di questo valore di densità è in accordo con quanto accennato nel paragrafo 4.2; inoltre tale valore è quello ottenuto con maggiore frequenza durante le prove. Si specifica inoltre che il tempo di schiumatura viene ricavato analizzando il file log proveniente dal forno partendo dal valore di tempo corrispondente al primo valore di temperatura al di sotto della temperatura nominale (750°) e terminando col successivo primo valore al di sotto della temperatura nominale.

Tabella 4.13: Esempio di calcolo del tempo di schiumatura.

Tempo [h:min:sec]	Temperatura [°C]
12.11.41	750
→ 12.11.43	738
12.11.45	726
12.11.47	716
12.11.49	712
12.11.52	711
12.11.54	711
.	.
.	.
.	.
.	.
.	.
12.21.53	750
12.21.55	750
12.21.57	750
12.21.59	750
12.22.01	750
→ 12.22.03	749
12.22.05	739
12.22.07	730
12.22.09	727

Il tempo trascorso fra le due frecce corrisponde al tempo di schiumatura. Si rende noto che è stato preparato un tubo da riempire tramite il procedimento appena illustrato strumentato mediante due termocoppie al fine di studiare il ciclo termico subito dal tubo durante il processo.



Figura 4.19: Tubo strumentato per lo studio dell'andamento termico.

In particolare sono stati effettuati due fori ϕ 1 mm uno in vicinanza della saldatura e uno in posizione diametralmente opposta nei quali sono stati inseriti i cavi da termocoppia. L'altro capo dei cavi è stato montato nell'apposita presa da inserire nel termometro.

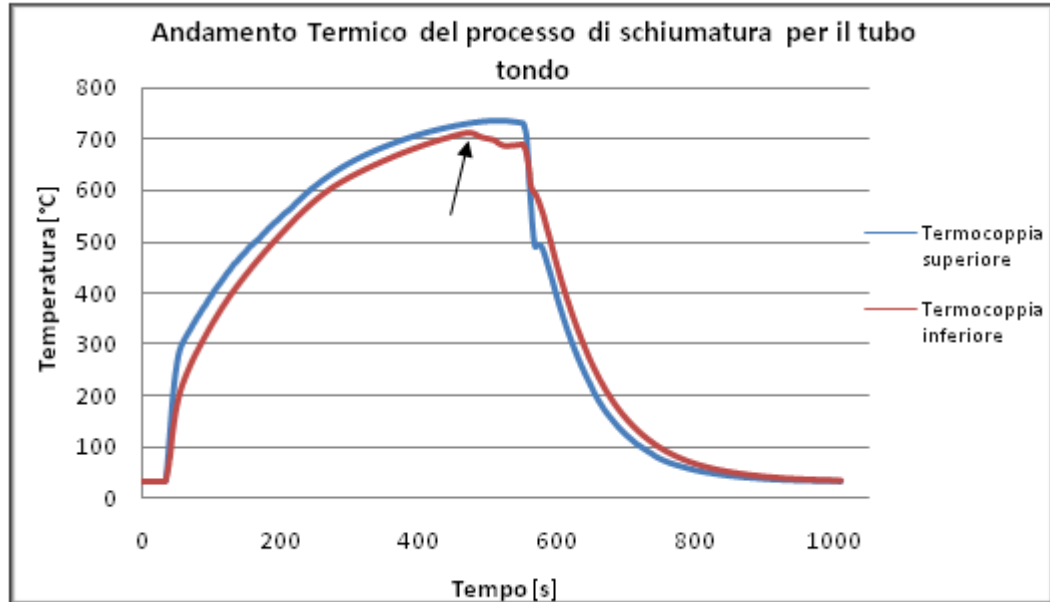


Figura 4.20: Andamento termico del ciclo di schiumatura per il tubo tondo.

Osservando il precedente grafico si riesce a notare il tratto iniziale di salita della temperatura nel quale le due termocoppie presentano un andamento simile. Il successivo cambio di pendenza nella fase di riscaldamento è dovuto al contatto della schiuma in fase di espansione con le pareti del tubo ed è visibile più chiaramente analizzando l'andamento della termocoppia inferiore. La causa di una variazione così poco lineare è probabilmente imputabile ad una perdita di fissaggio delle termocoppie in relazione alle piccole oscillazioni generate dal processo di formazione delle bolle. Tale condizione non ha inoltre permesso di osservare il tratto di risalita congiunta della temperatura delle due termocoppie che indica la fine del processo.

4.3.2 Riempimento mediante incollaggio della schiuma all'interno del tubo a sezione circolare

Per la realizzazione dei componenti incollati il primo passo da eseguire a seguito della marchiatura superficiale descritta nel paragrafo precedente consiste nel trattare termicamente il tubo di acciaio ad una temperatura di 750°C per un tempo di circa 8 minuti al fine di ricreare le stesse condizioni superficiali del tubo realizzato per schiumatura diretta. Successivamente il tubo viene pulito sia internamente che esternamente secondo le prescrizioni descritte nel paragrafo precedente. Si fa notare come secondo normativa ASTM-D 2651 la superficie di acciaio dopo essere trattata con acetone debba essere sottoposta ad uno sgrassaggio a vapore mediante tricoetilene al fine di aumentare la bagnabilità della superficie. Tale trattamento non è stato eseguito in quanto si è ritenuta sufficiente l'accurata pulizia mediante acetone.

Per quanto riguarda la realizzazione delle schiume è stata seguita la stessa procedura descritta per i componenti riempiti direttamente avendo cura di ottenere una densità leggermente maggiore. Tale precauzione si rende necessaria in quanto è stata effettuata una tornitura esterna del cilindro di schiuma per permetterne il successivo reinserimento all'interno del tubo. La decisione di utilizzare uno stampo con diametro interno inferiore in sostituzione della tornitura esterna per ottenere una riduzione del diametro della schiuma non è stata realizzata in quanto si è preferito ottenere una superficie esterna più uniforme per consentire una migliore applicazione dell'adesivo. Una volta portato a misura il cilindro di schiuma è stato trattato secondo normativa ASTM-D 2651 le cui prescrizioni prevedono l'accurata pulizia mediante acetone, sgrassaggio con vapori di tricoetilene non effettuato in quanto si è ritenuta sufficiente la pulizia con acetone e passaggio in soluzione acida di H_2SO_4 non effettuata in quanto la superficie presenta una rugosità sufficiente. Una volta asciugate accuratamente le superfici di contatto con aria calda si procede all'operazione di incollaggio.

Per la scelta dell'adesivo più adatto sono state prese in considerazione le seguenti tipologie:

- Araldite AV 4600;
- Loctite Hysol 9461;
- Loctite Hysol 9464;

tutte adatte all'incollaggio di parti in acciaio con parti di alluminio.

Confrontando i tre adesivi dal punto di vista della resistenza al taglio si può notare come il comportamento sia praticamente equivalente in quanto Araldite presenta una resistenza di 25 MPa mentre per i prodotti Loctite 9461 e 9464 la resistenza è di 23 MPa e 20 Mpa rispettivamente.

Le sostanziali differenze si incontrano nella fase di polimerizzazione della colla e della sua resistenza alle elevate temperature.

In particolare Araldite è un adesivo monocomponente che necessita di una polimerizzazione a caldo ad una temperatura di circa 175°C per un tempo di 30 minuti in grado di resistere sino ad una temperatura massima di 140°C; mentre i prodotti Loctite sono adesivi bicomponente che polimerizzano a freddo con tempi di 1 e 3 giorni rispettivamente per 9464 e 9461 e presentano una temperatura di transizione vetrosa attorno ai 90°C.

Essendo la temperatura a cui sono sottoposte le barre laterali anti-intrusione in esercizio inferiori a 90°C e in previsione dell'industrializzazione del processo e della riduzione dei costi di fabbricazione si è deciso di utilizzare l'adesivo Loctite Hysol 9464, le cui caratteristiche sono riportate nell'appendice 5, per la realizzazione dei componenti incollati.

L'operazione di incollaggio consiste in 5 fasi:

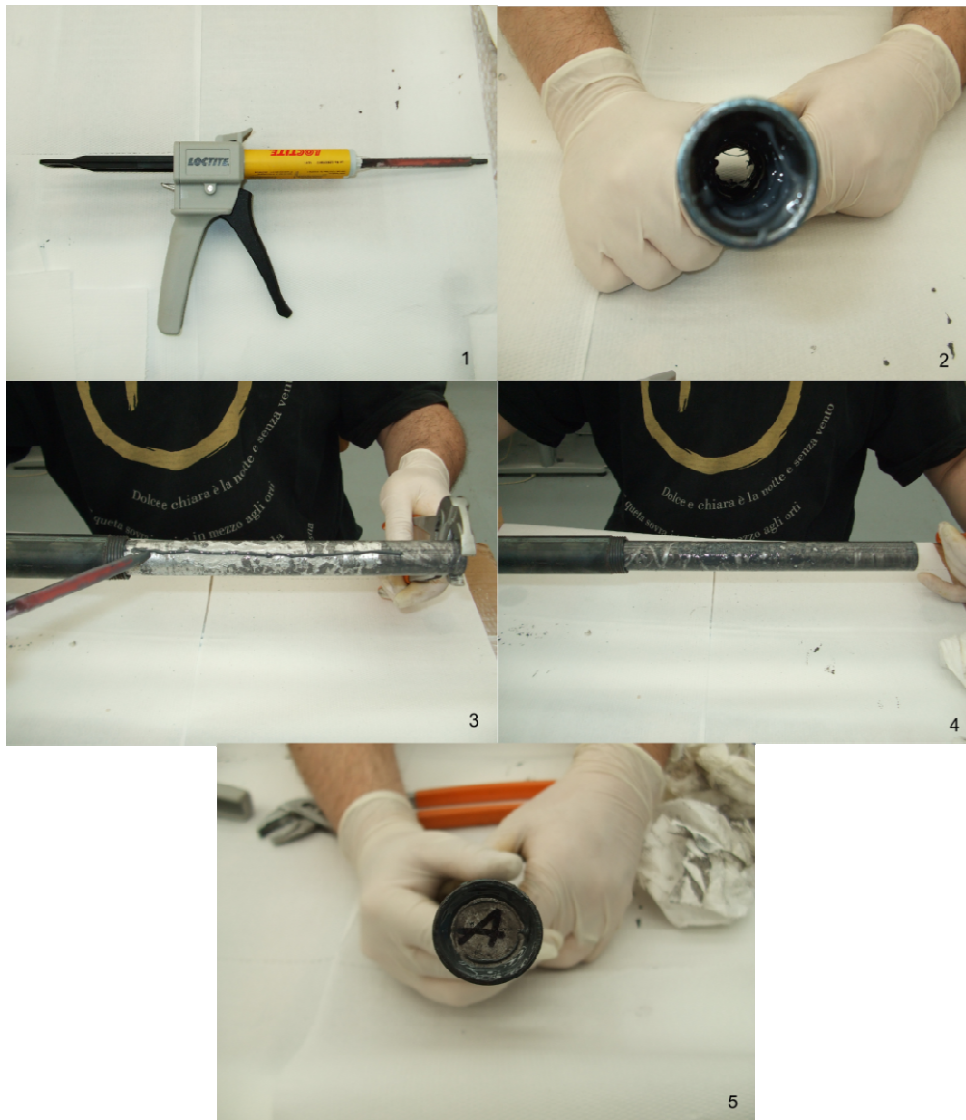


Figura 4.21: Sequenza fasi incollaggio.

Come si può notare dalla precedente figura la prima fase dell'operazione di incollaggio consiste nella preparazione della pistola applicatrice con l'inserimento della cartuccia contenente le colle e del relativo miscelatore. Si fa notare come una piccola quantità di colla sia stata scartata prima dell'applicazione sui particolari da incollare in modo da essere sicuri del perfetto miscelamento dei due componenti dell'adesivo.

La seconda fase consiste nella realizzazione di una spirale di adesivo a passo circa costante sulla parete interna del tubo in modo da permettere un primo ricoprimento della schiuma al suo inserimento che avviene tramite rotazione relativa delle parti. Successivamente si procede con l'estrazione parziale della schiuma e dell'applicazione di adesivo sulle superfici non ancora ricoperte. Il cilindro di schiuma viene quindi reinserto nel tubo e posizionato in modo centrato rispetto alla lunghezza. L'ultima fase consiste nella sigillatura del bordo con un leggero strato di adesivo.

I tubi così realizzati presentano le seguenti caratteristiche:

Tabella 4.14: Risultati delle prove di schiumatura diretta da utilizzare per l'incollaggio relativi al tubo a sezione circolare.

N° Provino	Temperatura [°C]	Massa Precursore [g]	Tempo di Schiumatura	Densità Schiuma [kg/dm ³]	Risultato
16 A	750	50,67	8 minuti 3 secondi	0,587	B
16 B	750	50,67	8 minuti 16 secondi	0,576	B
16 C	750	50,67	8 minuti	0,579	B
16 D	750	50,69	7 minuti 55 secondi	0,58	A
16 E	750	50,69	8 minuti 5 secondi	0,581	A
16 F	750	50,69	7 minuti 57 secondi	0,561	A

A: Riuscito; B: Buono

Tabella 4.15: Dati finali per i tubi a sezione circolare riempiti tramite incollaggio.

N° Provino	Accoppiamento Schiuma	Densità Schiuma dopo Tornitura [kg/dm ³]	Massa Tubo Vuoto [g]	Massa Schiuma [g]	Massa Colla [g]	Massa Totale [g]
17	16 D	0,547	365,66	46,04	4,23	415,93
18	16 B	0,547	362,96	46,03	4,59	413,58
19	16 C	0,548	358,88	46,32	4,3	409,5
20	7 B	0,553	361,1	46,74	3,14	410,98

Per questa configurazione ci si aspetterà un comportamento migliore rispetto al riempimento diretto del tubo in relazione alla maggior interazione tra guscio e schiuma come dimostrato in alcuni risultati bibliografici [25]. Questi risultati si riferiscono tuttavia a prove di compressione ma è comunque opinione diffusa che l'adesione all'interfaccia sia la strada da perseguire anche in ambito flessionale.

4.3.3 Riempimento diretto del tubo a sezione quadrata

Come già accennato nel paragrafo 4.3.1, il primo passo da seguire per il riempimento diretto del tubo è il calcolo del volume interno utile in modo da poter determinare la quantità di precursore necessaria per ottenere la densità desiderata per la schiuma.

Nel caso del tubo a sezione quadrata la lunghezza interna del tubo è pari a quella esterna in quanto i tappi sono costituiti da apposite flange serrate mediante sistema a tre tiranti come illustrato nella seguente figura:



Figura 4.22: 1:esploso del sistema di chiusura del tubo quadro, 2: insieme del sistema di chiusura.

Nota il volume interno utile del tubo, impostando la densità desiderata per la schiuma e conoscendo la densità lineare del precursore determinata in precedenza è possibile calcolarne la lunghezza necessaria.

Il precursore così tagliato viene quindi inserito all'interno del tubo avendo cura di posizionarlo nello spigolo inferiore in quanto il tubo verrà posto in forno seguendo lo stesso posizionamento che sarà poi utilizzato durante le prove di flessione come illustrato nella figura 4.8; si fa notare inoltre che non sono stati realizzati i fori ϕ 1 mm per lo sfiato di aria e idrogeno dovuti al processo in quanto tale fuoriuscita è consentita dal leggero gioco presente tra le sedi delle flange e le estremità del tubo.

La fase successiva consiste nella distribuzione di un leggero strato di Molykote sulle sedi delle flange che ospiteranno le estremità del tubo al fine di evitare l'adesione della schiuma e si posizionano le flange.

Successivamente vengono inseriti i tiranti di diametro 6 mm nelle apposite sedi, distribuito un leggero strato di Molykote al fine di evitare il grippaggio della filettature con le alte temperature e serrati manualmente i dadi di tenuta.

Si fa notare come questa tipologia di chiusura consenta di ottenere un riempimento più completo delle estremità del tubo. Inoltre è da sottolineare che lo spessore delle piastre di chiusura deve essere superiore allo spessore del tubo al fine di consentire la corretta espansione della schiuma ed evitarne il collasso prima dell'estrazione dal forno. Prima del posizionamento dell'insieme tubo-precursore all'interno del forno è necessario attendere il raggiungimento del regime termico al fine di trasferire tutto il calore generato al tubo.

Anche in questo caso, una volta tolto dal forno e appoggiato sull'apposita attrezzatura prima di iniziare la fase di raffreddamento mediante aria compressa si effettua una rotazione di 180° al fine di rendere più omogenea la distribuzione interna della porosità.

Tabella 4.16: Risultati delle prove di schiumatura diretta utilizzando il tubo a sezione quadrata.

N° Test	Massa Tubo Vuoto [g]	Temperatura [°C]	Massa Precursore [g]	Tempo di schiumatura	Massa Totale [g]	Densità Schiuma [kg/dm ³]	Risultato
29	260,62	750	29,94	7 min 58 sec	/	/	C
30	259,86	750	29,76	8 minuti 30 sec	/	/	C
31	261,25	750	14,83+14,81	8 min 14 sec	288,62	0,445	B
32	260,31	750	34,41	8 min 18 sec	294,64	0,558	A
33	260,47	750	34,45	8 min 27 sec	294,71	0,557	A
34	261,22	750	34,44	8 min 24 sec	295,81	0,562	A
35	261,36	750	34,42	7 min 36 sec	295,84	0,561	A

A: Riuscito; B: Buono; C: Fallito

Si fa notare come i primi provini siano stati realizzati con una quantità limitata di precursore al fine di identificare il limite raggiungibile in termini di densità della schiuma; in particolare per il provino 31 sono stati realizzati due spezzoni di precursore di lunghezza complessiva pari a quella utilizzata per i provini 29 e 30 (130 mm) e disposti a 35 mm dalle estremità. Tale soluzione ha permesso il raggiungimento di un riempimento completo e sufficiente del tubo come mostrato nella seguente figura:

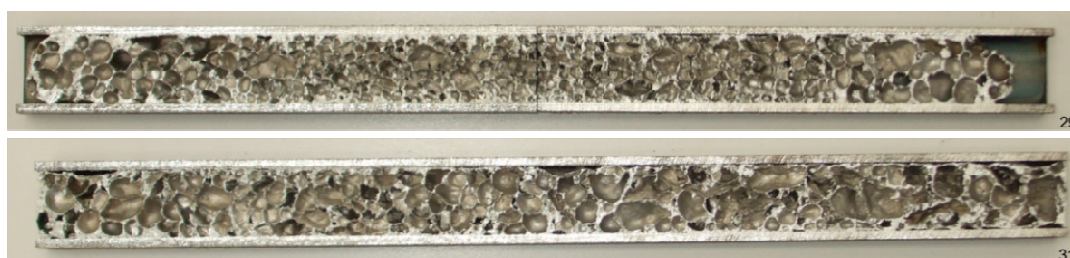


Figura 4.23: Sezione dei provini 29 e 31.

Per questa configurazione le condizioni di schiumatura ottimali si sono rivelate impostando a 750 °C la temperatura del forno, utilizzando una massa di precursore di circa 34.42 g e con un tempo di permanenza in forno di circa 8 minuti e 20 secondi.

Anche in questo caso si è deciso di effettuare lo studio del ciclo termico del processo di schiumatura diretto, strumentando il tubo in modo del tutto analogo a quanto già discusso per il del tubo tondo. In prevenzione di un eventuale distacco della termocoppia come accaduto per il tubo tondo si è deciso di fissare ulteriormente i cavi da termocoppia utilizzando degli avvolgimenti di filo in acciaio inossidabile.

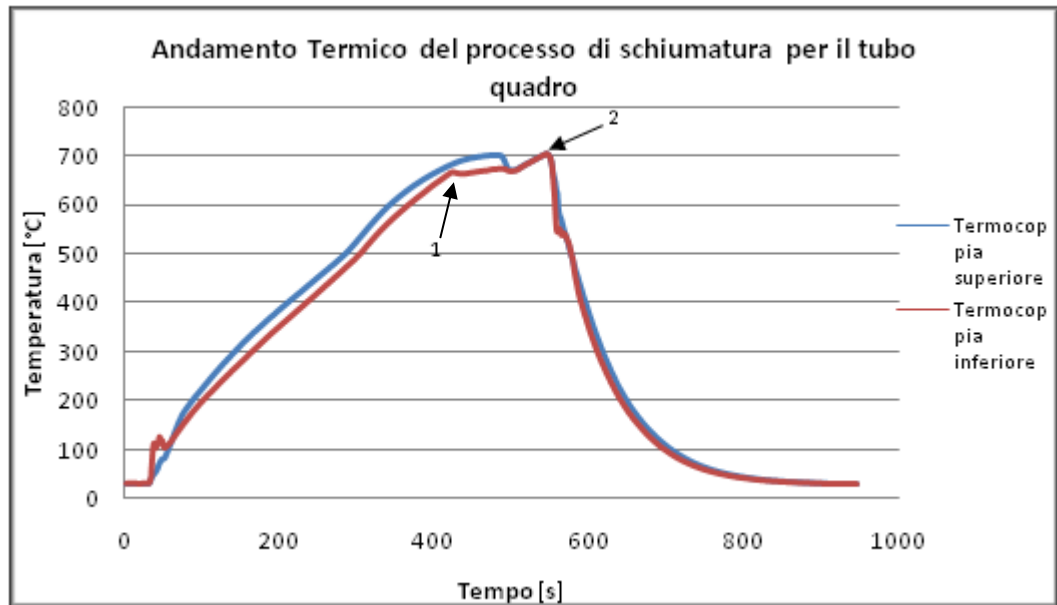


Figura 4.24: Andamento termico del ciclo di schiumatura per il tubo quadro.

In questo caso non si sono riscontrati problemi di adesione tra la termocoppia ed il tubo come è visibile dall'andamento netto del tracciato.

Il momento di contatto tra la schiuma in espansione e le pareti del tubo è visibile con chiarezza nel tratto compreso fra 400 s e 500 s (freccia 1); è visibile inoltre il tratto di completamento del processo legato alla stessa risalita della temperatura dei due sensori (freccia 2).

Si rende noto che anche per questa geometria era stata pianificata la configurazione di riempimento mediante incollaggio della schiuma all'interno del tubo. Tuttavia per problemi legati alla realizzazione e all'estrazione del parallelepipedo di schiuma dal tubo si è dovuto abbandonare la tipologia di riempimento.

5 Analisi sperimentale

5.1 Prove di flessione su tre punti per le geometrie considerate

La prova sperimentale più significativa per valutare l'efficacia di una barra laterale anti-intrusione è senza dubbio il test di impatto eseguito mediante torre di caduta. Per motivi di costo, dovuti essenzialmente alla produzione di componenti con dimensioni reali, si è deciso di effettuare prove di flessione su tre punti in quanto consentono di ottenere informazioni sul comportamento flessionale e di valutare le differenti condizioni di interfaccia definite in precedenza.

A tal proposito è bene notare che i tubi testati, in relazione alla minor lunghezza (240 mm), presenteranno un comportamento più rigido rispetto ai componenti reali; ma è anche bene notare che il componente reale risulta essere vincolato nelle estremità con un doppio incastro, configurazione che consente un innalzamento del momento limite come discusso nell'appendice 2. Inoltre nella realtà è presente anche la condizione al contorno costituita dalla presenza dello sportello; di conseguenza può essere ragionevole effettuare prove di flessione su 3 punti per valutare il comportamento flessionale dei componenti in prima approssimazione.

Dopo aver illustrato le differenze sostanziali fra le due metodologie di prova si procede col discutere le procedure seguite durante lo svolgimento delle prove di flessione su tre punti.

La macchina utilizzata per l'esecuzione delle prove è una pressa da 100 kN della MTS modello Alliance RT/100 sulla quale è stata montata una cella di carico da 100 kN. Sotto la cella è posizionato il penetratore di diametro 20 mm.

Sulla base della macchina è stato posizionato il dispositivo di supporto costituito da una barra graduata e dai due appoggi distanti 150 mm destinati a mantenere il posizionamento del tubo in fase di discesa.

Prima di effettuare il posizionamento dei tubi per l'esecuzione delle prove è necessario allineare penetratore e supporti al fine di garantire il corretto svolgimento delle prove.

I tubi sono stati posizionati avendo cura di sistemare il lato A verso destra ed il lato B verso sinistra rispetto al fronte macchina. La saldatura, in quanto zona di discontinuità delle caratteristiche meccaniche e fisiche del materiale, è stata posizionata in sezione neutra e rivolta verso il fronte macchina.

Ad eccezione dei tubi 1 ed 8 per cui sono state eseguite prove con una velocità di 1mm/min e 10 mm/min rispettivamente, tutte le prove sono state eseguite impostando a 500 mm/min la velocità di discesa del penetratore. In tutti i casi è stato fissato un precarico di 50 N.

Per i tubi a sezione circolare si deciso di fermare l'avanzamento del penetratore in modo manuale una volta raggiunta la deformazione di circa 50 mm per motivi di ingombro del penetratore.

Per i tubi a sezione quadrata è stata impostata la freccia massima di deformazione pari a 60 mm per il tubo 25; pari a 65 mm per i tubi 26, 27, 28, 32 e pari a 75 mm per i tubi 33, 34, 35. La scelta di aumentare la freccia massima di deformazione è stata presa in base all'osservazione visiva del comportamento della sezione quadrata sotto carico.

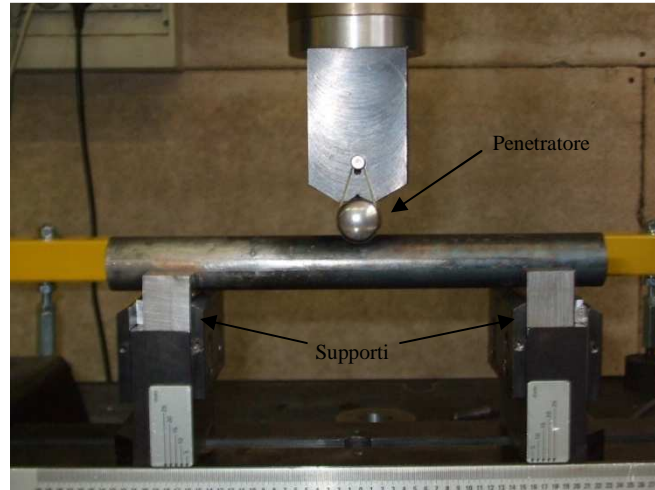


Figura 5.1: Posizionamento del tubo tondo per la prova di flessione.

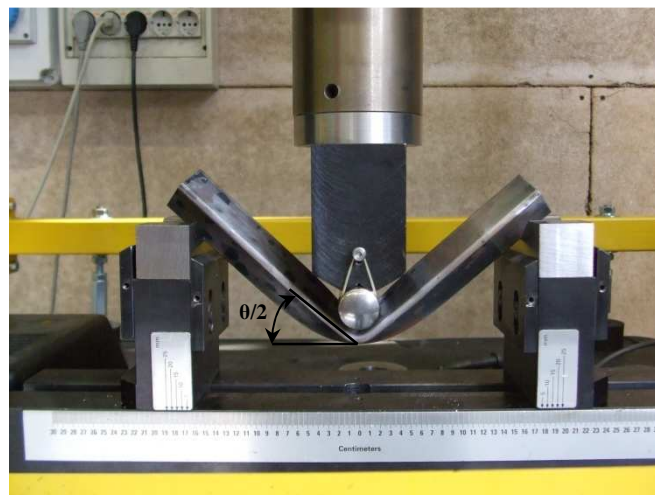


Figura 5.2: Configurazione deformata del tubo quadro.

Si rende noto che le curve successivamente analizzate saranno troncate ad una deformazione massima di 48 mm in quanto tale condizione rappresenta una deformazione maggiore in termini di angolo di piegatura θ rispetto alla configurazione reale incastrata agli estremi. In particolare per le prove di flessione considerate, con una deformazione di 48 mm si ottiene un angolo θ pari a $132,84^\circ$. Considerando una barra reale di lunghezza 878 mm sollecitata a flessione con estremi incastrati secondo il modello di simulazione sviluppato nel paragrafo 4.1 e considerando una deformazione massima di 120 mm (intrusione ottimale [26]) si ottiene una stima dell'angolo θ pari a $134,06^\circ$ paragonabile con quello ottenuto nelle prove sperimentali.

Si rende noto che la configurazione quadra sarà testata secondo il seguente posizionamento:

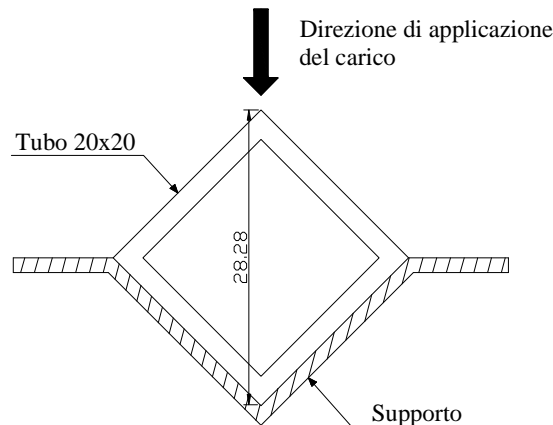


Figura 5.3: Posizionamento a rombo della sezione quadra.

Tale configurazione garantisce un *fattore di forma* (f) pari ad 1.49 per sezione tubolare e pari a 2 per sezione piena [8], come sarà la sezione riempita di schiuma (dal punto di vista puramente teorico).

Si ricorda che il fattore di forma è definito dalla relazione:

$$f = \frac{M_0}{M_e}$$

dove M_0 ed M_e indicano rispettivamente il momento limite e il momento elastico sostenibili dalla sezione. Evidentemente più elevato è il fattore di forma e maggiore risulta il momento limite della sezione.

Di seguito sono riportati schematicamente tutti i materiali e le relative geometrie utilizzate nelle prove; sono indicati inoltre il numero di provini totalmente realizzati per ogni tipologia di configurazione.

Tabella 5.1: Schema riassuntivo di tutte le configurazioni testate.

	Acciaio al Carbonio			Acciaio inossidabile Austenitico AISI 304	DOCOL 800 DP		
	Tondo Φ 27 mm s 2,5 mm	Quadro 20x20 mm s 2 mm rombo	Quadro 20x20 mm s 2 mm piatto	Tondo Φ 25 mm s 1,5 mm	Tondo Φ 32 mm s 2 mm	Quadro 30x30 mm s 1,5 mm rombo	Quadro 30x30 mm s 1,5 mm piatto
Vuoto non trattato termicamente	4	12	4	4	4	4	4
Vuoto trattato termicamente	8	4	/	/	4	/	/
Riempimento schiumatura diretta	46	8	6	6	8	5	4
Riempimento incollaggio tubo trattato termicamente	4	/	/	/	/	/	/
Riempimento incollaggio tubo non trattato termicamente	4	/	/	/	/	/	/
Riempimento con gioco tubo trattato termicamente	4	/	/	/	/	/	/
Riempimento con gioco tubo non trattato termicamente	4	/	/	/	/	/	/

5.1.1 Risultati sperimentali per la sezione tonda

La prima serie di prove effettuate sui tubi a sezione tonda in acciaio al carbonio, ha interessato le seguenti configurazioni:

- vuoto trattato termicamente (“vuoto t.t.”);
- vuoto non trattato termicamente (“vuoto”);
- riempimento per schiumatura diretta;
- riempimento per incollaggio della schiuma all’interno del tubo trattato termicamente.

Tabella 5.2: Caratteristiche dei tubi tondi Φ 27 mm, s 2.5 mm in acciaio al carbonio utilizzati per la prima serie di prove.

N° Tubo	Geometria	Configurazione	Densità Schiuma [kg/dm ³]	Massa totale [g]
21	Φ 27 mm	vuoto t.t.	/	358,92
22	Φ 27 mm	vuoto t.t.	/	360,87
23	Φ 27 mm	vuoto t.t.	/	359,99
24	Φ 27 mm	vuoto t.t.	/	364,39
53	Φ 27 mm	vuoto	/	360,68
54	Φ 27 mm	vuoto	/	358,53
55	Φ 27 mm	vuoto	/	363,44
56	Φ 27 mm	vuoto	/	362,62
8	Φ 27 mm	schiumatura diretta	0,566	413,49
10	Φ 27 mm	schiumatura diretta	0,559	408,61
11	Φ 27 mm	schiumatura diretta	0,556	406,8
14	Φ 27 mm	schiumatura diretta	0,555	412,27
17	Φ 27 mm	incollaggio	0,547	415,93
18	Φ 27 mm	incollaggio	0,547	413,58
19	Φ 27 mm	incollaggio	0,548	409,5
20	Φ 27 mm	incollaggio	0,553	410,98

Si ricorda che le differenti configurazioni sono state testate con lo scopo di avere un quadro generale delle caratteristiche di deformazione del componente in relazione ai trattamenti termici subiti ed alle differenti condizioni di interfaccia fra i due materiali.

I risultati ottenuti dalle prove sperimentali condotte permettono di effettuare una valutazione delle prestazioni del componente secondo i parametri già definiti nel paragrafo 4.1 sulla base del comportamento medio di ogni configurazione trattata. Per quanto riguarda il comportamento medio sulle quattro ripetizioni effettuate di ogni configurazione è stato sviluppato un programma mediante il software MATLAB (Appendice 6). Il codice permette di caricare i dati provenienti dalle

prove di flessione dei provini, ricampionare i valori di forza attraverso interpolazione con un vettore di deformazione fissato per tutti i segnali e mediare i valori così ottenuti.

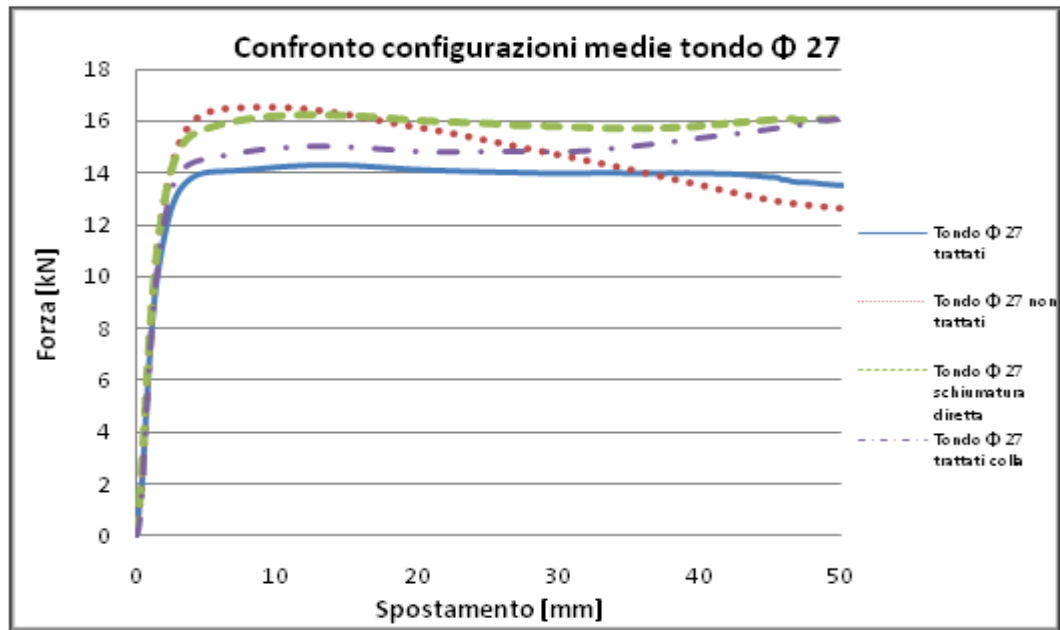


Figura 5.4: Confronto delle configurazioni medie del tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio al carbonio per la prima serie di prove.

Osservando il grafico sopra riportato si può subito notare la netta differenza di comportamento fra i tubi non trattati ed i tubi trattati termicamente. Il comportamento a flessione di questi ultimi si avvicina a quello di un assorbitore ideale in relazione alla bassa differenza fra carico massimo e carico medio raggiunti, dovuta sostanzialmente alla distensione delle tensioni interne residue del materiale presenti a seguito del processo di fabbricazione del tubo. L'inserimento della schiuma metallica a base di alluminio genera una traslazione verticale della curva riguardante il tubo vuoto trattato termicamente aumentando quindi l'energia assorbita in fase di deformazione. In controtendenza rispetto ai risultati bibliografici l'incollaggio della schiuma all'interno del tubo non porta ad un incremento delle prestazioni del componente [25].

Analizzando i parametri di confronto si ottengono i seguenti risultati:

Tabella 5.3: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie del tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio al carbonio per la prima serie di prove.

	Intrusione [mm]	Wm [mm]	Pmed [kN]	Pmax [kN]	η	Eabs [Nmm]	Massa [g]	S.E.A [Nmm/g]	Y [kN/kgmm]
trattati	48	27	13,68	14,25	0,960	656640	361,04	1818,74	1347
non trattati	48	27	14,65	16,57	0,884	703200	361,31	1946,25	1327
trattati colla	48	27	14,65	15,95	0,918	703174	412,49	1704,7	1207
schiumatura diretta	48	27	15,5	16,23	0,954	744128	410,29	1813,66	1336

Analizzando i risultati sopra riportati si può osservare come dal punto di vista dell'efficienza energetica (η) la configurazione migliore sia quella del tubo vuoto trattato termicamente con un aumento del 7.9% rispetto alla configurazione non trattata termicamente a conferma di quanto discusso precedentemente. L'inserimento della schiuma metallica a base di alluminio tramite il procedimento di schiumatura diretta porta al massimo valore dell'energia assorbita in relazione all'aumento del carico medio a parità di deformazione massima considerata. Per quanto riguarda la S.E.A la miglior configurazione risulta essere quella con tubi vuoti non trattati termicamente in relazione alla minore massa del componente. Nonostante l'incremento dell' 11.75% per quanto riguarda l'energia assorbita fra le configurazioni di tubo riempito per schiumatura diretta e tubo vuoto trattato termicamente il parametro di confronto y è pressoché identico a causa dell'incremento della massa del componente riempito. È bene considerare che essendo lo spessore del tubo elevato in relazione al diametro, l'effetto migliorativo della schiuma risulta essere attenuato.

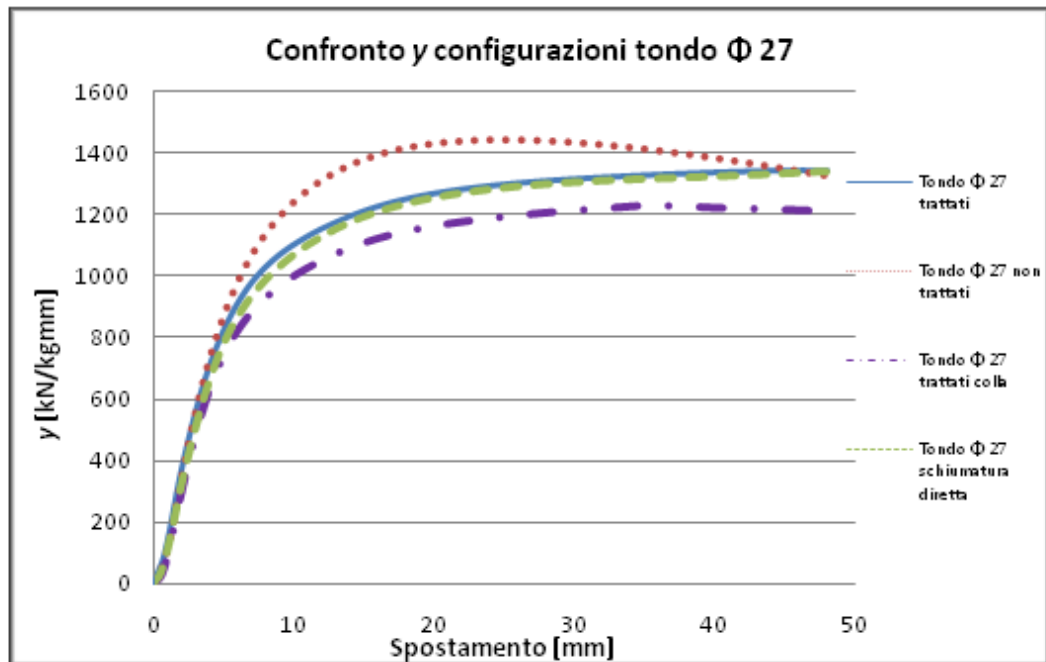


Figura 5.5: Confronto del parametro y per le configurazioni medie del tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio al carbonio relative alla prima serie di prove.

È interessante osservare la variazione del parametro y in funzione dello spostamento. Si può notare dal precedente grafico come per i tubi non trattati termicamente il valore di y sia costantemente maggiore rispetto a quello delle altre configurazioni per bassi valori di deformazione ammettendo un massimo in corrispondenza di una deformazione pari a circa 24 mm per poi decrescere rapidamente all'aumentare della deformazione.

Le curve delle configurazioni vuoto trattato termicamente e riempito per schiumatura diretta hanno un andamento paragonabile e monotono crescente all'aumentare della deformazione mentre la configurazione incollata presenta un

massimo corrispondente ad una deformazione di 35 mm ma a valori più bassi rispetto alle altre configurazioni.

Per verificare la differenza emersa fra le due configurazioni di riempimento del tubo considerate si è deciso di effettuare uno studio su ogni singola curva delle 4 ripetizioni effettuate per ogni configurazione.

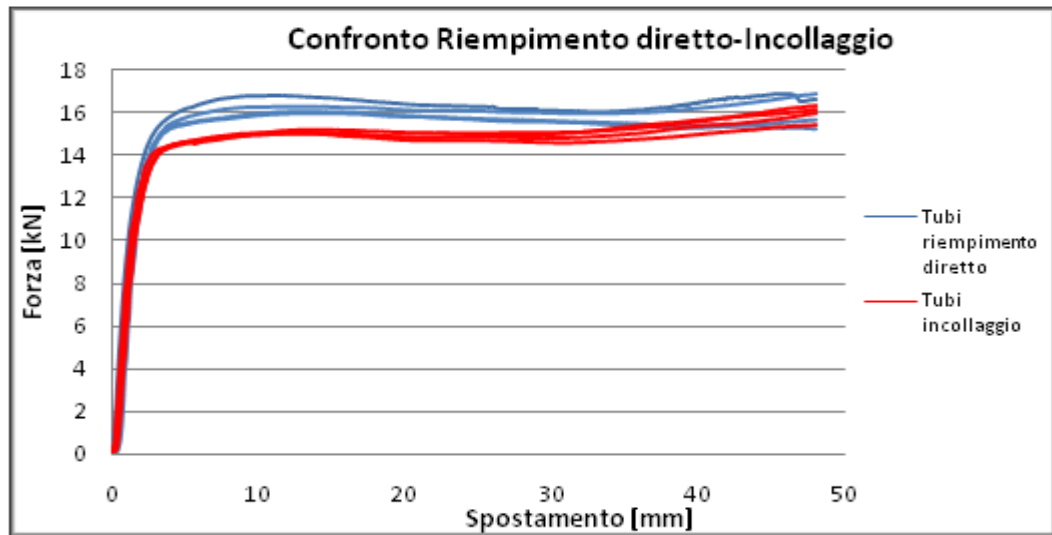


Figura 5.6: Confronto curva per curva delle prove sperimentali per la geometria tonda Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio al carbonio relative alla prima serie di prove.

Come si può notare l'andamento delle curve è simile dal punto di vista del comportamento a flessione in relazione al diagramma carico-deformazione nonostante la differenza di carico. Anche dal punto di vista del parametro y la differenza è ancora visibile:

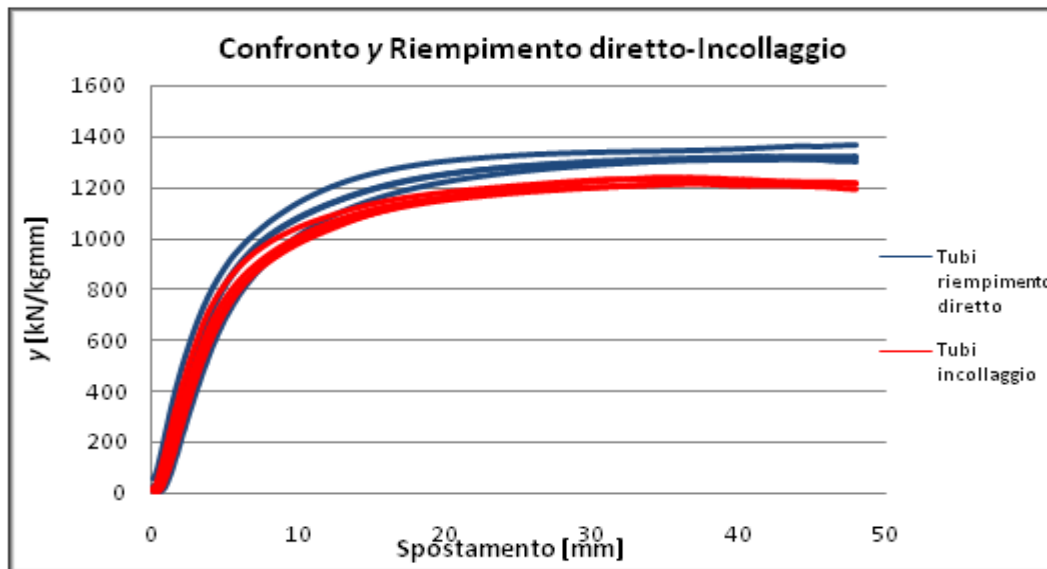


Figura 5.7: Confronto curva per curva del parametro y delle prove sperimentali per la geometria tonda Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio al carbonio relative alla prima serie di prove.

Dal punto di vista dei parametri di confronto caratteristici calcolati su un'intrusione massima di 48 mm i risultati ottenuti sono i seguenti:

Tabella 5.4: Risultati dei parametri di confronto caratteristici per la geometria tonda Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio al carbonio nelle due configurazioni di riempimento considerate.

	Tubo 8	Tubo 10	Tubo 11	Tubo 14	Tubo 17	Tubo 18	Tubo 19	Tubo 20
Pmed [kN]	16	15,2	15,2	15,6	14,6	14,5	14,8	14,8
Pmax [kN]	16,8	16	15,9	16,8	15,9	15,4	16,3	16,1
η	0,951	0,95	0,954	0,927	0,917	0,938	0,905	0,917
Eabs [Nmm]	768014	731760	729487	749225	700378	695493	709490	708803
M totale [g]	413,5	408,6	406,8	412,3	415,9	413,6	409,5	411
M schiuma [g]	48,9	48,3	48	48	46	46	46,3	46,7
S.E.A [Nmm/g]	1857	1791	1793	1817	1684	1682	1733	1725
γ [kN/kgmm]	1363	1313	1320	1299	1191	1217	1210	1220

Si fa notare come il tubo 8 presenti un comportamento migliore in tutti i parametri di confronto rispetto agli altri tubi della stessa configurazione. Tale differenza non è però da imputare alla differente velocità di esecuzione della prova (10 mm/min anziché 500 mm/min) in quanto la schiuma metallica non è un materiale sensibile allo strain-rate [27].

Si è deciso di effettuare un'analisi statistica al fine di evidenziare la differenza fra le due famiglie di curve ottenendo i seguenti risultati:

Two-Sample T-Test and CI: η ; tipo

Two-sample T for η

tipo	N	Mean	StDev	SE Mean
I	4	0.9193	0.0138	0.0069
S	4	0.9453	0.0126	0.0063

Difference = mu (I) - mu (S)

Estimate for difference: -0.02608

95% CI for difference: (-0.05007; -0.00210)

T-Test of difference = 0 (vs not =): T-Value = -2.80 P-Value = 0.038 DF = 5

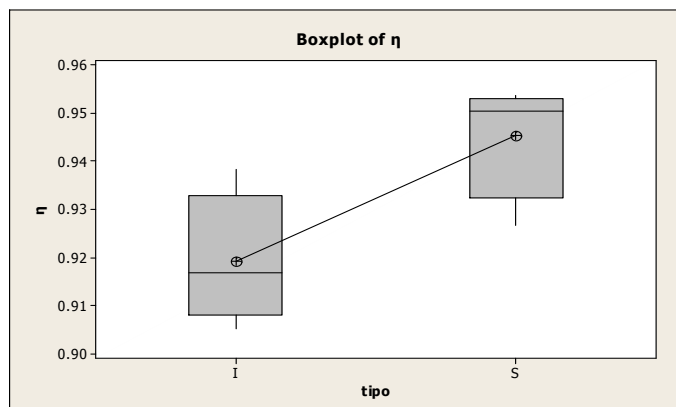


Figura 5.8: Boxplot relativo all'efficienza energetica per la geometria tonda relative alla prima serie di prove.

Si fa notare come I indichi la configurazione incollata mentre S la configurazione riempita per schiumatura diretta.

In relazione al basso valore del p-value ottenuto si può affermare con evidenza statistica che con un intervallo di confidenza al 95% l'efficienza energetica delle due configurazioni è differente.

Two-Sample T-Test and CI: S.E.A; C1

Two-sample T for S.E.A

				SE
C1	N	Mean	StDev	Mean
l	4	1705.7	26.7	13
s	4	1814.7	30.9	15

Difference = mu (l) - mu (s)

Estimate for difference: -109.0

95% CI for difference: (-161.5; -56.6)

T-Test of difference = 0 (vs not =): T-Value = -5.34 P-Value = 0.003 DF = 5

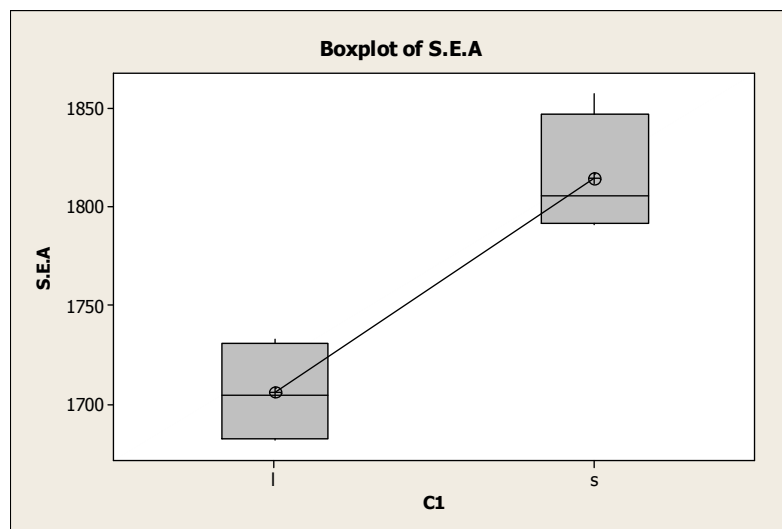


Figura 5.9: Boxplot relativo al S.E.A per la geometria tonda relative alla prima serie di prove.

In relazione al basso valore del p-value anche per quanto riguarda la S.E.A è possibile affermare con evidenza statistica che con un intervallo di confidenza pari al 95% le configurazioni sono differenti.

Sono stati infine effettuati due test sulla funzione y per due differenti valori di deformazione:

Two-Sample T-Test and CI: y48; C1

Two-sample T for y48

				SE Mean
C1	N	Mean	StDev	SE Mean
l	4	1209.7	13.0	6.5
s	4	1323.7	27.5	14

Difference = mu (l) - mu (s)

Estimate for difference: -114.0

95% CI for difference: (-156.2; -71.8)

T-Test of difference = 0 (vs not =): T-Value = -7.50 P-Value = 0.002 DF = 4

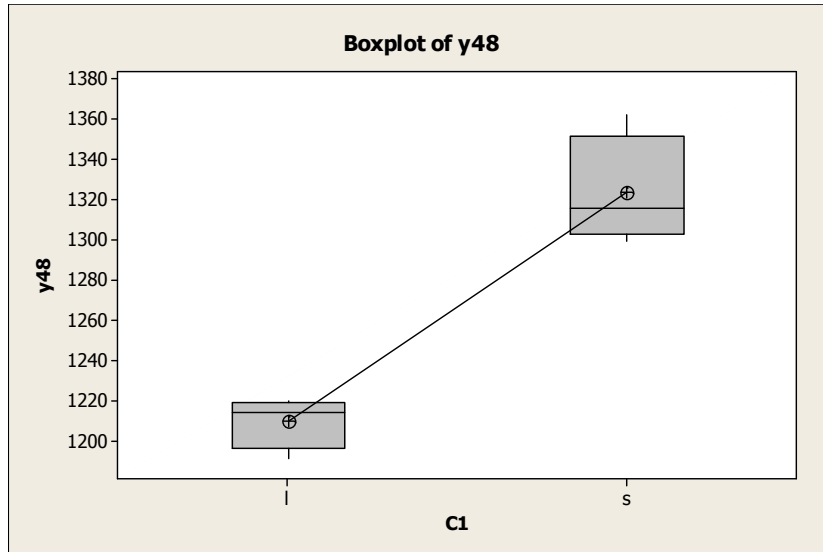


Figura 5.10: Boxplot relativo alla funzione y per la geometria tonda relative alla prima serie di prove in corrispondenza di una deformazione pari a 48 mm.

Ancora una volta il basso valore del p-value ci porta ad avere evidenza statistica nella differenza fra le due configurazioni con un intervallo di confidenza del 95%.

Two-Sample T-Test and CI: y8; C1

Two-sample T for y8

			SE
C1	N	Mean	StDev
l	4	936.8	36.3
s	4	998.7	60.8

Difference = $\mu(l) - \mu(s)$

Estimate for difference: -61.9

95% CI for difference: (-160.3; 36.4)

T-Test of difference = 0 (vs not =): T-Value = -1.75 P-Value = 0.155 DF = 4

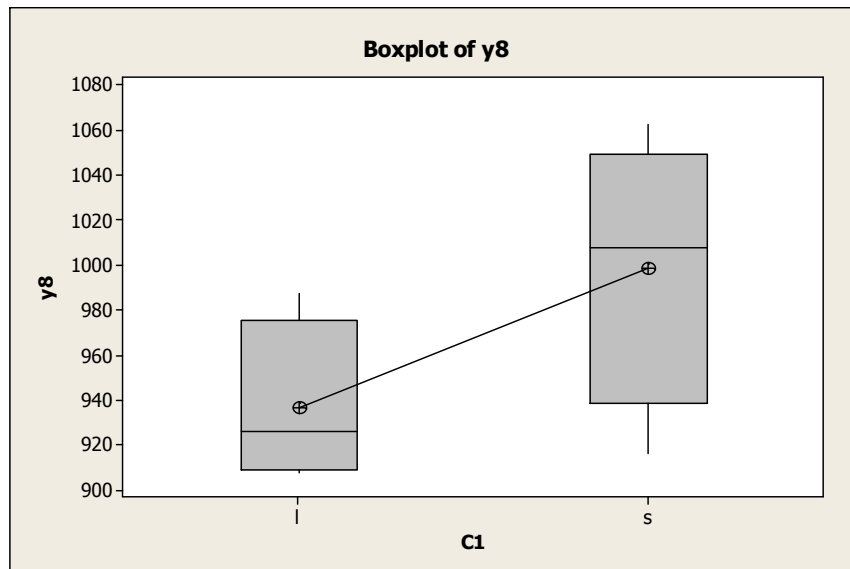


Figura 5.11: Boxplot relativo alla funzione y per la geometria tonda relative alla prima serie di prove in corrispondenza di una deformazione pari a 8 mm.

Questa volta l'analisi evidenzia un elevato valore del p-value che ci porta a non avere evidenza statistica della differenza fra le due configurazioni di riempimento con un intervallo di confidenza del 95%. Per valutare l'effettiva differenza fra le due famiglie di curve per bassi valori di deformazione si è deciso di effettuare una ulteriore analisi.

In particolare si è deciso di modellare il comportamento medio di tutte le 8 curve con una relazione del tipo:

$$y = \theta_1 + \theta_2 \cdot \log(d) + \theta_3 \cdot \log(d)^2 + \theta_4 \cdot \log(d)^3 + \theta_5 \cdot \log(d)^4 + \theta_6 \cdot \log(d)^5$$

Tale modello approssima molto bene il comportamento medio della curva ($adjR^2 = 0.999$) eccetto che per deformazioni molto basse ($d < 1$ mm).

L'approssimazione del modello porta alla seguente relazione:

$$y = 134 + 244.4 \cdot \log(d) + 140.2 \cdot \log(d)^2 - 14.5 \cdot \log(d)^3 - 12.4 \cdot \log(d)^4 + 1.9 \cdot \log(d)^5$$

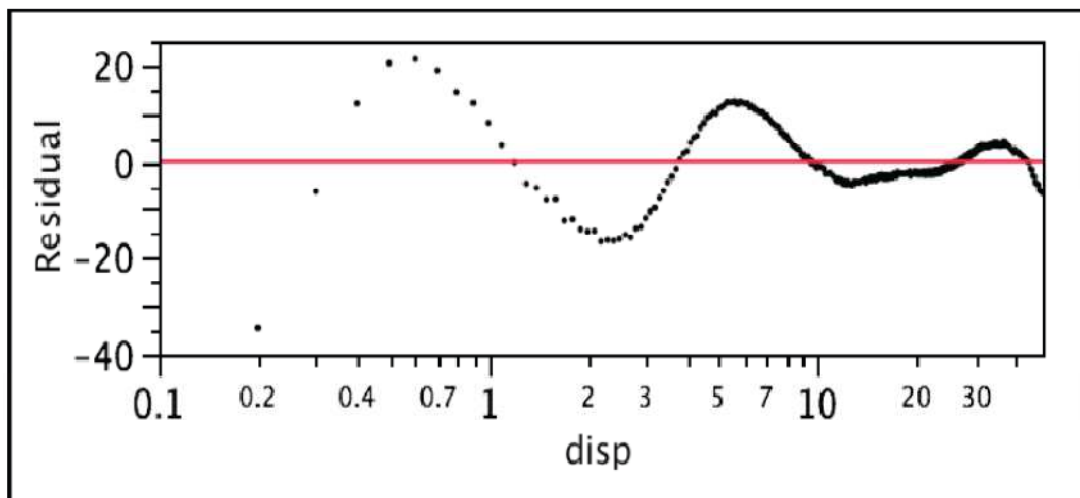


Figura 5.12: Residui per il modello rappresentante il comportamento medio.

È possibile testare l'ipotesi che la funzione sia la stessa, indipendentemente dalla configurazione (schiumatura diretta o incollaggio). Ciò implica che non vi è differenza fra le due configurazioni. Per testare questa ipotesi si definisce l'indicatore variabile per $j = 1, 2, \dots, 8$:

$$X_j = \begin{cases} 1 & \text{se il profilo } j \text{ corrisponde alla configurazione incollata} \\ 0 & \text{se il profilo } j \text{ corrisponde alla configurazione di schiumatura diretta} \end{cases}$$

La funzione approssimante può quindi essere definita in questo modo:

$$y = \theta_{1j} + \theta_{2j} \cdot \log(d) + \theta_{3j} \cdot \log(d)^2 + \theta_{4j} \cdot \log(d)^3 + \theta_{5j} \cdot \log(d)^4 + \theta_{6j} \cdot \log(d)^5 + \varepsilon_j$$

dove i parametri θ_{kj} dipendono dal tipo di configurazione del tubo e sono determinati tramite una regressione del secondo ordine in cui le variabili indicatrici sono i regressori:

$$\begin{aligned} \theta_{1j} &= \beta_{01} + \beta_{11} \cdot X_j \\ \theta_{2j} &= \beta_{02} + \beta_{12} \cdot X_j \\ \theta_{3j} &= \beta_{03} + \beta_{13} \cdot X_j \\ \theta_{4j} &= \beta_{04} + \beta_{14} \cdot X_j \end{aligned}$$

$$\theta_{5j} = \beta_{05} + \beta_{15} \cdot X_j$$

$$\theta_{6j} = \beta_{06} + \beta_{16} \cdot X_j$$

L'ipotesi da testare implica che se gli 8 profili sono uguali l'unica differenza fra di essi è imputabile solo al rumore ε_j . Se ciò è vero tutti i parametri θ_{kj} con $k = 1, 2, \dots, 6$ saranno uguali indipendentemente dal numero j del profilo ed ogni differenza sarà dovuta alla presenza di rumore. L'evidenza statistica di questa ipotesi può essere studiata utilizzando il modello descritto in precedenza e valutando iterativamente a posteriori mediante una Markov Chain Monte Carlo (MCMC) [28] la distribuzione di densità dei β_{1k} con $k = 1, 2, \dots, 6$. Se tutte le densità sono centrate vicino allo zero vi è evidenza sull'uguaglianza delle due configurazioni.

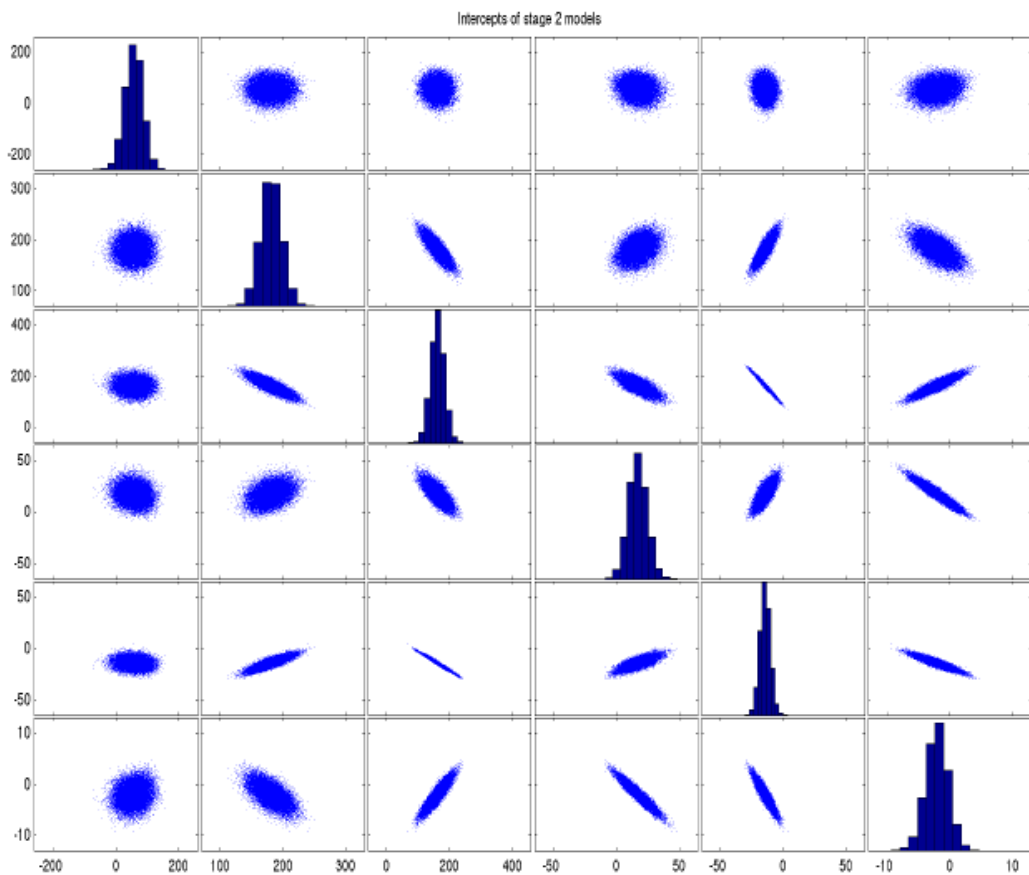


Figura 5.13: Da sinistra a destra sulla diagonale: distribuzione di densità dei coefficienti β_{0k} con $k = 1, 2, \dots, 6$ per deformazioni da 0 a 10 mm.

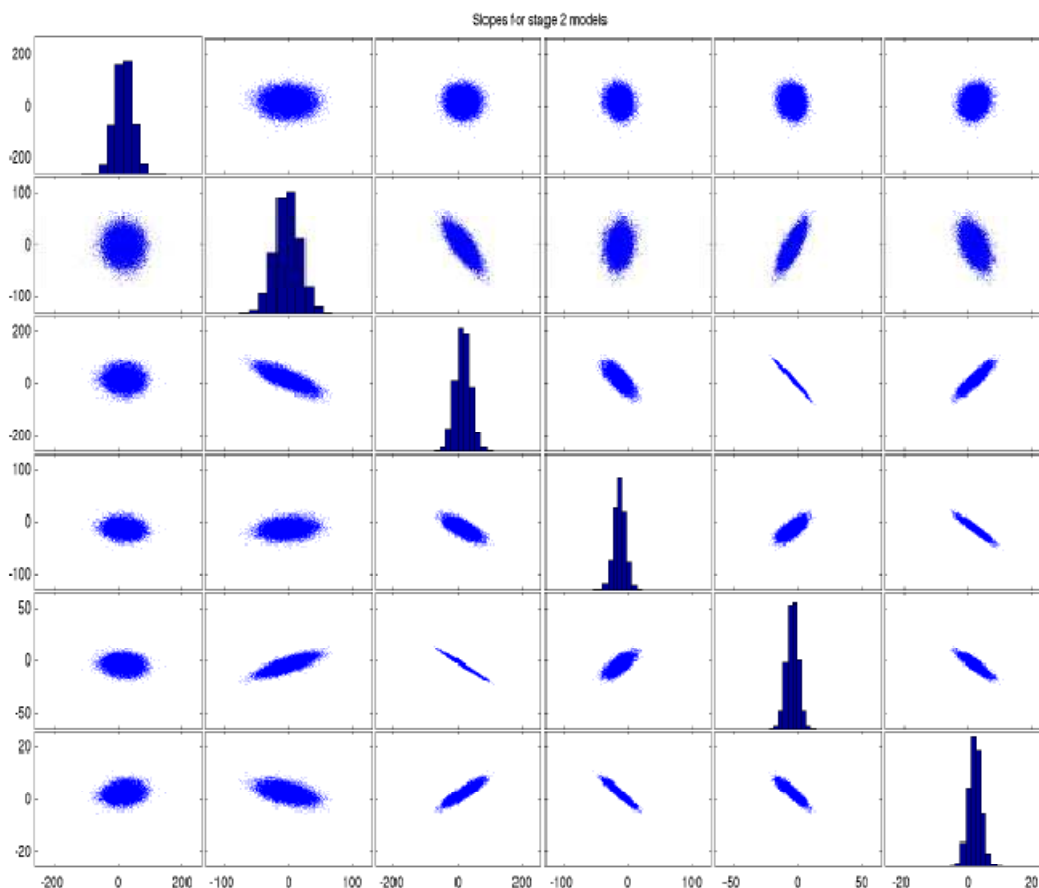


Figura 5.14: Da sinistra a destra sulla diagonale: distribuzione di densità dei coefficienti β_{1k} con $k = 1, 2, \dots, 6$ per deformazioni da 0 a 10 mm.

Si fa notare che i termini extradiagonali delle precedenti figure indicano la correlazione fra le distribuzioni di densità dei parametri β_{0k} e β_{1k} con $k = 1, 2, \dots, 6$.

Osservando la precedente figura si può notare come la distribuzione di densità del coefficiente β_{13} sia leggermente centrata a sinistra dello zero mentre quelle dei coefficienti β_{14} e β_{15} siano decisamente centrate a sinistra dello zero. Ciò indica con una certa evidenza che vi è differenza fra le due configurazioni di riempimento dei tubi anche per basse deformazioni; in particolare vi è evidenza che la configurazione incollata presenta valori più bassi del parametro y rispetto alla configurazione schiumata direttamente.

Stabilita la differenza fra le due configurazioni ed in relazione ai risultati precedentemente ottenuti si vuole indagare sul ruolo dell'interazione fra guscio e schiuma per quanto riguarda la sollecitazione a flessione.

Si fa notare inoltre come il miglioramento delle prestazioni del componente ottenuto grazie all'inserimento della schiuma sia imputabile unicamente al cosiddetto *effetto di interazione*, ossia alla collaborazione strutturale fra i due materiali a contatto durante la fase di deformazione [13] in quanto il carico resistente della sola schiuma sollecitata a flessione è trascurabile rispetto a quello del tubo.

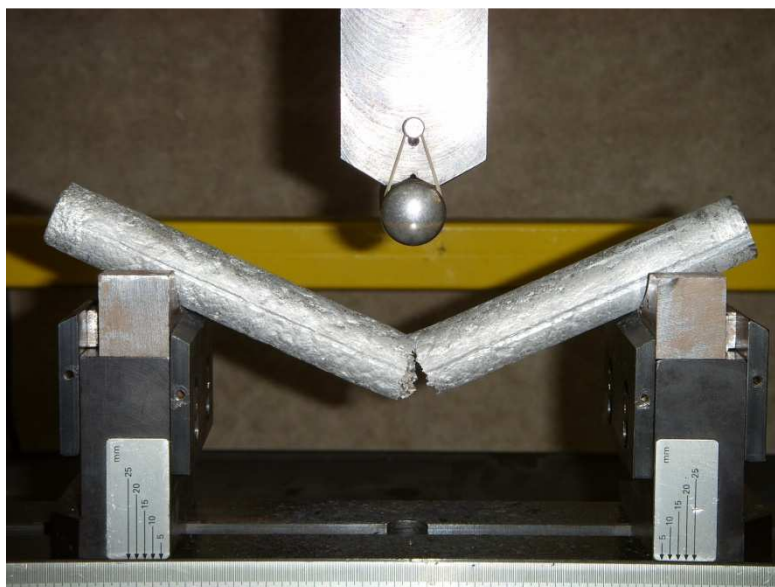


Figura 5.15: Prova di flessione sulla sola schiuma metallica.

Testando le sole schiume 7C, 16F e 6B, le cui caratteristiche sono riportate nel capitolo precedente, si sono ottenuti i seguenti risultati:

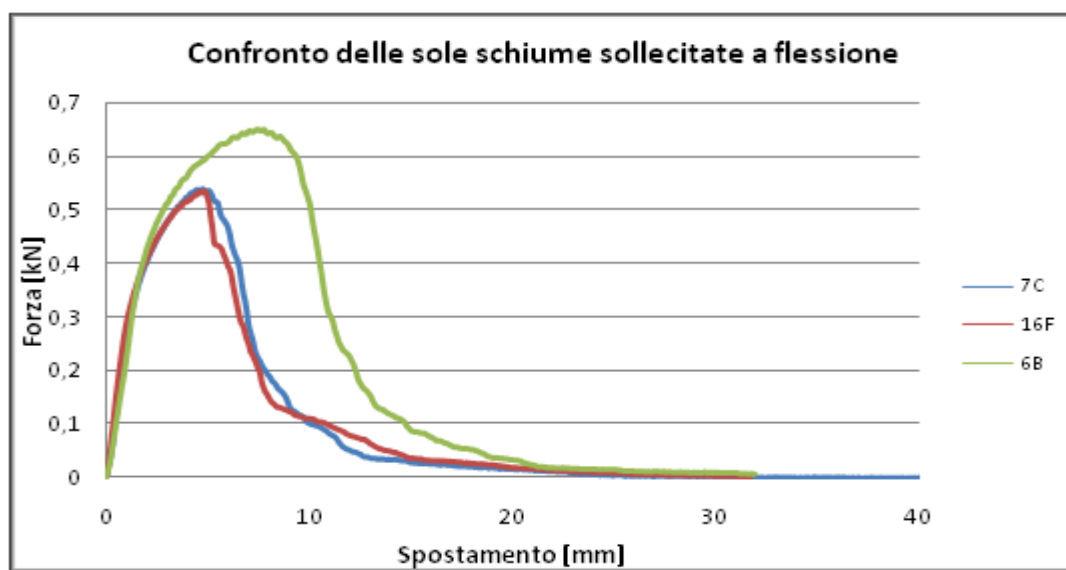


Figura 5.16: Curve forza-deformazione per le prove di flessione sulla sola schiuma metallica.

Come si può notare dai precedenti grafici la resistenza della sola schiuma sollecitata a flessione non giustifica l'incremento del carico delle curve analizzate precedentemente.

Per studiare l'effetto dell'interazione fra i materiali a contatto è stata effettuata una seconda serie di prove nella quale sono state testate le seguenti configurazioni:

- riempimento per incollaggio della schiuma all'interno del tubo non trattato termicamente;

- inserimento con gioco della schiuma all'interno del tubo non trattato termicamente;
- inserimento con gioco della schiuma all'interno del tubo trattato termicamente.

Tabella 5.5: Caratteristiche dei tubi Φ 27 mm s 2.5 mm non trattati termicamente riempiti con incollaggio.

N° Provino	Accoppiamento Schiuma	Densità Schiuma dopo Tornitura [kg/dm ³]	Massa Tubo Vuoto [g]	Massa Schiuma [g]	Massa Colla [g]	Massa Totale [g]
45	16 N	0,523	357,55	45,18	7,14	409,87
46	16 H	0,51	361,22	44,19	6,57	411,89
47	16 R	0,564	356,73	48,71	7,39	412,83
48	16 I	0,533	359,94	46,02	5,07	411,03

Tabella 5.6: Caratteristiche dei tubi Φ 27 mm s 2.5 mm non trattati termicamente riempiti con gioco.

N° Provino	Accoppiamento Schiuma	Densità Schiuma dopo Tornitura [kg/dm ³]	Massa Tubo Vuoto [g]	Massa Schiuma [g]	Massa Totale [g]
49	16 O	0,561	362,51	48,46	410,97
50	16 M	0,561	361,62	48,47	410,09
51	16 T	0,562	363,38	48,52	411,90
52	16 P	0,561	359,19	48,47	407,67

Si rende noto che le schiume utilizzate per il riempimento con gioco sono state realizzate con le stesse procedure descritte nel paragrafo 4.3.1.2.

Tabella 5.7: Caratteristiche dei tubi Φ 27 mm s 2.5 mm trattati termicamente riempiti con gioco.

N° Provino	Accoppiamento Schiuma	Densità Schiuma dopo Tornitura [kg/dm ³]	Massa Tubo Vuoto [g]	Massa Schiuma [g]	Massa Totale [g]
99	16 G	0,581	363,05	43,05	406,10
100	16 E	0,556	358,26	46,72	404,98
101	7 E	0,586	362,89	45,16	408,05
102	16 S	0,541	360,49	43,63	404,12

Sempre applicando il codice MATLAB descritto precedentemente è possibile effettuare il confronto sulle curve medie delle 4 ripetizioni per ogni configurazione.

Osservando il grafico forza-spostamento relativo alle curve medie si nota come l'inserimento con gioco della schiuma all'interno del tubo generi il più alto valore del carico massimo, e conseguentemente del carico medio, rispetto alle altre configurazioni. Tale risultato implica che minore è l'adesione della schiuma alla superficie del tubo e migliore è il comportamento a flessione del componente. Il trattamento termico del tubo, a pari tipologia di riempimento, genera una diminuzione del carico massimo ed un aumento dell'efficienza energetica.

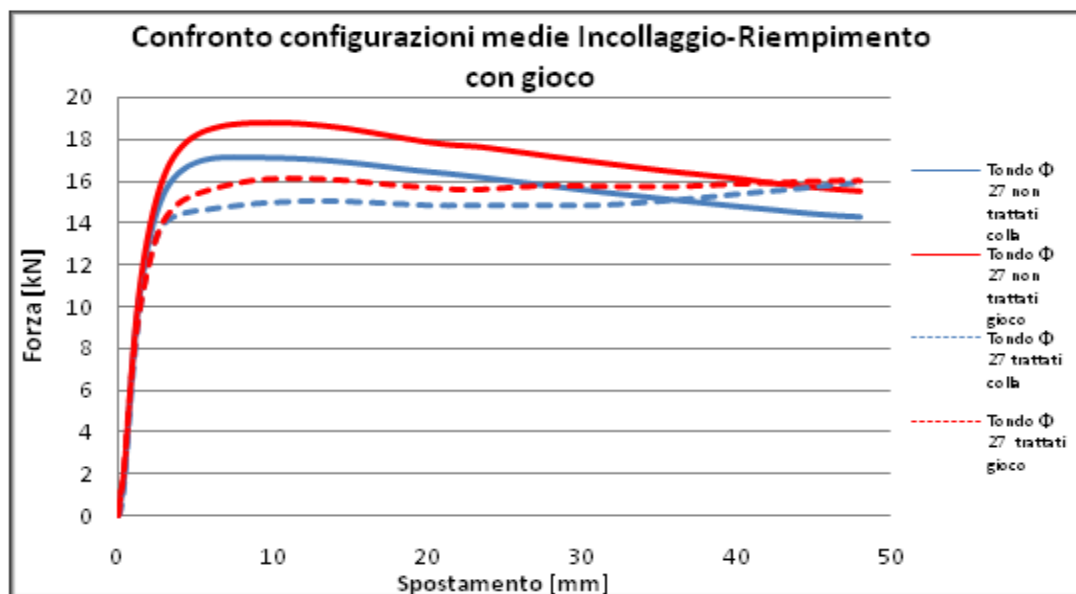


Figura 5.17: Confronto delle configurazioni medie relative alla seconda serie di prove del tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm in acciaio comune.

Le considerazioni precedentemente sviluppate sono in accordo con la valutazione dei parametri di confronto:

Tabella 5.8: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie per la seconda serie di prove relative al tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm.

	Intrusione [mm]	Wm [mm]	Pmed [kN]	Pmax [kN]	η	Eabs [Nmm]	Massa [g]	S.E.A [Nmm/g]	Y [kN/kgmm]
non trattati colla	48	27	15,45	17,1	0,903	741600	411,4	1802,62	1256
non trattati gioco	48	27	16,84	18,78	0,896	808320	410,15	1970,79	1363
trattati colla	48	27	14,65	15,95	0,918	703174	412,49	1704,7	1207
trattati gioco	48	27	15,45	16,17	0,955	741596	405,81	1827,44	1347

Dai valori precedentemente riportati si nota come la configurazione riempita tramite gioco e con tubi non trattati termicamente sia la migliore anche dal punto di vista del parametro η e nonostante presenti il più basso valore dell'efficienza energetica. Tale risultato è giustificato dall'elevato valore dell'energia assorbita a parità di deformazione rispetto alle altre configurazioni in relazione ai più alti valori di carico medio e carico massimo.

Confrontando i valori del parametro η in funzione della deformazione notiamo un comportamento del tubo non trattato riempito con gioco analogo a quello del tubo non trattato studiato con la prima serie di prove, con il massimo posizionato ancora attorno ai 24 mm di deformazione. Oltrepassato tale valore la curva decresce meno rapidamente rispetto a quella del tubo vuoto non trattato.

L'incollaggio della schiuma all'interno del tubo non trattato genera un andamento analogo a quello del riempimento con gioco ma con valori più bassi.

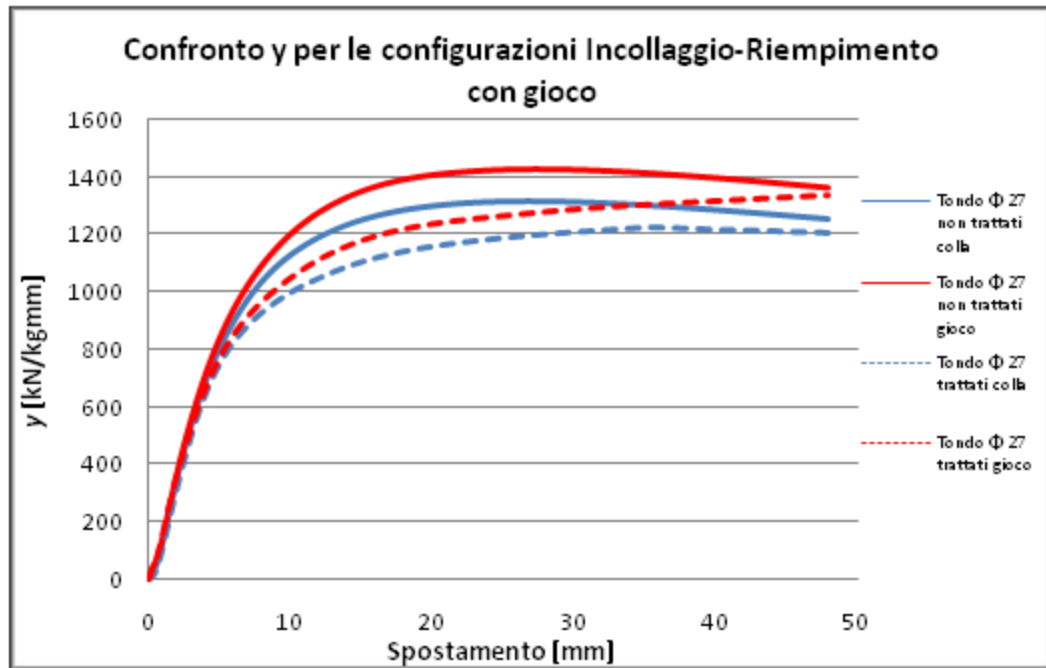


Figura 5.18: Confronto del parametro y per le configurazioni medie relative alla seconda serie di prove per il tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm.

Confrontando tutte le configurazioni studiate sino ad ora si nota come la configurazione con riempimento con gioco del tubo non trattato termicamente sia la migliore secondo tutti i parametri ad eccezione dell'efficienza energetica.

Tuttavia il vantaggio ottenuto in termini del parametro y è limitato rispetto alla configurazione con tubo vuoto non trattato termicamente a causa dello scarso aumento dell'energia assorbita (+1.24%) e all'aumento della massa del componente.

Tabella 5.9: Valori riassuntivi dei parametri di confronto delle configurazioni medie considerate relative al tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm.

	Intrusione [mm]	Wm [mm]	Pmed [kN]	Pmax [kN]	η	Eabs [Nmm]	Massa [g]	S.E.A [Nmm/g]	Y [kN/kgmm]
trattati	48	27	13,68	14,25	0,96	656640	361,04	1818,7458	1347
non trattati	48	27	14,65	16,57	0,884	703200	361,31	1946,2511	1327
non trattati colla	48	27	15,45	17,1	0,903	741600	411,4	1802,6252	1256
trattati colla	48	27	14,65	15,95	0,918	703174,64	412,49	1704,7071	1207
non trattati gioco	48	27	16,84	18,78	0,896	808320	410,15	1970,7912	1363
schiumatura diretta	48	27	15,5	16,23	0,954	744128,04	410,29	1813,6636	1336
trattati gioco	48	27	15,4	16,17	0,952	739402,72	405,81	1822,0417	1339

Per trovare delle motivazioni ai risultati descritti in precedenza sono state condotte ulteriori analisi descritte nel seguente paragrafo.

5.1.1.1 Analisi del meccanismo di cedimento della schiuma metallica

Per visualizzare il comportamento della schiuma sotto l'azione della sollecitazione flessionale e per trovare giustificazioni sperimentali a quanto discusso in precedenza, si è deciso di realizzare un tubo mediante il procedimento di schiumatura diretta, tagliarlo longitudinalmente mediante tecnologia AWJ al fine di ottenere due metà rimontabili da posizionare sotto la macchina di prova di flessione.

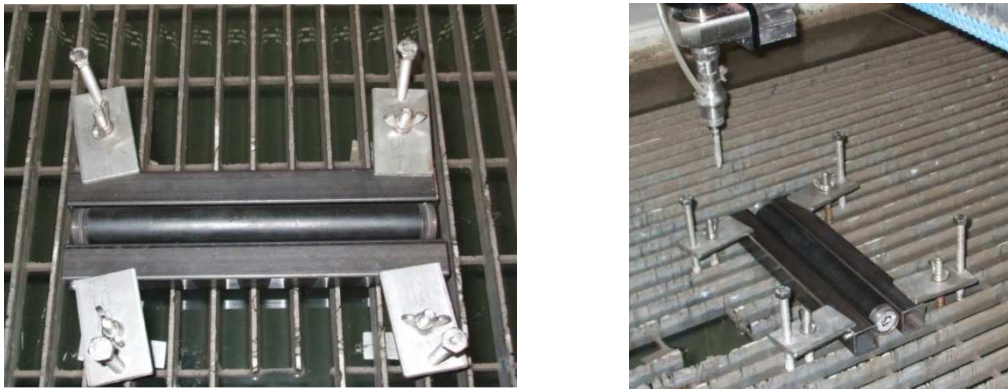


Figura 5.19: Fasi del taglio del tubo.

Pertanto i due spezzoni sono stati ripresi alle macchine utensili al fine di garantire un miglior accoppiamento delle superfici a contatto ed il rimontaggio è stato effettuato tramite due anelli mobili. Il fissaggio sulla griglia dell' AWJ è permesso tramite l'attrezzatura visibile nella precedente figura costituita da tubolari a sezione quadrata cui sono stati effettuati fori ϕ 6 mm accoppiati con i fori M5 effettuati sul tubo e uniti tramite 4 viti di fissaggio.



Figura 5.20: Sezione tubo tagliato mediante AWJ e riassetaggio mediante anelli.

Una volta posizionato il tubo sulla macchina per la prova di flessione secondo le procedure descritte in precedenza si procede col deformato progressivamente a step di 2,5 mm. Una volta deformato il tubo viene tolto dalla macchina di prova, vengono rimossi gli anelli di fissaggio e viene effettuata una fotografia della sezione deformata mediante macchina digitale con risoluzione 8.2 Mpx montata su un dispositivo di supporto statico avendo cura di mantenere sempre lo stesso posizionamento.

Una volta effettuata la fotografia le due metà del tubo vengono riavvicinate e bloccate mediante gli anelli, anch'essi sistemati sempre nella stessa posizione sulla lunghezza del tubo e in modo da allineare la linea di taglio del tubo con la linea di taglio degli anelli stessi.

Nonostante la condizione di vincolo delle due metà a contatto sia diversa rispetto a quella del tubo intero il risultato in termini di curva forza-deformazione è soddisfacente. Il limite di deformazione massimo raggiunto è stato fissato a 40 mm a causa della diversa modalità di deformazione rispetto al tubo intero.

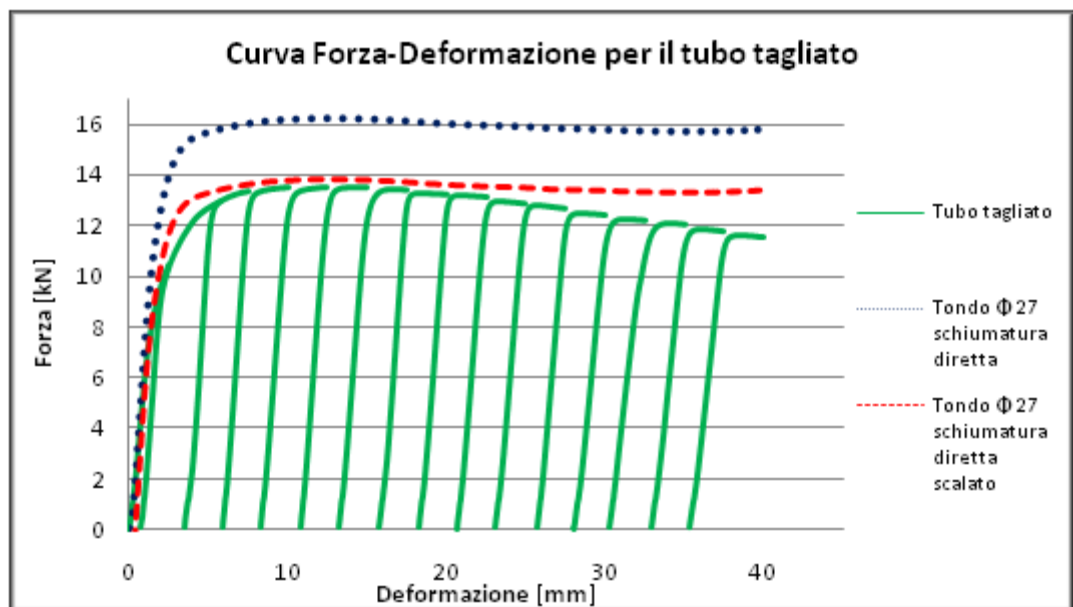


Figura 5.21: Curva forza-deformazione per il tubo tagliato.

Osservando la precedente figura è possibile notare come la curva del tubo intero si trovi a valori superiori rispetto a quella del tubo sezionato. Tale risultato è ragionevole in quanto sono state diminuite lievemente le dimensioni del tubo a seguito del taglio longitudinale, ma soprattutto perché lungo la sezione longitudinale di mezzeria non vi sono più sforzi di trazione in senso ortogonale alla direzione del punzone.

Pertanto si è deciso di scalare i valori di carico del tubo intero al fine di confrontare l'andamento complessivo della curva e poter individuare la massima deformazione per cui i comportamenti delle due configurazioni sono simili.

In particolare è ragionevole pensare che per deformazioni sino a 20 mm le due configurazioni e quindi i modi di deformazione siano simili.



Figura 5.22: Tubo tagliato indeformato.



Figura 5.23: Tubo tagliato deformazione 2.5 mm.



Figura 5.24: Tubo tagliato deformazione 5 mm.



Figura 5.25: Tubo tagliato deformazione 7.5 mm.



Figura 5.26: Tubo tagliato deformazione 10 mm.



Figura 5.27: Tubo tagliato deformazione 12.5 mm.



Figura 5.28: Tubo tagliato deformazione 15 mm.



Figura 5.29: Tubo tagliato deformazione 17.5 mm.



Figura 5.30: Tubo tagliato deformazione 20 mm.



Figura 5.31: Tubo tagliato deformazione 22.5 mm.



Figura 5.32: Tubo tagliato deformazione 25 mm.



Figura 5.33: Tubo tagliato deformazione 27.5 mm.



Figura 5.34: Tubo tagliato deformazione 30 mm.



Figura 5.35: Tubo tagliato deformazione 32.5 mm.



Figura 5.36: Tubo tagliato deformazione 35 mm.



Figura 5.37: Tubo tagliato deformazione 37.5 mm.



Figura 5.38: Tubo tagliato deformazione 40 mm.

Si rende noto che tutte le immagini sopra riportate sono state modificate nel colore mediante fotoritocco al fine di consentire una migliore visualizzazione delle bolle.

Osservando le immagini si nota come la deformazione in senso longitudinale sia concentrata sotto il punto di applicazione del carico. All'aumentare della deformazione inoltre, la schiuma cede in maniera progressiva coinvolgendo un numero più elevato di bolle sempre nell'intorno della zona di applicazione del carico. A partire dai 15 mm di deformazione si può osservare la formazione di una cricca (evidenziata in rosso) in corrispondenza del lato teso della schiuma metallica. Si ricorda inoltre che passati i 20 mm di deformazione la configurazione tagliata varia il modo di deformazione rispetto alla configurazione integra.

Per valutare cosa accade in senso trasversale durante la deformazione sono state effettuate delle sezioni mediante troncatrice dei tubi discussi in precedenza.

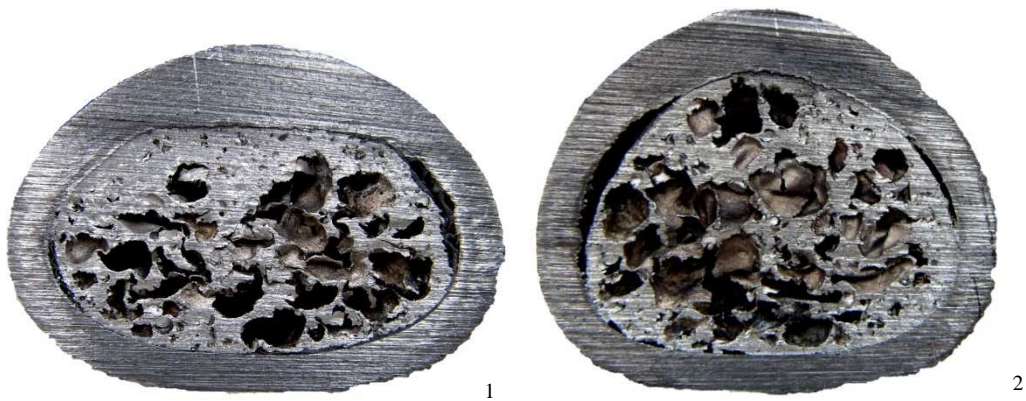


Figura 5.39: Sezioni trasversali: 1) tubo riempito per incollaggio, 2) tubo riempito con gioco.

Osservando la precedente figura si può notare come la tipologia di deformazione della schiuma metallica dipenda fortemente dalle condizioni di adesione fra le due superfici a contatto. In particolare più l'adesione è forte e più la schiuma è costretta a copiare la deformazione della parete interna del tubo. Ciò genera delle sovrasollecitazioni di trazione della schiuma che possono portare ad un cedimento

localizzato e ad una conseguente diminuzione della resistenza del componente come verificato sperimentalmente.

Per investigare dal punto di vista quantitativo le precedenti affermazioni si è deciso di effettuare delle simulazioni numeriche ad elementi finiti le cui modellazioni sono riportate nel capitolo seguente.

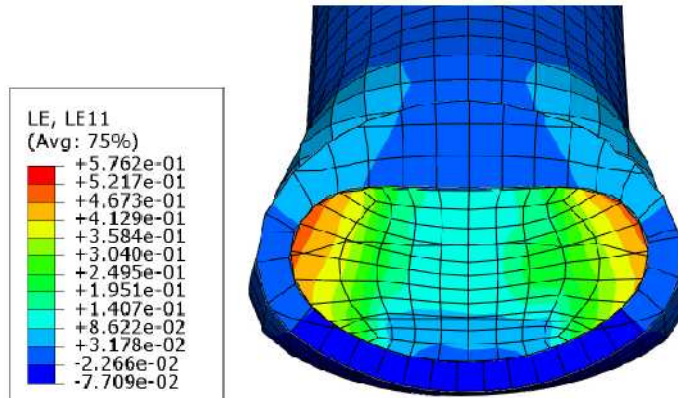


Figura 5.40: Risultati di simulazione per il tubo riempito con incollaggio.

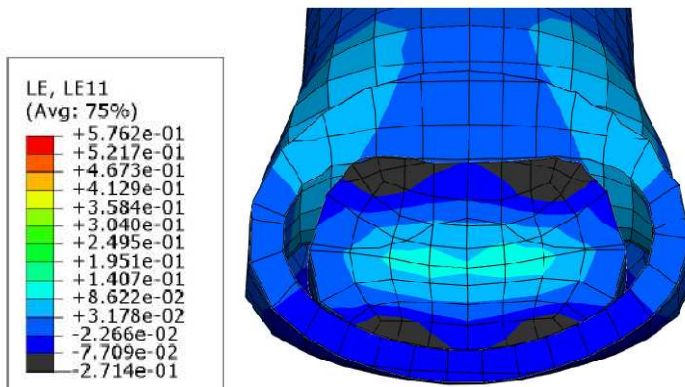


Figura 5.41: Risultati di simulazione per il tubo riempito con schiumatura diretta.

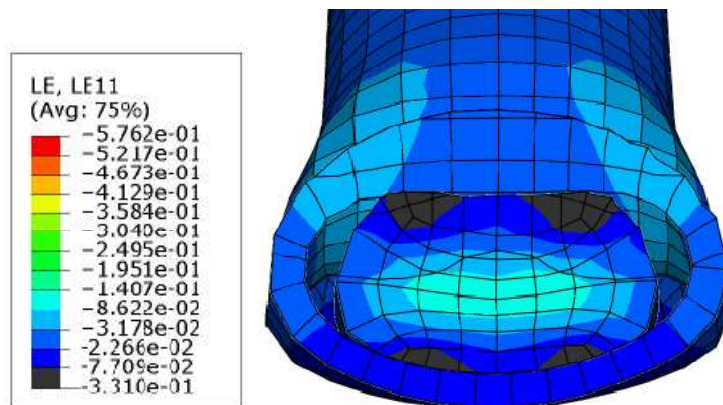


Figura 5.42: Risultati di simulazione per il tubo riempito con gioco.

Osservando le precedenti figure si può notare come a parità di scala di deformazione nella configurazione incollata la deformazione della schiuma sia positiva quasi nella totalità della sezione ad indicare una trazione nel materiale come suggerito in precedenza.

Per quanto riguarda la configurazione riempita per schiumatura diretta le deformazioni positive sono concentrate nella zona centrale della sezione e con modulo decisamente inferiore rispetto alla configurazione incollata. Si notano inoltre nelle zone di contatto diretto fra schiuma e tubo delle sollecitazioni di compressione più ampie rispetto a quanto accadeva con la configurazione incollata. Nella configurazione riempita con gioco il comportamento è analogo alla configurazione schiumata direttamente ma con valori ancora più contenuti delle deformazioni positive e con una componente di compressione più elevata nelle zone di contatto diretto fra i materiali.

Riducendo l'adesione fra i materiali si riesce dunque a sollecitare la schiuma prevalentemente a compressione generando quindi una maggiore resistenza del componente alla deformazione.

5.1.2 Risultati sperimentali per la sezione quadra

Per quanto riguarda il tubo a sezione quadra 20x20 mm le configurazioni testate sono:

- tubo vuoto non trattato termicamente;
- tubo vuoto trattato termicamente (t.t);
- tubo riempito per schiumatura diretta.

Tabella 5.10: Caratteristiche dei tubi quadri 20x20 mm s 2 mm utilizzati per la prima serie di prove.

N° Tubo	Geometria	Configurazione	Densità Schiuma [kg/dm ³]	Massa totale [g]
25	20x20 mm	vuoto	/	261,72
26	20x20 mm	vuoto	/	264,58
27	20x20 mm	vuoto	/	261,36
28	20x20 mm	vuoto	/	260,43
41	20x20 mm	vuoto t.t.	/	260,41
42	20x20 mm	vuoto t.t.	/	258,15
43	20x20 mm	vuoto t.t.	/	259,92
44	20x20 mm	vuoto t.t.	/	260,75
32	20x20 mm	schiumatura diretta	0,558	294,64
33	20x20 mm	schiumatura diretta	0,557	294,71
34	20x20 mm	schiumatura diretta	0,562	295,81
35	20x20 mm	schiumatura diretta	0,561	295,84

Anche in questo caso sono stati confrontati gli andamenti delle curve medie per le diverse configurazioni:

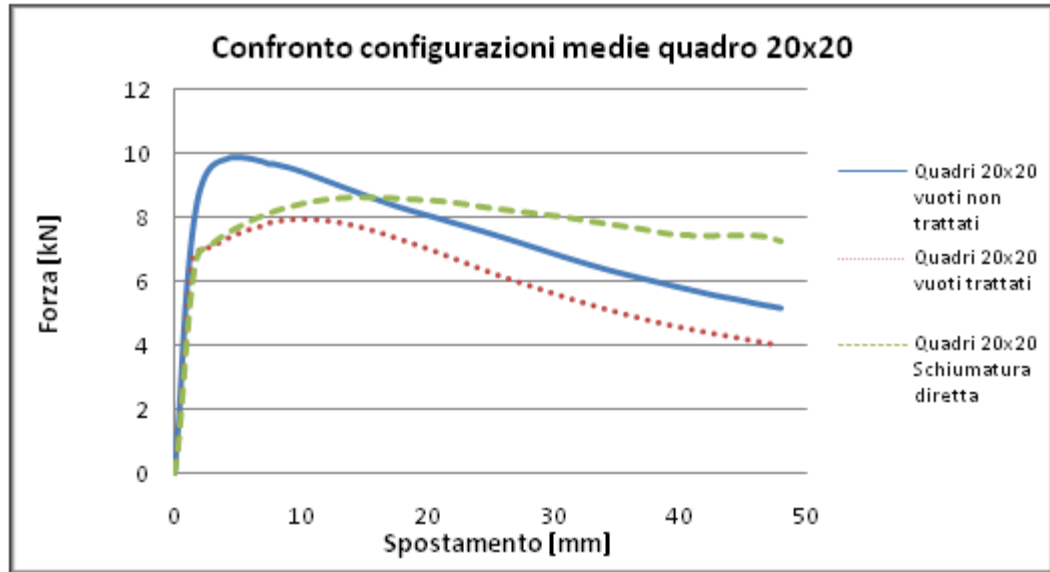


Figura 5.43: Confronto delle configurazioni medie del tubo quadro 20x20 mm s 2 mm in acciaio al carbonio con posizionamento a rombo per la prima serie di prove.

Come si può notare dal precedente grafico il trattamento termico influisce negativamente sul comportamento flessionale del tubo in quanto diminuisce notevolmente il carico massimo e non genera un incremento del carico medio e quindi dell'efficienza energetica come avveniva per il tubo tondo. L'inserimento della schiuma metallica a base di alluminio invece modifica radicalmente il comportamento del componente aumentando l'efficienza energetica rispetto al tubo vuoto trattato termicamente e aumentando l'energia assorbita a parità di deformazione.

Queste considerazioni sono confermate dall'analisi dei parametri di confronto:

Tabella 5.11: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie del tubo quadro 20x20 mm s 2 mm in acciaio al carbonio con posizionamento a rombo per la prima serie di prove.

	Intrusione [mm]	Wm [mm]	Pmed [kN]	Pmax [kN]	η	Eabs [Nmm]	Massa [g]	S.E.A [Nmm/g]	γ [kN/kgmm]
vuoti non trattati	48	28,28	7,43	9,87	0,752	356621	260,02	1371,51	760,76
vuoti trattati	48	28,28	6,12	7,96	0,769	293741	259,8	1130,64	640,07
Schiumatura diretta	48	28,28	7,85	8,65	0,907	377025	295,25	1276,96	853,98

In accordo con le precedenti considerazioni osservando la precedente tabella si può notare come il tubo vuoto trattato termicamente rappresenti la peggiore fra le tre configurazioni, mentre la configurazione riempita rappresenta la migliore dal punto di vista dell'efficienza energetica, dell'energia assorbita e del parametro γ . Confrontando l'andamento di tale parametro in funzione dello spostamento si ottiene il seguente risultato:

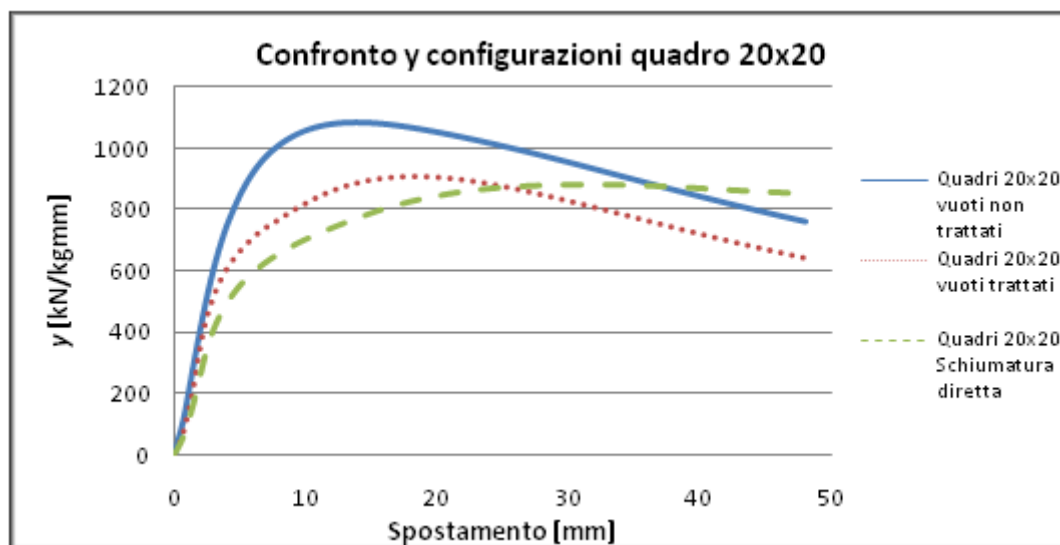


Figura 5.44: Confronto del parametro y per le configurazioni medie del tubo quadro 20x20 mm s 2 mm in acciaio al carbonio con posizionamento a rombo per alla prima serie di prove.

Osservando il precedente grafico si può notare come il comportamento del tubo vuoto non trattato sia superiore rispetto alle altre configurazioni per basse deformazioni, ammettendo un massimo a circa 12 mm di deformazione per poi decrescere rapidamente. L'andamento di y per il tubo trattato ricalca l'andamento precedente ma con valori più bassi del parametro, inoltre si nota uno spostamento a valori più elevati di deformazione del massimo della curva, in particolare a circa 18 mm.

L'andamento della curva per la configurazione riempita presenta invece un andamento monotono crescente a partire dalle basse deformazioni per poi stabilizzarsi agli alti valori di spostamento.

Per confermare la corretta scelta di posizionamento determinata in precedenza (rombo) si è deciso di effettuare una seconda serie di prove posizionando il tubo in modo da avere tutto un lato a contatto sia con gli appoggi che con il penetratore, ruotandolo quindi di 45° rispetto alla posizione mantenuta nella precedenti prove (piatto).

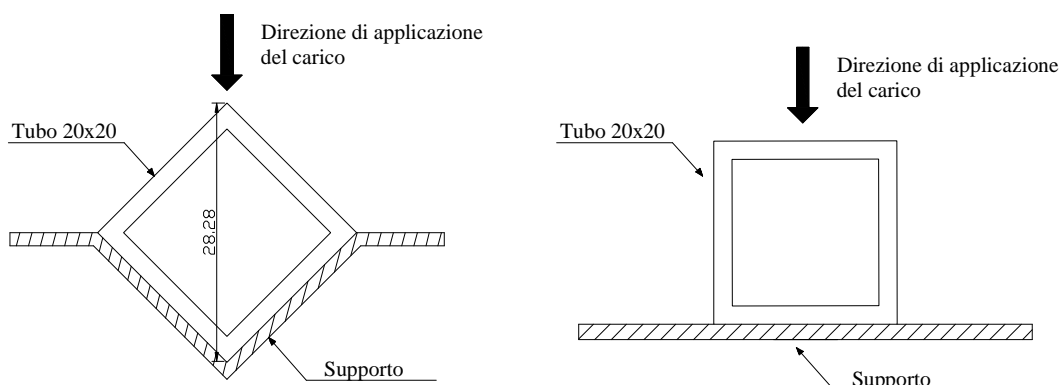


Figura 5.45: Posizionamento a rombo(sinistra), posizionamento piatto (destra).

Le configurazioni testate in questo modo sono:

- tubo vuoto non trattato termicamente;
- tubo riempito per schiumatura diretta.

Tabella 5.12: Caratteristiche dei tubi quadri 20x20 mm s 2 mm utilizzati per la seconda serie di prove.

N° Tubo	Geometria	Configurazione	Densità Schiuma [kg/dm ³]	Massa totale [g]
91	20x20 mm	vuoto	/	261,06
92	20x20 mm	vuoto	/	261,5
93	20x20 mm	vuoto	/	262,01
94	20x20 mm	vuoto	/	260,68
105	20x20 mm	schiumatura diretta	0,525	294,28
106	20x20 mm	schiumatura diretta	0,591	297,32
107	20x20 mm	schiumatura diretta	0,532	242,49
108	20x20 mm	schiumatura diretta	0,621	298,86

Analizzando ancora una volta il comportamento medio sulle quattro ripetizioni per ogni configurazione si può notare come l'inserimento della schiuma metallica a base di alluminio comporti un drastico cambiamento nell'evoluzione della curva. In particolare raggiunte elevate deformazioni la curva tende a salire probabilmente a causa del raggiungimento della densificazione della schiuma in relazione alla maggiore sezione di collaborazione fra la schiuma metallica stessa ed il tubo. Da una semplice osservazione visiva delle curve è difficile stabilire quale abbia la maggior efficienza energetica e di conseguenza la maggior energia assorbita a pari deformazione massima.

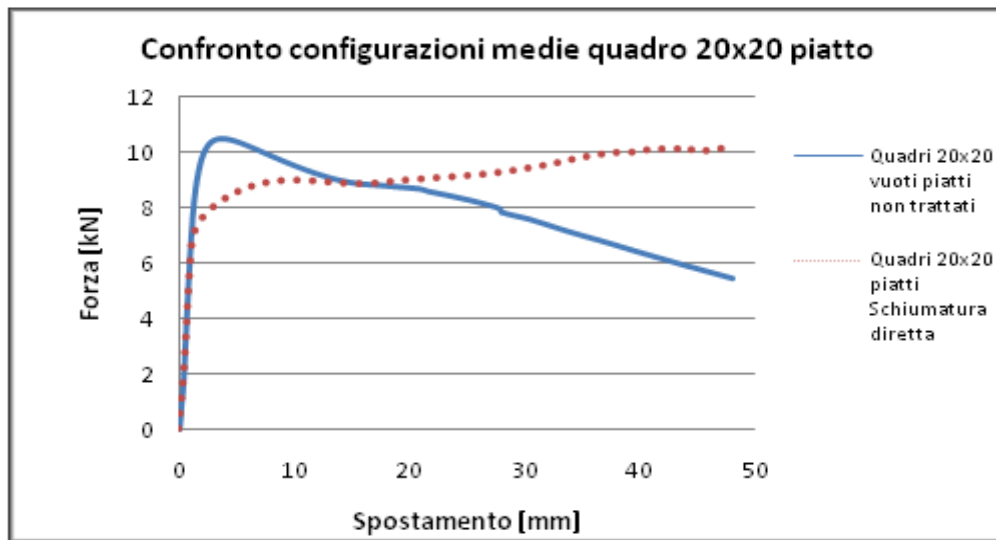


Figura 5.46: Confronto delle configurazioni medie del tubo quadro 20x20 mm s 2 mm in acciaio al carbonio per la seconda serie di prove.

Dal punto di vista del legame fra il parametro y e lo spostamento i risultati ottenuti sono i seguenti:

Calcolando i parametri di confronto si giunge ai seguenti risultati:

Tabella 5.13: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie del tubo quadro 20x20 mm s 2 mm in acciaio al carbonio con posizionamento piatto per la seconda serie di prove.

	Intrusione [mm]	Wm [mm]	Pmed [kN]	Pmax [kN]	η .	Eabs [Nmm]	Massa [g]	S.E.A [Nmm/g]	y [kN/kgmm]
vuoti piatti non trattati	48	20	7,98	10,5	0,760	383156	261,31	1466	1160
piatti Schiumatura diretta	48	20	9,15	10,2	0,897	439331	283,23	1551	1449

Osservando la precedente tabella si può notare come il carico medio della configurazione riempita sia notevolmente maggiore rispetto alla configurazione vuota, mentre il carico massimo rimane pressoché invariato. Ciò comporta un incremento dell'efficienza energetica pari al 15,27%. Tale risultato si trasmette all'energia assorbita e conseguentemente al parametro y dove l'incremento è pari al 19.94%. Dai risultati si evince come questo posizionamento sia nettamente migliore rispetto a quello utilizzato per la prima serie di prove in controtendenza con quanto definito nel paragrafo 5.1. Si registra infatti un incremento significativo di tutti i parametri di confronto, a parità di configurazione riempita per schiumatura diretta, ad eccezione dell'efficienza energetica. Tale risultato è probabilmente legato al coinvolgimento di una maggiore quantità di schiuma in fase di deformazione.

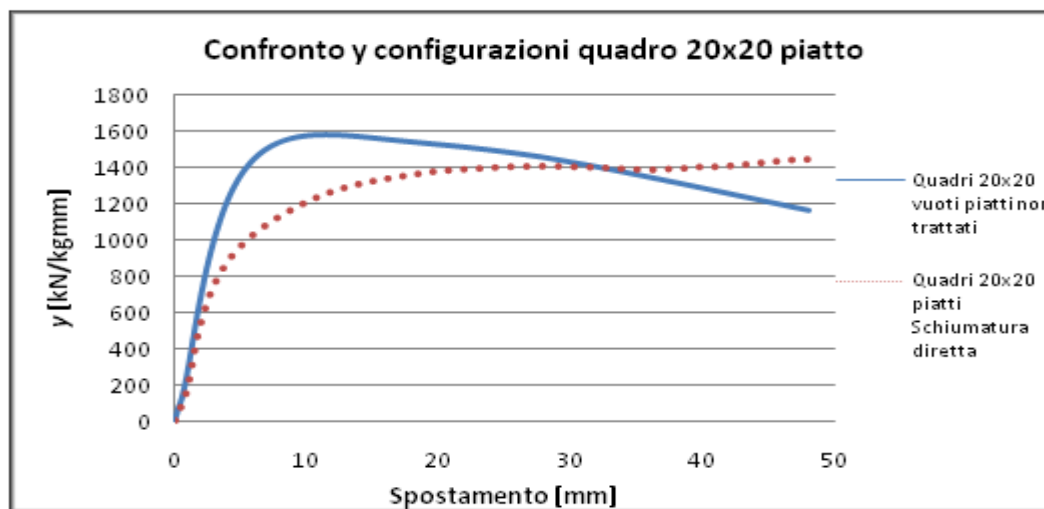


Figura 5.47: Confronto del parametro y per le configurazioni medie del tubo quadro 20x20 mm s 2 mm relative alla prima serie di prove.

Osservando il precedente grafico si può notare come l'andamento delle curve sia in linea con i risultati ottenuti in precedenza. In particolare il massimo per la configurazione vuota non trattata termicamente si trova a circa 10 mm di deformazione passati i quali si ha la diminuzione del parametro y. Per quanto riguarda la configurazione riempita si registra il consueto andamento monotono crescente.

5.2 Sensitività al materiale del tubo.

Per valutare la sensibilità delle prestazioni del componente al materiale del tubo utilizzato sono state effettuate delle campagne di prove utilizzando tubi tondi di diametro 25 mm e spessore 1,5 mm in acciaio inossidabile austenitico AISI 304; tubi tondi di diametro 32 mm e spessore 2 mm in acciaio altoresistenziale DOCOL 800 DP e tubi quadri 30x30 mm con spessore 1,5 mm sempre in acciaio altoresistenziale DOCOL 800 DP. A causa della diversità delle geometrie considerate non sarà possibile effettuare confronti diretti in termini prestazionali con le configurazioni discusse in precedenza; tuttavia dal punto di vista del parametro y si potrà ricavare un'indicazione sulla configurazione migliore.

5.2.1 Acciaio inossidabile austenitico AISI 304

Per quanto riguarda i tubi in acciaio AISI 304 le configurazioni testate sono le seguenti:

- tubo vuoto non trattato termicamente;
- tubo riempito per schiumatura diretta.

Non si è ritenuto necessario testare anche tubi trattati termicamente in quanto studi pregressi hanno dimostrato l'insensibilità del materiale al trattamento dal punto di vista della resistenza a flessione [29]

Per quanto riguarda il processo di schiumatura diretta i parametri utilizzati sono gli stessi utilizzati per la realizzazione dei tubi di diametro 27 mm descritti in precedenza, la sostanziale differenza risiede nel sistema di chiusura del tubo in quanto si è passati dai tappi filettati alle flange serrate mediante sistema a tre tiranti come già accaduto per il tubo quadro 20x20 descritto nel paragrafo 4.3.1.3. Tale metodologia di chiusura consente infatti un riempimento migliore delle estremità del tubo.

Tabella 5.14: Caratteristiche riassuntive dei tubi Φ 25 mm s 1.5 mm in AISI 304.

N° Test	Temperatura [°C]	Massa Precursore [g]	Tempo di Schiumatura	Densità Schiuma [kg/dm ³]	Configurazione	Massa Totale [g]
74	750	51,04	11 min 12 sec	0,508	Schiumatura diretta	245,5
75	750	51,57	10 min 21 sec	0,543	Schiumatura diretta	248,58
76	750	52,06	9 min 55 sec	0,53	Schiumatura diretta	247,78
85	750	52,16	9 min 48 sec	0,557	Schiumatura diretta	248,71
69	/	/	/	/	Vuoto	199,26
70	/	/	/	/	Vuoto	199,13
71	/	/	/	/	Vuoto	200,22
72	/	/	/	/	Vuoto	200,27

Analizzando il comportamento medio a flessione si può notare come anche in questo caso l'inserimento della schiuma metallica a base di alluminio generi un miglioramento notevole nel comportamento del componente. Si può infatti notare un netto incremento sia del carico massimo che del carico medio raggiunti a vantaggio dell'efficienza energetica e dell'energia assorbita a pari deformazione massima.

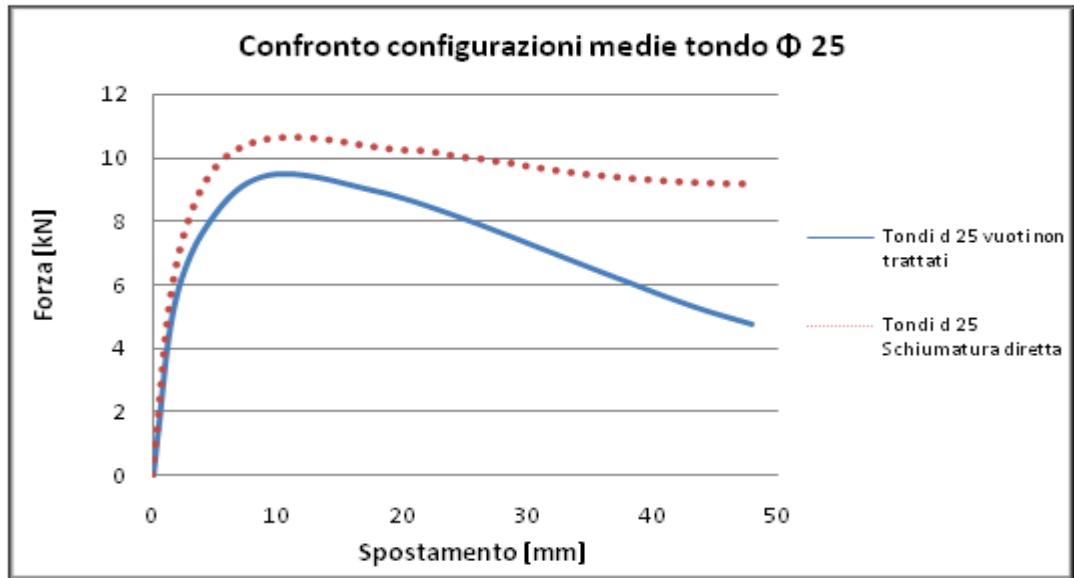


Figura 5.48: Confronto delle configurazioni medie del tubo tondo Φ 25 mm s 1.5 mm in AISI 304.

Tali considerazioni sono confermate dal calcolo dei parametri di confronto:

Tabella 5.15: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie del tubo tondo Φ 25 mm s 1.5 mm in AISI 304.

	Intrusione [mm]	Wm [mm]	Pmed [kN]	Pmax [kN]	η	Eabs [Nmm]	Massa [g]	S.E.A [Nmm/g]	γ [kN/kgmm]
vuoti non trattati	48	25	7,4	9,52	0,777	354989	199,72	1777,43	1150
Schiumatura diretta	48	25	9,58	10,67	0,897	459624	247,64	1856,02	1387

Dai valori numerici si evince un miglioramento di tutti i parametri di confronto grazie all'inserimento della schiuma metallica, in particolare si registra un aumento del 13.37% per quanto riguarda l'efficienza energetica, del 22.76% dell'energia assorbita e del 17.06% per quanto riguarda il parametro γ .

Effettuando un confronto tra il valore del parametro γ per il tubo in acciaio inossidabile austenitico riempito e quelli delle configurazioni riempite in acciaio comune analizzate nel paragrafo precedente si nota un miglioramento, a conferma dei risultati delle simulazioni preliminari effettuate nel paragrafo 4.1.

Confrontando l'andamento del parametro γ in funzione della deformazione del componente si ottengono due andamenti più simili fra loro al contrario di quanto accadeva per le configurazioni studiate nel paragrafo 5.1.1.

L'andamento del parametro per la configurazione con tubo vuoto ammette sempre un massimo, ma questa volta a valori più elevati di deformazione (circa 20 mm) rispetto alle configurazioni dei paragrafi precedenti. La configurazione riempita presenta un andamento monotono crescente come già riscontrato nelle precedenti configurazioni testate.

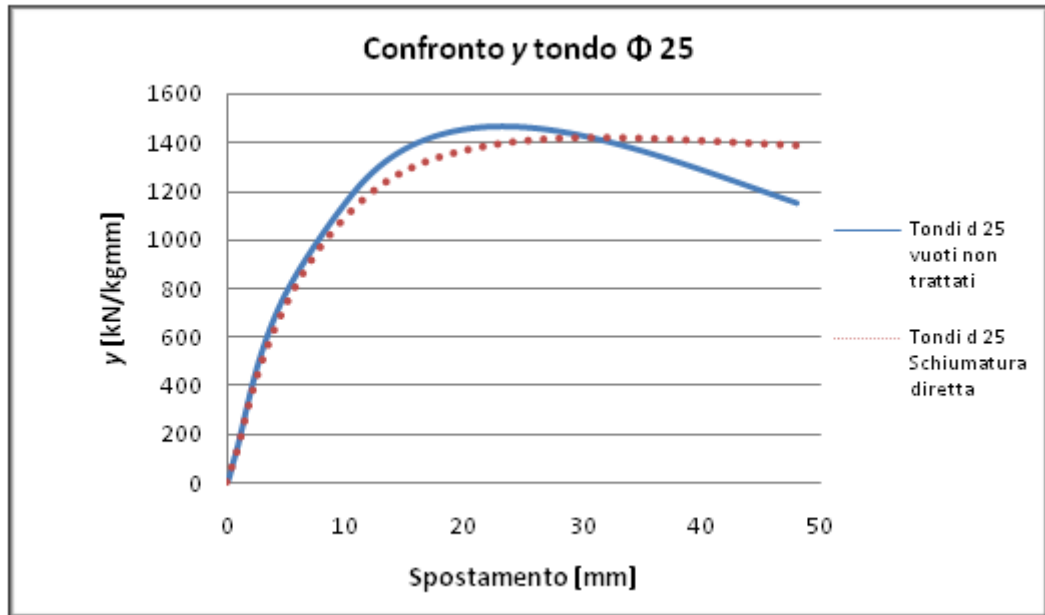


Figura 5.49: Confronto del parametro y per le configurazioni medie del tubo tondo Φ 25 mm s 1.5 mm AISI 304.

5.2.2 Acciaio altoresistenziale DOCOL 800 DP

Le configurazioni studiate utilizzando tubi di questo materiale sono le seguenti:

- tondo Φ 32 mm vuoto non trattato termicamente;
- tondo Φ 32 mm vuoto trattato termicamente;
- tondo Φ 32 mm riempito per schiumatura diretta;
- quadro 30x30 mm vuoto in posizione rombo non trattato termicamente;
- quadro 30x30 mm vuoto in posizione piatta non trattato termicamente;
- quadro 30x30 mm riempito per schiumatura diretta in posizione rombo;
- quadro 30x30 mm riempito per schiumatura diretta in posizione piatta.

Per tutte le configurazioni sono state seguite le stesse procedure descritte nel capitolo precedente per la realizzazione del riempimento per schiumatura diretta, con l'unica differenza che sono stati utilizzati due spezzoni di precursore in relazione all'aumentato volume da riempire. Anche in questi casi il sistema di chiusura è del tipo con flange e tre tiranti.

5.2.2.1 Geometria tonda Φ 32 mm

Per quanto riguarda la geometria tonda i tubi utilizzati presentano le seguenti caratteristiche:

Tabella 5.16: Caratteristiche riassuntive dei tubi Φ 32 mm s 2 mm in DOCOL 800 DP.

N° Test	Temperatura [°C]	Massa Precursore [g]	Tempo di Schiumatura	Densità Schiuma [kg/dm ³]	Configurazione	Massa Totale [g]
65	750	83,96	10 min 20 sec	0,528	Schiumatura diretta	415,54
87	750	88,14	10 min 44 sec	0,537	Schiumatura diretta	415,96
88	750	96,83	10 min 34 sec	0,598	Schiumatura diretta	423,92
89	750	89,97	10 min 42 sec	0,524	Schiumatura diretta	411,93
57	750	/	10 minuti	/	Vuoto t.t.	430,27
58	750	/	10 minuti	/	Vuoto t.t.	412,29
59	750	/	10 minuti	/	Vuoto t.t.	425,77
60	750	/	10 minuti	/	Vuoto t.t.	421,82
61	/	/	/	/	Vuoto	312,36
62	/	/	/	/	Vuoto	305,53
63	/	/	/	/	Vuoto	315,79
64	/	/	/	/	Vuoto	316,12

Analizzando il comportamento medio a flessione si ottengono i seguenti risultati:

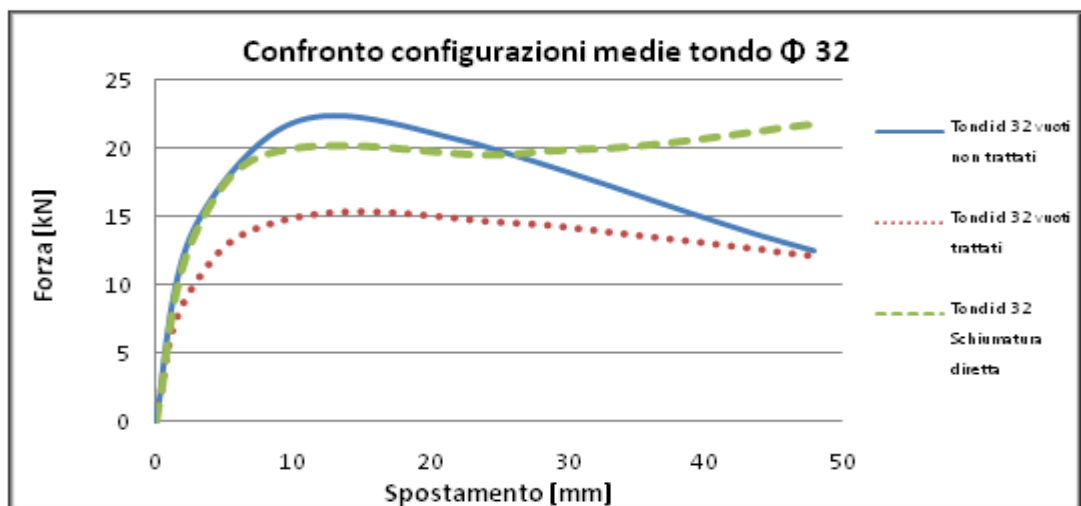


Figura 5.50: Confronto delle configurazioni medie del tubo tondo Φ 32 mm s 2 mm in DOCOL 800 DP.

Osservando il precedente grafico si può notare come il tubo non trattato consenta di raggiungere un carico massimo elevato in relazione alle caratteristiche alto resistenziali del materiale costituente il tubo, caratteristiche dovute ai trattamenti termici subiti in fase di fabbricazione. L'ulteriore trattamento termico effettuato in fase sperimentale comporta un netto peggioramento del comportamento del materiale in quanto il riscaldamento effettuato genera la perdita delle caratteristiche originali del tubo.

L'inserimento della schiuma metallica a base di alluminio genera invece un notevole incremento prestazionale rispetto al tubo trattato nonostante il materiale subisca lo stesso ciclo termico.

In particolare risulta evidente la risalita della curva per deformazioni elevate dovuta probabilmente al raggiungimento della fase di densificazione della schiuma.

Calcolando i parametri di confronto si ottengono i seguenti risultati:

Tabella 5.17: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie del tubo tondo Φ 32 mm s 2 mm in DOCOL 800 DP.

	Intrusione [mm]	Wm [mm]	Pmed [kN]	Pmax [kN]	η	Eabs [Nmm]	Massa [g]	S.E.A [Nmm/g]	y [kN/kgmm]
vuoti non trattati	48	32	17,81	22,44	0,794	854953	337,8	2530,94	1307
vuoti trattati	48	32	13,53	15,37	0,880	649417	337,32	1925,22	1103
Schiumatura diretta	48	32	19,2	21,75	0,883	921758	416,83	2211,35	1271

Osservando i dati si può subito notare come l'inserimento della schiuma metallica comporti un incremento del carico medio con conseguente incremento dell'energia assorbita a parità di deformazione del 7.24% rispetto alla configurazione con tubo vuoto non trattato termicamente e del 29.53 % rispetto alla configurazione con tubo vuoto trattato termicamente. Inoltre si registra un incremento dell'efficienza energetica dello 0.3% e del 10.07% rispettivamente alle configurazioni vuoto trattato e non trattato termicamente. Pertanto è sconveniente dal punto di vista prestazionale realizzare un riempimento per schiumatura diretta, bisognerebbe valutare la possibilità di un riempimento con gioco della schiuma all'interno del tubo al fine di aumentare le prestazioni del componente in quanto non si vanno ad intaccare le caratteristiche alto resistenziali del tubo con il trattamento termico.

Per quanto riguarda il parametro y si ottiene invece un risultato in controtendenza rispetto alle prove precedentemente eseguite in quanto la migliore configurazione risulta essere quella con tubo vuoto non trattato termicamente, seguita dalla configurazione riempita ed in ultimo dalla configurazione con tubo vuoto trattato termicamente.

Analizzando l'andamento del parametro y in funzione della deformazione si nota un risultato in linea con quelli ottenuti dalle prove effettuate sul tondo di diametro 27 mm per quanto riguarda la configurazione con tubo vuoto non trattato in quanto l'andamento ammette un massimo a circa pari deformazione anche se a valori più elevati. Anche per quanto riguarda l'andamento della configurazione riempita direttamente si nota un comportamento analogo alla stessa

configurazione di diametro 27 mm con unica differenza la stabilizzazione del valore di y alle alte deformazioni.

Per quanto riguarda la configurazione vuota non trattata termicamente, invece, si registra un andamento in controtendenza rispetto ai risultati ottenuti per la stessa configurazione di diametro 27 mm in quanto la curva presenta ora un massimo in corrispondenza di una deformazione di circa 35 mm passati i quali il parametro cala con continuità.

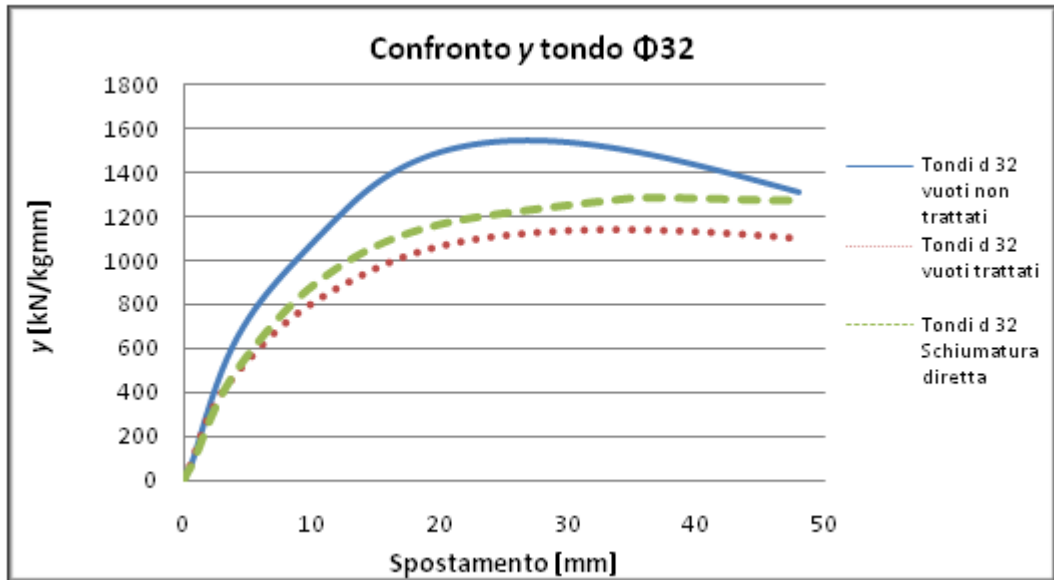


Figura 5.51: Confronto del parametro y per le configurazioni medie del tubo tondo Φ 32 mm s 2 mm.

5.2.2.2 Geometria quadra 30x30 mm

Passando alla geometria quadrata i tubi testati presentano le seguenti caratteristiche:

Tabella 5.18: Caratteristiche riassuntive dei tubi quadri 30x30 mm s 1.5 mm in DOCOL 800 DP.

N° Test	Temperatura [°C]	Massa Precursore [g]	Tempo di Schiumatura	Densità Schiuma [kg/dm ³]	Configurazione	Massa Totale [g]
82	750	105,11	9 min 59 sec	0,584	Schiumatura diretta rombo	406,63
83	750	103,92	9 min 51 sec	0,56	Schiumatura diretta rombo	406,94
84	750	103,95	10 min 22 sec	0,577	Schiumatura diretta rombo	415,16
90	750	103,38	9 min 58 sec	0,573	Schiumatura diretta rombo	415,53
95	750	103,21	10 min 18 sec	0,569	Schiumatura diretta piatto	430,27
96	750	103,28	10 min 22 sec	0,543	Schiumatura diretta piatto	412,29
97	750	103,24	10 min 14 sec	0,576	Schiumatura diretta piatto	425,77
98	750	103,37	10 min 24 sec	0,578	Schiumatura diretta piatto	421,82
77	/	/	/	/	Vuoto rombo	312,36
78	/	/	/	/	Vuoto rombo	305,53
79	/	/	/	/	Vuoto rombo	315,79
80	/	/	/	/	Vuoto rombo	316,12
109	/	/	/	/	Vuoto piatto	302,46
110	/	/	/	/	Vuoto piatto	310,52
111	/	/	/	/	Vuoto piatto	300,87
112	/	/	/	/	Vuoto piatto	312,07

Come si può notare non sono stati testati tubi vuoti con questa geometria trattati termicamente in quanto si è già appurato con le prove precedenti il decadimento della prestazioni del componente a seguito del trattamento.

Si rende noto che il precarico dato per il posizionamento della sezione nella configurazione a rombo è stato aumentato a 200 N al fine di consentire la stabilità prima dell'inizio della prova.

Analizzando il comportamento medio delle configurazioni relative al tubo di sezione quadrata 30x30 mm si può notare come la configurazione vuota posizionata a rombo sia la peggiore dal punto di vista prestazionale probabilmente legata all'instabilità del posizionamento. Per questa configurazione è visibile nel tratto iniziale l'assestamento del penetratore sulla superficie del tubo che genera un nuovo incremento del carico resistente(1). Anche a seguito del riempimento per schiumatura diretta si può notare lo stesso fenomeno (1) ed in linea con i risultati ottenuti nel paragrafo precedente si nota un incremento della prestazioni

del componente, sia in termini di carichi massimo e medio che conseguentemente di energia assorbita a parità di deformazione. Si può subito notare inoltre un incremento dell'efficienza energetica.

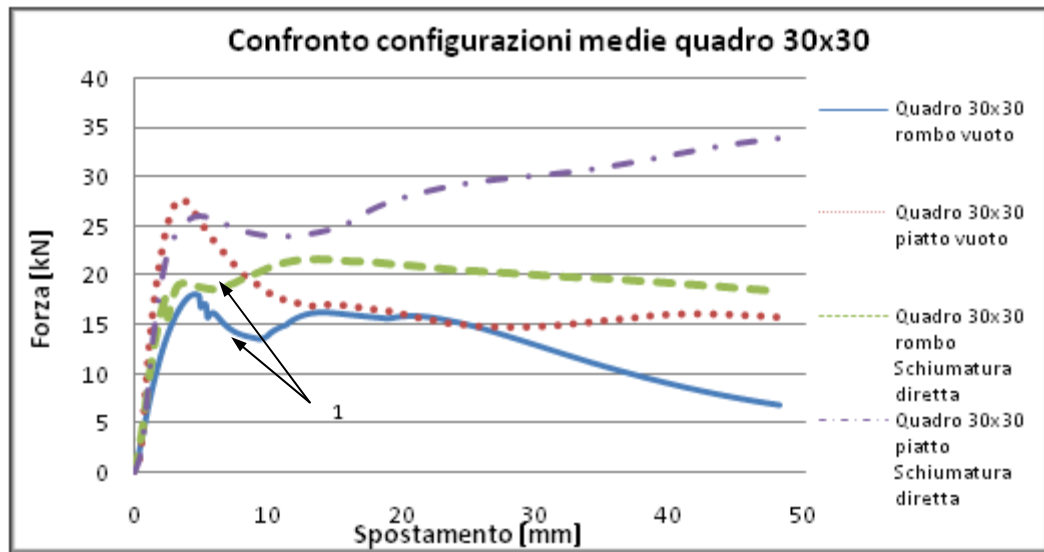


Figura 5.52: Confronto delle configurazioni medie del tubo quadro 30x30 mm s 1.5 mm in DOCOL 800 DP.

Con il posizionamento piatto del tubo si nota il raggiungimento del massimo valore di carico per le basse deformazioni relativo alla configurazione vuota. È da notare come subito dopo il raggiungimento di tale carico il tubo inizi a fratturarsi in corrispondenza dei raggi di raccordo del lato a diretto contatto del carico a causa di una concentrazione dello stato di sforzo. Ciò nonostante le caratteristiche resistenziali del tubo rimangono più elevate rispetto a quelle della stessa configurazione posizionata a rombo.

L'inserimento della schiuma per il tubo posizionato di piatto comporta una variazione sorprendente del comportamento a flessione. Si nota infatti, dopo il tratto iniziale, un comportamento crescente del carico all'aumentare della deformazione; comportamento già notato per il tubo 20x20 mm a pari configurazione, ma con un aumento più evidente. L'inserimento della schiuma previene inoltre la rottura del tubo.

Dal punto di vista dei parametri di confronto si ottengono i seguenti risultati:

Tabella 5.19: Valori dei parametri di confronto delle configurazioni medie del tubo 30x30 mm s 1.5 mm in DOCOL 800 DP.

	Intrusione [mm]	Wm [mm]	Pmed [kN]	Pmax [kN]	η	Eabs [Nmm]	Massa [g]	S.E.A [Nmm/g]	γ [kN/kgmm]
vuoti non trattati rombo	48	42,42	12,79	18,19	0,703	613955	312,48	1964,78	678,4
vuoti non trattati piatto	48	30	16,85	27,69	0,608	808911	306,48	2639,36	1115
Schiumatura diretta rombo	48	42,42	19,38	21,55	0,898	930042	411,06	2262,54	998,8
Schiumatura diretta piatto	48	30	27,8	33,87	0,82	1334446	422,53	3158,22	1800

Analizzando i valori numerici si ha conferma delle considerazioni sviluppate in precedenza. Confrontando le configurazioni vuote nei due posizionamenti si nota come quella di piatto presenti un notevole incremento sia del carico medio che del carico massimo, ciò comporta un incremento dell'energia assorbita a pari deformazione del 24.1%. Nonostante l'efficienza energetica sia inferiore del 13.51% il parametro y aumenta del 39.18% in relazione all'incremento dell'energia assorbita, alla leggera diminuzione della massa e alla diminuzione dell'ingombro W_m .

Per quanto riguarda la configurazione riempita il ragionamento è del tutto analogo in quanto si ha un considerevole aumento del carico medio passando dal posizionamento a rombo al posizionamento piatto; che si traduce in un aumento del 30.3% dell'energia assorbita a pari deformazione. Anche in questo caso si registra una diminuzione dell'efficienza energetica di minore entità rispetto alla configurazione vuota, essendo pari all'8.68%. Dal punto di vista del parametro y l'incremento risulta pari al 44.52%.

Confrontando le configurazioni vuote e riempite per schiumatura diretta a pari posizionamento si notano aumenti di minor entità. Considerando il posizionamento a rombo si registra infatti un aumento del 32.07% relativamente al parametro y mentre con il posizionamento di piatto si registra un aumento del 38.04%, comunque superiore al caso precedente. La configurazione con tubo riempito per schiumatura diretta e posizionamento piatto presenta in assoluto il massimo valore del parametro y rispetto a tutte le prove precedentemente condotte. Tuttavia sarebbe interessante valutare il comportamento della configurazione che prevede l'inserimento con gioco della schiuma anche per questa combinazione geometria – materiale al fine di incrementare ulteriormente le prestazioni del componente.

L'andamento di y in funzione della deformazione presenta un andamento analogo rispetto all'andamento della curva forza-spostamento.

In particolare si può notare come la curva relativa al tubo vuoto posizionato a rombo sia sempre inferiore rispetto a quella del tubo riempito nello stesso posizionamento. Tale risultato è in controtendenza rispetto ai risultati precedentemente ottenuti dove le due curve presentavano un'intersezione per valori relativamente alti di deformazione. Per quanto riguarda le due configurazioni di riempimento nel posizionamento piatto si registra un comportamento in linea con i risultati discussi nel paragrafo precedente anche se per elevati valori di deformazione la configurazione riempita presenta il massimo valore in assoluto del parametro.

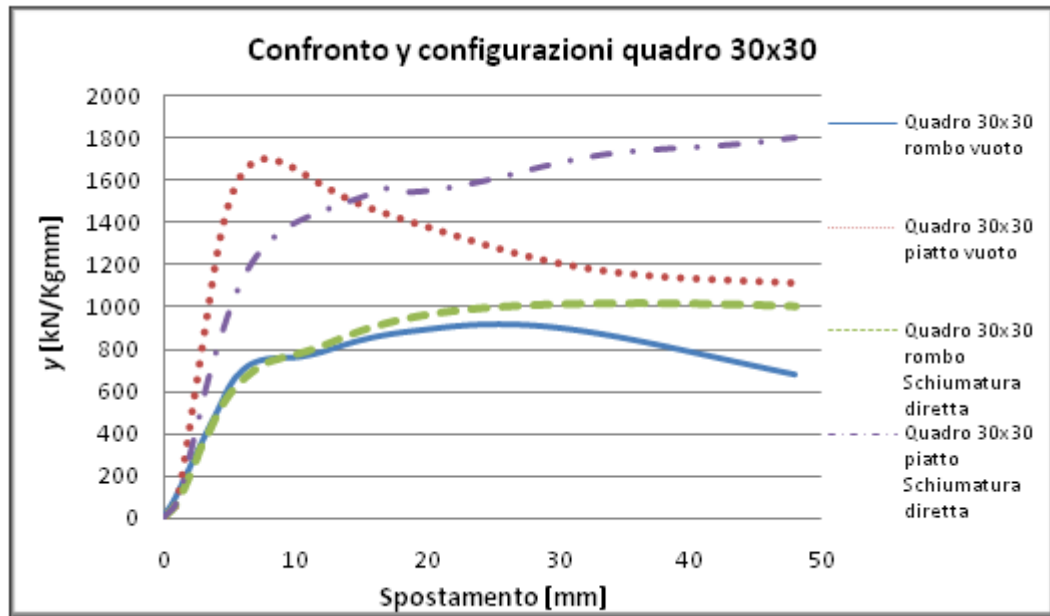


Figura 5.53: Confronto del parametro y per le configurazioni medie del tubo 30x30 mm s 1.5 mm.

6 Simulazione ad elementi finiti

6.1 Caratterizzazione dei materiali costituenti il guscio

6.1.1 Acciaio al carbonio

Non essendo riusciti a reperire in fase di acquisto informazioni relative alle caratteristiche meccaniche dei tubi in acciaio comune si è deciso di effettuare delle prove di micro durezza superficiale al fine di identificare un valore del carico di rottura da utilizzare nella caratterizzazione del modello ad elementi finiti. In riferimento alla normativa ISO 6507-01:2005(E) è definita micro durezza una prova effettuata applicando una forza compresa fra 0.09807 N e 1.961 N al penetratore di diamante a forma di piramide retta a base quadrata con angolo al vertice fissato e misurando le lunghezze delle diagonali dell'impronta lasciata sul materiale una volta rimosso il carico.

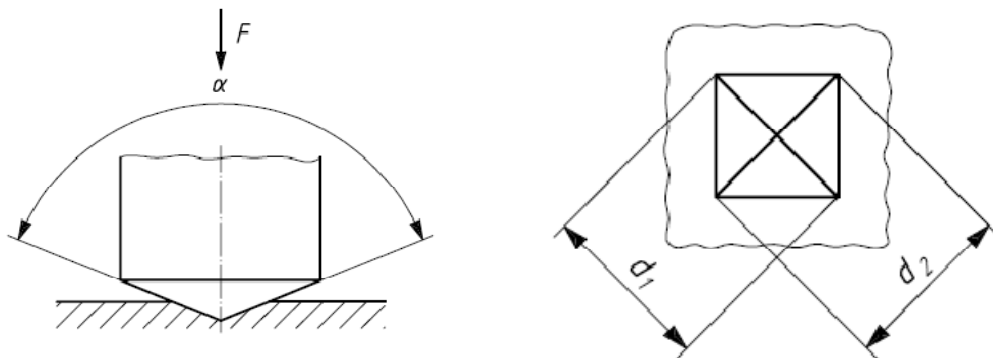


Figura 6.1: Principio del test di micro durezza.

La durezza Vickers risulta proporzionale al quoziente ottenuto dividendo la forza applicata per l'area dell'impronta assunta piramidale a base quadrata avente lo stesso angolo al vertice del penetratore.

I tubi testati sono stati trattati ad una temperatura di 750°C per un tempo di 8 minuti al fine di ricreare le stesse condizioni superficiali del tubo utilizzato nel procedimento di schiumatura diretta. Prima di effettuare le prove le superfici sulle quali effettuare le misure sono state trattate al fine di eliminare lo strato di ossido presente per permettere la corretta misura delle diagonali. La procedura di esecuzione delle prove è stata effettuata secondo le specifiche riportate in normativa. Per ogni tubo considerato sono state effettuate 10 misurazioni consecutive mantenendo una distanza tra i centri delle impronte pari a 3 volte la dimensione della minima diagonale; il precarico è stato imposto per 5 secondi mentre il tempo di prova è stato imposto pari a 10 secondi.

Per quanto riguarda il tubo a sezione circolare di diametro 27 mm i risultati ottenuti sono i seguenti:

Tabella 6.1: Risultati prove di micro durezza per i tubi a sezione circolare Φ 27 mm s 2 mm.

TUBO 1: carico 300 g			TUBO 3: carico 300 g		
N° prova	HV misurata	dm [μ m]	N° prova	HV misurata	dm [μ m]
1	155,2	59,88	1	162	58,605
2	160,6	58,59	2	160,4	58,895
3	154,9	59,935	3	170,9	57,05
4	159,2	59,02	4	144,7	63,11
5	159	59,145	5	169	57,38
6	156,8	58,88	6	164,4	56,85
7	160,4	58,9	7	167,6	57,62
8	159,2	59,105	8	161,4	58,13
9	163,8	58,27	9	159	59,16
10	165,3	57,71	10	162,4	58,53

Secondo normativa, avendo eseguito le prove su di una superficie cilindrica convessa, il valore di durezza deve essere moltiplicato per un fattore correttivo dipendente dal rapporto fra la diagonale media ed il diametro esterno del tubo. Poiché per entrambi i casi considerati tale rapporto è inferiore al minimo valore riportato nelle tabelle normate si è deciso di considerare pari ad 1 il fattore correttivo. Sono stati infine calcolati i valori medi di durezza pari a 162.4 HV e 159.66 HV rispettivamente per il tubo 1 ed il tubo 3 e cercati i corrispondenti valori indicativi del carico di rottura sulle apposite tabelle di conversione.



Figura 6.2: Prova di micro durezza sul tubo tondo.

Tabella 6.2: Valori di conversione durezza-carico di rottura [30].

Durezza Brinell (HB)	Durezza Rockwell		Durezza Vickers (HV)	Durezza Knoop con 5 N (HK)	Resistenza alla trazione R_m [Mpa]	Durezza Shore (Hs)	Durezza Mohs
	(HRB)	(HRC)					
80	36,4		80	91	280		
85	42,4		85	96	300		
90	47,4		90	101	320		
95	52		95	105	330		
100	56,4		100	111	350		
105	60		105	116	370		
110	63,4		110	121	390		
115	66,4		115	126	400		
120	69,4		120	131	420		
125	72		125	138	430		4,5
130	74,4		130	143	450		
135	76,4		135	149	470		
140	78,4		140	155	480		
145	80,4		145	158	500		
150	82,2		150	163	510		
155	83,8		155	168	530		
160	85,4		160	173	550		
165	86,8		165	178	560		
170	88,2		170	190	580		
175	89,6		175	195	600	30	
180	90,8		180	200	620		
185	91,8		185	205	630		
190	93		190	210	650		
195	94		195	215	670		

Come si può notare dalla precedente tabella i valori di durezza trovati non compaiono esplicitamente. Si è deciso quindi di effettuare un'interpolazione lineare tra i valori cerchiati in arancione e mediando i risultati così ottenuti si ricava il valore di 542.09 MPa come carico di rottura per il materiale della geometria a sezione circolare.

A questo punto implementando la legge esponenziale di Ramberg-Osgood:

$$\sigma = K \cdot (\varepsilon_p)^n$$

assegnando alle costanti K ed n valori proporzionali a quelli trovati in letteratura in relazione al carico di rottura trovato in precedenza si ricava la legge di incrudimento del materiale da assegnare al modello in fase di modellazione.

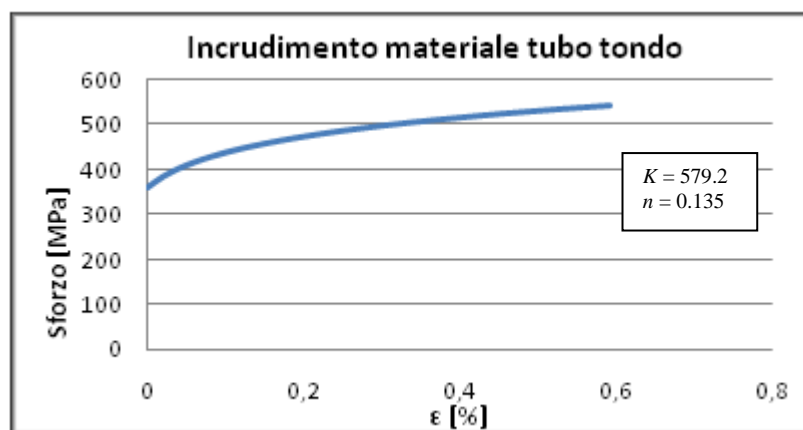


Figura 6.3: Incrudimento del materiale della sezione circolare in acciaio al carbonio.

Si fa notare come la curva rappresentata sia quella assegnata al simulatore a partire dal valore dello snervamento considerato pari a 2/3 del carico di rottura precedentemente determinato.

Per quanto riguarda la determinazione del materiale della sezione quadrata si è proceduto eseguendo esattamente le stesse operazioni svolte precedentemente.

I dati relativi alle prove di durezza sono i seguenti:

Tabella 6.3: Risultati prove di micro durezza per i tubi a sezione quadrata 20x20 mm s 2 mm.

TUBO 25: carico 300 g		TUBO 27: carico 500 g	
N° prova	HV misurata	N° prova	HV misurata
1	135,6	1	132,9
2	144,1	2	133,9
3	139,9	3	137,4
4	142,5	4	129,2
5	134,2	5	133,5
6	125,9	6	132
7	133,5	7	137,2
8	129,4	8	136,1
9	140,7	9	131,1
10	126,6	10	129

Si fa notare come per il tubo 27 sia stato utilizzato un carico più elevato rispetto alle prove precedenti al fine di valutare l'influenza del parametro che si è rivelata essere di scarsa entità in quanto le medie delle due popolazioni risultano essere molto vicine (135.24 HV e 133.23 HV rispettivamente per il tubo 25 e il tubo 27). Sfruttando la tabella # dei valori di conversione per la determinazione del valore del carico di rottura a partire dalle misure di durezza ed interpolando linearmente i valori cerchiati in azzurro si ottiene il valore di 462.7 MPa come carico di rottura per il materiale della sezione quadrata.

Applicando ancora la legge di Ramberg-Osgood si determina l'incrudimento del materiale.

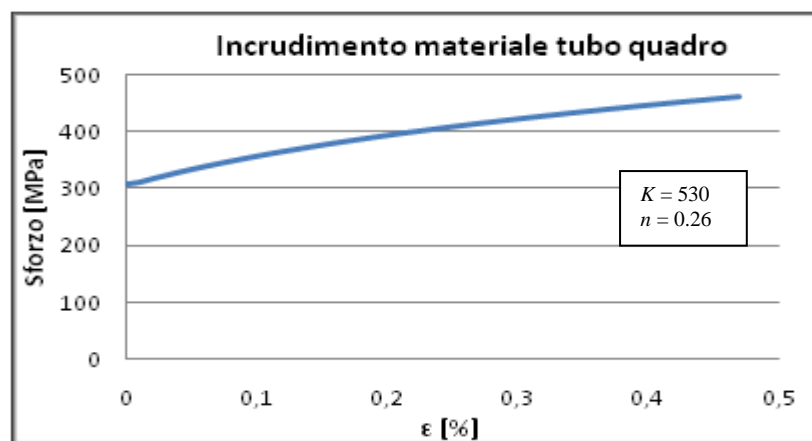


Figura 6.4: Incrudimento del materiale della sezione quadrata in acciaio al carbonio.

Per questa geometria è stata inoltre effettuata una serie di prove sulla saldatura al fine di avere una caratterizzazione parziale. Tali prove sono state eseguite sul tubo 25 nel senso longitudinale della saldatura e seguendo la stessa procedura applicata nelle prove precedenti ottenendo i seguenti risultati:

Tabella 6.4: Risultati prove di micro durezza per la saldatura del tubo 25.

TUBO 25: carico 300 g	
N° prova	HV misurata
1	130,4
2	134,3
3	112,5
4	112,9
5	127,5
6	116,4
7	117,5
8	117,9
9	118,2
10	113,2



Figura 6.5: Prova di micro durezza sul tubo quadro.

Il valore medio di durezza della saldatura risulta essere pari a 120.08 HV, a cui corrisponde un valore del carico di rottura pari a circa 420 MPa quindi inferiore rispetto a quello del materiale. Tale risultato convalida la scelta di posizionare i tubi con la saldatura situata in posizione neutra rispetto alla sollecitazione flessionale.

L'acciaio comune è stato quindi modellato assegnando il valore $7.86e-9$ tonn/mm^3 alla densità, i valori 0.3 e 206000 rispettivamente al coefficiente di Poisson ed al modulo di Young ed assegnando come comportamento plastico l'incrudimento determinato in precedenza a seconda della sezione analizzata.

6.1.2 Acciaio Inossidabile Austenitico AISI 304

L'incrudimento dell'acciaio inossidabile austenitico AISI 304 è stato modellato applicando la legge:

$$\sigma = K \cdot (\varepsilon_0 + \varepsilon)^g$$

assegnando a K il valore di 954.1 MPa, ad ε_0 il valore 0.0010 ed all'esponente g il valore di 0.224.

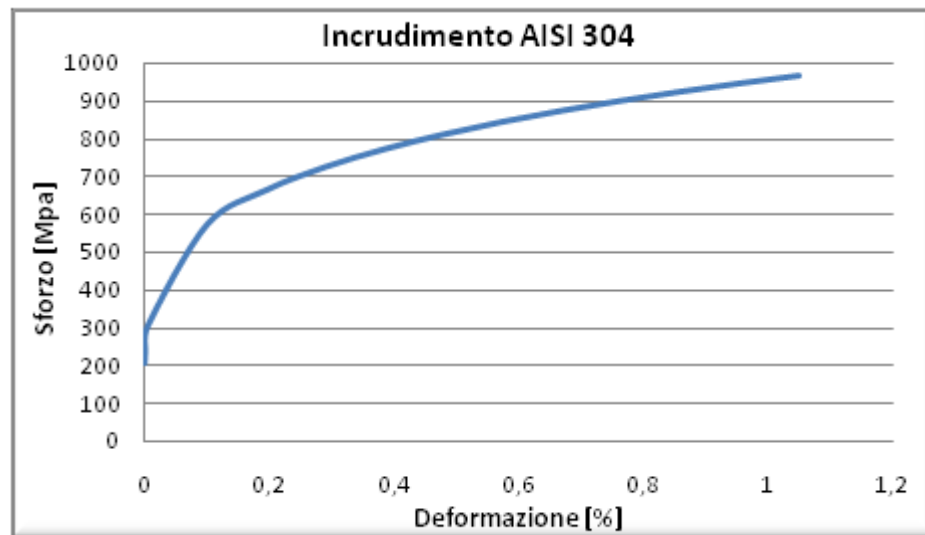


Figura 6.6: Incrudimento per il materiale AISI 304.

Le altre caratteristiche assegnate in fase di modellazione sono la densità pari a $8.00 e-9$ tonn/mm^3 , il coefficiente di Poisson pari a 0.3 ed il modulo elastico pari a 196500 Mpa.

6.1.3 Acciaio Altoresistenziale DOCOL 800 DP

L'incrudimento dell'acciaio altoresistenziale DOCOL 800 DP è stato modellato a partire dai dati ricavati dal sito www.ssab.com/en/Brands/Docol1/Docol-Products/Steelfacts/Steelfacts/ e ricercando i valori della curva sforzo-deformazione.

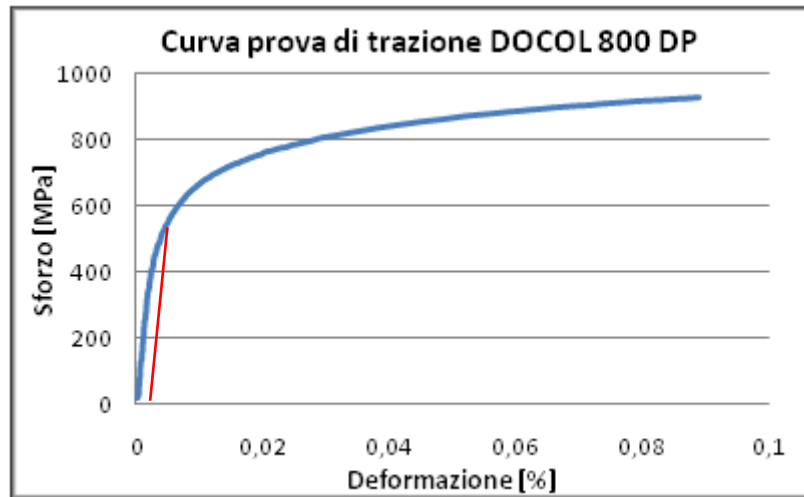


Figura 6.7: Curva True Stress – True Strain per il materiale DOCOL 800 DP.

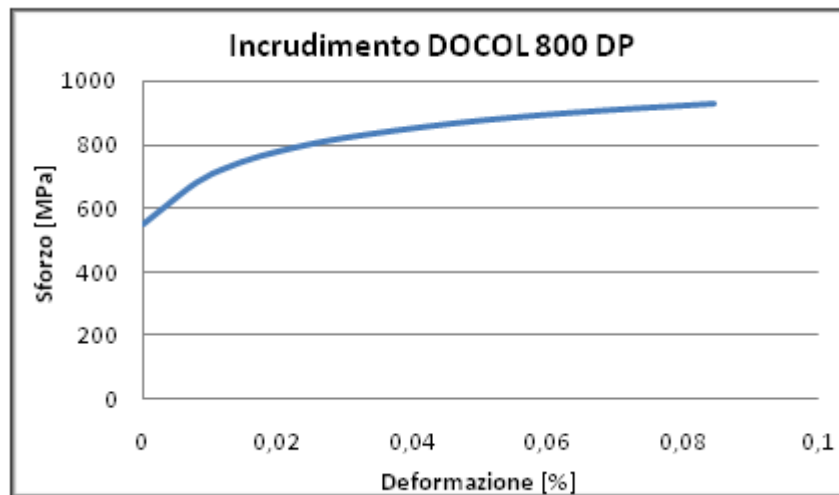


Figura 6.8: Incrudimento per il materiale DOCOL 800 DP.

Le altre caratteristiche assegnate in fase di modellazione sono la densità pari a $7.87 \cdot 10^{-9}$ ton/mm³, il coefficiente di Poisson pari a 0.3 ed il modulo elastico pari a 180498 Mpa ricavato tramite interpolazione lineare del tratto evidenziato in figura.. corrispondente alla retta passante per il minimo valore di snervamento riportato sul sito precedentemente riportato ed il valore di deformazione pari a 0.2%.

6.2 Caratterizzazione a compressione della schiuma metallica

Per la caratterizzazione a compressione della schiuma sono stati considerati 5 cilindri ottenuti con il procedimento di schiumatura diretta descritto nel paragrafo 4.3.1 ed estratti mediante l'apposito estrattore con lo scopo di definire le principali caratteristiche del materiale da utilizzare in fase di simulazione:

Tabella 6.5: Provini considerati per la caratterizzazione a compressione.

N° Provino	Massa Schiuma [g]	Densità Schiuma [kg/dm ³]	Tempo di Schiumatura
7D	47,11	0,546	7 minuti 51 secondi
7F	48,85	0,566	7 minuti 45 secondi
7H	48,1	0,557	8 minuti 2 secondi
7I	47,2	0,547	7 minuti 45 secondi
7M	48,28	0,559	7 minuti 55 secondi

Tramite l'utilizzo di una troncatrice metallografica modello C100 della Hitech Europe i cilindri di schiuma sono stati sezionati secondo lo schema:

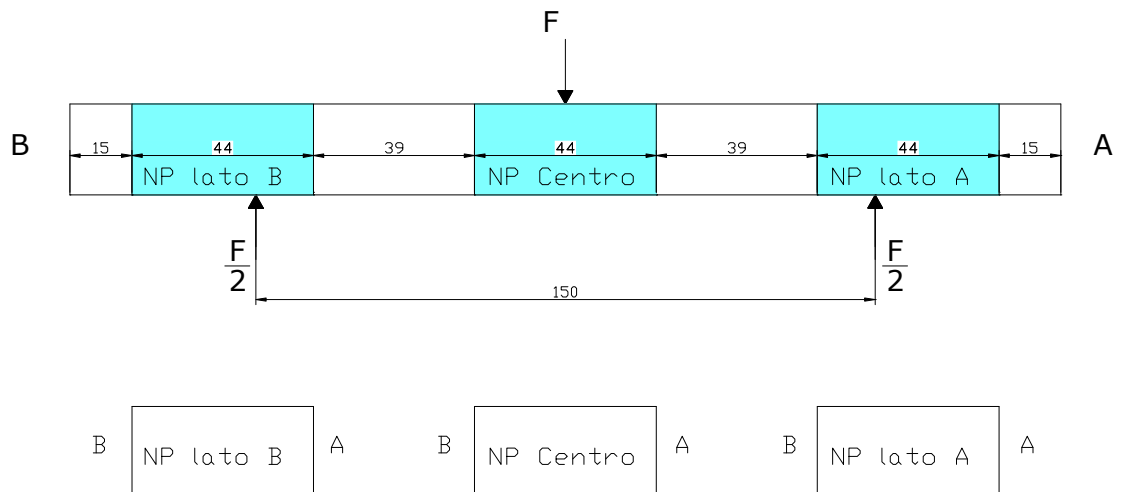


Figura 6.9: Schema sezioni del cilindro di schiuma.

Come si può notare dal precedente schema per ogni sotto-provino è stato definito il lato di taglio in modo da permettere lo stesso posizionamento durante le prove di compressione; NP indica il numero del provino considerato secondo la tabella precedente.



Figura 6.10: Troncatrice metallografica con provino sezionato.

Come si evince dallo schema precedente i tratti di schiuma caratterizzati sono quelli che si troveranno in corrispondenza degli appoggi e del penetratore durante la prova di flessione. La lunghezza di questi tratti è stata considerata pari a 44 mm in relazione al valore 2 del rapporto L/D per i provini corti come specificato nella normativa ASTM E9. Si è ritenuto opportuno scartare i tratti iniziali di lunghezza 15 mm in quanto sede di possibili scorie dovute al processo di schiumatura.

Si fa notare inoltre che le superfici non utilizzate per le prove di compressione saranno opportunamente trattate ed impiegate nello studio della densità locale tramite analisi dell'immagine.

I provini così ottenuti sono stati testati a compressione mediante una pressa da 100 kN modello MTS Alliance RT/100 sulla quale è stata montata una cella di carico da 100 kN; avendo cura di posizionarli sempre con il lato A rivolto verso la cella di carico e il lato B rivolto verso la base della pressa.



Figura 6.11: Posizionamento provini per prova di compressione.

Dopo aver posizionato il provino sulla pressa, la procedura di esecuzione delle prove prevede l'applicazione di un precarico di 50 N al fine di consentire l'assestamento della cella di carico sul lato superiore del provino. La velocità di esecuzione delle prove è stata fissata a 5 mm/min, al raggiungimento dei 4 kN di carico è stato effettuato uno scarico completo del provino ed un successivo ricarico fino a completamento della prova con lo scopo di misurare il modulo elastico del componente allo scarico. Tale procedura è stata eseguita per tutti i provini ad eccezione del provino 7 H lato A in cui non è stato effettuato lo scarico e del provino 7 H Centro in cui lo scarico è stato eseguito al raggiungimento dei 6 kN di carico.

I dati significativi ricavati mediante acquisizione dalle prove sono la corsa della traversa della macchina a cui corrisponde la deformazione del provino, il carico resistente espresso in kN e lo sforzo equivalente espresso in MPa.



Figura 6.12: Grafico sforzo-deformazione per il provino 7H lato A.

Si fa notare come sia presente un gradiente di densità in ogni provino integro (ossia prima del taglio mediante troncatrice metallografica) probabilmente dovuto alla differenza di temperatura fra l'apertura e il retro del forno in relazione all'eccessivo sfruttamento del suo volume utile; in particolare si registra una densità più elevata nel lato A in corrispondenza dell'apertura del forno, una densità intermedia nel lato B in corrispondenza del fondo del forno e la densità più bassa nel centro del provino.

Tale situazione comporta una variazione significativa del comportamento a compressione dei differenti provini, in particolare si può notare come a maggiore densità corrisponda una curva con livelli di carico elevati ma con un andamento strettamente crescente; mentre col decrescere della densità la curva si sposti verso valori più bassi di carico ma con livelli di pendenza più contenuti rispetto alle densità più elevate in accordo con i risultati presenti in bibliografia e riportati nei capitoli precedenti.

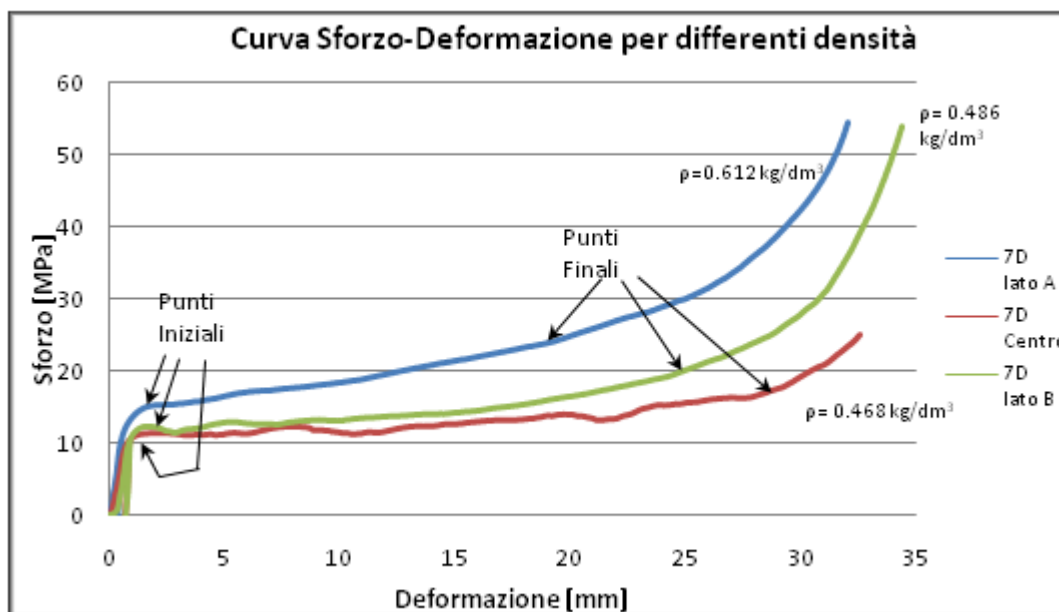


Figura 6.13: Confronto delle curve corrispondenti ai tre tratti considerati per il provino 7 D e indicazione dei tratti considerati per il calcolo di σ_{pl} .

I dati ricavabili dalle curve ottenute tramite le prove di compressione sono lo sforzo di plateau (σ_{pl}), la deformazione di densificazione (ϵ_d), ed il modulo elastico allo scarico (E_s).

Per ogni curva lo sforzo di plateau è stato definito come media degli sforzi considerando un tratto di curva a partire dal tratto successivo allo snervamento del provino sino alla deformazione corrispondente ad una variazione repentina della pendenza della curva (deformazione di densificazione) come indicato a titolo di esempio nella figura precedente.

I valori degli sforzi di plateau e delle deformazioni di densificazione sono stati quindi ordinati in relazione al numero del provino ed alla posizione come riportato nella seguente tabella:

Tabella 6.6: Riordino risultati relativi allo sforzo di plateau e alla deformazione di densificazione.

	σ_{pl} lato A [MPa]	ϵ_d lato A [mm]	ρ lato A [kg/dm ³]	σ_{pl} centro [MPa]	ϵ_d centro [mm]	ρ centro [kg/dm ³]	σ_{pl} lato B [MPa]	ϵ_d lato B [mm]	ρ lato B [kg/dm ³]
7H	16,247	10,219	0,596	13,265	24,776	0,503	14,382	19,469	0,519
7F	17,011	10,585	0,654	13,039	21,796	0,487	13,265	17,831	0,499
7I	21,23	20,968	0,606	12,407	19,692	0,487	14,017	21,59	0,495
7M	17,535	14,494	0,617	13,622	17,504	0,505	14	21,092	0,486
7D	18,502	16,823	0,612	12,321	22,073	0,468	13,899	19,239	0,486
Media	18,105	14,6178	0,617	12,9308	21,1682	0,49	13,9126	19,8442	0,497

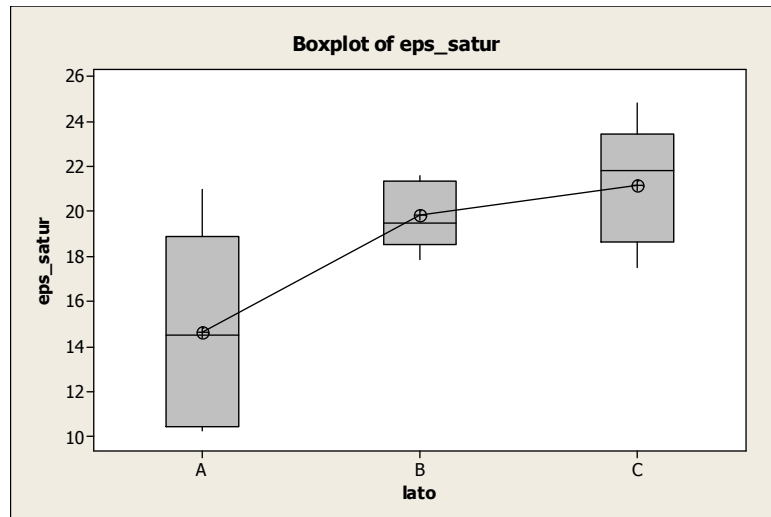


Figura 6.15: Boxplot della deformazione di densificazione in funzione del lato.

Come si evince dai risultati precedentemente ottenuti si può affermare con evidenza statistica che considerando un intervallo di confidenza pari al 95% le curve appartengono a famiglie differenti in relazione alla posizione del campione considerato.

Si vuole a questo punto definire uno sforzo di plateau medio su tutti i provini integri. A tal scopo si è deciso di diagrammare i valori medi delle σ_{pl} in funzione delle densità medie ripartite per ogni lato ed interpolando i punti così ottenuti mediante una curva logaritmica:

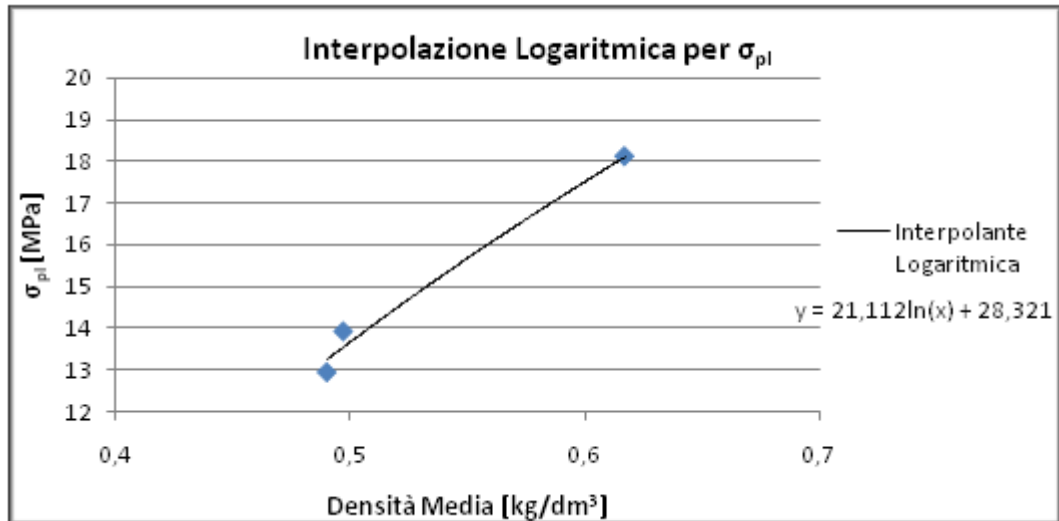


Figura 6.16: Determinazione della σ_{pl} media.

Sostituendo nell'equazione riportata nella figura precedente il valore medio delle densità dei provini integri pari a 0.555 kg/dm^3 si ottiene il valore di 15,89 MPa come sforzo di plateau medio.

Analogo procedimento è stato eseguito per la determinazione del modulo elastico medio allo scarico.

Per ogni curva ottenuta dalle prove di compressione è stato calcolato il modulo elastico allo scarico effettuando una regressione lineare sul tratto di curva pressoché rettilineo relativo allo scarico del provino.

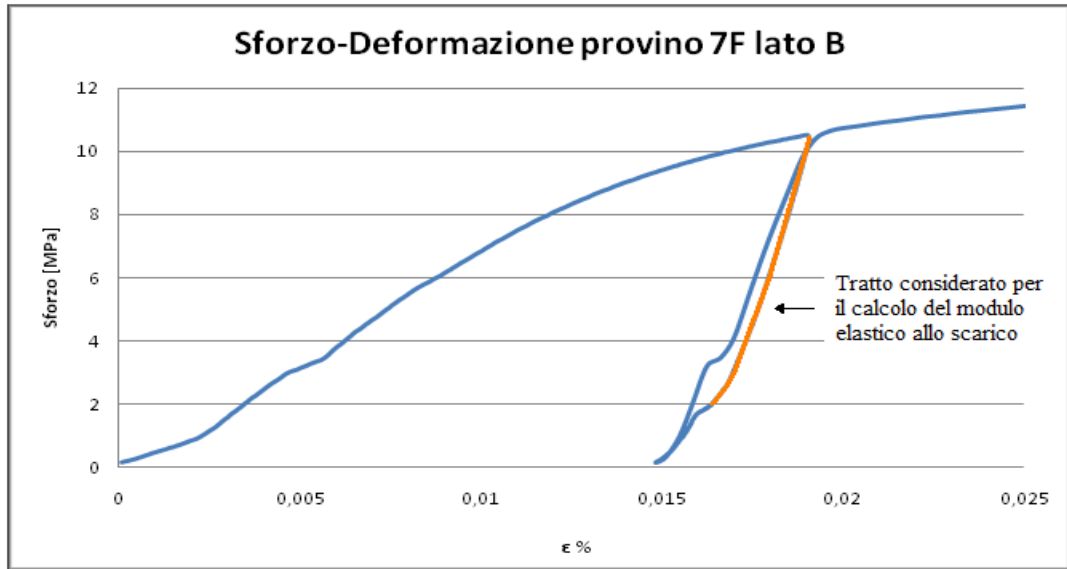


Figura 6.17: Tratto di curva considerato nella determinazione di E_s .

I dati così ottenuti sono stati riordinati come segue:

Tabella 6.7: Riordino risultati relativi al modulo elastico allo scarico.

	ρ lato A [kg/dm ³]	E_s lato A [MPa]	ρ centro [kg/dm ³]	E_s centro [MPa]	ρ lato B [kg/dm ³]	E_s lato B [MPa]
7H	0,596	/	0,503	/	0,519	3545,93
7F	0,654	4257,28	0,487	3578,913	0,499	3479,86
7I	0,606	4159,014	0,487	3556,157	0,495	3458,9
7M	0,617	4317,523	0,505	3186,323	0,486	3435,085
7D	0,612	3183,454	0,468	2580,348	0,486	3494,9
Media	0,617	3979,318	0,49	3225,435	0,497	3494,898

Si fa notare come i valori di E_s per i provini 7 H lato A e 7 H centro non siano stati considerati nelle operazioni di media in quanto non è stata eseguita la procedura di riferimento per le prove come già specificato in precedenza.

Diagrammando i valori medi di E_s in funzione delle densità medie ripartite per ogni lato ed interpolando i punti così ottenuti mediante una curva logaritmica si ottiene il valore medio del modulo elastico allo scarico da inserire come dato nella caratterizzazione del materiale durante le simulazioni ad elementi finiti.

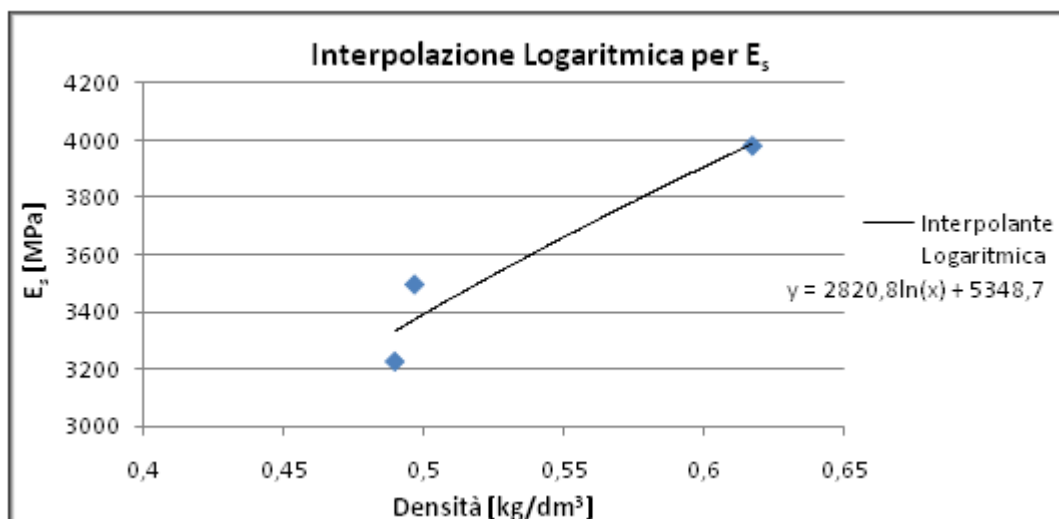


Figura 6.18: Determinazione di E_s medio.

Sostituendo nell'equazione riportata nella figura precedente il valore medio delle densità dei provini integri pari a 0.555 kg/dm³ si ottiene il valore di 3687,849 MPa come modulo elastico allo scarico medio.

Per definire il comportamento plastico della schiuma da assegnare al modello durante le simulazioni è stato utilizzato nuovamente il codice MATLAB già utilizzato per la determinazione del comportamento medio delle prove di flessione (Appendice 5).

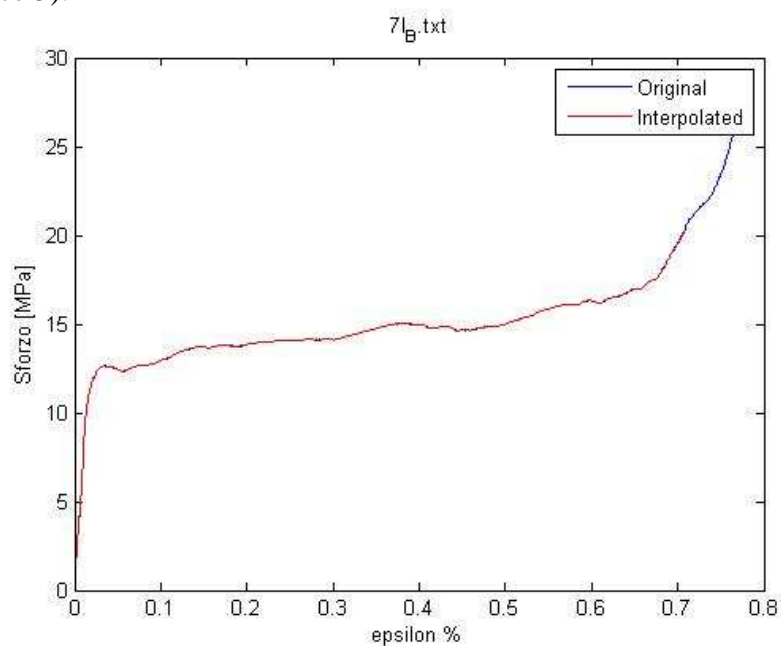


Figura 6.19: Esempio interpolazione dati prova di compressione.

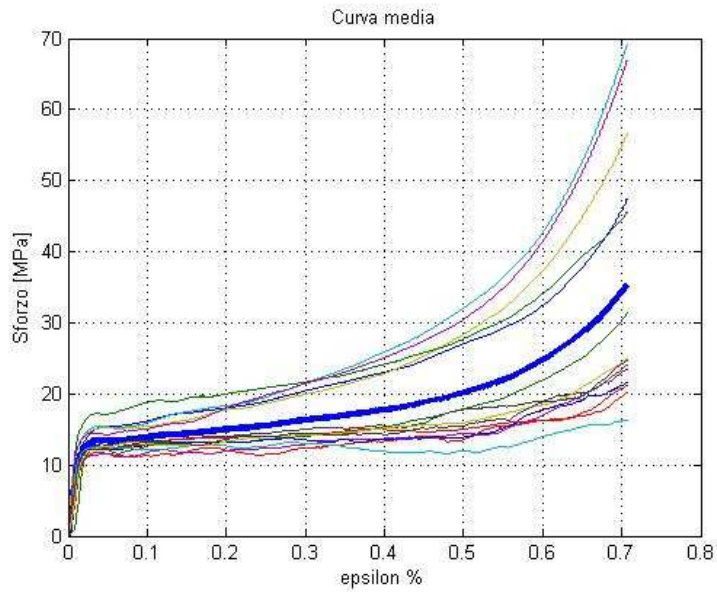


Figura 6.20: Curva media utilizzata per la caratterizzazione del comportamento plastico.

Si rende noto che non sono stati utilizzati i dati relativi al provino 7 F lato B nella determinazione della curva media a causa di problemi nell'operazione di interpolazione probabilmente dovuti all'equispaziatura dei nodi del vettore delle ascisse di interpolazione in relazione al grado della funzione. Tale problema è probabilmente risolvibile utilizzando i nodi di Chebyshev nella definizione del vettore delle ascisse interpolanti.

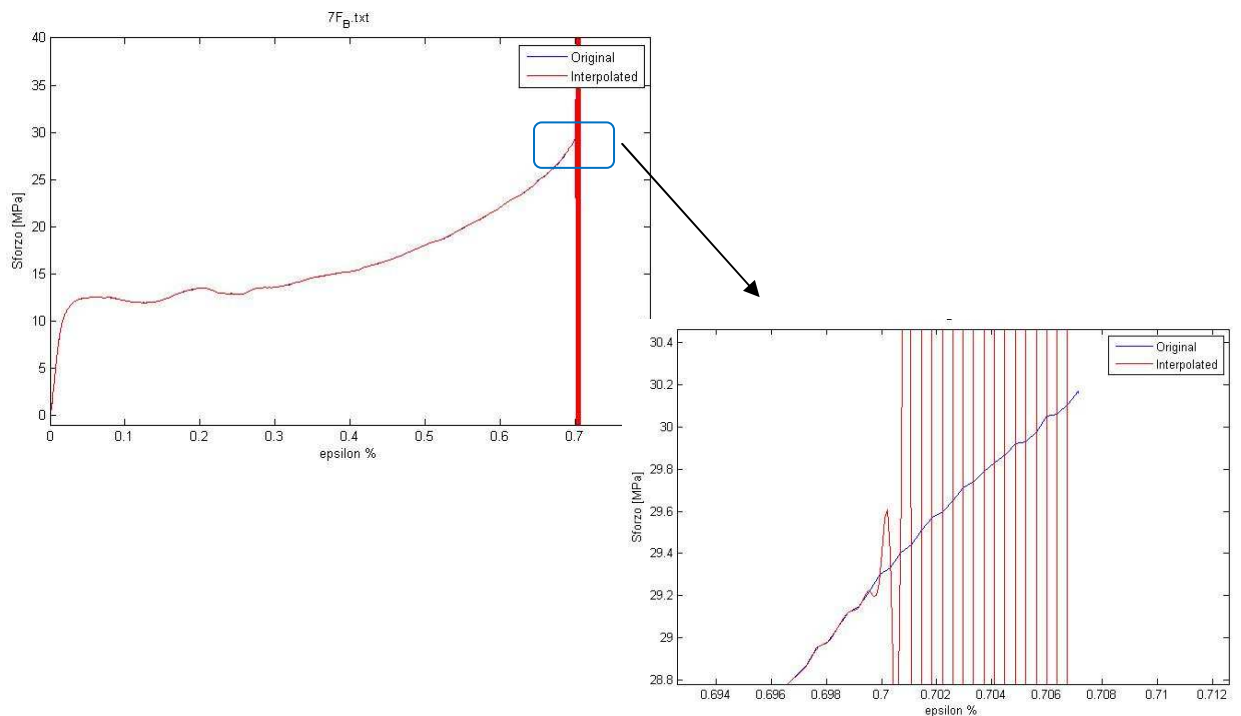


Figura 6.21: Divergenza dell'interpolazione per il segnale 7 F lato B.

Ricapitolando alla schiuma è stata assegnata una densità di 550 kg/m^3 , modulo elastico pari a $3687,849 \text{ MPa}$, coefficiente di poisson 0.3 . Il comportamento plastico è stato definito mediante l'opzione *crushable foam*, imponendo un incrudimento volumetrico accompagnato dai valori ricavati precedentemente e assegnando i valori 1.5 e 0.1 rispettivamente ai coefficienti *Compression Yield Stress Ratio* e *Hydrostatic Yield Stress Ratio*.

6.3 Modellazione

6.3.1 Modellazione prova di flessione per il tubo tondo

I componenti modellati mediante il software ABAQUS sono il penetratore, i supporti, il tubo e la schiuma.

In particolare il penetratore è stato modellato come un semicilindro analiticamente rigido di diametro 20 mm a cui è stata assegnata una massa di 1 tonnellata concentrata nel *reference point* posizionato nella mezzeria della sezione.

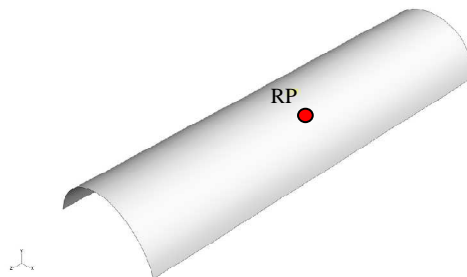


Figura 6.22: Modello del penetratore.

I supporti sono stati modellati secondo la geometria rilevata dal vivo utilizzata durante le prove di flessione utilizzando elementi *shell* discretamente rigidi.

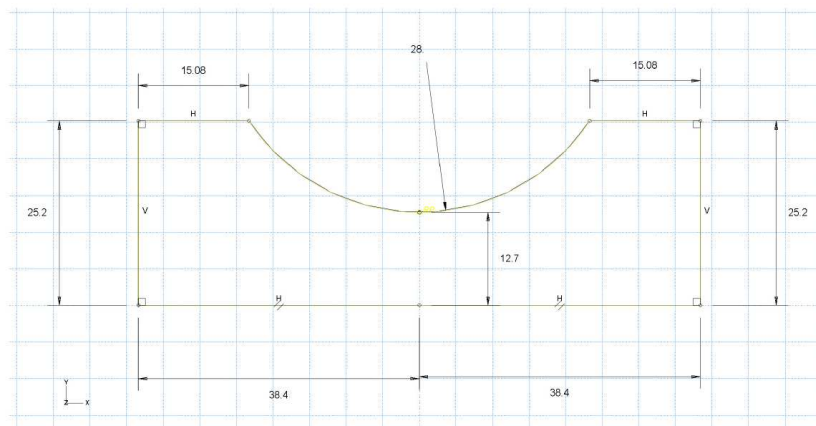


Figura 6.23: Dimensioni del supporto per il tubo tondo.

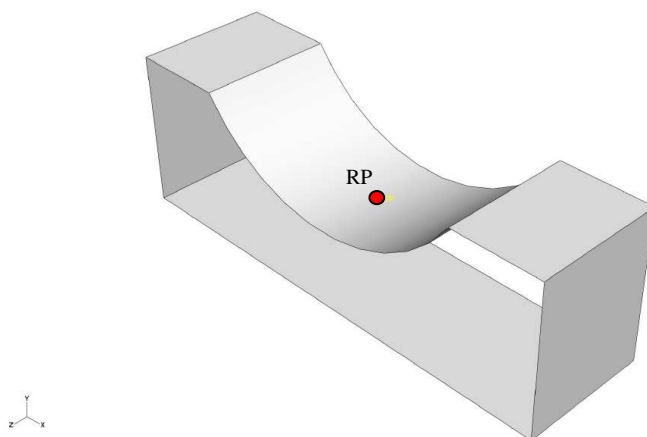


Figura 6.24: Modello del supporto per il tubo.

Il tubo e la schiuma sono stati modellati rispettivamente con elementi solidi, tetraedrici ad 8 nodi con integrazione ridotta e controllo dell'hourglass.

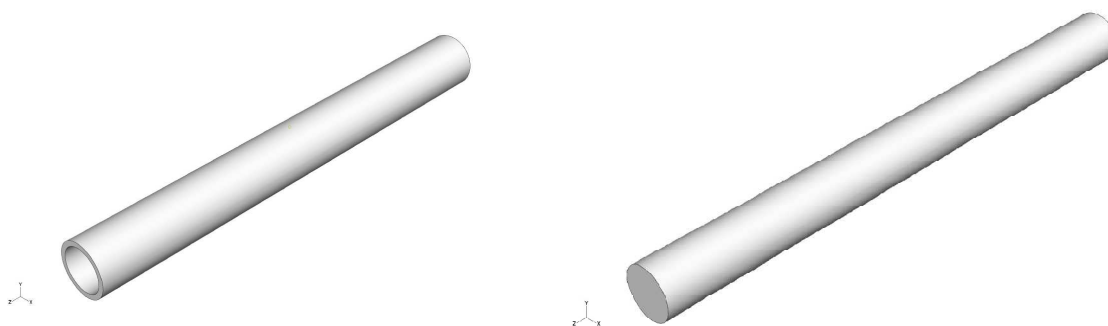


Figura 6.25: Modello del tubo tondo (sinistra) e della relativa schiuma (destra).

A tali componenti sono state assegnate le proprietà definite nei paragrafi precedenti. Nella seguente tabella sono riassunti i numeri di elementi utilizzati nella modellazione in relazione alla sezione ed al materiale considerato:

Tabella 6.8: Riassunto dei numeri di elementi utilizzati in relazione alla sezione ed al materiale considerati per la geometria tonda.

Sezione	Materiale	Numero di elementi
Φ 27 mm	Acciaio al carbonio	2160
Φ 25 mm	AISI 304	2970
Φ 32 mm	DOCOL 800 DP	2640
Φ 22 mm	Al Foam	12720
Φ 21,4 mm	Al Foam	5160
Φ 28 mm	Al Foam	11136

Nell'assieme il penetratore è stato posizionato nella mezzeria del tubo mentre i supporti sono stati posizionati in modo da avere una distanza compresa pari a 150 mm secondo lo schema utilizzato durante le prove sperimentali.

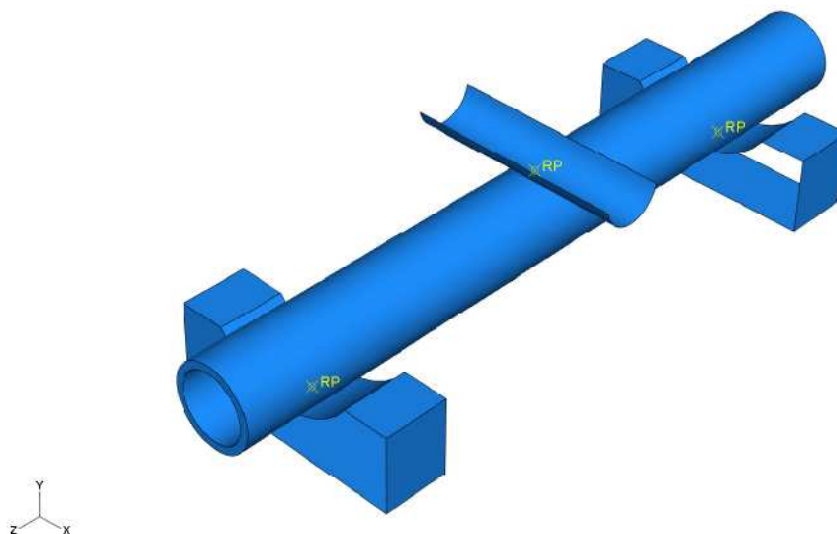


Figura 6.26: Modello d'assieme per la simulazione della prova di flessione della geometria tonda.

La schiuma metallica, ove presente, è stata semplicemente inserita in modo coassiale rispetto al cilindro tranne nella configurazione con incollaggio nella quale è stato imposta un'interazione di tipo *Tie* impostando la superficie interna del tubo come superficie *master* e la superficie di contatto della schiuma come superficie *slave*.

Tra le superfici a contatto è stato definito un coefficiente di attrito pari a 0.2; lo *step* è stato scelto esplicito con una durata di 0.06 secondi in relazione al rapporto di 1/100 rispetto alla durata delle prove sperimentali. Sempre in relazione a tale rapporto la velocità della prova è stata impostata a 833.333 mm/s ed assegnata al *reference point* posizionato sul penetratore. Sempre in tale punto è stato definito il vincolo del penetratore di tipo *Displacement/Rotation* avendo cura di lasciare libera la traslazione in direzione verticale ed è stato definito il *set* necessario per memorizzare lo spostamento del penetratore. In tale punto è stato quindi definito il *set* necessario per la memorizzazione dello spostamento del penetratore.

Il vincolo dei supporti è anch'esso del tipo *Displacement/Rotation* applicato nei rispettivi *reference point* con tutte le componenti traslazionali e rotazionali bloccate. Nel *reference point* di sinistra è stato inoltre definito il *set* necessario per la memorizzazione della reazione vincolare che consente di tracciare il grafico forza-spostamento relativo alla simulazione.

6.3.2 Modellazione prova di flessione per il tubo quadro

I componenti modellati per la simulazione della prova di flessione per la sezione quadrata sono gli stessi utilizzati per la sezione circolare, le uniche differenze risiedono nelle geometrie ad eccezione del penetratore in accordo con le prove sperimentali effettuate.

I supporti sono stati modellati sempre tramite rilievo dal vivo ed utilizzando elementi *shell* discretamente rigidi:

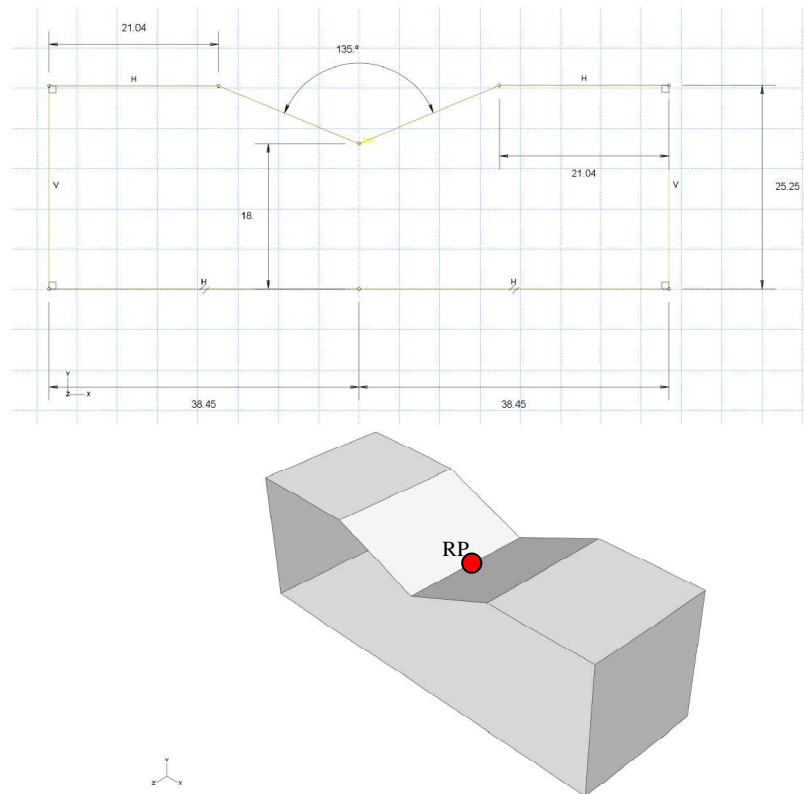


Figura 6.27: Modello e dimensioni del supporto per il tubo quadro.

Il tubo e la schiuma sono stati modellati rispettivamente con elementi solidi, tetraedrici ad 8 nodi con integrazione ridotta e controllo dell'hourglass.

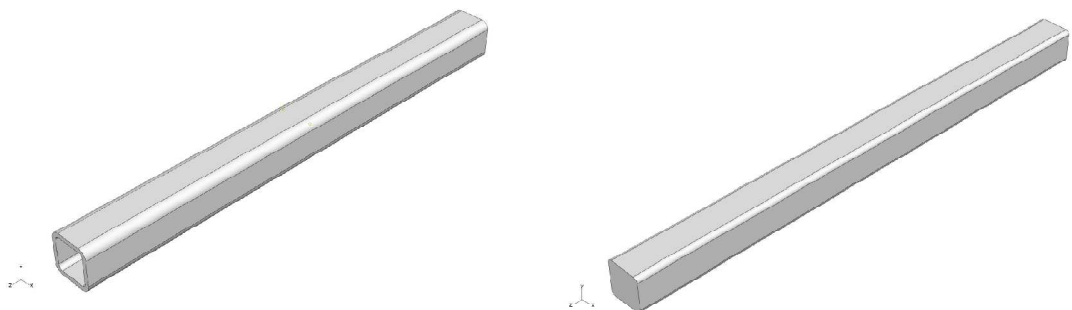


Figura 6.28: Modello del tubo quadro (sinistra) e della relativa schiuma (destra).

Anche in questo caso a tali componenti sono state assegnate le proprietà definite nei paragrafi precedenti. Nella seguente tabella sono riassunti i numeri di elementi utilizzati nella modellazione in relazione alla sezione ed al materiale considerato:

Tabella 6.9: Riassunto dei numeri di elementi utilizzati in relazione alla sezione ed al materiale considerati per la geometria quadrata.

Sezione	Materiale	Numero di elementi
20 x 20 mm	Acciaio al carbonio	4320
30 x 30 mm	DOCOL 800 DP	9216
16 x 16 mm	Al Foam	12720
27 x 27mm	Al Foam	14976

Per il posizionamento dei componenti nell'assieme è stata seguita la stessa metodologia descritta nel paragrafo precedente.

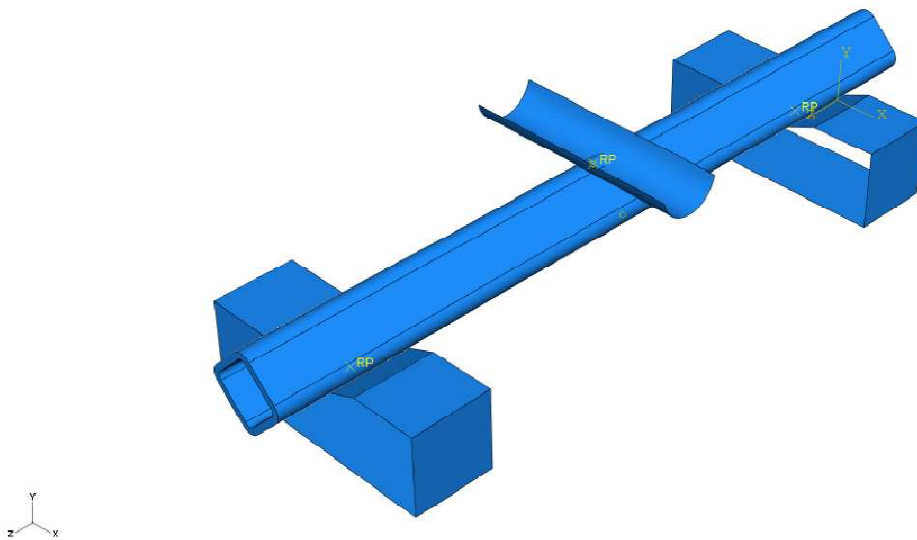


Figura 6.29: Modello d'assieme per la simulazione della prova di flessione della geometria quadrata.

Tutte le restanti fasi della modellazione seguono i valori e le procedure espresse nel paragrafo precedente.

Si rende noto che il tubo 30x30 mm è stato testato nella configurazione piatta. È stata quindi modificata la geometria degli appoggi eliminando la sede a V ed il tubo è stato ruotato di 45° rispetto alla direzione longitudinale. Infine tutti i componenti sono riposizionati secondo le prescrizioni precedentemente definite.

6.4 Risultati delle simulazioni

In questa sezione ci occuperemo di valutare i risultati delle simulazioni nei confronti dei risultati sperimentali solo dal punto di vista del legame forza-spostamento. Le configurazioni simulate sono solo quelle che prevedono il riempimento del tubo tramite la schiuma metallica in quanto scopo della simulazione è quello di generare un modello affidabile al fine di poter valutare numericamente le diverse configurazioni di riempimento e le diverse condizioni di interfaccia fra il tubo e la schiuma senza più eseguire prove sperimentali.

6.4.1 Risultati di simulazione per la prova di flessione dei tubi tondi

Per quanto riguarda la sezione tonda di diametro 27 mm sono state simulate le configurazioni con riempimento per schiumatura diretta, riempimento tramite incollaggio della schiuma all'interno del tubo e riempimento tramite inserimento con gioco della schiuma, ottenendo i seguenti risultati:

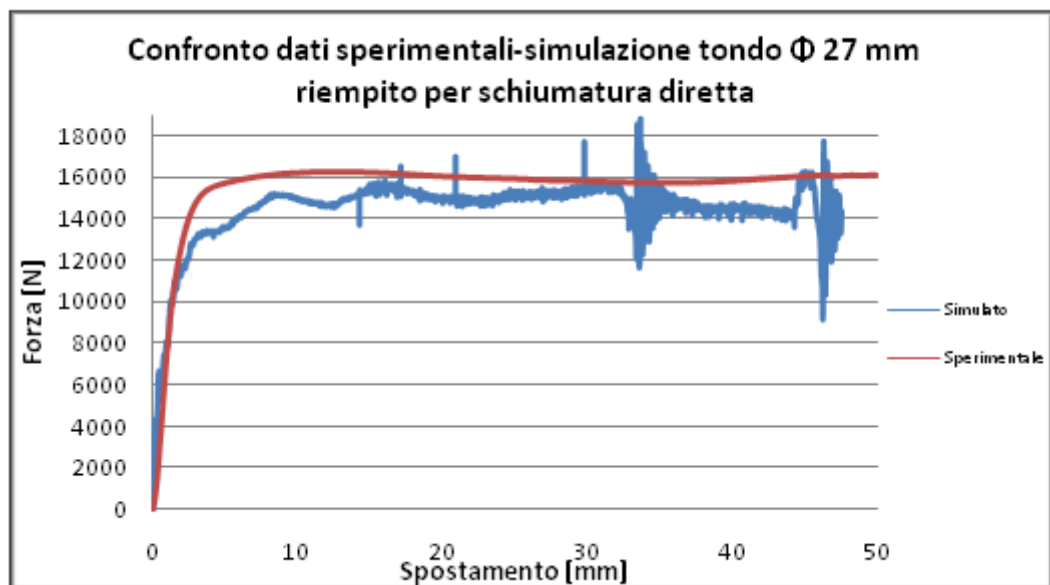


Figura 6.30: Confronto dati sperimentali-simulazione per il tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm riempito per schiumatura diretta.

Osservando la precedente figura si può notare come la curva simulata segua lo stesso andamento della curva sperimentale. Le differenze più evidenti in termini di scostamento fra le due curve si notano nel tratto fra 0 mm e 12 mm e nel tratto fra 35 mm e 48 mm. Nel tratto centrale della curva si nota invece la miglior approssimazione. Dal punto di vista del carico medio (parametro fondamentale per il calcolo dell'energia assorbita a pari deformazione) la differenza è del 6.26% a favore della curva sperimentale.

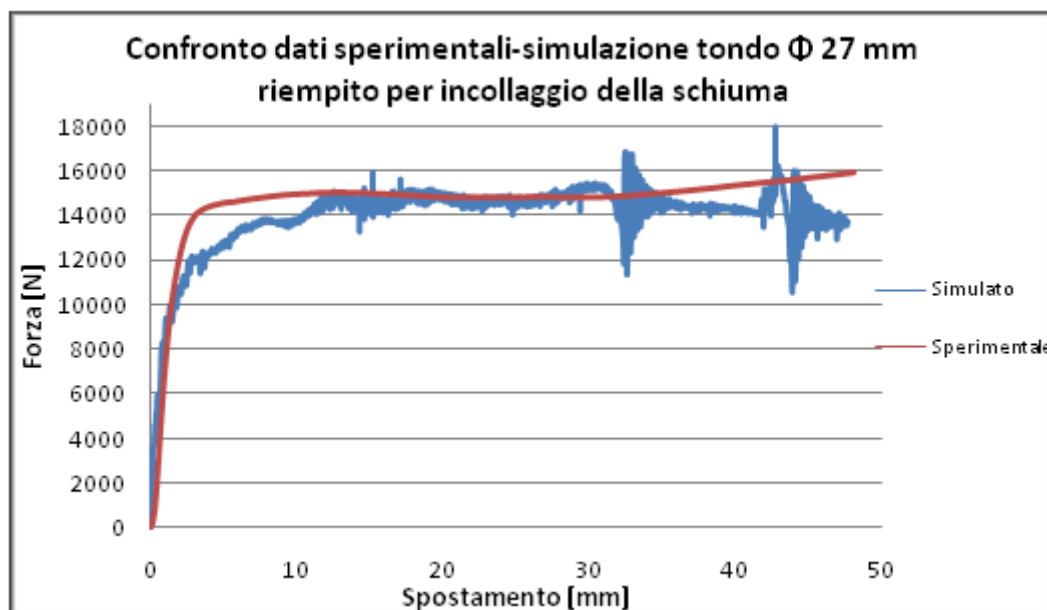


Figura 6.31: Confronto dati sperimentali-simulazione per il tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm riempito per incollaggio della schiuma all'interno del tubo.

Anche nel caso di riempimento tramite incollaggio l'andamento della curva simulata approssima bene quello della curva sperimentale. Si nota ancora la maggiore differenza in termini di scostamento fra le curve nei tratti iniziale e finale, tuttavia nel tratto centrale l'approssimazione è ancora migliore rispetto al caso precedente. In termini di carico medio la differenza scende al 3.61% sempre in favore della curva sperimentale.

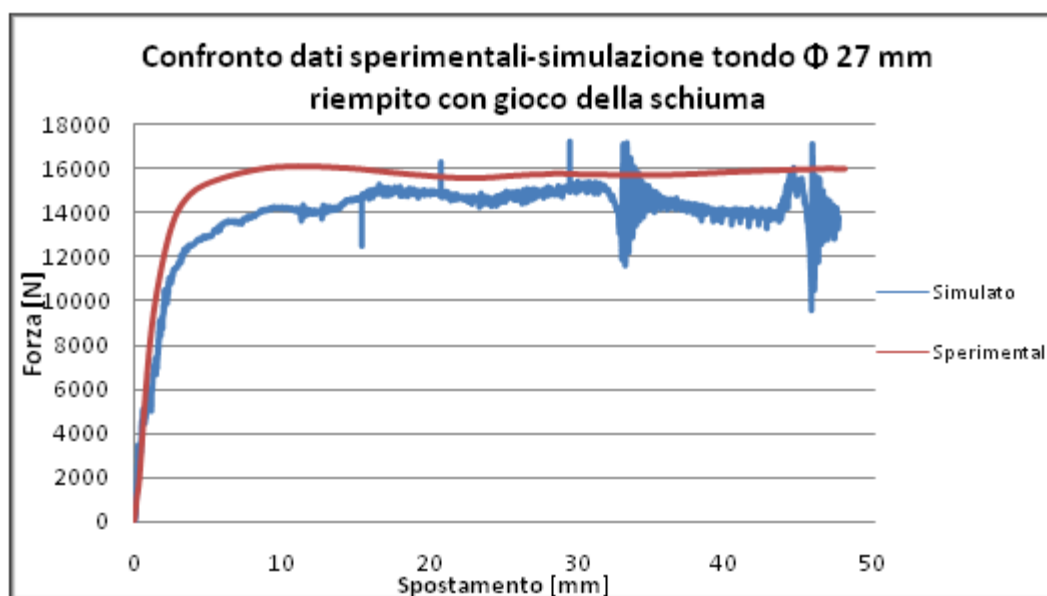


Figura 6.32: Confronto dati sperimentali-simulazione per il tubo tondo Φ 27 mm s 2.5 mm riempito con gioco della schiuma all'interno del tubo.

Analizzando il riempimento con gioco si ottengono ancora una volta risultati in linea con le simulazioni precedenti. In termini di carico medio la differenza è pari al 9.04% in favore della curva sperimentale. Tale valore è probabilmente dovuto al maggiore scostamento fra le due curve nel tratto finale rispetto alle configurazioni precedentemente investigate.

In relazione al tubo in acciaio inossidabile austenitico AISI 304 il risultato del confronto è il seguente:

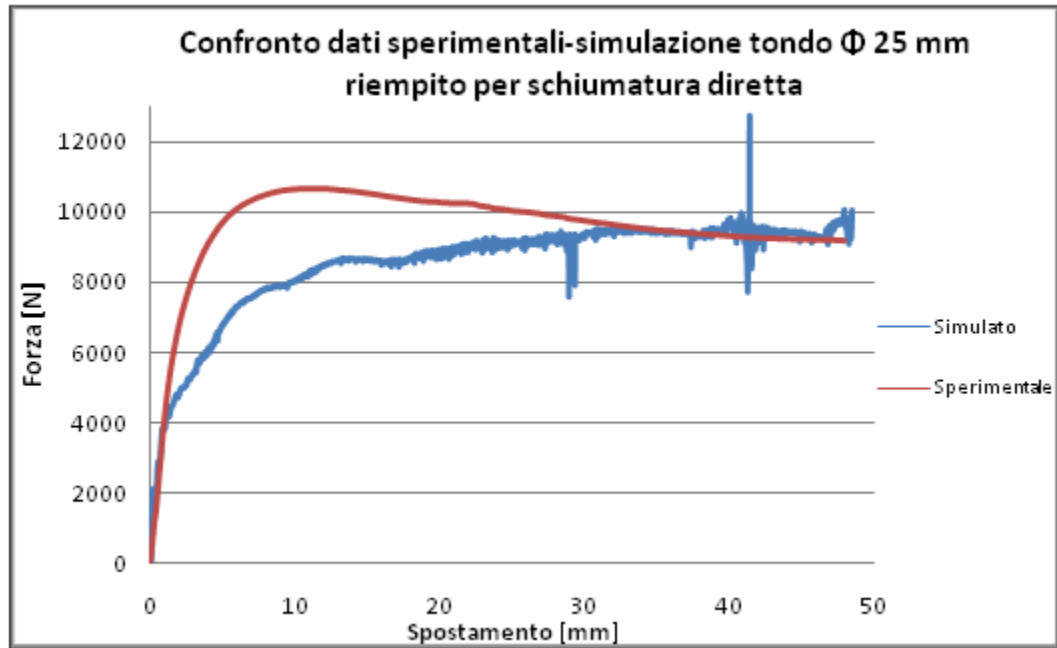


Figura 6.33: Confronto dati sperimentali-simulazione per il tubo tondo Φ 25 mm s 1.5 mm riempito per schiumatura diretta.

In questo caso si registra un'elevata discrepanza fra gli scostamenti delle due curve nei tratti iniziale e centrale, mentre nel tratto finale si può notare una buona approssimazione. In termini di carico medio la differenza è del 9.95% sempre a favore della curva sperimentale.

Tali risultati conducono ad una sottostima dell'energia assorbita a pari deformazione basandosi sui risultati di simulazione.

Per quanto riguarda l'acciaio alto resistenziale DOCOL 800 DP il risultato della simulazione per la configurazione riempita per schiumatura diretta è in controtendenza rispetto ai risultati precedentemente discussi in quanto la curva proveniente dalla simulazione numerica è costantemente superiore rispetto a quella dei dati sperimentali passati i 5 mm di deformazione. In particolare nel tratto iniziale si nota la migliore approssimazione mentre nei tratti centrale e finale si registra uno scostamento circa costante fra le due curve.

In termini di carico medio si ottiene un divario del 16.85% questa volta a favore della curva sperimentale. Si otterrà dunque una sovrastima dell'energia assorbita a pari deformazione basandosi sui risultati di simulazione.

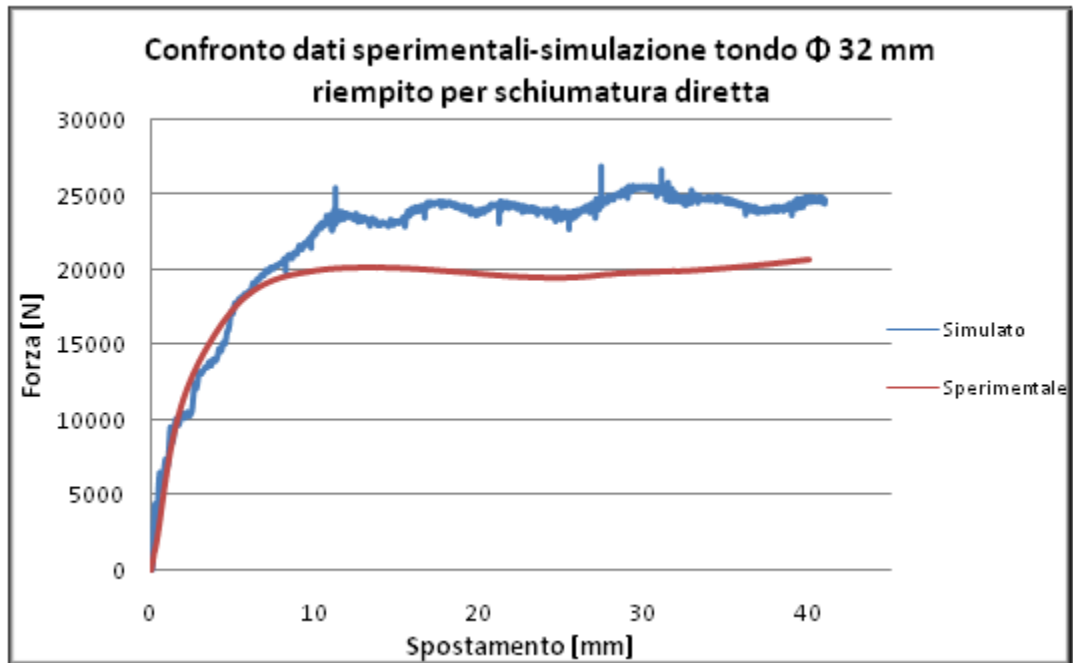


Figura 6.34: Confronto dati sperimentali - simulazione per il tubo tondo Φ 32 mm s 2 mm riempito per schiumatura diretta.

6.4.2 Risultati di simulazione per la prova di flessione dei tubi quadri

In relazione alla geometria quadrata sono state simulate le configurazioni con tubo 20x20 mm riempito per schiumatura diretta con posizionamento a rombo e tubo 30x30 mm riempito per schiumatura diretta con posizionamento piatto.

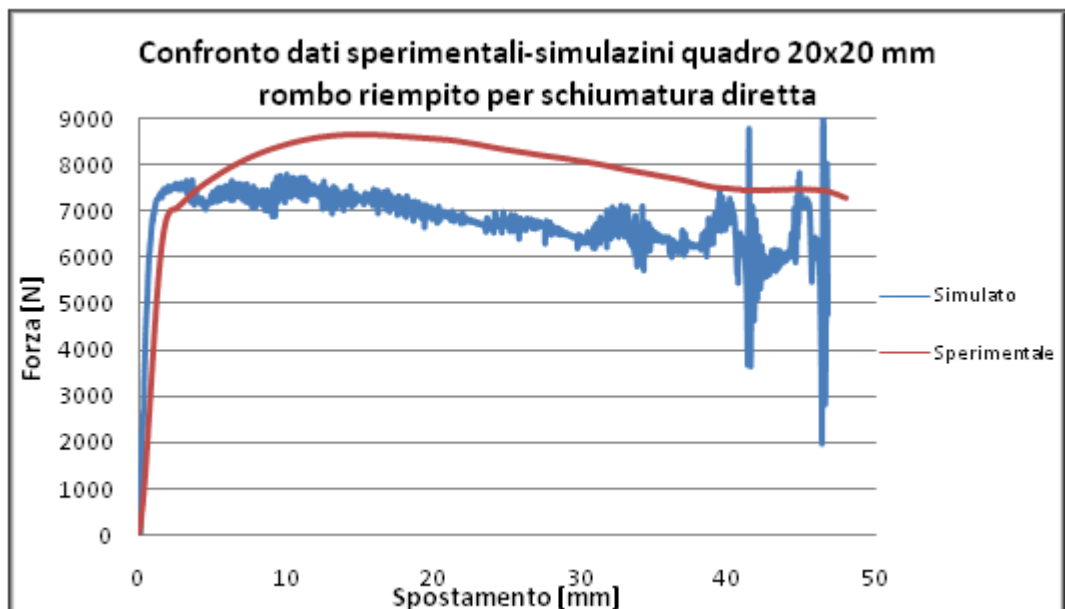


Figura 6.35: Confronto dati sperimentali - simulazione per il tubo tondo 20x20 mm s 2 mm riempito per schiumatura diretta.

Come si può notare osservando la precedente figura l'andamento delle due curve è paragonabile. In particolare nel tratto iniziale si ottiene una migliore approssimazione dei dati sperimentali, mentre nei tratti centrale e finale si registra uno scostamento nettamente maggiore fra le due curve.

Dal punto di vista del carico medio si nota una differenza del 15.71% in favore della curva sperimentale il che comporta una sottostima dell'energia assorbita a pari deformazione utilizzando i dati di simulazione.

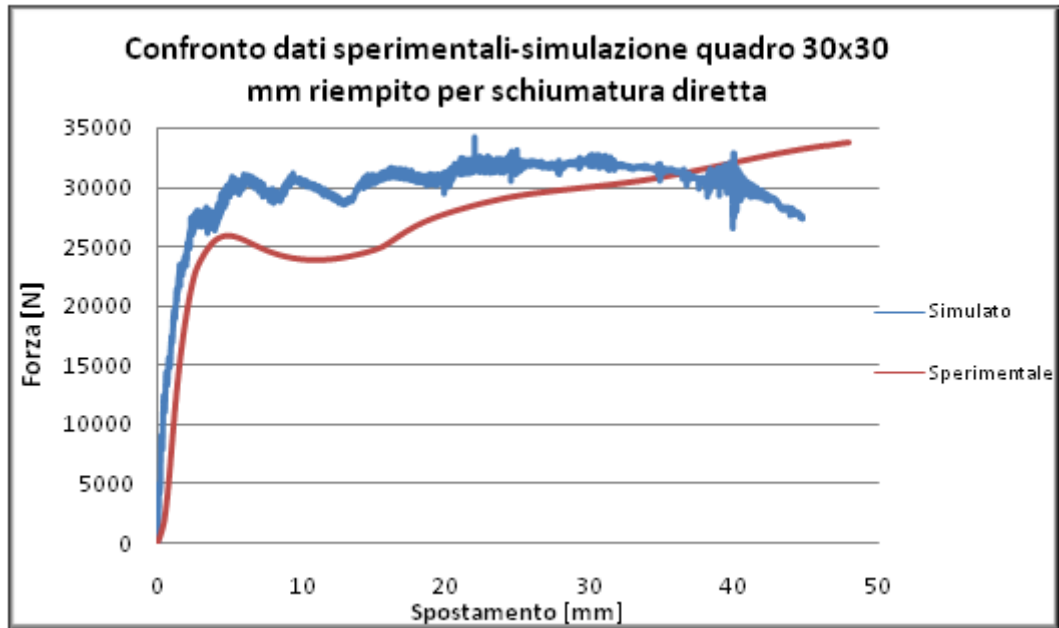


Figura 6.36: Confronto dati sperimentali-simulazione per il tubo tondo 30x30 mm s 1.5 mm riempito per schiumatura diretta.

Per quanto riguarda la configurazione con tubo 30x30 mm in acciaio DOCOL 800 DP l'andamento della curva simulata si discosta pesantemente dall'andamento della curva sperimentale infatti, oltre all'elevato scostamento fra le due curve nel tratto iniziale si nota una sostanziale differenza del comportamento nel tratto finale dove la curva sperimentale tende a crescere mentre la curva simulata tende a decrescere.

Questa differenza può essere probabilmente legata alla definizione del comportamento plastico della schiuma in fase di modellazione.

Considerando tuttavia le due curve sino alla loro intersezione a circa 36 mm di deformazione si ottiene un carico medio maggiore del 13.67% per quanto riguarda i dati numerici rispetto a quelli sperimentali, portando ad una sovrastima dell'energia assorbita durante la deformazione.

In conclusione si può affermare le curve ottenute per via numerica approssimano abbastanza bene le curve sperimentali, soprattutto per quanto riguarda le configurazioni testate in acciaio al carbonio.

Tuttavia le simulazioni effettuate presentano i seguenti limiti:

- la schiuma è stata modellata utilizzando il comportamento medio mentre in realtà presenta caratteristiche fisiche e meccaniche disomogenee in funzione della lunghezza complessiva del provino;
- la saldatura del tubo, sede di una discontinuità delle caratteristiche meccaniche del tubo non è stata simulata a causa delle difficoltà di modellazione;
- la caratterizzazione del guscio è stata realizzata su conversioni a partire da prove di durezza e non secondo una prova di trazione in relazione alla difficoltà di ottenere direttamente dal tubo provini unificati;

7 Conclusioni e sviluppi futuri

Scopo del presente lavoro è stato quello di valutare le modalità di produzione e le prestazioni di un nuovo modello di barra laterale anti-intrusione per autovetture con riempimento in schiuma metallica di alluminio, in virtù delle caratteristiche di assorbimento energetico in fase di deformazione di questo materiale.

Si è cercato di toccare tutti gli aspetti della realizzazione del componente, partendo da quelli progettuali dove si è cercato di capire il meccanismo di collasso della struttura in funzione delle possibili differenti condizioni di carico, mediante l'ipotesi di *cerniera plastica*. Sono stati scelti i materiali da utilizzare in relazione alla valutazione dei legami *forza-spostamento* e *momento-rotazione* sia per quanto riguarda la sezione esterna che per quanto riguarda l'alluminio costituente la schiuma.

Considerando l'aspetto produttivo del componente si è deciso di utilizzare sezioni chiuse al fine di permetterne il riempimento tramite il processo di schiumatura. Sono stati valutati inoltre i parametri di processo quali temperatura, massa di precursore impiegata e tempi di permanenza in forno al fine di ottenere componenti con buona ripetibilità dal punto di vista delle caratteristiche fisiche.

In particolare si è notato come per la schiuma a base di AlMg1Si0.6 la temperatura ottimale del forno al fine di ottenere l'espansione della schiuma in tempi di processo utili sia di 750°C.

Tabella 7.1: Tabella riassuntiva delle condizioni ottimali di schiumatura per le configurazioni considerate

	Acciaio al Carbonio		Acciaio inossidabile Austenitico AISI 304	DOCOL 800 DP	
	Tondo Φ 27 mm s 2,5 mm	Quadro 20x20 mm s 2 mm	Tondo Φ 25 mm s 1,5 mm	Tondo Φ 32 mm s 2 mm	Quadro 30x30 mm s 1,5 mm
Temperatura ottimale [°C]	750	750	750	750	750
Tempo di schiumatura ottimale [min:sec]	8 min 10 sec	8 min 20 sec	10 min	10 min 30 sec	10 min 10 sec
Massa di precursore ottimale [g]	50,67	34,42	56,19	91,03	103,92

Sempre in ambito produttivo sono state confrontati due differenti dispositivi di chiusura del tubo prima dell'inserimento in forno quali la chiusura mediante tappi filettati e quella realizzata mediante flange con sedi di alloggiamento della sezione e sistema di fissaggio a tre tiranti; registrando un riempimento più completo delle estremità del tubo con quest'ultima configurazione.

Nelle prove effettuate con questo sistema di chiusura si è notata l'influenza dello spessore della flangia in relazione allo spessore del tubo per la buona riuscita del processo di schiumatura.

In particolare si è notato che per spessori della flangia inferiori allo spessore del tubo non si riesce a portare a termine il processo in maniera soddisfacente in quanto si ha un collasso prematuro della schiuma prima dell'estrazione dal forno.

Per spessori della flangia superiori a quelli del tubo, invece, il processo avviene correttamente in quanto le flange rimangono a temperatura leggermente inferiore rispetto al tubo in relazione alle maggiori dimensioni consentendo il rallentamento dell'espansione della schiuma.

In relazione alle geometrie testate, si è notato come il tubo tondo necessiti della realizzazione di fori per lo sfogo dei gas liberati durante il processo e permettere l'espansione della schiuma mentre per la geometria quadra tali accorgimenti non siano necessari in quanto i gas riescono a fuoriuscire per trafileamento dagli spigoli della sezione.

Per valutare le differenti condizioni di interfaccia, ovvero l'effetto di interazione strutturale durante la deformazione, fra i materiali sono state realizzate tre tipologie di riempimento:

- riempimento per schiumatura diretta;
- riempimento per incollaggio della schiuma all'interno del tubo;
- riempimento tramite inserimento con gioco della schiuma all'interno del tubo.

Dei 151 tubi realizzati, 92 sono stati testati a flessione su tre punti in modo da consentire la valutazione della resistenza del componente e la valutazione dell'efficacia del riempimento.

Osservando i risultati delle prove si è notato come l'incremento prestazionale relativo all'inserimento della schiuma metallica sia unicamente imputabile all'effetto dell'interazione fra i materiali a contatto in quanto la resistenza a flessione della sola schiuma sia praticamente trascurabile rispetto a quella del solo tubo.

Per quanto riguarda le tre tipologie di riempimento realizzate per il tubo a sezione circolare Φ 27 mm, spessore 2.5 mm in acciaio al carbonio si è notato come le prestazioni del componente diminuiscano all'aumentare dell'adesione fra la superficie del tubo e quella della schiuma; risultato in disaccordo rispetto ai risultati bibliografici relativi a prove di compressione.

Per analizzare il motivo di questo risultato si è deciso di effettuare delle sezioni trasversali dei componenti in funzione della tipologia di riempimento notando differenti condizioni di deformazione. Da un punto di vista quantitativo si è analizzato il fenomeno tramite l'ausilio di simulazioni numeriche ad elementi finiti che hanno evidenziato come la maggior adesione fra le superfici generi delle sovrasollecitazioni di trazione nella schiuma dovute al forzamento della deformazione trasversale causate dall'adesivo, che generano un decadimento delle prestazioni del componente.

Minore è l'adesione e minori sono le sovrasollecitazioni di trazione mentre maggiori diventano le zone soggette a compressione consentendo un incremento delle prestazioni del componente.

Analizzando la sezione longitudinale si è scoperto come il cedimento della schiuma avvenga in maniera progressiva e sia localizzato sotto il punto di applicazione del carico.

Per quanto riguarda la geometria quadra si evince dalle prove sperimentali come il posizionamento piatto consenta di ottenere prestazioni più elevate sia nei confronti del posizionamento a rombo sia nei confronti della geometria circolare

in relazione ad un maggiore coinvolgimento della schiuma in fase di deformazione. Inoltre tale posizionamento consente di ottenere un andamento crescente del carico all'aumentare della deformazione.

Le simulazioni citate in precedenza sono state effettuate con lo scopo di avere un modello numerico approssimante le prove sperimentali dal punto di vista del legame forza-spostamento al fine di ridurre l'esecuzione di prove sperimentali.

I risultati numerici ottenuti si sono rivelati soddisfacenti, nonostante le limitazioni descritte, per quanto riguarda le configurazioni in acciaio comune, accettabili per la configurazione con tubo tondo in acciaio alto resistenziale DOCL 800 DP e non soddisfacenti per quanto riguarda la configurazione in acciaio inossidabile austenitico AISI 304 e per la configurazione con tubo quadro posizionato di piatto in DOCOL 800 DP nei quali le curve numeriche sono discordanti dalle curve sperimentali.

Per confrontare le differenti configurazioni realizzate dal punto di vista dei materiali impiegati, delle geometrie e delle condizioni di interfaccia si è deciso di realizzare delle mappe di confronto basate sui parametri prestazionali quali l'efficienza energetica (η), la Specific Energy Absorption (S.E.A), y ed il costo.

Si specifica che la voce prevalente del costo totale del componente è legata al costo della schiuma in relazione all'elevato costo del precursore necessario alla sua realizzazione. I costi energetici non sono stati inseriti nella determinazione del costo totale in quanto a regime produttivo sono trascurabili rispetto al costo delle materie prime.

Osservando Figura 7.1 si può notare come a parità di S.E.A il riempimento in schiuma comporti un incremento dell'efficienza energetica, vale a dire avvicinare il componente alla condizione di assorbitore ideale. Si può notare inoltre come l'inserimento della schiuma nei tubi quadri posizionati di piatto comporti un incremento maggiore dell'efficienza rispetto alle altre configurazioni considerate. Considerando anche il costo totale (Figura 7.2) si nota come la configurazione migliore fra quelle considerate sia quella con geometria tonda di diametro 27 mm e spessore 2.5 mm in acciaio al carbonio riempita per schiumatura diretta.

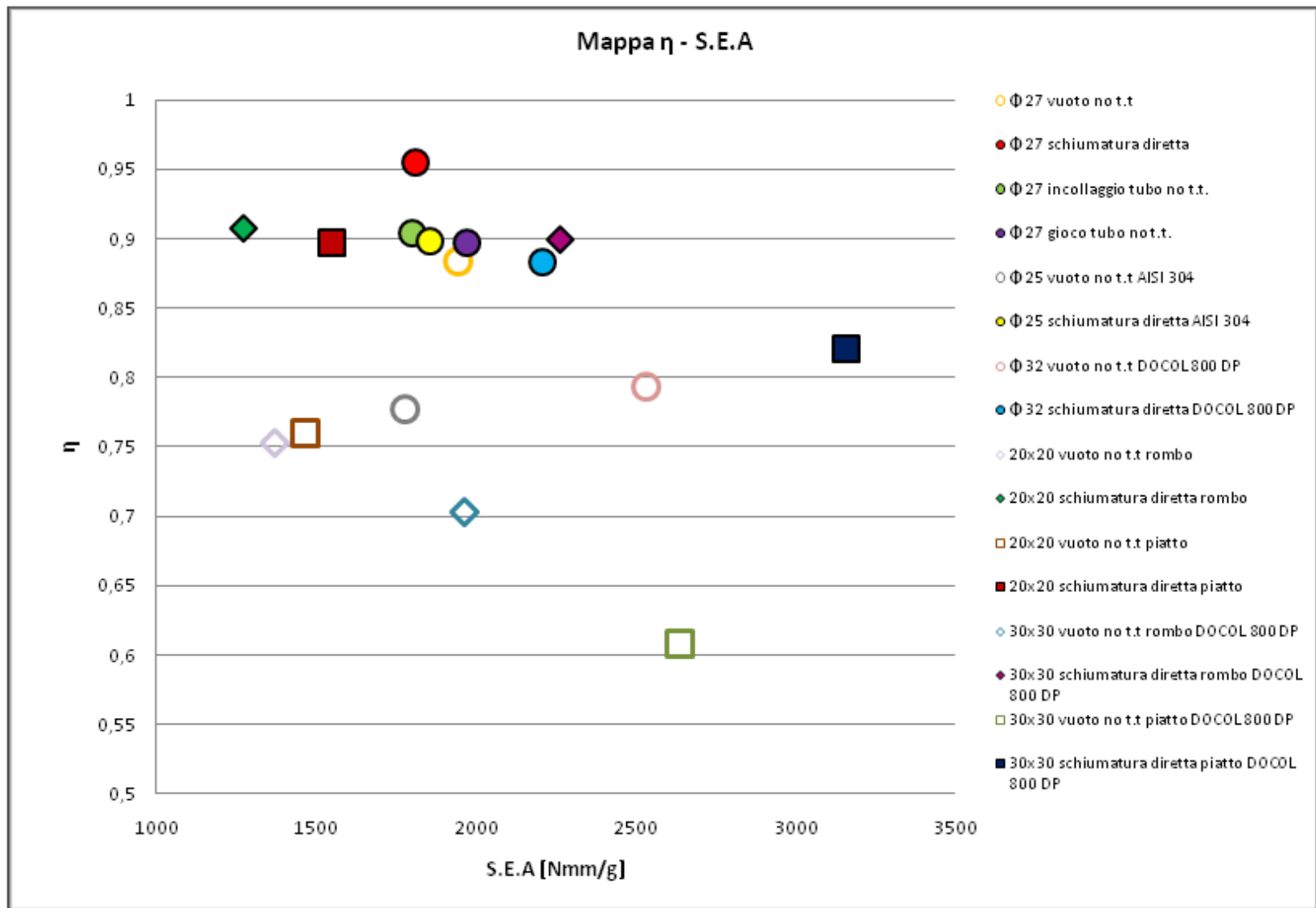


Figura 7.1: Mappa η – S.E.A..

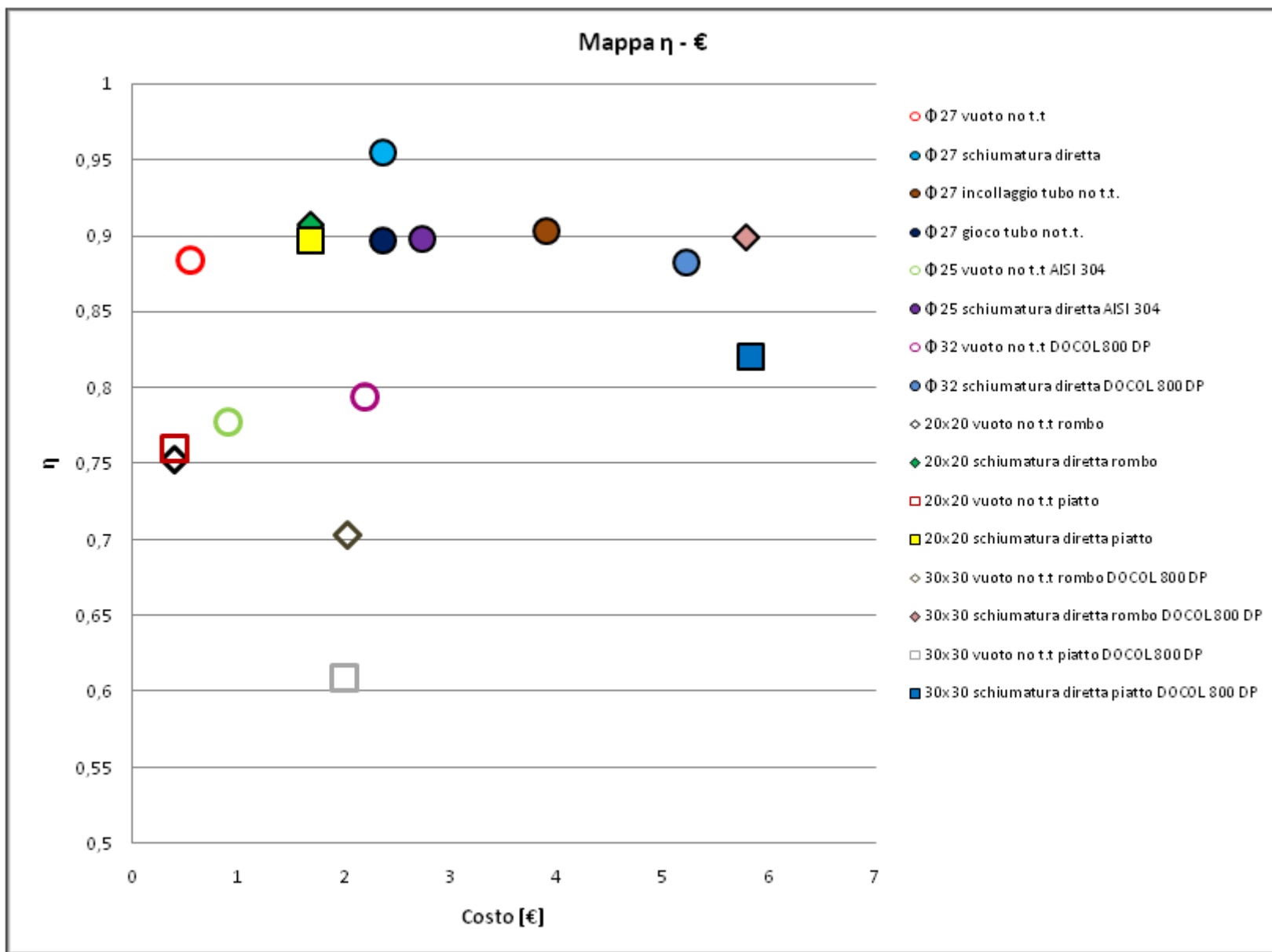


Figura 7.2: Mappa η - €.

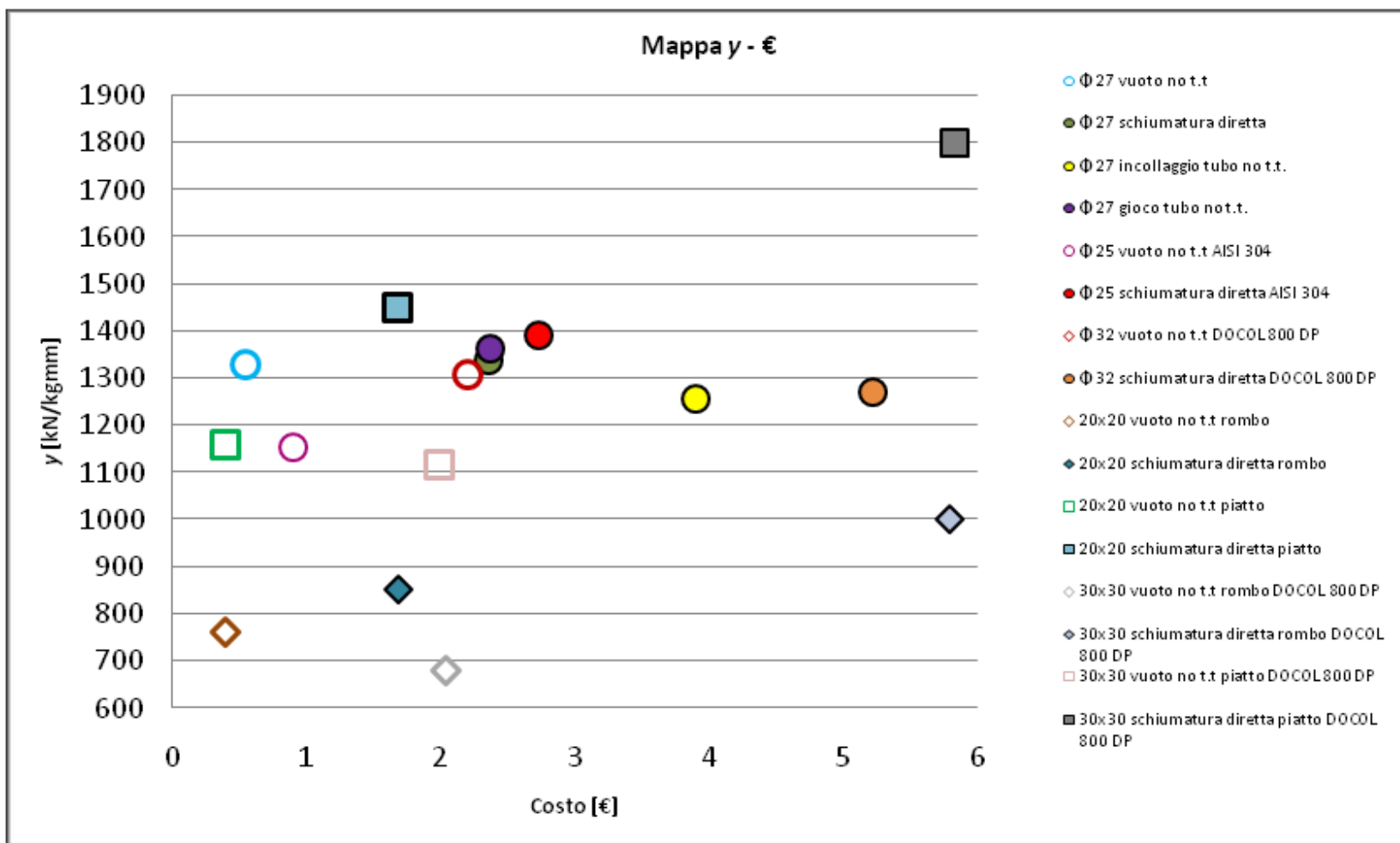


Figura 7.3: Mappa y - €.

Dal punto di vista del parametro y la configurazione migliore risulta essere quella con tubo quadro 30x30 mm spessore 1,5 mm in DOCOL 800 DP posizionato di piatto, nonostante il costo circa triplicato rispetto alla stessa configurazione vuota. È inoltre possibile notare come per la geometria quadra i benefici in termini di parametro y siano decisamente più evidenti rispetto alla geometria tonda. Si vede infatti come per la geometria tonda di diametro 27 mm e spessore 2.5 mm in acciaio al carbonio la differenza del parametro sia praticamente nulla in seguito al riempimento a fronte di un aumento di almeno quattro volte del costo del componente e di conseguenza non conveniente dal punto di vista di una possibile produzione industriale.

Ai fini produttivi dunque, la configurazione che rappresenta il miglior compromesso in termini di prestazioni-costo risulta essere quella con tubo quadro 20x20 mm spessore 2 mm posizionata di piatto in acciaio al carbonio riempita tramite processo di schiumatura diretta. Tale soluzione risulta essere convincente dal punto di vista della sicurezza passiva considerando l'andamento crescente del carico all'aumentare della deformazione. Tuttavia, in termini prestazionali, sarà interessante valutare in futuro il riempimento con gioco delle geometrie quadre considerando i materiali trattati nel corso della tesi.

Per quanto riguarda gli sviluppi futuri, inoltre, interessante è la strada del riempimento parziale della sezione combinata con una ottimizzazione degli spessori dei tubolari utilizzati al fine di ridurre la massa in gioco e conseguentemente i costi delle materie prime. Tuttavia il riempimento deve essere a tutta lunghezza della barra in quanto non si può prevedere a priori il punto dell'impatto.

In particolare potrebbe essere interessante valutare in termini produttivi ed economici l'utilizzo dei seguenti riempimenti parziali:

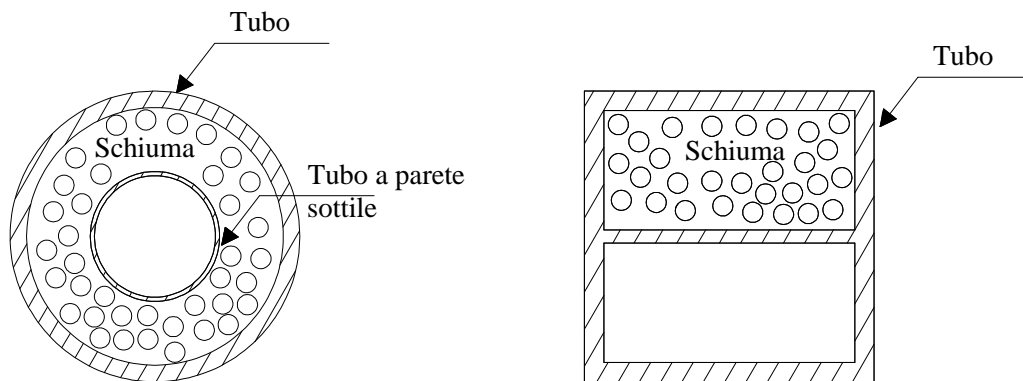


Figura 7.4: Esempi di riempimento parziale.

Si fa notare come la direzione di applicazione del carico per la sezione quadra rappresentata nella precedente figura sia verticale dall'alto.

Altra soluzione interessante da verificare sarebbe una sezione tipo hat magari ottenuta per idroformatura riempita con gioco della schiuma all'interno della sezione e chiusa mediante lamiera a spessore superiore rispetto a quello del profilo.

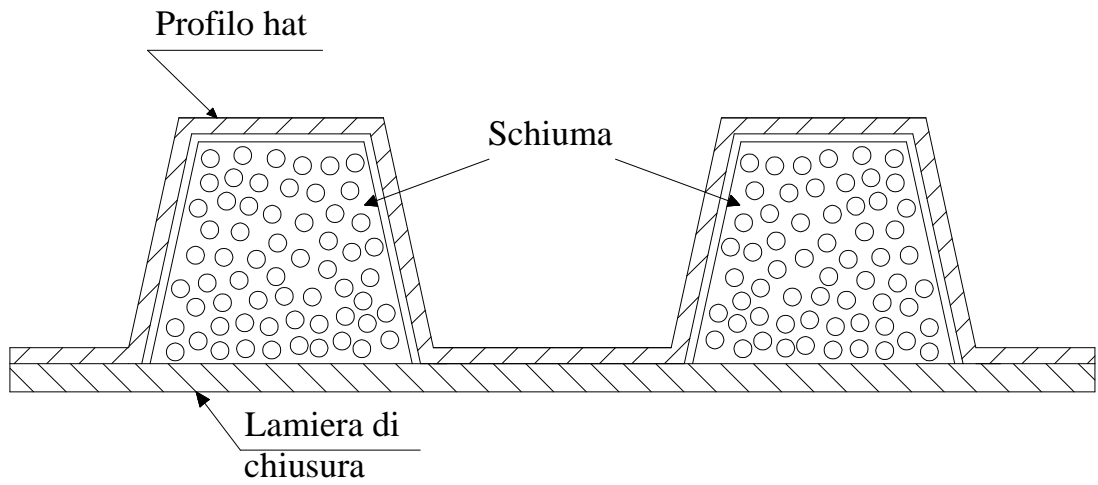


Figura 7.5: Profilo hat riempito.

Anche in questo caso con carico applicato in maniera verticale dall'alto.

Appendici

Appendice 1:

Modello impulsivo e di seconda approssimazione per la descrizione di urti laterali

Dal punto di vista matematico il modo più semplice per descrivere un fenomeno di collisione è quello di trattare l'urto come un fenomeno impulsivo, ipotizzando cioè che il tempo durante il quale due veicoli restano in contatto (tipicamente dell'ordine di 0,1 s) sia infinitesimo e le forze scambiate siano infinitamente grandi. Le forze in gioco possono quindi essere rappresentate mediante una funzione impulso di Dirac e lo studio è basato sul teorema della quantità di moto, secondo il quale la variazione della quantità di moto dei veicoli è uguale all'impulso delle forze che essi si scambiano.

$$\begin{cases} m_A \cdot \dot{x}_{A1} + m_B \cdot \dot{x}_{B1} = m_A \cdot \dot{x}_{A2} + m_B \cdot \dot{x}_{B2} \\ m_A \cdot \dot{y}_{A1} + m_B \cdot \dot{y}_{B1} = m_A \cdot \dot{y}_{A2} + m_B \cdot \dot{y}_{B2} \end{cases}$$

Dato che le forze che i veicoli scambiano durante l'urto sono maggiori, di alcuni ordini di grandezza, rispetto alle altre forze agenti su essi, tale approccio è giustificato.

Si consideri un urto laterale in cui le velocità dei baricentri siano perpendicolari l'una all'altra, come mostrato in figura 4, se prima dell'urto le velocità angolari dei veicoli sono nulle si possono scrivere le seguenti uguaglianze riguardanti le componenti di velocità:

$$\begin{aligned} \dot{y}_{A1} = \dot{x}_{B1} = \omega_A = \omega_B &= 0 \\ \dot{x}_{A1} &= V_A \\ \dot{y}_{B1} &= V_B \\ V_{R\perp 1} &= -V_A \\ V_{R\parallel 1} &= V_B \end{aligned}$$

Infine si può definire la componente dell'impulso in direzione perpendicolare alla superficie d'urto come:

$$I_X = -V_A \cdot \frac{1 + e^*}{a - \lambda \cdot b}$$

dove:

- e^* rappresenta il coefficiente di restituzione definito come rapporto tra le velocità relative perpendicolari dei veicoli dopo l'urto

$$e^* = -\frac{V_{R\perp 2}}{V_{R\perp 1}};$$

- λ rappresenta il coefficiente di attrito relativo alla zona di contatto tra i veicoli, è di segno negativo se sia V_A che V_B sono positive;
- a, b sono opportuni coefficienti e valgono rispettivamente:

$$a = \frac{1}{m_A} + \frac{1}{m_B} + \frac{y_A^2}{J_A} + \frac{y_B^2}{J_B}$$

$$b = \frac{x_A \cdot y_A}{J_A} + \frac{x_B \cdot y_B}{J_B}$$

Si fa notare come la presenza del coefficiente di restituzione così definito sia imputabile al teorema della quantità di moto ed a un tipo di urto perfettamente elastico [1].

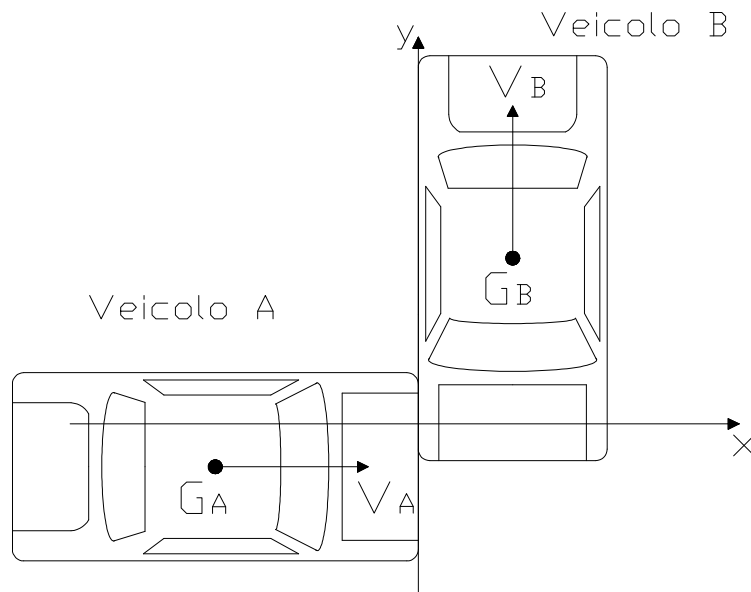


Figura A1.1: Schema urto laterale

Le espressioni delle velocità dopo l'urto risultano pertanto:

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{x}_{A2} = V_A \cdot \left[1 - \frac{1+e^*}{m_A \cdot (a - \lambda \cdot b)} \right] \\ \dot{y}_{A2} = -V_A \cdot \lambda \cdot \frac{1+e^*}{m_A \cdot (a - \lambda \cdot b)} \\ \omega_{A2} = -(y_A - \lambda \cdot x_A) \cdot \frac{(1+e^*)}{J_A \cdot (a - \lambda \cdot b)} \end{array} \right.$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{x}_{B2} = V_A \cdot \left[\frac{1+e^*}{m_B \cdot (a - \lambda \cdot b)} \right] \\ \dot{y}_{B2} = V_B + V_A \cdot \lambda \cdot \frac{1+e^*}{m_A \cdot (a - \lambda \cdot b)} \\ \omega_{B2} = (y_B - \lambda \cdot x_B) \cdot \frac{(1+e^*)}{J_A \cdot (a - \lambda \cdot b)} \end{array} \right.$$

Il modello di seconda approssimazione consente, a differenza del modello impulsivo, di studiare l'andamento della forza scambiata tra i veicoli tramite una legge $F(t)$ che rispetti le più importanti caratteristiche effettive del veicolo, delle velocità e delle accelerazioni tra l'istante iniziale e finale dell'urto in quanto il fenomeno ha una durata propria seppur limitata.

La forza è legata all'accelerazione del veicolo in modo complesso, dato che la sua configurazione cambia nel tempo e che ciascun punto del veicolo ha una sua accelerazione. Tuttavia il veicolo può essere considerato un corpo rigido, tranne che per la parte soggetta a schiacciamento, e la posizione del suo baricentro può essere considerata fissa alla parte indeformata. L'accelerazione può quindi essere calcolata direttamente dalla forza $F(t)$ e dall'accelerazione possono essere calcolate senza difficoltà velocità e schiacciamento del veicolo.

La legge di approssimazione dell'accelerazione è definita come:

$$a = \tau \cdot (1 - \tau)^\beta \cdot \frac{c \cdot V_1}{t_2}$$

dove t_2 è la durata dell'urto, $\tau = t/t_2$ è il tempo dimensionale ($0 \leq \tau \leq 1$), c e β sono costanti adimensionali.

Integrando l'espressione dell'accelerazione si ottiene l'espressione della velocità:

$$V = -c \cdot V_1 \cdot \left[\frac{(1 - \tau)^{\beta+1}}{\beta + 1} - \frac{(1 - \tau)^{\beta+2}}{\beta + 2} \right] + K$$

La costante di integrazione può essere calcolata sapendo che all'istante $t=0$ la velocità vale $V=V_1$:

$$K = V_1 \cdot \left[1 + \frac{c}{(\beta + 1) \cdot (\beta + 2)} \right]$$

Ricordando la definizione di coefficiente di restituzione data in precedenza si può calcolare il valore della costante c :

$$c = -(1 + e^*) \cdot (\beta + 1) \cdot (\beta + 2)$$

L'espressione finale della velocità risulta quindi:

$$V = V_1 \cdot \left\{ (1 + e^*) \cdot [1 + \tau \cdot (\beta + 1)] \cdot (1 - \tau)^{\beta+1} - e^* \right\}$$

Un'ulteriore integrazione consente di calcolare lo spostamento s :

$$s = V_1 \cdot t_2 \cdot \left\{ -(1 + e^*) \cdot \left[(1 - \tau)^{\beta+2} - \frac{\beta + 1}{\beta + 3} \cdot (1 - \tau)^{\beta+3} \right] - e^* \cdot \tau + K_1 \right\}$$

Se si assume che lo spostamento sia nullo al tempo $t=0$, s ha anche il significato di schiacciamento del veicolo. Tale osservazione permette di calcolare il valore della costante di integrazione K_1 :

$$K_1 = \frac{2 \cdot (1 + e^*)}{\beta + 3}$$

L'espressione finale dello schiacciamento risulta pertanto:

$$s = V_1 \cdot t_2 \cdot \left(\frac{1+e^*}{\beta+3} \cdot \left\{ 2 - (1-\tau)^{\beta+2} \cdot [2 + (\beta+1) \cdot \tau] \right\} - e^* \cdot \tau \right)$$

Lo schiacciamento al tempo $\tau = 1$ da direttamente lo schiacciamento permanente del veicolo s_2 :

$$s_2 = V_1 \cdot t_2 \cdot \left[\frac{2 \cdot (1+e^*)}{\beta+3} - e^* \right]$$

I parametri e^* e β che caratterizzano l'urto dipendono da molti fattori quali le caratteristiche strutturali del veicolo e dal tipo di urto.

Caratteristica fondamentale del veicolo, come già accennato nel paragrafo precedente, è la sua rigidità nel momento del contatto calcolabile mediante semplici considerazioni cinematiche:

$$K = \left(\frac{dF}{ds} \right)_{\tau=0} = m \cdot \left(\frac{da}{ds} \right)_{\tau=0} = m \cdot \left(\frac{da}{dt} \right)_{\tau=0} \cdot \left(\frac{ds}{dt} \right)_{\tau=0}^{-1} = \frac{m}{V_1} \cdot \left(\frac{da}{dt} \right)_{\tau=0}$$

Introducendo l'espressione dell'accelerazione determinata in precedenza si ottiene:

$$K = m \cdot \frac{(1+e^*) \cdot (\beta+1) \cdot (\beta+2)}{t_2^2}$$

Ipotizzando infine che la legge $F(s)$, ottenuta dall'espressione empirica di $F(t)$ data in precedenza, sia indipendente dalla velocità di deformazione ds/dt è possibile determinare il valore medio della forza scambiata tra i veicoli sfruttando il teorema della quantità di moto riportato nel paragrafo precedente come:

$$\bar{F} = m \cdot \frac{V_2 - V_1}{t_2} = -m \cdot \frac{V_1}{t_2} \cdot (1+e^*)$$

È così possibile approssimare la dipendenza del coefficiente di restituzione dalla forza media mediante un'espressione di tipo esponenziale:

$$e^* = e^{-\frac{\bar{F}}{K_r}}$$

dove K_r è il valore di $-\bar{F}$ al quale il coefficiente di restituzione assume il valore $1/e$ pari a 0.368 e viene detto modulo di resistenza all'urto [1].

Appendice 2:

Flessione retta in travi a sezione rettangolare: legame momento-curvatura.

Si consideri un materiale elasto-plastico con comportamento uniassiale simmetrico a trazione e compressione riportato nella parte sinistra della figura successiva, (σ_0 indica il limite di primo snervamento, superato il quale si generano deformazioni permanenti). Assumendo che tale curva rappresenti il comportamento della generica fibra longitudinale, ci si propone di descrivere il comportamento di una sezione simmetrica, puramente inflessa nel suo piano di simmetria. Si consideri a tal fine una sezione rettangolare.

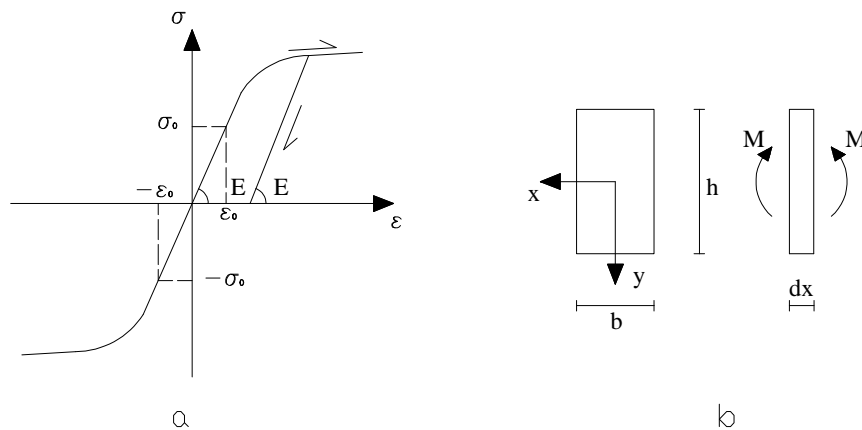


Figura A2.1: a) comportamento uniassiale, b) sezione rettangolare

Indipendentemente dal legame costitutivo, l'ipotesi cinematica alla base della teoria delle travi assicura che le deformazioni sono funzioni lineari di y . La simmetria della sezione rispetto all'asse z suggerisce inoltre che anche al di fuori del campo elastico le fibre di tale asse restino indeformate. La deformazione può quindi essere espressa come:

$$\epsilon = -y \cdot \frac{d\varphi}{dx} = \chi y$$

La massima deformazione si riscontra in corrispondenza delle fibre esterne e vale $\epsilon_{MAX} = (h/2) \cdot \chi$.

Si supponga ora di far crescere la curvatura χ da zero. Fintanto che risulta $|\epsilon_{MAX}| \leq \sigma_0/E$ la sezione si trova in campo elastico e il legame rappresentato nella figura precedente assicura che lo sforzo in ogni fibra è proporzionale a ϵ attraverso il modulo di Young, quindi:

$$\sigma = E \cdot \epsilon = E \cdot \chi \cdot y$$

In termini del solo momento flettente lo sforzo risulta pari a:

$$\sigma = \frac{M}{I} \cdot y$$

Confrontando le precedenti relazioni si ricava direttamente il legame elastico tra momento e curvatura:

$$M = E \cdot I \cdot \chi$$

La fase elastica termina quando lo sforzo nella fibra più sollecitata raggiunge il valore di snervamento ($\sigma_{MAX} = \sigma_0$). Per una sezione rettangolare il momento M_e e la curvatura χ_e al limite elastico risultano quindi:

$$M_e = W \cdot \sigma_0 = \frac{1}{6} \cdot b \cdot h^2 \cdot \sigma_0$$

$$\chi_e = \frac{M_e}{E \cdot I} = \frac{2}{h} \cdot \frac{\sigma_0}{E}$$

Se χ supera il valore elastico le fibre più distanti dal baricentro subiscono deformazioni plastiche e la sezione viene a trovarsi nella situazione illustrata nella figura seguente. Il confine tra il nucleo ancora elastico e la zona plastica (tratteggiata in figura a) si colloca a $y = \pm\lambda$, valore per cui si ha $|\varepsilon(\pm\lambda)| = \varepsilon_0$ (figura b). L'andamento dello sforzo conseguente al legame uniassiale è rappresentato in figura c.

$$\chi = \frac{\varepsilon_0}{\lambda} = \frac{\sigma_0}{E \cdot \lambda}$$

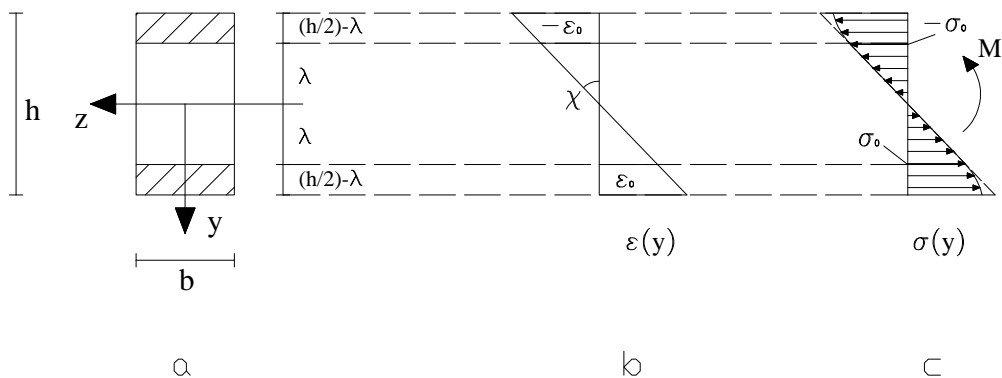


Figura A2.2:andamento delle deformazioni e dello sforzo nella sezione rettangolare

Il corrispondente valore di momento flettente si calcola per equilibrio; la distribuzione di sforzi rappresentata in figura c ha infatti risultante nulla ed equivale alla coppia:

$$M = \int_A y \cdot \sigma dA$$

L'espressione analitica della curva σ - ε può essere esplicitata in funzione di λ . Eliminando λ dalle precedenti equazioni si perviene al legame momento-curvatura per la sezione. Si ricaverà ora tale legame nel caso di comportamento idealmente elasto-plastico del materiale. Le fibre plastiche mantengono quindi uno stato di sforzo costante pari a σ_0 e la distribuzione delle tensioni di figura c viene sostituita da quella riportata nella figura successiva

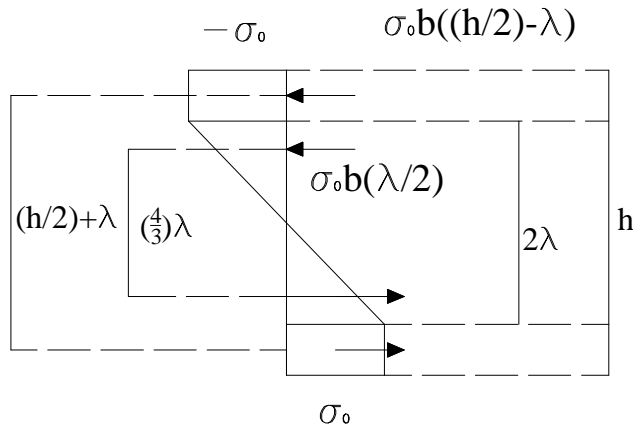


Figura A2.3: nuova distribuzione delle tensioni

Il momento risulta quindi:

$$M = \sigma_0 \cdot b \cdot \left(\frac{h}{2} - \lambda\right) \cdot \left(\frac{h}{2} + \lambda\right) + \sigma_0 \cdot b \cdot \frac{\lambda}{2} \cdot \frac{4}{3} \cdot \lambda = \frac{1}{6} \cdot b \cdot h^2 \cdot \sigma_0 \cdot \left(\frac{3}{2} - \frac{2 \cdot \lambda^2}{h^2}\right)$$

Inoltre:

$$\lambda = \frac{\sigma_0}{E} \cdot \frac{1}{\chi} = \frac{h}{2} \cdot \frac{\chi_e}{\chi}$$

Si perviene infine alla seguente espressione per il legame momento-curvatura in fase elasto-plastica:

$$M = M_e \cdot \left[\frac{3}{2} - \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\chi_e}{\chi}\right)^2 \right] \quad \chi \geq \chi_e.$$

Se la curvatura è pari alla curvatura elastica dall'equazione precedente si ricava che il momento è pari al momento elastico, per cui il comportamento elasto-plastico si raccorda a quello elastico. Per $\chi > \chi_e$ sono possibili incrementi di momento flettente, dovuti alla ridistribuzione degli sforzi permessa dalla duttilità del materiale. La capacità flessionale della sezione è tuttavia delimitata superiormente dal valore:

$$M_0 = \lim_{\chi \rightarrow \infty} M(\chi) = \frac{3}{2} \cdot M_e = \frac{1}{4} \cdot b \cdot h^2 \cdot \sigma_0$$

noto come *momento limite*. In una sezione rettangolare la risorsa plastica è quindi pari al 50%. In termini di sforzi al momento M_0 corrisponde ad una distribuzione costante pari a σ_0 sia a trazione che a compressione.

Appendice 3

Analisi evolutiva di travi idealmente elasto - plastiche

Le barre laterali anti-intrusione oggetto di questa tesi possono essere idealmente schematizzate come travi incastrate ad entrambe le estremità e soggette a carico. In questo paragrafo si considererà un carico uniformemente distribuito agente su tutta la lunghezza della trave in modo da schematizzare la collisione con la barriera deformabile MDB illustrata nel paragrafo 1.3.1.

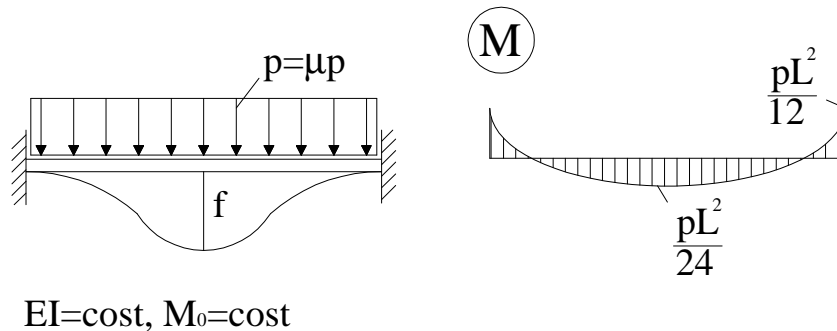


Figura A3.1: Schematizzazione barra laterale soggetta a collisione con barriera MDB.

Si vuole dunque analizzare la risposta della trave a sezione costante al crescere dell'intensità del carico trasversale, il cui valore base è assunto pari a $P_0 = M_0/L^2$. In campo elastico il diagramma dei momenti è quello riportato nella precedente figura, ottenuto mediante l'applicazione del principio dei lavori virtuali, i cui valori di picco si riscontrano negli incastrati dove risulta:

$$M_{inc} = -\frac{p \cdot L^2}{12} = -\mu \cdot \frac{p \cdot L^2}{12} = -\mu \cdot \frac{M_0}{12}$$

Dove μ rappresenta un moltiplicatore di cui si vuole determinare il valore che porta la struttura al collasso.

Sempre in campo elastico, lo spostamento in mezzera vale:

$$f = v\left(\frac{L}{2}\right) = \frac{1}{384} \cdot \frac{p \cdot L^4}{E \cdot I} = \frac{\mu}{384} \cdot \frac{M_0 \cdot L^2}{E \cdot I}$$

Per l'ipotesi di cerniera plastica, discussa nel paragrafo precedente, la trave si mantiene elastica fino al raggiungimento del momento limite nella sezione più sollecitata, ossia nei due incastrati. Imponendo $M_{inc} = -M_0$ dalla prima equazione si ottiene per il *moltiplicatore al limite elastico* μ_E il valore:

$$\mu_E = 12 \rightarrow p_E = 12 \cdot \frac{M_0}{L^2}$$

Cui corrisponde la freccia:

$$f_E = \frac{M_0 \cdot L^2}{32 \cdot E \cdot I}$$

A questo punto le sezioni di incastro rifiutano incrementi di momento. Esse però consentono rotazioni a momento costante e quindi una redistribuzione delle azioni interne. La situazione relativa a $\mu > \mu_E$ è visualizzata in Figura A3.2.

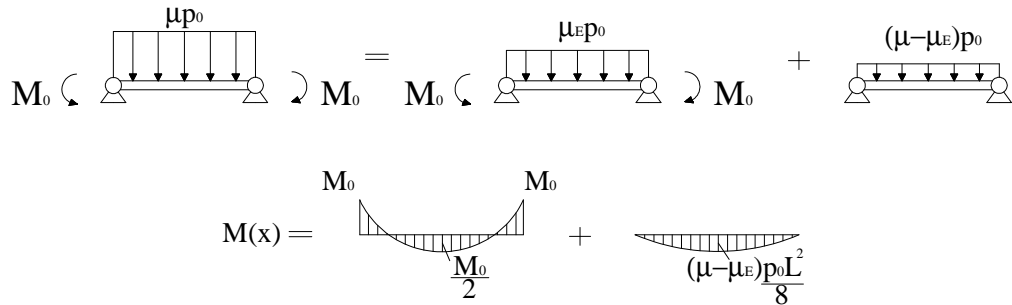


Figura A3.2: Ridistribuzione delle azioni interne.

Il carico può essere incrementato fino a che non viene raggiunto il momento limite in un'altra sezione, nella fattispecie in mezzeria. Ciò avviene per il valore s del moltiplicatore definito dalla condizione

$$M_0 = M\left(\frac{L}{2}\right) = \frac{M_0}{2} + (s - \mu_E) \cdot \frac{p_0 \cdot L^2}{8} = \frac{M_0}{2} + (s - 12) \cdot \frac{M_0}{8}$$

da cui si ottiene:

$$s = 16 \rightarrow p_L = 16 \cdot \frac{M_0}{L^2}$$

L'incremento di freccia può essere calcolato elasticamente, considerando la risposta della trave doppiamente incernierata sotto il carico $(s - \mu_E) \cdot p_0$ e risulta:

$$f_L - f_E = \frac{5}{384} \cdot (s - \mu_E) \cdot \frac{p_0 \cdot L^4}{E \cdot I}$$

Ricordando le precedenti equazioni:

$$f_L = \frac{1}{12} \cdot \frac{M_0 \cdot L^2}{E \cdot I}$$

Il moltiplicatore è stato indicato con s perché si è formato il meccanismo costituito dalle tre cerniere allineate che permette un atto di moto in quanto la struttura è ora diventata labile.

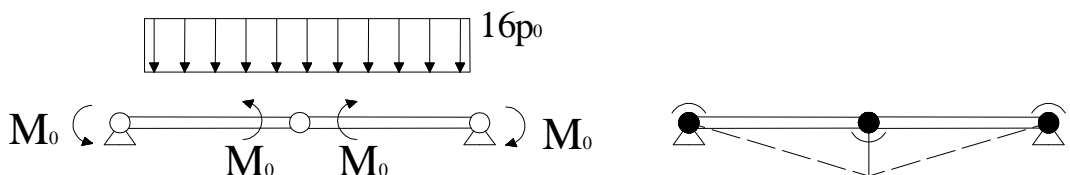


Figura A3.3: Meccanismo delle tre cerniere.

I momenti limite nelle cerniere consentono alla trave di equilibrare nella sua configurazione in deformata il carico sp_0 , ma non carichi più elevati. s rappresenta pertanto il *moltiplicatore di collasso* della struttura.

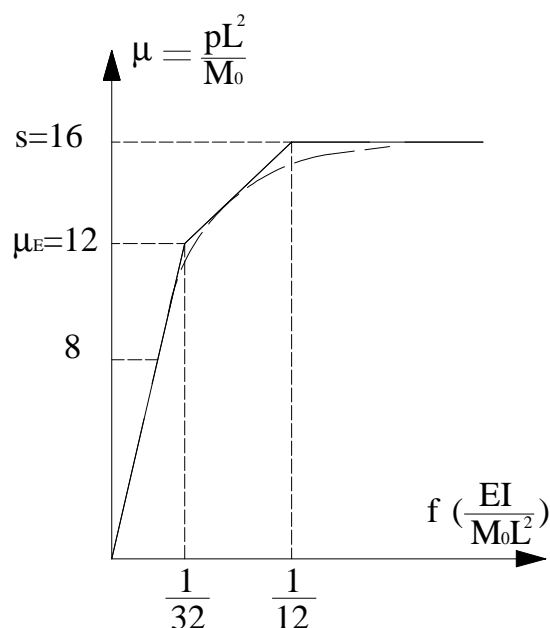


Figura A3.4: Risposta della trave.

La risposta della trave è sintetizzata dalla spezzata a tratto pieno riportata in Figura A3.4. Rispetto al limite elastico, la capacità portante è aumentata del 33%. L'incremento è dovuto all'iperstaticità della struttura, che permette una ridistribuzione dei momenti nel rispetto dell'equilibrio, possibilità che la duttilità del materiale consente effettivamente di sfruttare. Il pianerottolo per $\mu = s$ indica che, nell'ipotesi di piccoli spostamenti, al meccanismo sono associati incrementi di freccia di entità arbitraria sotto carico costante. La trave possiede in realtà ulteriori risorse, dovute alle azioni di membrana che si instaurano nella fase di post-collasso, che tuttavia solo per spostamenti non piccoli concorrono ad equilibrare i carichi trasversali.

Un'analisi che tenesse conto dell'effettivo diagramma momento-curvatura della sezione, porterebbe al risultato qualitativamente rappresentato dalla curva tratteggiata di Figura A3.4: il limite elastico verrebbe raggiunto per $M_{inc} = -M_e$ (nel caso di sezione rettangolare per $\mu = 8$); gli spostamenti anelastici risulterebbero maggiori, ma in modo significativo solo in prossimità del collasso mentre il valore di s si manterrebbe inalterato. Benché drastica l'ipotesi di cerniera plastica risulta quindi adeguata a rappresentare le caratteristiche essenziali della risposta della trave.

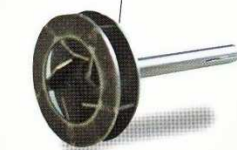
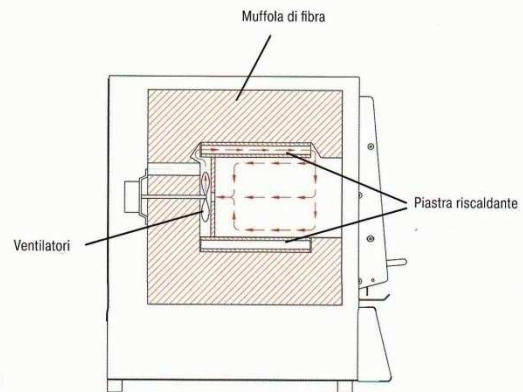
Appendice 4:

Caratteristiche tecniche del forno Nabertherm LT 9/11 HA

Forni a muffola LT 5/11HA - LT 15/11HA con convezione integrata



LT 5/11HA con convezione integrata



Ventilatore nella parete posteriore del forno



Selettore-limitatore della temperatura

LT 5/11HA - LT 15/11HA

I forni a muffola LT 5/11HA - LT 15/11HA con convezione integrata offrono una distribuzione ottimale del calore nel vano forno e una diffusione di quest'ultimo mediante il caricamento. Questo effetto vantaggioso aumenta non solo la precisione dei risultati del vostro lavoro, ma rappresenta anche un vero e proprio fattore di qualità, in particolare quando è necessario mantenere una temperatura costante per valori di temperatura bassi.

- Temperatura massima 1100 °C
- Riscaldamento da due lati con piastre riscaldanti in ceramica
- Piastre riscaldanti in ceramica per resistenze elettriche a filo integrate, protezione da schizzi e dai gas combustivi facili da sostituire
- Modulo in fibra sottovuoto, temprato e ad alta resistenza
- Corpo in lamiera strutturale d'acciaio legato di tipo inossidabile
- Corpo a doppia parete a bassa dispersione termica per maggiore stabilità
- Con porta ad apertura parallela (LT), in modo che il lato caldo si allontani dall'operatore
- Apertura per l'aria di scarico sulla parete posteriore del forno
- Riscaldamento silenzioso con relè a semiconduttore
- Mantici per la circolazione dell'aria per una migliore diffusione e distribuzione del calore, in particolare durante il riscaldamento e il raffreddamento
- Per la descrizione della regolazione vedi pagina 54

Dotazione aggiuntiva

- Camino di scarico, camino di scarico con ventilatore o catalizzatore
- Selettore-limitatore della temperatura con temperatura di sicurezza regolabile per la classe di protezione termica 2 in base alla normativa EN 60519-2 per proteggere il forno e i prodotti da temperature eccessive
- Per ulteriori accessori vedi pagina 13

Modello	Temp. max °C	Dimensioni interne in mm			Volume in L	Dimensioni esterne in mm			Potenza (valore/kW)	Allacciamento elettrico*	Peso in kg	Minuti per temp max
		Largh.	Prof.	h		LARGH.	PROF.	H¹				
LT 5/11HA	1100	200	160	130	5	440	470	520+220	2,4	monofase	36	60
LT 9/11HA	1100	230	230	170	9	480	550	570+290	3,0	monofase	46	60
LT 15/11HA	1100	230	330	170	15	480	650	570+290	3,6	monofase	56	75

¹Include porta ad apertura parallela aperta

*Per le indicazioni sulla tensione di alimentazione vedi pagina 54

Appendice 5:

Caratteristiche tecniche dell'adesivo Loctite Hysol 9464

Technical Data Sheet

Hysol®

Hysol® 9464™

May 2006

PRODUCT DESCRIPTION

Hysol® 9464™ provides the following product characteristics:

Technology	Epoxy
Chemical Type (Resin)	Epoxy
Chemical Type (Hardener)	Amine
Appearance (Resin)	White opaque paste
Appearance (Hardener)	Black opaque paste
Appearance (Mixed)	Gray opaque paste
Viscosity	Thixotropic
Components	Two part - Resin & Hardener
Mix Ratio, by volume - Resin : Hardener	1 : 1
Mix Ratio, by weight - Resin : Hardener	100 : 100
Cure	Room temperature cure after mixing
Application	Bonding
Maximum Gap	3.0 mm
Specific Benefit	<ul style="list-style-type: none"> Shortened pot life Fast handling strength Non-sag slump resistance Easy to mix and use Good tensile shear strength Good peel strength Heat accelerated cure
Key Substrates	Metals, Phenolic plastics, Polyester, Hard boards & forestry products, Ceramics, Rubbers, Masonry materials and other construction materials

Hysol® 9464™ is a faster cure version of Hysol® 9461™. The fixture time and pot life are reduced by approximately 50% while maintaining most of the performance of Hysol® 9461™.

TYPICAL PROPERTIES OF UNCURED MATERIAL

Resin Properties

Specific Gravity @ 25 °C	1.35
Viscosity, DIN 54453, mPa·s (cP):	
Shear rate 10 s ⁻¹	137,600
Shear rate 100 s ⁻¹	40,360
Thixotropic Index	2
Flash Point - See MSDS	

Hardener Properties

Specific Gravity @ 25 °C	1.31
Viscosity, DIN 54453, mPa·s (cP):	
Shear rate 10 s ⁻¹	55,300
Shear rate 100 s ⁻¹	34,830
Thixotropic Index	1.5
Flash Point - See MSDS	

Mixed Properties

Pot Life @ 22 °C, minutes:	
100 g mass	15 to 20

TYPICAL CURING PERFORMANCE

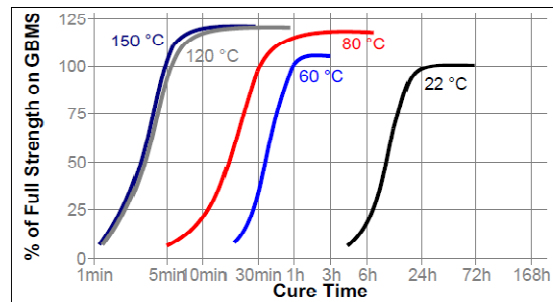
Fixture Time

Fixture time is defined as the time to develop a shear strength of 0.1 N/mm².

Fixture Time, mixed, @ 22 °C, minutes 180

Cure Speed vs. Time/Temperature

Hysol® 9464™ will achieve handling strength in 3 to 4 hours at room temperature (note: this can vary with different bond configurations and ambient temperatures). Elevated temperatures may be used to accelerate the cure. The following graph indicates development of shear strength on mild steel (grit blasted) lapshears as a function of time and temperature tested according to ISO 4587.



TYPICAL PROPERTIES OF CURED MATERIAL

Cured for 7 days @ 22 °C, 1.2 mm thick samples.

Physical Properties:

Shore Hardness, ISO 868, Durometer D 80

TYPICAL PERFORMANCE OF CURED MATERIAL

Adhesive Properties

Cured for 7 days @ 22 °C

Lap Shear Strength, ISO 4587:

Mild steel (grit blasted)	N/mm ² 22 (psi) (3,200)
Aluminum (abraded) (Silicon Carbide Paper, A166 grt, P400A grade)	N/mm ² 18 (psi) (2,600)
Aluminum (etched in acidic ferric sulphate)	N/mm ² 22 (psi) (3,200)
Stainless steel	N/mm ² 18 (psi) (2,600)
Brass	N/mm ² 9 (psi) (1,300)
Zinc dichromate	N/mm ² 15 (psi) (2,200)
Galvanized Steel (Hot Dipped)	N/mm ² 20 (psi) (2,900)

Henkel Technologies

Polycarbonate	N/mm ² (psi)	3.8 (550)
ABS	N/mm ² (psi)	4.8 (700)
GRP (Polyester resin matrix)	N/mm ² (psi)	4.7 (680)
180° Peel Strength, ISO 8510-2:		
Mild steel (grit blasted)	N/mm (lb/in)	10.5 (60)
Aluminum (acid etched)	N/mm (lb/in)	7 (40)
IZOD Impact Resistance, ISO 9653 J/m ² :		
Grit Blasted Mild Steel		9.6

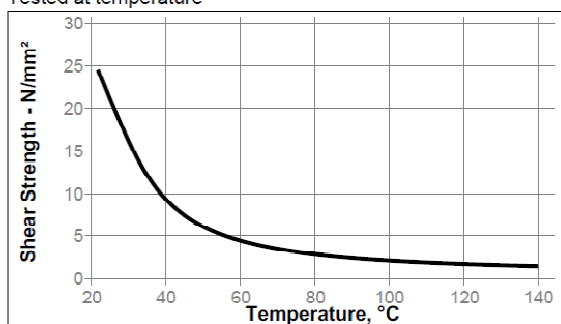
TYPICAL ENVIRONMENTAL RESISTANCE

Cured for 7 days @ 22 °C

Lap Shear Strength, ISO 4587:
Mild Steel (grit blasted)

Hot Strength

Tested at temperature



Heat Aging

Stored at temperatures indicated and tested at 22°C.

Temperature	% Initial strength retained after		
	500 h	1,000 h	3,000 h
50 °C	150	115	140
80 °C	130	125	145
100 °C	125	130	135
120 °C	130	135	135
150 °C	150	140	140

Chemical/Solvent Resistance

Immersion in conditions indicated and tested at 22 °C.

Environment	°C	% of initial strength		
		500 h	1000 h	3000 h
Motor oil	22	100	100	100
Unleaded gasoline	22	95	75	60
50 % Water Glycol	87	60	60	50
4% Sodium Hydroxide / Water	22	50	55	50
98% RH	40	65	50	45
Water	60	70	65	65
Water	90	70	65	60
Acetone	22	85	35	15
Acetic Acid, 10%	22	80	70	45
7.5% Salt water solution	22	90	85	80

GENERAL INFORMATION

This product is not recommended for use in pure oxygen and/or oxygen rich systems and should not be selected as a sealant for chlorine or other strong oxidizing materials.

For safe handling information on this product, consult the Material Safety Data Sheet, (MSDS).

Where aqueous washing systems are used to clean the surfaces before bonding, it is important to check for compatibility of the washing solution with the adhesive. In some cases these aqueous washes can affect the cure and performance of the adhesive.

Directions for use

- For best performance surfaces for bonding should be clean, dry and free of grease. For high strength structural bonds, special surface treatments can increase the bond strength and durability.
- To use, resin and hardener must be blended. Product can be applied directly from dual cartridges by dispensing through the mixer head supplied. Discard the first 3 to 5 cm of bead dispensed. Using bulk containers, mix thoroughly by weight or volume in the proportions specified in the Product Description Matrix. For hand mixing, weigh or measure out the desired amount of resin and hardener and mix thoroughly. Mix approximately 15 seconds after uniform color is obtained.
- It is recommended that this product is not mixed and cured in bulk quantities of greater than 1 kg as excessive heat build-up can occur. Mixing smaller quantities will minimize the heat build-up.
- Apply the adhesive as quickly as possible after mixing to one surface to be joined. For maximum bond strength apply adhesive evenly to both surfaces. Parts should be assembled immediately after mixed adhesive has been applied.
- For working life please see section 'Typical Properties of Uncured Material'. Higher temperatures and larger quantities will shorten this working time.
- Keep the assembled parts from moving during cure. The joint should be allowed to develop full strength before subjecting to any service loads.
- Excess uncured adhesive can be wiped away with organic solvent (e.g. Acetone).

8. After use and before adhesive hardens, mixing and application equipment should be cleaned with hot soapy water.

Not for product specifications

The technical data contained herein are intended as reference only. Please contact your local quality department for assistance and recommendations on specifications for this product.

Storage

Store product in the unopened container in a dry location. Storage information may be indicated on the product container labeling.

Optimal Storage: 8 °C to 21 °C. Storage below 8 °C or greater than 28 °C can adversely affect product properties. Material removed from containers may be contaminated during use. Do not return product to the original container. Henkel Corporation cannot assume responsibility for product which has been contaminated or stored under conditions other than those previously indicated. If additional information is required, please contact your local Technical Service Center or Customer Service Representative.

Conversions

$(^{\circ}\text{C} \times 1.8) + 32 = ^{\circ}\text{F}$
 $\text{kV/mm} \times 25.4 = \text{V/mil}$
 $\text{mm} / 25.4 = \text{inches}$
 $\text{N} \times 0.225 = \text{lb}$
 $\text{N/mm} \times 5.71 = \text{lb/in}$
 $\text{N/mm}^2 \times 145 = \text{psi}$
 $\text{MPa} \times 145 = \text{psi}$
 $\text{N}\cdot\text{m} \times 8.851 = \text{lb}\cdot\text{in}$
 $\text{N}\cdot\text{m} \times 0.738 = \text{lb}\cdot\text{ft}$
 $\text{N}\cdot\text{mm} \times 0.142 = \text{oz}\cdot\text{in}$
 $\text{mPa}\cdot\text{s} = \text{cP}$

Note

The data contained herein are furnished for information only and are believed to be reliable. We cannot assume responsibility for the results obtained by others over whose methods we have no control. It is the user's responsibility to determine suitability for the user's purpose of any production methods mentioned herein and to adopt such precautions as may be advisable for the protection of property and of persons against any hazards that may be involved in the handling and use thereof. In light of the foregoing, **Henkel Corporation specifically disclaims all warranties expressed or implied, including warranties of merchantability or fitness for a particular purpose, arising from sale or use of Henkel Corporation's products. Henkel Corporation specifically disclaims any liability for consequential or incidental damages of any kind, including lost profits.** The discussion herein of various processes or compositions is not to be interpreted as representation that they are free from domination of patents owned by others or as a license under any Henkel Corporation patents that may cover such processes or compositions. We recommend that each prospective user test his proposed application before repetitive use, using this data as a guide. This product may be covered by one or more United States or foreign patents or patent applications.

Trademark usage

Except as otherwise noted, all trademarks in this document are trademarks of Henkel Corporation in the U.S. and elsewhere. [®] denotes a trademark registered in the U.S. Patent and Trademark Office.

Reference 1.0

Appendice 6:

Codice MATLAB per l'esecuzione delle medie dei dati provenienti dalle prove di compressione

```
function [epsilon_new,sigma_mediata,A]=media_prove_sperimentali(passo)
%[epsilon_new,sigma_mediata,A]=media_prove_sperimentali(0.0001);
%clear all
close all
clc
epsilon=[];
epsilon_new=[];
sigma=[];
sigma_new=[];
[nomefile percorso]=uigetfile('*.txt','Scegli i files da
caricare','MultiSelect','on'); %Scelgo i files da caricare
cd(percorso)
if ~iscell(nomefile)
    nomefile={nomefile};
end
ll=[];
epsmin=[];
for kj=1:length(nomefile)
    a=load([percorso char(nomefile(:,kj))]);
    ll=[ll length(a)];
    epsmin=[epsmin max(a(:,2))];
end
[minl,posminl]=min(ll);
epsmin=min(epsmin);
epsilon_new=[0:passo:epsmin];
for ii=1:length(nomefile)
    a=load([percorso char(nomefile(:,ii))]);
    epsilon=a(:,2);
    for kk=1:length(epsilon)-1
        if epsilon(kk+1)-epsilon(kk)==0
            epsilon(kk+1)= epsilon(kk+1)+1*10^(-16);
            disp(['il valore numero:',num2str(kk+1),' del file numero
',num2str(ii),' è stato modificato!'])
        end
    end
    sigma=a(:,1);
    sigma_new(ii,:)=interp1(epsilon,sigma,epsilon_new,'spline');
    figure,plot(epsilon,sigma),hold on,
    plot(epsilon_new,sigma_new(ii,:), 'r'),legend('Original','Interpolated'),
    title(nomefile(ii)),xlabel('epsilon %'), ylabel('Sforzo [MPa]')
end
sigma_mediata=mean(sigma_new);
figure,plot(epsilon_new,sigma_mediata,'LineWidth',3),hold
on,plot(epsilon_new,sigma_new),
title('Curva media'),grid on, xlabel('epsilon %'), ylabel('Sforzo [MPa]')
A=[(sigma_mediata);(epsilon_new)];
save 'segnale_mediato.txt' A -ASCII
```

La parte iniziale del codice permette di caricare tutti i segnali che si intendono utilizzare per il calcolo del comportamento medio. Successivamente, con il primo ciclo `for` viene individuata la deformazione percentuale minima tra tutti i dati sulla quale effettuare la scala del vettore delle ascisse interpolanti. Il terzo ciclo `for` innestato nel secondo rende i dati in ingresso compatibili con l'esecuzione del comando `interp1` utilizzato per l'interpolazione (sostanzialmente rende differenti due dati in ingresso aventi la stessa deformazione). I dati interpolati vengono quindi allocati in una matrice che viene infine mediata per colonne ottenendo il comportamento medio cercato.

Bibliografia

- [1] Giancarlo Genta. *Meccanica dell'autoveicolo. Collana di progettazione e costruzione delle macchine*. Leprotto&Bella 1993.
- [2] Ashwin Sheshadri. *Design and analysis of a composite beam for side-impact protection of occupants in a sedan*. Thesis 2002.
- [3] Dante Bigi. *La sicurezza passiva dell'autoveicolo*. Egaf Edizioni 2004.
- [4] Wang Dazhi, Dong Guang, Zhang Jinhuan, Huang Shilin. *Car side structure crashworthiness in pole and moving deformable barrier side impacts*. Tsinghua Science 2006.
- [5] EUROPEAN NEW CAR ASSESSMENT PROGRAMME (Euro NCAP) Side impact testing protocol. 2004.
- [6] EUROPEAN NEW CAR ASSESSMENT PROGRAMME (Euro NCAP) Pole side impact testing protocol. 2004.
- [7] Andrea Calonghi. *Alternative design of front door side impact beam for Nissan Navara*. Cranfield University 2006
- [8] Leone Corradi dell'Acqua. *La valutazione della capacità portante*. Mc Graw-Hill libri Italia. 1994.
- [9] Wierzbicki, T., Recke, L., Abramowicz, W., Gholami, T., Huang, J.: *Stress profile in thin-walled prismatic columns subjected to crush loading-ii, bending*. Computers & Structures 51, 625-641 (1994).
- [10] Santosa, S.: *Crashworthiness analysis of ultralight metal structures*. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1999.
- [11] W. Chen, T. Wierzbicki and S. Santosa, Cambridge, Massachusetts: *Bending collapse of thin-walled beams with ultralight filler: numerical simulation and weight optimization*. Acta Mechanica 153, 183-206 (2002).
- [12] Salvatore Iannace, Letizia Verdolotti, Stefano Colini. *La storia dei materiali cellulari nell'ingegneria*. 2008.
- [13] Ashby. *Metal foams: A design guide*. 2000.
- [14] J. Baumeister, J. Banhart, M. Weber. *Aluminium foams for transport industry*. Materials & Design, Vol. 18, 1997.
- [15] S.W. Youn, C.G. Kang. *Evaluation of Mechanical Properties of Porous 6061 Alloys Fabricated by the Powder Compression and Induction Heating Process*. Metallurgical and material transactions 2004.
- [16] John Banhart, Denis Weaire: *On the road again: metal foams find favor*. Physics today (American institute of Physics) 2002.
- [17] Alessandro Bertocchi, Francesco Ludovico: *Un material innovativo: la schiuma metallica. Caratterizzazione ottimizzazione analisi FEM della lega AlSi10*. Politecnico di Milano 2007.
- [18] Manas Mukherjee. *Evolution of metal foams during solidification*. Thesis Universität Berlin. 2008.
- [19] Halbzeugherstellung durch kontinuierliches pulverstrangpressen.
www.nmfgmbh.de

- [20] A Review of Recent Developments in Conform™ and Conklad™ Technology. www.bwe.co.uk
- [21] Pierre-Jean Cunat: *Stainless steel properties for structural automotive applications*. Paper presented on the occasion of the Metal Bulletin International Automotive Material Conference 2000.
- [22] M.Strano, V.Mussi, M.Monno. *Non-conventional technologies for the manufacturing of anti-intrusion bars*.
- [23] E. Andrews, W. Sanders, L. J. Gibson. *Compressive and tensile behavior of aluminum foams*. Materials Science and Engineering A270 (1999) 113 – 124.
- [24] S. W. Youn, C. G. Kang. *Evaluation of mechanical properties of porous 6061 alloys fabricated by the powder compression and induction heating process*. Metallurgical and Materials transactions, Volume 35 A, 2004
- [25] Karsten Stöbener, Joachim Baumeister, Dirk Lehmhus, Heiko Stanzick, Volker Zöllmer. *Composites based on metallic foams: phenomenology; production; properties and principles*. International conference “Advanced Metallic Materials”, 2003.
- [26] IIHS Side Impact Test Program Rating Guidelines, Insurance Institute for Highway Safety, 2006.
- [27] Lorenzo Peroni, Massimiliano Avalor, Marco Peroni. *The mechanical behaviour of aluminium foam structures in different loading conditions*. International Journal of Impact Engineering, 2008.
- [28] B. Colosimo, E. del Castillo, H. Alshraideh. *Bayesian Modelling and Robust Optimization of Functional Responses affected by Noise Factors*.
- [29] Carrino L., Durante M., Franchitti S., Strano M., *On the Optimization of the Properties of Foam Filled Tubular Structure Using FEM*.
- [30] Giuseppe Grosso, Mario di Tella. *Corso di tecnologia meccanica 3. Progetto Ergon*. Edizioni scolastiche Bruno Mondadori.
- [31] Carlo Cassinari. *Progetto di assorbitore di urto frontale con utilizzo di schiuma metallica*. Politecnico di Milano 2010.