



UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA

UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

Dipartimento di Ingegneria Industriale DII

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

Modellazione numerico-sperimentale della forza di estrazione nel
processo di micro-stampaggio ad iniezione

Relatore: Prof. Marco Sorgato

Correlatore: Ing. Francesco Maciariello

Studente : Briki Anis

Matricola: 2081859

Anno Accademico 2023/2024

ABSTRACT

Questo studio si concentra sulla modellazione numerico-sperimentale della forza di estrazione nel processo di micro-stampaggio ad iniezione, una tecnica avanzata per la produzione di microcomponenti plastici con geometrie complesse e tolleranze estremamente ridotte. Il micro-stampaggio ad iniezione è largamente utilizzato in settori come la microelettronica, l'ottica e le applicazioni biomediche, dove la precisione è fondamentale. Tuttavia, la fase di estrazione del componente dallo stampo rappresenta una sfida significativa, poiché forze di estrazione elevate possono causare difetti superficiali, deformazioni o persino la rottura del pezzo.

Il lavoro combina un approccio numerico, mediante l'uso di software come Autodesk Moldflow e ANSYS, ed esperimenti pratici per studiare i fattori che influenzano la forza di estrazione. Tra questi, la temperatura dello stampo, la pressione di impaccamento e la rugosità superficiale dello stampo hanno un ruolo chiave. È stato inoltre condotto uno studio specifico sull'effetto delle microstrutture presenti sulla superficie del componente, che possono influenzare l'attrito durante l'estrazione.

I risultati mostrano come l'ottimizzazione dei parametri di processo, inclusi il design dello stampo e il layout degli estrattori, possa ridurre significativamente le forze di estrazione, migliorando la qualità e la replicabilità dei componenti stampati. Lo studio evidenzia anche l'importanza di un approccio integrato che combini analisi numerica e sperimentale per ottenere una modellazione accurata delle forze di estrazione nel micro-stampaggio ad iniezione.

INDICE

1 INTRODUZIONE	13
1.1 OVERVIEW SUL PROCESSO PRODUTTIVO DI MICORSTAMPAGGIO AD INIEZIONE.....	14
1.1.1 Parametri di processo	16
1.3 HOT EMOSSING.....	18
1.4 REOLOGIA DEI MATERIALI POLIMERICI	20
2 TECNOLOGIE PER L'OTTENIMENTO DI TEXTURE SULLA SUPERFICIE DELLO STAMPO	25
2.1 MICROFRESATURA	26
2.2 μ EDM	27
2.3 LIGA	29
2.4 μ ADDITIVE MANUFACTURING – TPP	31
2.5 FUNZIONALIZZAZIONE DELLE SUPERFICI	32
3 FORZA DI ESTRAZIONE.....	35
3.1 MODELLI INIZIALI SULLA FORZA DI ESTRAZIONE	37
3.2 COEFFICIENTE D'ATTRITO	39
3.3 INFLUENZA DEI PARAMETRI DI PROCESSO SULLA FORZA DI ESTRAZIONE.....	44
3.4 MODELLI ANALITICI E NUMERICI PER IL CALCOLO DELLA FORZA ESTRAZIONE	47
4 MATERIALI E METODI	61
4.1 MATERIALI POLIMERICI ANALIZZATI.....	62
4.2 DESIGN DEL COMPONENTE.....	65
4.3 DESIGN DELLO STAMPO	67
4.4 DESIGN DEGLI ESPERIMENTI	68
4.5 SIMULAZIONI DI PROCESSO IN MOLDFLOW INSIGHT 2019.....	70
4.6 SIMULAZIONI SU ANSYS	78
4.6.1 Proprietà meccaniche	79
4.6.2 Condizione al contorno.....	80
4.6.3 Formulazione analitica adottata.....	83

4.7 SIMULAZIONI DELL'ESTRAZIONE DELLE MICROSTRUTTURE SU ANSYS	86
4.7.1 Condizioni al contorno.....	89
4.8 CAMPAGNA SPERIMENTALE.....	94
5 RISULTATI.....	97
5.1 RISULTATI DELLE SIMULAZIONI DI PROCESSO ESEGUITE SU MOLDFLOW	97
5.2 RISULTATI DELLE SIMULAZIONI ESEGUITE SU ANSYS	98
5.3 ANALISI DEI COEFFICIENTI D'ATTRITO PER IL PP:	100
5.3.1 Osservazioni principali (PP):.....	103
5.4 ANALISI DEI COEFFICIENTI D'ATTRITO PER IL COC:.....	106
5.4.1 Osservazioni principali (COC):	109
5.5 RISULTATI DELLE SIMULAZIONE ESEGUITE SULLE MICROSTRUTTURE	110
6 CONCLUSIONI	115
Appendice A: studio dei coefficienti d'attrito al variare della rugosità.....	117
7 BIBLIOGRAFIA.....	119
8 RINGRAZIAMENTI.....	125

INDICE DELLE FIGURE

Figura 1.1 Componenti principali nelle macchine per il microstampaggio ad iniezione	14
Figura 1.2 Soluzione costruttiva principale adottata nel moderno microstampaggio ad iniezione	15
Figura 1.3 Confronto tra le fasi adottate nello stampaggio convenzionale rispetto al microstampaggio	16
Figura 1.4 Andamento della temperatura dello stampo nel RHCM.....	18
Figura 1.5 Fasi principali nel processo di hot embossing.....	19
Figura 1.6 Curve isocrone per il PP [9]	21
Figura 1.7 Andamento della viscosità rispetto allo shear rate per il polistirene	22
Figura 1.8 Ritiro volumetrico per diverse tipologie di polimeri[10]	23
Figura 2.1 Stato dell'arte per le tecnologie di texturizzazione degli stampi.....	25
Figura 2.2 Differenti tipologie di regimi nel processo di microfresatura.....	26
Figura 2.3 Elementi principali nel processo di μ EDM	28
Figura 2.4 Fasi principali nel processo di μ EDM.....	29
Figura 2.5 Fasi e componenti del processo di LIGA.....	30
Figura 2.6 Parametri geometrici nella valutazione dell'aspect ratio nel processo di LIGA	31
Figura 2.7 Step effect nel μ ADDITIVE MANUFACTURING.....	32
Figura 2.8 Tipologia di microfeature adottate per la funzionalizzazione delle superfici	32
Figura 2.9 Fattori di maggior influenza nella riduzione del coefficiente d'attrito dinamico tra le superfici	33
Figura 2.10 Effetti delle microstrutture sull'estrazione	34
Figura 3.1 Fattori d'influenza nell'estrazione di componenti prodotti per injection molding ..	36
Figura 3.2 Principali forze agenti durante l'estrazione	38
Figura 3.3 Tipica modalità di estrazione adottata per componenti scatolati	39
Figura 3.4 Modalità di deformazione delle asperità durante l'estrazione[36].....	40
Figura 3.5 Effetto della solcatura durante l'estrazione[36].....	40
Figura 3.6 Modalità di adesione durante l'estrazione[36].....	41
Figura 3.7 Andamento del coefficiente d'attrito all'aumentare della rugosità [35]	41
Figura 3.8 Dispositivo per i test d'attrito utilizzati per i materiali polimerici	42
Figura 3.9 Curva forza di estrazione-rugosità per il PP[37]	42

Figura 3.10 Curva forza di estrazione-rugosità per il PMMA [37]	43
Figura 3.11 Tipiche rugosità dello stampo ottenute mediante microfresatura e μ EDM.....	43
Figura 3.12 Confronto tra le forze di estrazione misurate su stampi realizzati per microfresatura e μ EDM [38].....	44
Figura 3.13 Influenza dei parametri di processo sul picco della forza di estrazione [41]	45
Figura 3.14 Curva forza-temperatura stampo [35]	46
Figura 3.15 Confronto tra l'influenza dei parametri di processo [38].....	46
Figura 3.16 Curva forza-pressione di impaccamento [35]	46
Figura 3.17 Analisi delle deformazioni subite da un ring durante l'estrazione [34]	47
Figura 3.18 Tensioni agenti su un componente durante l'estrazione [31]	48
Figura 3.19 Flow chart adottato per l'ottenimento dei coefficienti d'attrito mediante approccio numerico-sperimentale[42].....	50
Figura 3.20 Esempio di valutazione dello shrinkage di un componente mediante Moldflow Insight 2019[42]	51
Figura 3.21 Curva coefficienti d'attrito-rugosità per tre differenti tipologie di materiali PS , POM e COC [42]	52
Figura 3.22 Differenti modalità di estrazione per componenti scatolati [32].....	52
Figura 3.23 Componente studiato mediante simulazioni termo-strutturali su Ansys [44]	53
Figura 3.24 Spostamenti nodali presenti durante l'estrazione di un componente scatolato [34]	56
Figura 3.25 Condizioni al contorno adottate nel caso di estrattori perimetrali [34]	56
Figura .26 Distribuzione delle tensioni presenti durante l'estrazione di componenti scatolati [34].....	57
Figura 3.27 Forze previste vs forze misurate nel caso di estrazione di componenti scatolati mediante estrattori perimetrali[34]	57
Figura 3.28 Condizioni al contorno adottate durante l'estrazione di microstrutture nel processo di hot-embossing[45]	58
Figura 3.29 Distribuzione delle tensioni al variare del coefficiente d'attrito durante l'estrazione di una microstruttura nell'hot embossing[45]	59
Figura 3.30 Spostamenti nodali ottenuti nel caso di estrazione di microstrutture nell'hot- embossing[45]	59
Figura 4.1 Flow chart adottato da letteratura per la valutazione delle forze di estrazione [33]	61

Figura 4.2 Modulo elastico del PP a diverse temperature e velocità di deformazione [47]	64
Figura 4.3 Tipici coefficienti d'attrito ottenuti tra PP, PC ABS , PA6 e acciaio[33].....	64
Figura 4.4 Modulo elastico del COC a differenti temperature [48].....	65
Figura 4.5 Range dei coefficienti d'attrito ottenuti tra COC e acciaio [50]	65
Figura 4.6 Design del componente adottato nello studio [51].....	66
Figura 4.7 Best gate location per il componente studiato	66
Figura 4.8 Design dello stampo adottato per la campagna sperimentale	67
Figura 4.9 Sensoristica ed estrattori utilizzati [51].....	68
Figura 4.10 Posizionamento degli estrattori rispetto al componente scatolato	68
Figura 4.11 Mesh del componente realizzata mediante Moldflow Insight 2019	71
Figura 4.12 Fill time mediamente richiesto per il componente in analisi.....	72
Figura 4.13 Gradienti di pressione e temperatura ottenuti e ritiro volumetrico medio ottenuto per il componente	72
Figura 4.14 Curve di pressione a diversi posizionamenti ottenute mediante Moldflow	73
Figura 4.15 Curve pvT per la valutazione del ritiro volumetrico nel processo di injection molding [1].....	73
Figura 4.16 Warpage vs shrinkage per componenti scatolati	74
Figura 4.17 Shrinkage globale ottenuto dalle simulazioni realizzate su Moldflow	75
Figura 4.18 Deflection sulla prima faccia d'analisi.....	75
Figura 4.19 Deflection sulla seconda faccia d'analisi	76
Figura 4.20 Griglia di acquisizione delle deformazioni nodali su una faccia del componente	77
Figura 4.21 Simulazioni COOL FEM	78
Figura 4.22 Semplificazione adottata sul componente per le simulazioni eseguite su Ansys	79
Figura 4.23 Fixed support imposto sulla superficie di studio della forza di reazione normale .	81
Figura 4.24 Frictionless support su una delle due facce laterali a quella studiata	81
Figura 4.25 Frictionless support sulla seconda faccia laterale rispetto a quella studiata	82
Figura 4.26 Deformazione imposta sulla superficie opposta rispetto a quella di imposizione del fixed support	82
Figura 4.27 Distribuzione degli spostamenti sulla base delle condizioni al contorno imposte	83
Figura 4.28 Ottenimento della forza di reazione normale su Ansys	83
Figura 4.29 Schema adottato per la formulazione analitica.....	84
Figura 4.30 Lastra di partenza per l'isolamento delle microstruttura.....	87

Figura 4.31 Superfici interne del componente (a) e superfici di applicazione delle texture (b)	87
Figura 4.32 Microstruttura lato componente polimerico	88
Figura 4.33 Microstruttura lato stampo.....	88
Figura 4.34 Contact connection tra le due superfici microstrutturate	90
Figura 4.35 Fixed support imposto per la simulazione delle microstrutture	91
Figura 4.36 Displacemnt imposto per la simulazione delle microstrutture	91
Figura 4.37 Pressione imposta per la simulazione delle microstrutture.....	92
Figura 4.38 Configurazione delle microstrutture a termine della simulazione	92
Figura 4.39 Sensore utilizzato per l'acquisizione sperimentale delle forze	94
Figura 4.40 Scheda tecnica del sensore utilizzato per l'acquisizione sperimentale delle forze	95
Figura 4.41 Tipico andamento temporale della forza di estrazione [51]	95
Figura 4.42 Texture superficiali presenti sull'inserto microstrutturato utilizzato per l'acquisizione sperimentale delle forze [22]	96
Figura 5.1 Andamento dei coefficienti d'attrito all'aumento di rugosità per il PP nel caso di angolo di sforno di 0,25°.....	101
Figura 5.2 Andamento dei coefficienti d'attrito all'aumento di rugosità per il PP nel caso di angolo di sforno di 1°	102
Figura 5.3 Influenza dei parametri di processo sui coefficienti d'attrito ottenuti per il PP	103
Figura 5.4 Effetto dell'aumento di Tm sulle componenti della forza di attrito nel PP. Comportamento ipotizzato sulla base delle osservazioni sperimentali.....	104
Figura 5.5 Grafici di interazione per il coefficiente d'attrito nel PP.	105
Figura 5.6 Andamento dei coefficienti d'attrito all'aumento di rugosità per i COC nel caso di angolo di sforno di 0,25°.....	107
Figura 5.7 Andamento dei coefficienti d'attrito all'aumento di rugosità per i COC nel caso di angolo di sforno di 0,25°.....	108
Figura 5.8 Influenza dei parametri di processo sui coefficienti d'attrito ottenuti per i COC...	109
Figura 5.9 Grafici di interazione per il coefficiente d'attrito nei COC.....	110
Figura 5.10 Confronto tra forza di estrazione ottenuta numericamente mediante approccio locale e mediato contro valore sperimentale per il PP	112
Figura 5.11 Confronto tra forza di estrazione ottenuta numericamente mediante approccio locale e mediato contro valore sperimentale per i COC	113

INDICE DELLE TABELLE

Tabella 3.1 Forze di estrazione stimate mediante differenti tipologie di estrattori[32]	53
Tabella 3.2 Confronto tra forze di estrazione analitiche e numeriche nel caso di utilizzo di simulazioni termo-strutturali [44]	55
Tabella 4.1 Principali proprietà fisiche per il PP a temperature ambiente.....	62
Tabella 4.2 Principali proprietà fisiche per i COC a temperature ambiente	63
Tabella 4.3 Livelli di studio adottati nel DoE	69
Tabella 4.4 Parametri di processo secondari adottati nel DoE	69
Tabella 4.5 Configurazioni di studio nel DoE per il PP.....	70
Tabella 4.6 Configurazioni di studio nel DoE per i COC	70
Tabella 4.7 Caratteristiche principali della mesh.....	71
Tabella 4.8 Proprietà meccaniche impostate per le simulazioni in Ansys	79
Tabella 4.9 Parametri geometrici del componente in presenza di microstrutture	87
Tabella 4.10 Parametri imposti per la simulazione transitoria su Ansys	89
Tabella 5.1 Deformazioni ottenute da Moldflow per il PP.....	97
Tabella 5.2 Deformazioni ottenute da Moldflow per i COC	97
Tabella 5.3 Forze normali ottenute da Ansys per il PP	98
Tabella 5.4 Forze normali ottenute da Ansys per i COC.....	99
Tabella 5.5 Forze di estrazione misurate sperimentalmente e coefficienti d'attrito per le configurazioni studiate nel DoE per il PP e geometria ad angolo di sforno di 0,25°	99
Tabella 5.6 Forze di estrazione misurate sperimentalmente e coefficienti d'attrito per le configurazioni studiate nel DoE per il PP e geometria ad angolo di sforno di 1°	101
Tabella 5.7 Forze di estrazione misurate sperimentalmente e coefficienti d'attrito per le configurazioni studiate nel DoE per i COC e geometria ad angolo di sforno di 0,25°	106
Tabella 5.8 Forze di estrazione misurate sperimentalmente e coefficienti d'attrito per le configurazioni studiate nel DoE per i COC e geometria ad angolo di sforno di 0,25°	108
Tabella 5.9 Confronto tra le forze di estrazione del reference e del componente microstrutturato per il PP	111
Tabella 5.10 Confronto tra le forze di estrazione del reference e del componente microstrutturato per i COC.....	112

INTRODUZIONE

Il processo di stampaggio ad iniezione è ad oggi riconosciuto come il metodo più efficiente per la produzione su larga scala di componenti plastici, grazie ai costi ridotti e ai tempi di ciclo rapidi. Un ulteriore punto di forza di questo processo è l'elevata ripetibilità, che garantisce tendenzialmente, una qualità costante dei pezzi prodotti. Tuttavia, la crescente domanda di microcomponenti con tolleranze geometriche estremamente precise ha evidenziato i limiti dello stampaggio tradizionale ed è stato sviluppato il micro-stampaggio a iniezione, una tecnica più avanzata in grado di soddisfare le richieste di precisione e miniaturizzazione del mercato moderno.

I costi di fabbricazione dei micropezzi stampati non sono influenzati dalla complessità del progetto. Una volta realizzato un inserto di stampo, è possibile stampare diverse migliaia di pezzi con poco sforzo. Il costo della materia prima nella maggior parte dei casi è trascurabile, perché per i microcomponenti sono necessarie solo piccole quantità di materiale. Pertanto, i pezzi fabbricati mediante micro-stampaggio, anche con materiali di alta qualità, sono adatti ad applicazioni che richiedono componenti a basso costo e monouso. [1]

Le caratteristiche peculiari come la biocompatibilità e le proprietà ottiche, solo per citarne alcune, pongono le materie plastiche come la migliore scelta migliore per numerosi micro-prodotti. I settori dove viene maggiormente applicata la tecnologia del micro-injection molding sono pertanto:

- Micro-ottica (guide d'onda, microlenti, connettori in fibra, reticoli micro/sub-micrometrici),
- Micromeccanica (micro-ingranaggi, micro-attuatori, micro-pompe, microinterruttori),
- Dispositivi per l'archiviazione delle informazioni e per il supporto dei dati (CD, DVD, Blu-ray Disc, dischi sensoriali),
- Sistemi microfluidici (analisi del sangue, analisi del DNA),
- Tecnologia medica (siringhe, micro-dispenser, array di micro-aghi),
- Micro-reattori (micro-miscelatori, micro-scambiatori di calore),
- Applicazioni biomediche (bioreattori, pelle artificiale, coltura cellulare).

OVERVIEW SUL PROCESSO PRODUTTIVO DI MICORSTAMPAGGIO AD INIEZIONE

Il processo di stampaggio a iniezione si basa sul...e consiste nel pressofondere il materiale, disponibile sottoforma di granuli, in modo da ottenere un fluido viscoso che viene iniettato all'interno di una cavità che ha il compito di definirne la forma, controllarne il raffreddamento e, una volta raggiunta la rigidità necessaria, eseguire l'estrazione del componente. [2] La differenza fondamentale tra le presse convenzionali e quelle progettate per il microstampaggio risiede nel funzionamento del gruppo di plastificazione e iniezione. Per minimizzare il rischio di degradazione del polimero, le dimensioni della vite e del cilindro di plastificazione vengono ridotte, solitamente con un diametro inferiore ai 20 mm, e viene introdotto un secondo meccanismo dedicato esclusivamente all'iniezione del polimero nella cavità. In questo sistema, la vite si occupa esclusivamente di plastificare il polimero, mediante un'azione combinata di calore e forza meccanica, eseguendo di fatto una semplice estrusione. La fase di iniezione è invece gestita da un sistema pistone-cilindro, separato dal gruppo di plastificazione, che consente un controllo più preciso della velocità e della pressione di iniezione.

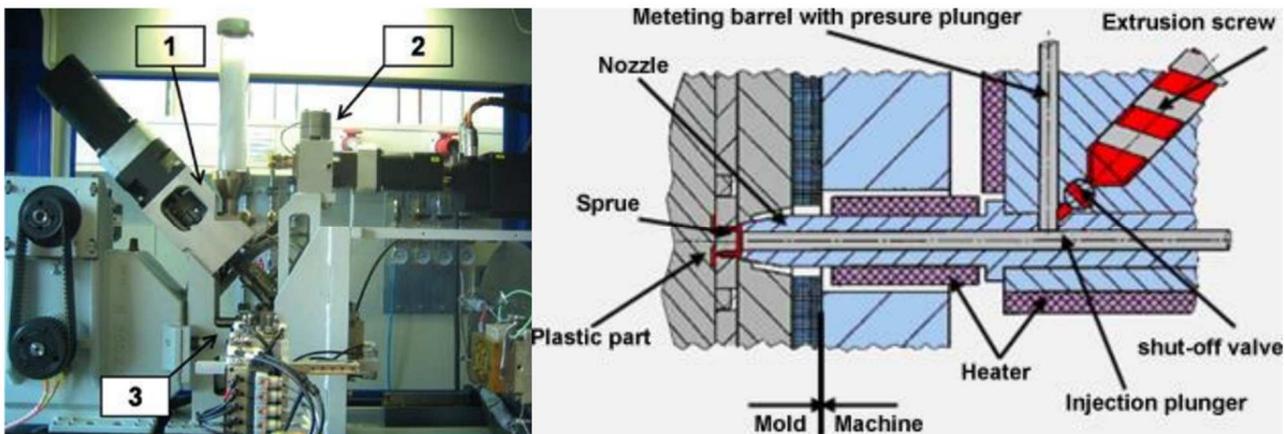


Figura 1.1 Componenti principali nelle macchine per il microstampaggio ad iniezione

In figura 1.1 è possibile visualizzare le soluzioni che si adottano nel sistema di iniezione. Queste possono essere caratterizzate da due pistoni, di cui uno predisposto solamente al dosaggio (con diametro inferiore ai 5 mm per un accurato dosaggio) dove entra una quantità ben definita

di materiale, che verrà poi spinta dal pistoncino di iniezione in cavità. Nella configurazione più recente invece torna ad essere presente un unico pistone che esegue sia la fase di dosaggio ed iniezione, grazie alla presenza di un sensore di portata posto sulla testa di quest'ultimo come è possibile osservare nella figura 1.2 .

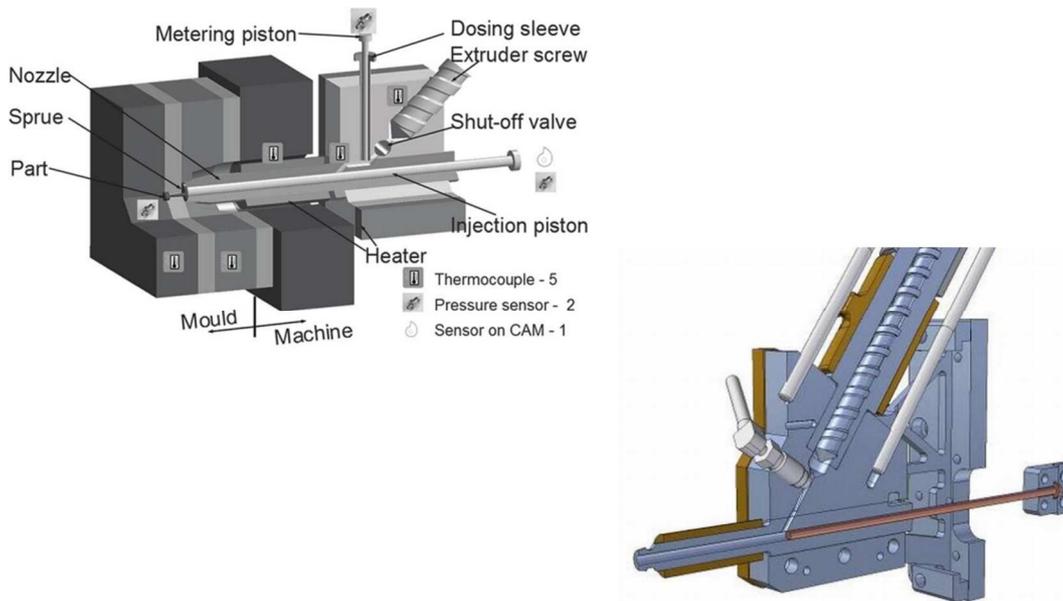


Figura 1.2 Soluzione costruttiva principale adottata nel moderno microstampaggio ad iniezione

Risulta evidente come il microstampaggio ad iniezione introduca delle nuove fasi nel funzionamento, aggiuntive rispetto a quello tradizionale. La sequenza descritta del processo di microstampaggio può essere riassunta in queste fasi (fig. 1.3) :

Plastificazione: La vite di plastificazione, attraverso un'azione meccanica combinata con il calore fornito dalle resistenze termiche del cilindro, fonde i granuli di plastica.

Dosaggio: Il polimero fuso viene dosato con precisione all'interno del cilindro di iniezione, posizionato dopo la vite di plastificazione.

Iniezione: Il pistone di iniezione avanza, spingendo il polimero fuso verso la cavità dello stampo.

Riempimento della cavità: Il polimero fuso riempie la cavità dello stampo, formando il componente desiderato.

Impaccamento: Il pistone applica una pressione controllata al polimero per assicurare il riempimento delle microstrutture e compensare eventuali ritiri volumetrici durante il raffreddamento e la solidificazione.

Raffreddamento: Il componente viene raffreddato all'interno dello stampo fino a completare la sua solidificazione.

Estrazione: Dopo l'apertura dello stampo, gli estrattori spingono il componente solidificato fuori, separandolo dall'inserito.

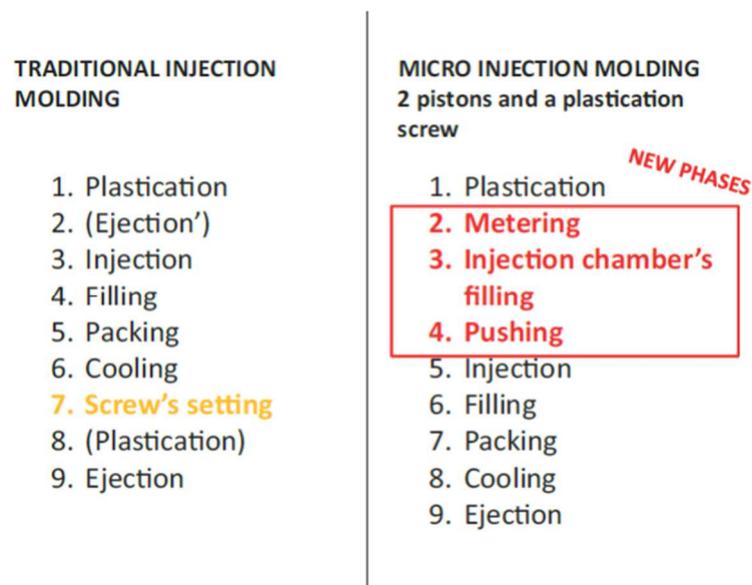


Figura 1.3 Confronto tra le fasi adottate nello stampaggio convenzionale rispetto al microstampaggio

Parametri di processo

Il processo di micro-stampaggio a iniezione è influenzato da numerosi parametri chiave che determinano la qualità e la precisione dei microcomponenti prodotte. Un fenomeno a cui porre attenzione, in quanto può compromettere la replicazione delle micro-features è l'effetto pelle. [3], [4] L'effetto pelle consiste nella formazione di uno strato solido sottile sulla superficie del polimero a contatto con lo stampo, a causa della differenza di temperatura tra il polimero fuso e lo stampo freddo. Questo effetto è legato ai parametri di temperatura di iniezione, temperatura dello stampo e velocità di iniezione. Quando si trattano superfici micro-strutturate, l'effetto pelle può causare il fenomeno dell'esitazione, ovvero il ristagno del materiale fuso all'entrata di microstrutture, impedendo il completo riempimento se il tempo di riempimento supera il tempo di solidificazione del polimero. [5] Per ridurre questo effetto,

generalmente si aumenta la temperatura dello stampo e dell'iniezione, migliorando la fluidità del materiale

Tra i principali parametri di processo si hanno:

1. **Temperatura d'iniezione:** È fondamentale per garantire la fluidità del polimero durante il riempimento della cavità dello stampo. Temperature più elevate riducono la viscosità del materiale, migliorando il riempimento delle microstrutture e riducendo l'effetto pelle. Tuttavia, temperature troppo alte possono causare degradazione del materiale e altri difetti.[5]
2. **Temperatura dello stampo:** Influisce direttamente sulla velocità di raffreddamento del polimero e sulla formazione dell'effetto pelle. Temperature dello stampo più alte vicine alla temperatura di transizione vetrosa (T_g) del polimero possono ridurre l'effetto pelle, migliorando il riempimento delle microstrutture. È stato studiato come all'aumentare di queste temperature il materiale acquista maggior fluidità grazie al diminuire della sua viscosità migliorando la fase di riempimento.[6]
3. **Velocità d'iniezione:** Alta velocità d'iniezione può ridurre il tempo di raffreddamento del polimero durante il riempimento, limitando la formazione dell'effetto pelle. Inoltre, l'alta velocità può causare un riscaldamento per attrito viscoso, che migliora ulteriormente il riempimento delle microstrutture.[5]
4. **Pressione di mantenimento:** È cruciale per prevenire il ritiro volumetrico e ridurre le deformazioni durante il raffreddamento. Una pressione di mantenimento adeguata aiuta anche a completare il riempimento della cavità dello stampo, specialmente in presenza di microstrutture.

Un recente sviluppo del micro-injection molding applicato produzione di componenti con microstrutture consiste nei sistemi di Rapid Heat Cycle Molding (RHCM), grazie ai quali si migliora la replicazione delle microstrutture senza prolungare eccessivamente il tempo del ciclo di produzione.[7] Questi sistemi si basano sul controllo termico rapido, utilizzando tendenzialmente resistenze a cartuccia e sistemi di raffreddamento ad acqua per cambiare rapidamente la temperatura dello stampo. Ciò permette di passare rapidamente da temperature elevate a temperature più basse e viceversa, ottimizzando il processo di raffreddamento e riscaldamento, come è possibile vedere in figura 1.4. Il principale vantaggio

di questa variante di processo è idi migliorare la qualità della replicazione dei dettagli microstrutturati. Questo perché un controllo termico preciso e veloce aiuta a ridurre la viscosità del polimero e a garantire che il materiale si adatti perfettamente ai dettagli dello stampo.

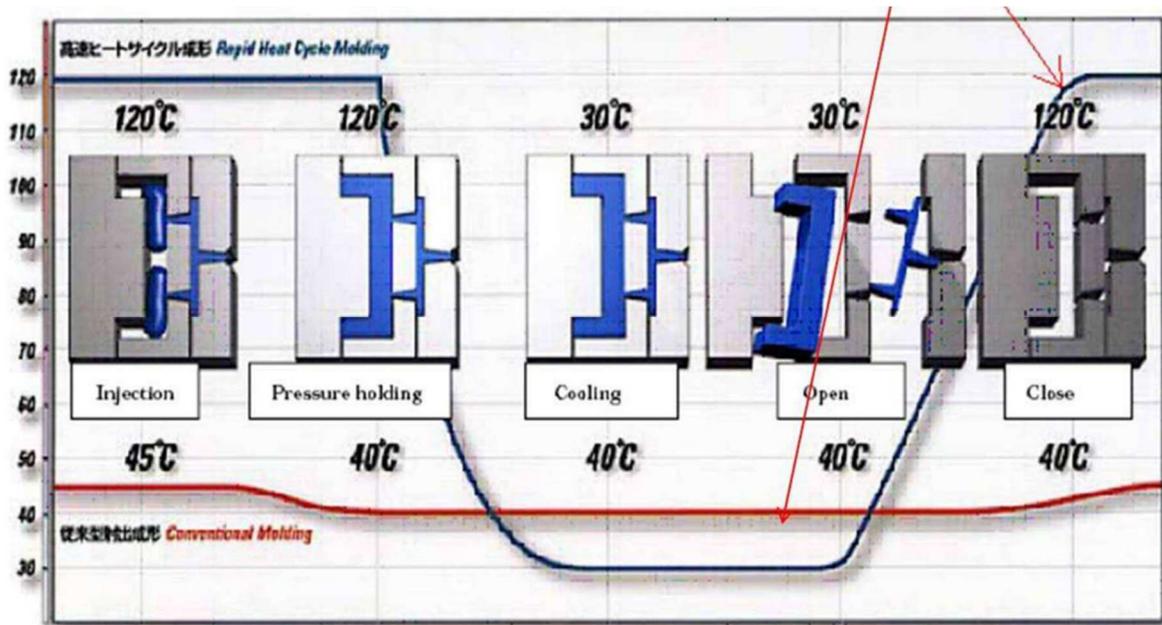


Figura 1.4 Andamento della temperatura dello stampo nel RHCM

HOT EMBOSsing

Oltre al micro-injection molding un'altra tecnologia che viene impiegata per la replicazione di microstrutture su substrati aventi dimensioni molto maggiori è l'hot embossing. L'hot embossing impiega uno stampo preriscaldato in cui viene inserito l'insero microstrutturato da replicare nella plastica. Tra le due piastre dello stampo si colloca una lamina di polimero, che viene compressa mediante l'applicazione di una pressione controllata. A contatto con la superficie calda del metallo, il polimero si fonde e replica fedelmente la superficie dell'insero. Il processo si avvale di basse velocità di deformazione, pressioni moderate e ridotte velocità di riscaldamento e raffreddamento, riducendo così gli stress residui nel materiale polimerico. Inoltre, lo strato residuo di materiale attorno al componente agevola l'estrazione finale. Per questi motivi, questa tecnologia è particolarmente indicata per la replicazione di parti con geometrie complesse o con caratteristiche aventi rapporti d'aspetto elevati. In figura 1.5 è possibile visualizzare le fasi principali del processo

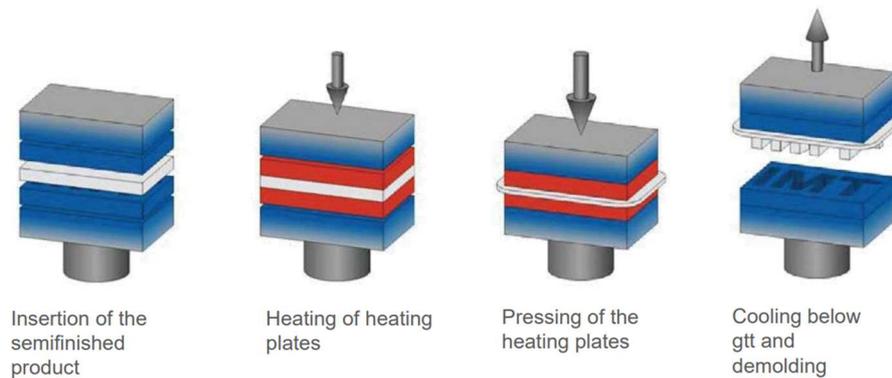


Figura 1.5 Fasi principali nel processo di hot embossing

Dopo aver realizzato lo stampo contenente le microfeature che si desidera trasferire sul materiale. Lo stampo viene realizzato in vari materiali come metalli, ceramiche o polimeri mentre il materiale da lavorare, spesso un polimero termoplastico, viene preparato e posizionato nel macchinario di embossing. Il materiale è solitamente in forma di foglio o pellicola.

- 1) Riscaldamento: Il materiale viene riscaldato fino a raggiungere una temperatura tale da superare T_g e renderlo facilmente deformabile. La temperatura deve essere accuratamente controllata per garantire che il materiale raggiunga la viscosità corretta senza danneggiarsi.
- 2) Applicazione della Pressione: Una volta che il materiale è riscaldato, il master viene premuto contro il materiale con una pressione elevata. Questo processo trasferisce il motivo del master sul materiale. La pressione deve essere uniforme e controllata per ottenere un imprinting preciso.
- 3) Raffreddamento: Dopo che il master ha creato l'impronta sul materiale, il tutto viene raffreddato. Il raffreddamento permette al materiale di solidificarsi e mantenere la forma impressa. Questo può avvenire naturalmente o tramite l'uso di sistemi di raffreddamento attivi.

Infine, il componente finito può essere sottoposto a operazioni di finitura aggiuntive, come la pulizia o la rifinitura dei bordi. Viene anche eseguita un'ispezione per assicurarsi che il prodotto finale rispetti le specifiche richieste.

Per garantire il successo dello stampaggio e della sformatura, l'insero dello stampo deve soddisfare i seguenti requisiti [8]:

- La resistenza allo snervamento del materiale dello stampo alla temperatura massima di stampaggio deve essere nettamente superiore rispetto alla forza esercitata durante il processo di stampaggio.
- Le tensioni residue all'interno dello stampo, derivanti dalla sua fabbricazione, devono essere ridotte al minimo.
- Il materiale dello stampo deve essere resistente alle reazioni chimiche con il polimero utilizzato.
- È essenziale che il materiale dello stampo possieda un'elevata conducibilità termica per minimizzare i tempi di riscaldamento e raffreddamento.
- Per contenere i costi, la durata dello stampo deve essere sufficientemente lunga da resistere a molti cicli di produzione.
- Per facilitare la rimozione, è importante ridurre al minimo la rugosità della superficie, in particolare sulle pareti verticali.
- Gli angoli di sformatura sono vantaggiosi poiché agevolano il processo di estrazione del pezzo dallo stampo, mentre i sottosquadri la ostacolano.

REOLOGIA DEI MATERIALI POLIMERICI

In entrambi i processi una classe di materiali largamente utilizzata è quella dei polimeri termoplastici. I polimeri termoplastici rappresentano una classe di materiali, che permette di trovare un materiale adatto per quasi tutte le applicazioni. Esistono polimeri che sono stabili a temperature fino a 250 °C (ad esempio, PEEK) e altri che resistono ad agenti chimici aggressivi come soluzioni alcaline, acidi e solventi (ad esempio, il PFA).[1] I polimeri sono isolanti elettrici e termici, ma se riempiti con polveri appropriate possono essere utilizzati come conduttori elettrici, dissipatori di calore e persino come magneti. Le microstrutture stampate possono essere morbide ed elastiche, come il polioossimetilene (POM), oppure dure e fragili, come il polisulfone (PSU). Sono disponibili materiali otticamente trasparenti come il COC (copolimero di cicloolefina) e opachi come la poliammide (PA) riempito di grafite. Polimeri come il PVDF mostrano addirittura un effetto un effetto piezoelettrico.[1]

La scelta del materiale in ogni caso deve tener conto di: [9]

1. Proprietà meccaniche: In tale categoria ricadono in primo luogo il modulo elastico o di Young e la tensione di snervamento. Il modulo di Young è una misura della rigidità di un materiale. Rappresenta il rapporto tra la tensione (forza per unità di area) applicata lungo un asse e la deformazione relativa lungo lo stesso asse, entro il limite elastico del materiale. La tensione di snervamento è il punto in cui un materiale comincia a deformarsi in modo permanente, perdendo il comportamento puramente elastico. Nei polimeri, questo valore può essere molto influenzato dalla velocità con cui il materiale viene deformato e dalla temperatura a cui è sottoposto. [9] Data la natura viscoelastica dei materiali un fenomeno che caratterizza il comportamento dei materiali polimerici è il creep. Con il termine creep ci si riferisce alla deformazione lenta e progressiva di un materiale sottoposto a un carico costante nel tempo. In tal senso vengono determinate le curve isocrone e isometriche. Le curve isocrone (figura 1.6), ad esempio, valutano il comportamento del materiale quando sottoposto a deformazione prolungata nel tempo. Quando il carico viene applicato per un tempo sufficientemente breve è possibile considerare solamente il comportamento elastico del materiale.

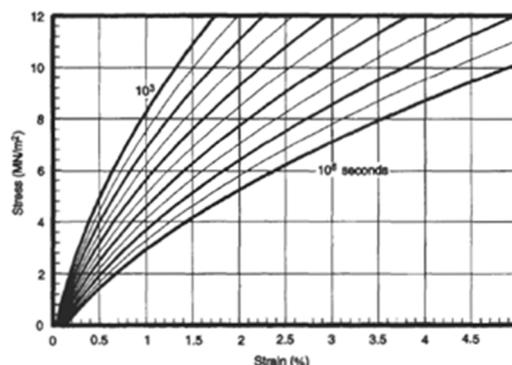


Figura 1.6 Curve isocrone per il PP [9]

2. Processabilità: I parametri che determinano la facilità di lavorazione di un materiale polimerico sono la viscosità (η) e il ritiro volumetrico (%). La viscosità rappresenta la resistenza di un fluido a scorrere; una viscosità più bassa consente al materiale di riempire meglio cavità con spessori molto sottili. Nel micro-stampaggio a iniezione, dove gli spessori dei componenti possono essere di pochi micron, è fondamentale impiegare polimeri con alta fluidità e mantenere temperature elevate sia nello stampo

che nel materiale fuso. Con una viscosità molto bassa però, il materiale potrebbe fluire troppo rapidamente, rendendo difficile controllare con precisione il processo di riempimento dello stampo. Ciò può causare difetti nei componenti finali, come bave o sovra riempimento.

La viscosità dipende dalla temperatura e dalla velocità di deformazione (o shear rate). I polimeri in generale, presentano un comportamento non newtoniano noto come shear thinning. Questo significa che la viscosità del polimero diminuisce all'aumentare della velocità di deformazione (o velocità di taglio), come è possibile visualizzare in figura 1.7. In altre parole, quando il polimero viene sottoposto a uno stress maggiore, la sua resistenza al flusso diminuisce, rendendolo più fluido. La zona in cui la viscosità è costante è detta regione newtoniana mentre quella dove la viscosità decresce è detta regione power law.

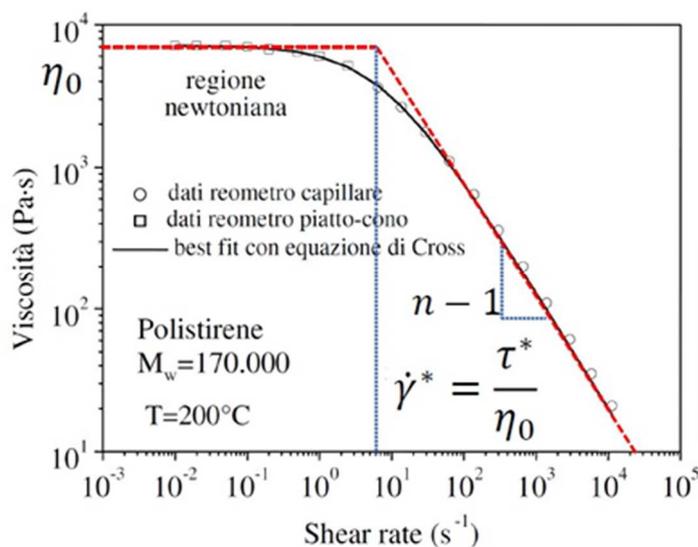


Figura 1.7 Andamento della viscosità rispetto allo shear rate per il polistirene

Con l'equazione di Cross viene correlata la velocità di deformazione alla viscosità. Tale modello tiene conto anche dello shear stress τ generato durante la deformazione.

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\eta_0}{1 + \left(\frac{\eta_0}{\tau} \dot{\gamma}\right)^{1-n}}$$

Il ritiro volumetrico è la riduzione del volume di un materiale durante il raffreddamento o la solidificazione, dopo essere stato lavorato o trasformato. Nei polimeri questo fenomeno è causato dalla contrazione termica: le catene polimeriche durante il

raffreddamento si avvicinano, riducendo lo spazio tra loro. La presenza di questo fenomeno può portare a deformazioni e difetti superficiali. È importante per cui scegliere accuratamente dimensioni, tolleranze dimensionali e geometriche in fase di design per garantire che l'ingombro finale del pezzo sia corretto.

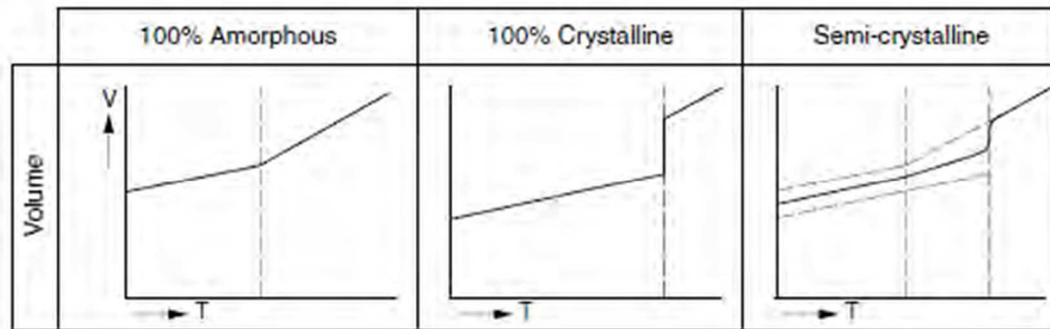


Figura 1.8 Ritiro volumetrico per diverse tipologie di polimeri[10]

I polimeri cristallini ritirano di più rispetto ai polimeri amorfi, come è possibile osservare in figura 1.8. Questo è dovuto essenzialmente al fatto che i polimeri cristallini hanno una struttura ordinata, dove le catene polimeriche si organizzano in regioni cristalline ben definite dunque, durante il raffreddamento, i polimeri cristallini subiscono una cristallizzazione, un processo in cui le catene polimeriche si allineano per formare cristalli. Questo comporta una riduzione del volume

TECNOLOGIE PER L'OTTENIMENTO DI TEXTURE SULLA SUPERFICIE DELLO STAMPO

L'ampia gamma di proprietà che caratterizzano i polimeri ha reso la texturizzazione un segmento importante per l'industria delle materie plastiche. Il valore di un pezzo in plastica testurizzato può essere molto elevato grazie alle funzionalità aggiunte. I prodotti di consumo con texture di superficie sono molto diffusi e offrono all'utente un'ampia gamma di aspetti e sensazioni. La testurizzazione di parti in plastica trova applicazione sia nei prodotti di consumo che in quelli di ingegneria avanzata. Le funzionalità introdotte dalla testurizzazione delle superfici vanno dalla semplice estetica (ad esempio, imballaggi in plastica rigida) alle applicazioni biomediche avanzate ad applicazioni biomediche avanzate (ad esempio, impalcature per l'ingegneria tissutale).[11] In figura 2.1 vengono elencate le principali tecnologie mediante le quali vengono realizzate le microfeature:

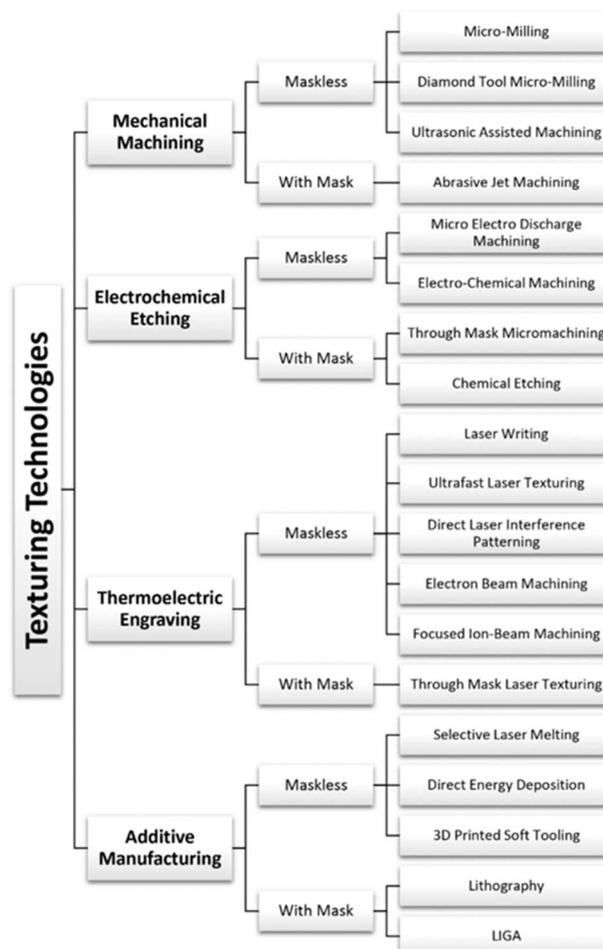


Figura 2.1 Stato dell'arte delle tecnologie di texturizzazione per gli stampi

MICROFRESATURA

La microfresatura è un processo ampiamente impiegato per la produzione di microcomponenti complessi. Questo processo si basa sull'asportazione meccanica del materiale utilizzando utensili di varie forme, caratterizzati da un'elevata durezza. Inoltre, la microfresatura viene spesso utilizzata per la realizzazione di stampi destinati al microstampaggio a iniezione. In queste applicazioni, è comune trovare elementi con un elevato rapporto di forma (aspect ratio), come nervature e pin. La qualità di questi elementi è cruciale poiché influisce sia sull'aspetto che sulla funzionalità dei componenti stampati. Tuttavia, durante il processo di fresatura, si generano sollecitazioni a flessione che possono causare deformazioni o persino rotture degli elementi con un alto rapporto di forma. Di conseguenza, la scelta dei parametri di processo diventa particolarmente critica per garantire un'elevata precisione dimensionale degli elementi prodotti.

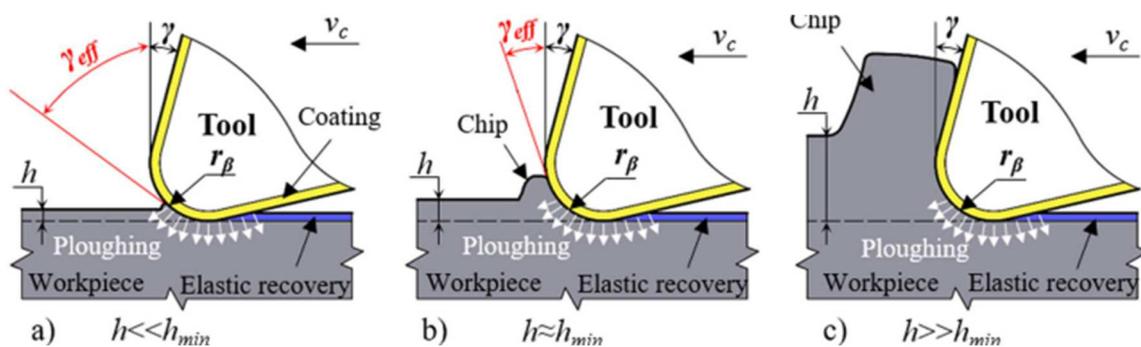


Figura 2.2 Differenti tipologie di regimi nel processo di microfresatura

Il fenomeno più dannoso e che compromette la buona riuscita di un componente realizzato per microfresatura è l'instaurarsi del regime di "ploughing" (in italiano solcatura). [12] Tale regime domina spesso i meccanismi di rimozione dei trucioli. Nella lavorazione meccanica, lo spessore dello strato di materiale asportabile è limitato; questo limite è chiamato spessore minimo del truciolo (h_{min} in figura 2.2). Se lo spessore del truciolo non deformato (h) è inferiore a h_{min} , l'utensile da taglio comprime solo la parte superiore del materiale invece di rimuoverlo. Questo fenomeno causa difficoltà nella microfresatura che nella lavorazione di dimensioni convenzionali. Secondo Vipindas et al. [13], il raggio del tagliente ha un'influenza più significativa sulla dimensione dello spessore minimo del truciolo come confermato da Sahoo

et al.[14] Lo spessore minimo del truciolo può essere stimato con quasi-precisione da un modello empirico sviluppato da Gao et al.[15]

I meccanismi di rimozione dei macro-chip di materiali quasi-omogenei (ad es. metallici) sono per lo più dominati regime di “shearing” (regime di taglio) ma ciò non vale per le microlavorazioni sono spesso influenzate soprattutto dall'effetto ploughing. Secondo Aramcharoen e Mativenga[16] il motivo è da ricercare nell'angolo di spoglia cinematico negativo dell'utensile da taglio, causato da un raggio del tagliente relativamente elevato raggio del tagliente rispetto allo spessore del truciolo non tagliato. L'angolo di spoglia effettivo negativo del tagliente comprime la parte superiore del materiale, che si deforma plasticamente. I meccanismi di rimozione dei microtrucioli sono illustrati nella Fig.[NUM]. Se il valore di h è inferiore al valore di h_{\min} (Fig. 1a), l'utensile da taglio preme solo il materiale al di sotto del di taglio e recupera il materiale senza formazione di trucioli. In questo caso, il materiale si deforma per lo più elasticamente e danneggia la struttura della superficie (a causa della deformazione plastica), il che si traduce in una peggiore qualità della superficie. Se il valore di h è paragonabile al valore di h_{\min} (Fig. 1b), il truciolo inizia a formarsi a causa dell'effetto di taglio nella zona di taglio primaria. Inoltre, la forza di taglio passiva specifica è elevata a causa dell'effetto di ploughing relativamente significativo. Nel caso in cui infine, h sia maggiore di h_{\min} (Fig. 1c), il truciolo si forma in modo continuo a causa della deformazione plastica stabile nella zona di taglio, mentre il materiale deformato elasticamente si ritrae. Questo meccanismo è il più vicino al meccanismo di rimozione del macro-chip di materiali quasi-omogenei

μ EDM

Il processo di microelettroerosione (μ EDM) prevede l'uso di scariche elettriche controllate per lavorare materiali conduttivi. In generale, la precisione di lavorazione dell'elettroerosione è molto elevata, nell'ordine di alcuni micrometri e la rugosità superficiale raggiungibile è R_z $0,4\mu\text{m}$. D'altra parte, il tasso di rimozione del materiale (MRR) dell'elettroerosione è più basso rispetto ad altri processi di lavorazione. Per questo motivo l'elettroerosione viene utilizzata soprattutto nella produzione di stampi dove devono essere lavorate forme complicate, microstrutture ad elevato rapporto di forma o materiali duri e con elevata precisione.[17] Il processo avviene in un'intercapedine riempita con un mezzo dielettrico, che è tipicamente un olio idrocarburico o acqua deionizzata. Questo mezzo dielettrico svolge un ruolo cruciale nel

mantenere le proprietà isolanti tra l'elettrodo utensile e il pezzo da lavorare, prevenendo effetti di elettrolisi che potrebbero danneggiare gli elettrodi durante il processo EDM.[18] Le caratteristiche principali di questo processo sono riportate in figura 2.3

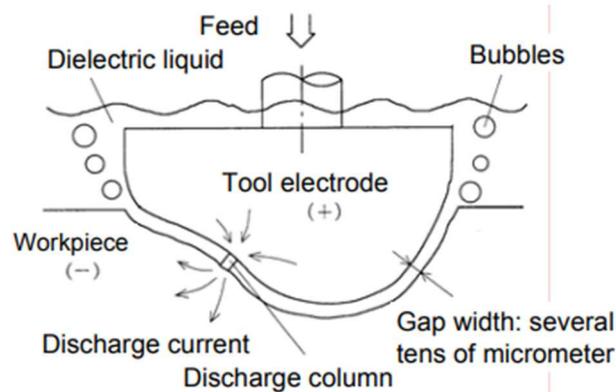


Figura 2.3 Elementi principali nel processo di μ EDM

Gli aspetti chiave del processo possono essere così riassunti:

1. Scariche ad Arco Impulsato:

- Il processo di lavorazione si basa su scariche ad arco impulsato che avvengono nell'intercapedine tra l'elettrodo utensile e il pezzo da lavorare.
- Queste scariche sono responsabili della rimozione del materiale dal pezzo, copiando essenzialmente la forma dell'elettrodo nel pezzo con un offset pari alla dimensione dell'intercapedine.

2. Mezzo Dielettrico:

- Il mezzo dielettrico riempie l'intercapedine e deve essere scelto con cura per garantire precisione nella lavorazione. È necessaria una piccola intercapedine (tipicamente 10-100 μ m) per ottenere una lavorazione precisa.
- Il dielettrico gioca anche un ruolo nel prevenire cortocircuiti, specialmente quando si utilizzano elettrodi sensibili alle vibrazioni o alla deformazione, come gli elettrodi a filo.

3. Innesco della Scarica:

- La scarica è innescata applicando un'alta tensione attraverso l'intercapedine, che deve essere sufficiente a superare la rigidità dielettrica del mezzo.

- Una volta che il dielettrico si rompe, si forma un canale di plasma tra gli elettrodi. Questo canale di plasma è altamente conduttivo e ad alta temperatura, facilitando così il processo di rimozione del materiale.

4. Rimozione del Materiale:

- La quantità di materiale rimossa per ogni scarica è molto piccola, rendendo necessaria un'alta frequenza di scariche (da 1.000 a 1.000.000 Hz) per ottenere una lavorazione efficiente.
- Ogni impulso corrisponde a un singolo evento di scarica, che avviene in una posizione specifica sul pezzo. L'effetto cumulativo di queste scariche porta al risultato di lavorazione desiderato. In figura 2.4 è possibile visualizzare le fasi del processo

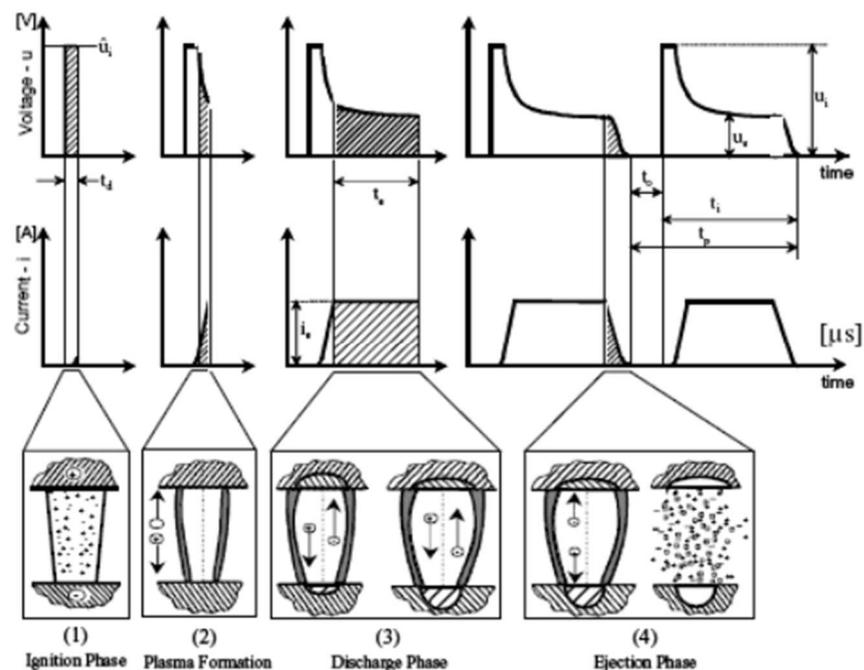


Figura 2.4 Fasi principali nel processo di μ EDM

LIGA

X-ray LIGA, acronimo tedesco di litografia, è un processo combinato che unisce l'elettroformatura, con il microstampaggio ad iniezione solitamente per ottenere substrati aventi microfeature ad elevato rapporto di forma. La parola LIGA indica difatti l'insieme delle

fasi del processo, da una parte volte alla prototipazione rapida di ricerca e dall'altra alla produzione di massa per applicazioni micromeccaniche, in primis per gli stampi a iniezione.

Il principio di tale processo è illustrato nella Fig. 2.5. Un flusso di fotoni a raggi X energetici passa attraverso una maschera litografica e irradia un polimero, solitamente PMMA nel caso di resist positivi o resine a base epossidica come il SU-8 nel caso di resist negativi. Viene trasferito quindi un pattern facendo passare il raggio attraverso una maschera riportante le forme geometriche delle microstrutture da replicare

Le strutture così ottenute vengono poi sviluppate mediante trattamento chimico organico, dissolvendo le regioni di resistenza a più basso peso molecolare.

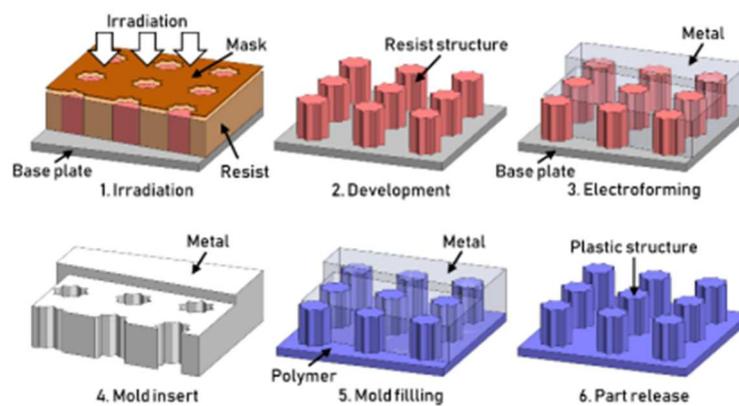


Figura 2.5 Fasi e componenti del processo di LIGA

Come sorgente di raggi X solo i sincrotroni sono in grado di fornire flussi fotonici tali da ottenere forme geometriche necessarie e piane per consentire condizioni di utilizzo pratiche e migliori.[19] Una volta ottenute le strutture litografiche, l'elettroformatura controllata permette la formazione di una matrice metallica, che può essere usata come inserto per il successivo stampaggio a iniezione nella produzione di massa o, al contrario, come struttura finale. Tuttavia, l'elettroformatura non è un processo che consente di ottenere prodotti esattamente piani, dunque è spesso richiesta una lucidatura finale delle superfici superiori per ottenere facce dell'oggetto parallele e per ottenere la funzionalità desiderata. Quale sia l'esatta catena di lavorazione da seguire varia a seconda del progetto e non esiste una regola generale

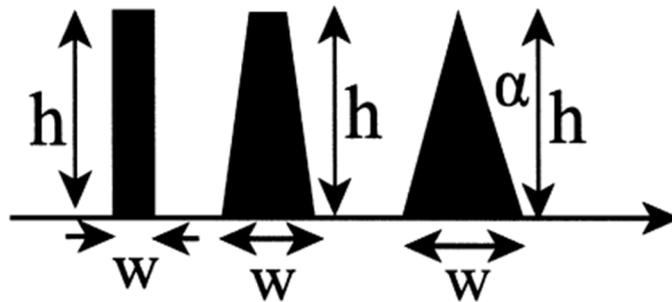


Figura 2.6 Parametri geometrici nella valutazione dell'aspect ratio nel processo di LIGA

Come mostrato in figura 2.6 esistono diverse definizioni di rapporto di forma (“*aspect ratio*” in inglese), la cui funzione è molto spesso quella di definire la qualità della replicazione delle microfeature del processo analizzato. La definizione più classica è quella a sinistra, dunque il rapporto h/w ovvero il rapporto altezza larghezza. Nel caso del micro-injection molding, tale definizione viene molto spesso utilizzata per confrontare il rapporto di forma delle microstrutture nello stampo, rispetto a quelle della parte da replicare. Altre definizioni includono anche l'angolo α di tale microfeature[19]

μ ADDITIVE MANUFACTURING – TPP

La polimerizzazione a due fotoni (TPP) è un metodo lay-by-lay e presenta grandi vantaggi nella produzione di micro/nanostrutture tridimensionali (3D) arbitrarie di vari materiali, come polimeri, materiali ibridi, ceramiche organicamente modificate. [20]

I fattori che influenzano l'accuratezza dell'elaborazione includono gli errori geometrici delle fasi di scansione 3D e gli errori di principio della TPP. Il TPP è noto come metodo lay-by-lay (fig. 2.7) e ogni strato è impilato dall'elemento fondamentale, i voxel. I voxel di dimensioni ridotte e la loro disposizione stretta favoriscono un'elevata accuratezza. L'accuratezza delle strutture polimerizzate con i fotoni dipende quindi dai voxel e dalla loro disposizione spaziale. Nella scrittura laser diretta (DLW), la risoluzione e la dimensione delle caratteristiche sono due concetti diversi che possono essere facilmente confusi. Il primo si riferisce alla distanza minima tra due strutture adiacenti ma separate.[21] L'utilizzo di tale tecnologia è

particolarmente adatta di un numero ridotto di pezzi come, ad esempio, gli inserti stampi per i microcomponenti. [22]

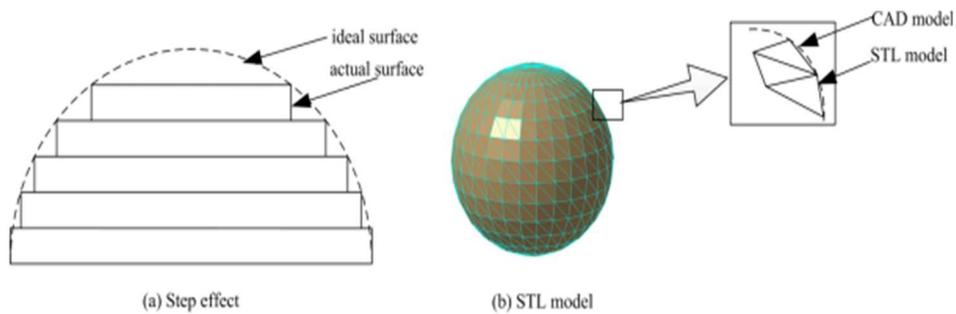


Figura2.7 Step effect nel μ ADDITIVE MANUFACTURING

FUNZIONALIZZAZIONE DELLE SUPERFICI

La funzionalizzazione delle superfici è l'atto di modificare la superficie di un materiale apportando caratteristiche fisiche, chimiche o biologiche diverse da quelle originariamente presenti sulla superficie di un materiale. Le caratteristiche che è possibile modificare sono di vario tipo e includono: rugosità, idrofilia, carica superficiale, la biocompatibilità e reattività

Una recente applicazione di microfeature in campo biomedico è l'utilizzo di microfori in plastica ad alta densità di area e basso rapporto di forma per ridurre significativamente il coefficiente di attrito contro la gomma. In particolare, il profilo della microfeature è un aspetto fondamentale per facilitare le operazioni di riporto e di estrazione e in figura 2.8 sono riportate alcune tipologie di microstrutture adoperate per la funzionalizzazione delle superfici. I risultati di questo studio forniscono indicazioni preziose per la riduzione dell'attrito tra gomma e plastica, in particolare, in particolare in applicazioni come le siringhe.[22]

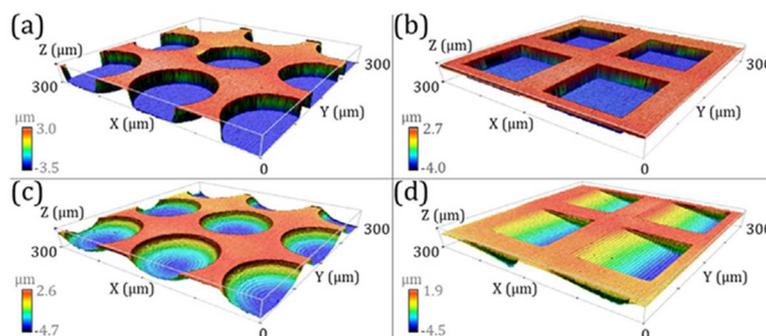


Figura 2.8 Tipologia di microfeature adottate per la funzionalizzazione delle superfici

Lo studio in analisi mostra come tale l'utilizzo di queste microfeature nella superficie più interne delle siringhe possano essere una valida alternativa alle siringhe che si affidano esclusivamente all'utilizzo di silicone sulla superficie interna della stessa per consentire allo stantuffo di muoversi con meno forza e di scivolare più agevolmente. L'introduzione di microfeature mediante texturizzazione, volte alla funzionalizzazione delle superfici può però compromettere la fase di estrazione del componente, infatti, l'estrazione è spesso causa di distorsioni e rotture di pezzi o utensili, e può anche influire sulla durata degli inserti stampo per la replicazione.[23] È quindi importante concentrarsi non solo sulla funzionalità delle microstrutture, ma anche sulla loro producibilità e replicabilità per uso industriale.

In questo studio la densità di superficie (o "area density" in inglese) ha avuto l'effetto più significativo sull'attrito, come è possibile osservare nel grafico 2.9. L'effetto principale dell'aumento della densità di superficie dal 5% al 50% è stato quello di ridurre il coefficiente di attrito dinamico (COF) del 36% tra plunger e siringa durante l'esecuzione dell'iniezione. Dopo una prima analisi sull'effettiva replicazione delle microstrutture è stato studiato come l'aumento della densità superficiale delle microstrutture su una data superficie diminuisca l'area di contatto reale tra la superficie micro texturizzata e la superficie di scorrimento opposta, riducendo per questo l'attrito tra le superfici di scorrimento.

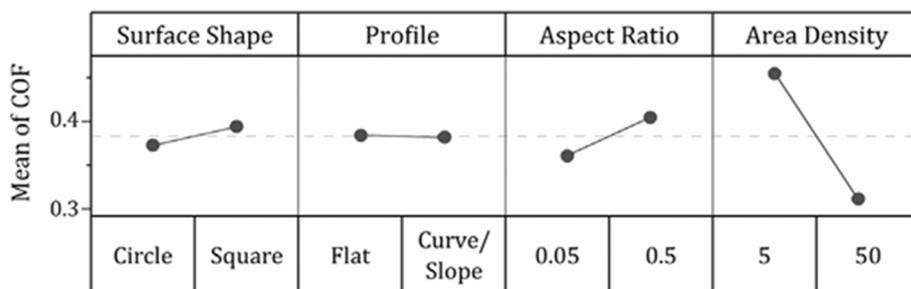


Figura 2.9 Fattori di maggior influenza nella riduzione del coefficiente d'attrito dinamico tra le superfici

A questo punto è possibile approfondire quale tipologia di microstruttura abbia l'effetto più benefico, non solo in termini di riduzione del coefficiente d'attrito dinamico, ma anche di minore forza di estrazione nel successivo processo di produzione mediante stampaggio ad iniezione. La forma geometrica di queste microfeature può essere di diverso tipo e quelle analizzate vengono riportate in figura 2.8.

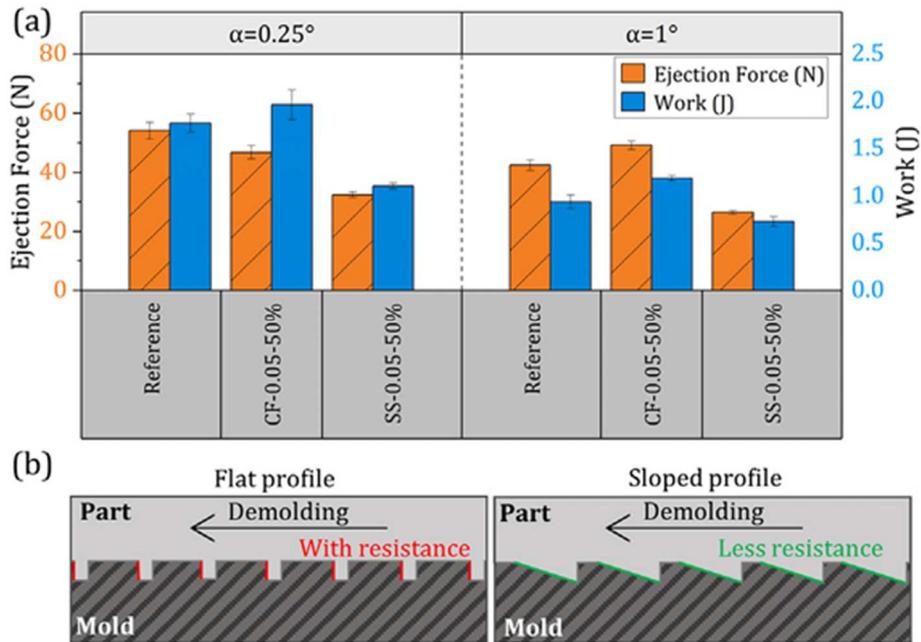


Figura 2.10 Effetti delle microstrutture sull'estrazione

Nel grafico 2.10 soprastante è stato confrontato l'impatto delle microstrutture sulla forza di estrazione. In particolare, sono state analizzate due tipologie di microstrutture ovvero cilindriche ("a" in figura 2.8) e microfeature di tipo "square-sloped" ovvero quadrate ad inclinazione fissa. Come mostrato in figura 2.10 (b) la seconda tipologia di microstrutture risulta essere notevolmente migliore in quanto favorisce maggiormente il demoulding rispetto all'utilizzo di microstrutture cilindriche.

FORZA DI ESTRAZIONE

Quando un pezzo replicato raggiunge una condizione in cui può rimanere stabile al di fuori dello stampo, viene forzatamente estratto o espulso dallo stampo di replicazione, generalmente utilizzando una serie di spine di espulsione.[24] È necessaria una forza applicata per superare le forze di resistenza che si sviluppano all'interfaccia tra il componente e lo stampo, principalmente a causa dell'attrito e dell'adesione.[25]

$$F = F_{adesione} + F_{deformazione}$$

Il calcolo dettagliato della forza di adesione è difficile perché l'adesione è una funzione delle proprietà della coppia di materiali e delle condizioni dell'interfaccia, come la struttura cristallina, l'orientamento cristallografico, la solubilità di un materiale nell'altro, l'affinità chimica, la pulizia della superficie, la temperatura, la durata del contatto e la velocità di separazione. [26] Come studiato da Schoenherr *et al* [27] gli strumenti per determinare questa componente sono ancora in fase di sviluppo e tendenzialmente tale componente viene studiata in funzione della tipologia di rivestimento superficiale di cui viene ricoperta la cavità. Alcune tipologie di rivestimenti utilizzati per la riduzione di tale contributo sono a base allumina Al_2O_3 o al nitruro di cromo CrN o anche a base carbonio DLC. [28][29]

La componente di deformazione dell'attrito è un effetto di massa influenzato dal grado di interazione meccanica tra l'utensile e il pezzo, dalla velocità relativa delle superfici e dalla distribuzione complessiva della pressione. Tutte le superfici, infatti, presentano un certo livello di rugosità superficiale generando quindi un certo incastro meccanico “*mechanical interlocking*” che si verifica quando il materiale durante la fase di riempimento entra in vuoti, pori o altre imperfezioni della topografia superficiale derivanti dalla lavorazione degli utensili di replica. Delaney *et al* [30] hanno raccolto quali sono le cause principali di problemi durante la fase di estrazione nel micro-injection molding (fig. 3.1); dunque, su quali aspetti bisogna agire per cercare di ridurle:

- ottimizzare la progettazione del pezzo e dell'utensile,

- ridurre la forza normale (sollecitazione dovuta alla totalità del ritiro),
- ottimizzare le proprietà relative del materiale utensile e pezzo,
- ottimizzare la topografia della superficie: (principalmente la rugosità superficiale all'interfaccia inserto-componente),
- ottimizzare la bagnabilità/le energie superficiali (attraverso, ad esempio, dei rivestimenti superficiali),
- minimizzare la carica elettrostatica,-
- ridurre la presenza o l'effetto dell'umidità.

Component of friction	Mechanism	Principle of solution	Implementation stage	Specific implementation of solution
Deformation component of friction	Mechanical interlocking	Optimise the part and tool designs	Product design	Add draft angle, constant wall thickness, etc.
			Product design	Increase part stiffness
			Product design	Sacrificial stress barrier
			Tool design	Add draft angle
			Tool design	Increase tool stiffness
			Tool design	Ejector pin layout
			Tool design	Ejection alternatives such as ultrasonics
	Reduce normal force (thermal shrinkage stress)	Product/tool material	Material (shrinkage)	
		Product/tool material	Material (filler, etc)	
		Processing parameters	Demolding temperature	
		Processing parameters	Replication pressure	
	Hysteresis	Optimise relative tool/part properties & replication process parameters	Product/tool material	Material combinations
			Product/tool material	Replicating material
			Product/tool material	Material viscosity
			Processing parameters	Process temperature
			Processing parameters	Demolding temperature
Processing parameters			Demolding rate	
Ploughing	Optimise surface topography (no surface coatings)	Tool fabrication	Finishing process	
		Tool fabrication	Finish direction	
		Tool fabrication	Machining	
		Tool fabrication	Chemical polishing	
Adhesion component of friction	Thermo-dynamics/chemical/kinetic	Optimise wettability/surface energies (including surface coatings)	Tool design	Tool coating/surface finish
			Tool design	Release agent
			Tool fabrication	Tool coating/surface finish
			Product/tool material	Tool material choice
			Product/tool material	Part material choice
			Processing Parameters	Tool cleaning
	Electrostatic	Minimise potential difference	Tool design	Proper grounding
			Tool design	Minimise oxide formation
			Product/tool material	Material selection
	Capillary attraction	Reduce presence or effect of moisture	Processing parameters	Dry processing material
Processing parameters			Humidity of molding area	

Figura 3.1 Fattori d'influenza nell'estrazione di componenti prodotti per injection molding

La presenza di un numero così grande di meccanismi e fattori che influenzano la forza di estrazione nel processo di microstampaggio ad iniezione rende evidente come sia necessario cercare di implementare modelli numerici per la predizione di tale forza di estrazione. In particolare, nonostante siano stati compiuti notevoli progressi nella simulazione agli elementi finiti del riempimento plastico dello stampo (analisi del riempimento dello stampo), è stata dedicata molta meno attenzione alla simulazione dell'espulsione. L'analisi dell'espulsione è comunque un passo importante nella progettazione degli stampi a iniezione. Le forze di espulsione, le sollecitazioni e le deformazioni durante l'espulsione sono difficili da stimare senza modelli analitici accurati (sviluppati però nella maggior parte dei casi per geometrie semplici assialsimmetriche) accompagnate però anche da rigorose analisi agli elementi finiti.[31] [32]

MODELLI INIZIALI SULLA FORZA DI ESTRAZIONE

Durante la fase di raffreddamento, la differenza nei coefficienti di espansione termica tra il polimero e l'acciaio (rispettivamente $0.6-1.4 \cdot 10^{-4} K^{-1}$ e $12 \cdot 10^{-6} K^{-1}$) induce la formazione di una pressione di contatto tra la componente polimerica e il core in acciaio. Questo fenomeno si verifica perché il polimero, avendo un coefficiente di espansione termica maggiore, si contrae più dell'acciaio durante il raffreddamento, generando così tensioni interne tra i due materiali. Per questo motivo, nella fase di estrazione del pezzo dallo stampo, è necessario superare le forze di attrito create da questa pressione di contatto per assicurare una corretta separazione del pezzo dallo stampo.[33] È possibile determinare la forza di attrito qualora il coefficiente d'attrito, l'area di contatto e la pressione all'interfaccia tra polimero e core siano note, grazie alla formula di Coulomb

$$F_a = \mu \cdot P \cdot A$$

Il prodotto tra pressione di contatto e l'area corrisponde ad una forza avente direzione normale alla superficie F . La presenza di un certo angolo di sforno θ porta invece ad avere una componente F_z che si sviluppa lungo la direzione di estrazione e che aiuta di fatto nell'eiezione. Aumentando l'angolo di sforno la forza di estrazione complessiva tenderà a diminuire. La presenza della forza normale F causa però anche una forza di attrito che si sviluppa in direzione

parallela alla superficie e che ne impedisce l'estrazione, come è possibile visualizzare in figura 3.2. La forza di estrazione netta sarà dunque pari alla differenza tra la componente della forza d'attrito lungo la direzione d'estrazione (z in figura) e la componente in z della forza normale.

$$F_{es} = f_z - F_z$$

L'equazione è riscrivibile come

$$F_{es} = F \cdot (\mu \cos(\theta) - \sin(\theta))$$

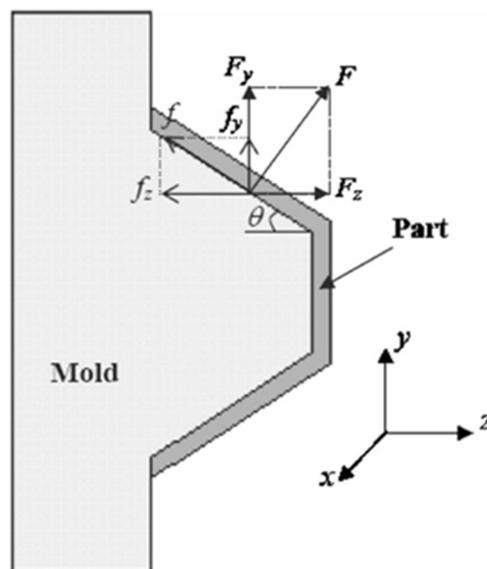


Figura 3.2 Principali forze agenti durante l'estrazione

Forze di estrazione eccessive possono causare difetti superficiali, deformazioni e persino la rottura del componente. Pertanto, uno degli obiettivi principali nella progettazione dello stampo e del componente è ridurre l'attrito tra il pezzo e lo stampo, oltre a progettare un sistema di estrazione che minimizzi lo stress sul componente. È consigliabile, perciò posizionare gli estrattori vicino ai punti dove l'attrito è maggiore. Nello stampaggio tradizionale, questi punti sono solitamente dove le nervature di rinforzo incontrano le spine per i fori. Tuttavia, la posizione degli estrattori è spesso influenzata da esigenze estetiche più che funzionali, e la grande superficie dei componenti offre una certa flessibilità nella scelta dei punti di estrazione.

Nel micro-IM, le zone di massima interazione tra il pezzo e lo stampo sono spesso le superfici funzionali del componente, dove non è possibile posizionare gli estrattori per preservarne la funzionalità. Questo richiede di collocare il sistema di estrazione in posizioni meno ideali, rendendo più difficile il distacco del pezzo stampato.

Di solito, gli estrattori vengono posizionati vicino al perimetro del pezzo (fig. 3.3), ma ciò può causare deformazioni eccessive, specialmente nei componenti sottili o con geometrie complesse, compromettendo la qualità e richiedendo potenzialmente rilavorazioni, con conseguenti aumenti di costi e tempi di produzione. Per prevenire questi problemi, è importante analizzare attentamente le forze di estrazione durante la progettazione e ottimizzare il layout degli estrattori, magari utilizzando software di simulazione per identificare le aree critiche.

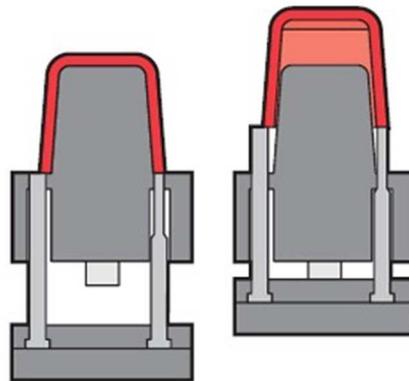


Figura 3.3 Tipica modalità di estrazione adottata per componenti scatolati

COEFFICIENTE D'ATTRITO

Quando ci si avvicina al coefficiente d'attrito ci si può riferire al coefficiente d'attrito statico o dinamico. La situazione iniziale di attrito statico viene descritta utilizzando un coefficiente di attrito statico, il cui valore è ottenuto dalle misurazioni della forza nella fase iniziale o di primissimo distacco. Il movimento successivo della parte viene descritto utilizzando il coefficiente di attrito dinamico, che rappresenta l'attrito incontrato una volta che la parte è già in movimento. Questo coefficiente dinamico è generalmente inferiore a quello statico, riflettendo la ridotta resistenza al movimento dopo il distacco iniziale.[34] Il coefficiente d'attrito spesso non è noto con precisione perché è sensibilmente influenzato dalla rugosità

dello stampo ma anche dai parametri di processo quali la temperatura del fuso e la pressione di impaccamento. Secondo Correia et al il coefficiente d'attrito è influenzato complessivamente da tre fenomeni fisici: deformazione delle asperità superficiali, adesione e solcatura (ploughing) [35]. Il coefficiente complessivo sarà quindi dato dalla media pesata delle tre componenti:

$$\mu = W_{def} \cdot \mu_{def} + W_{ad} \cdot \mu_{ad} + W_{sol} \cdot \mu_{sol}$$

Dove W_{def} , W_{ad} , W_{sol} sono i contributi associati alle varie componenti.

Nel dettaglio queste tre fenomeni consistono in:

- 1) Deformazione: La presenza di tale componente è dovuta alla deformazione delle asperità durante l'estrazione. Il peso di questo fattore aumenta decisamente e diventa predominante quando la rugosità superficiale dello stampo assume valore elevati, tendenzialmente superiori a $2 \mu\text{m}$, in quanto il polimero replica fedelmente la finitura dello stampo e per poter estrarre il pezzo è necessario rompere le asperità (fig. 3.4)

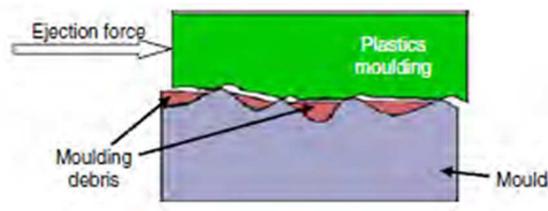


Figura 3.4 Modalità di deformazione delle asperità durante l'estrazione[36]

- 2) Solcatura: secondo questo meccanismo sono le asperità della superficie dello stampo a deformare il materiale (fig. 3.5). Tale fenomeno è complementare al precedente in quanto possono essere ritenute originarie dalla stessa causa, la rugosità superficiale.

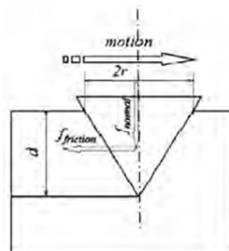


Figura3.5 Effetto della solcatura durante l'estrazione[36]

- 3) Adesione: Questa componente è dovuta all'interazione chimica tra le due superfici in gioco (fig. 3.6). Al contrario della deformazione questo contributo diventa principale per basse rugosità quando per esempio la superficie dello stampo viene sottoposta a lappatura

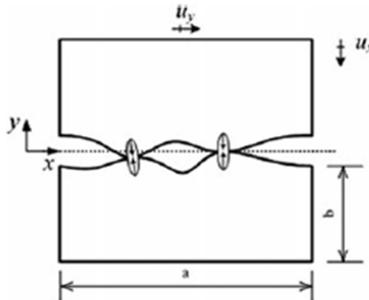


Figura 3.6 Modalità di adesione durante l'estrazione[36]

Pontes et al hanno dunque studiato come cambia il coefficiente d'attrito al variare della rugosità superficiale per verificare se effettivamente per basse rugosità al di sotto di $0,2 \mu\text{m}$ la componente dovuta all'adesione sia effettivamente presente (fig. 3.7). I risultati mostrano come in effetti si raggiunga un punto di minimo del coefficiente d'attrito per finiture comprese tra i $0,5$ e $2 \mu\text{m}$ mentre per valori minori di questo range la componente di adesione provochi un aumento di tale coefficiente. Al di sopra di tale range la componente di deformazione torna essere quella prevalente [35]. Venne incluso nello studio anche l'effetto della temperatura sul coefficiente d'attrito.

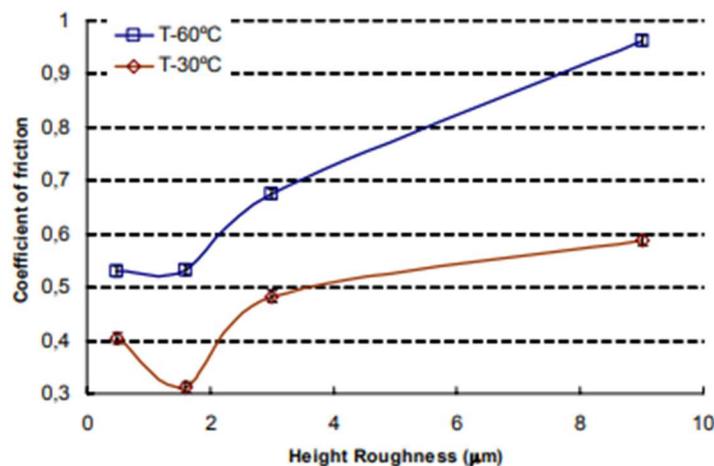


Figura 3.7 Andamento del coefficiente d'attrito all'aumentare della rugosità [35]

La norma ISO 8295 stabilisce il metodo per determinare il coefficiente di attrito di film e lastre di plastica. Il concetto di un'apparecchiatura per test di attrito si basa sul movimento relativo

di materiali plastici su substrati tendenzialmente metallici ed un esempio è mostrato in figura 3.8:

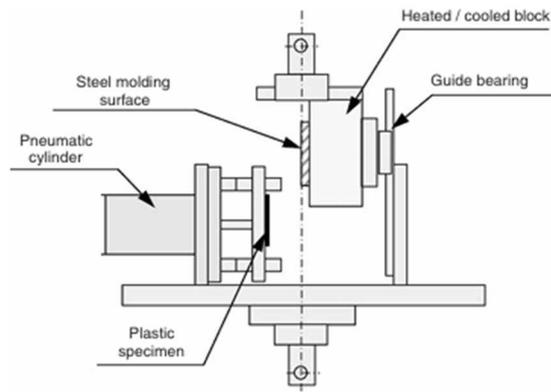


Figura 3.8 Dispositivo per i test d'attrito utilizzati per i materiali polimerici

In modo analogo uno studio condotto su geometrie aventi angolo di sforno nullo condotto da parte di Sasaki et al [37] dimostra come in accordo con il coefficiente d'attrito la forza di estrazione sia notevolmente influenzata dalla rugosità. È possibile notare nelle figure 3.9 e 3.10 come esista un valore di rugosità alla quale le forze di estrazione risultano minime. Tale valore si colloca a seguito dei valori di rugosità dove prevale il meccanismo di adesione. Aumentando poi la rugosità oltre questo punto di ottimo in generale la forza di estrazione inizia ad aumentare a seguito della deformazione delle asperità. Il valore numerico di tale rugosità non è conosciuto a priori e dipende da una grande quantità di fattori, quali il materiale in questione e i parametri di processo.

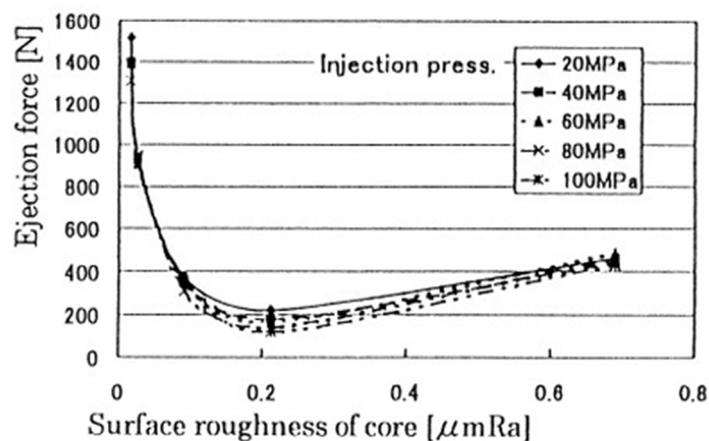


Figura 3.9 Curva forza di estrazione-rugosità per il PP [37]

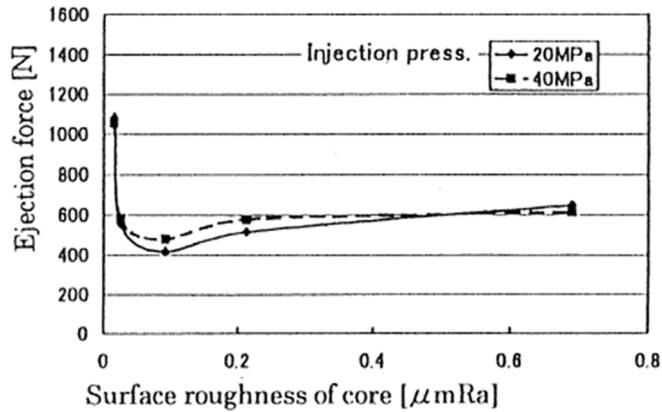


Figura 3.10 Curva forza di estrazione-rugosità per il PMMA [37]

L'utilizzo della sola rugosità media come parametro caratterizzante del coefficiente d'attrito e dunque della forza di estrazione nel processo di micro-injection molding è troppo generale per descrivere l'influenza della finitura superficiale sulla forza di estrazione. [38] L'adozione di altri parametri quali Rvk e RpK permette di avere un'informazione più completa sull'influenza della finitura superficiale sulla forza di estrazione [39]

È possibile studiare come anche la tecnologia adottata per la produzione dello stampo influenzi i parametri di rugosità e dunque influenzi le forze di estrazione a seconda dei parametri imposti nel processo, come è possibile osservare in figura 3.11 e 3.12.

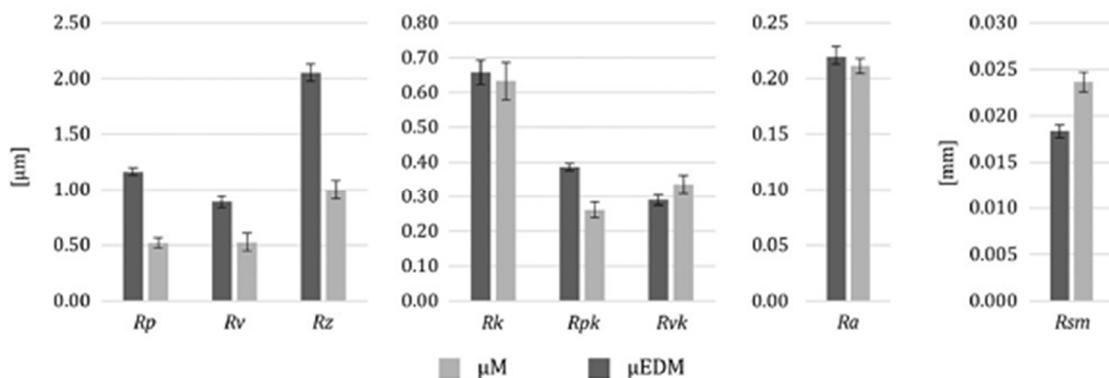


Figura 3.11 Tipiche rugosità dello stampo ottenute mediante microfresatura e μEDM

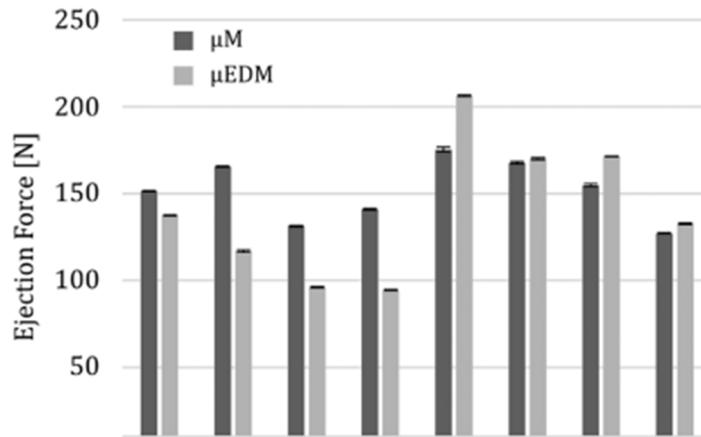


Figura 3.12 Confronto tra le forze di estrazione misurate su stampi realizzati per microfresatura e μEDM [38]

INFLUENZA DEI PARAMETRI DI PROCESSO SULLA FORZA DI ESTRAZIONE

Molti studi in letteratura si sono concentrati sull'influenza dei parametri di processo sulla forza di estrazione. La tecnica maggiormente utilizzata in questi casi è il DOE (*Design of experiment*). Questa metodologia è utile per pianificare, eseguire, analizzare e interpretare esperimenti in modo sistematico. Il suo obiettivo principale è comprendere le relazioni tra i fattori che influenzano un processo o un sistema e gli output di quel processo o sistema. Attraverso il DOE, è possibile identificare quali variabili hanno il maggior impatto sugli output e ottimizzare il processo in modo efficiente.[40] Tendenzialmente gli step da seguire prevedono l'identificazione dei fattori ovvero delle variabili indipendenti prese in analisi per poi passare all'osservazione della risposta ovvero la variabile dipendente presa come output. Il DOE consente di studiare non solo l'effetto individuale di ciascun fattore, ma anche come i fattori interagiscono tra loro e come queste interazioni influenzano l'output.

Con il DOE viene quindi studiato come viene influenzata la forza di estrazione al variare dei parametri di processo. Secondo la maggior parte degli studi i due parametri che influenzano maggiormente l'estrazione sono:[5][31] [38] [41]

- Temperatura dello stampo: T_m
- Pressione di impaccamento: p_h

Gli altri parametri di processo quali la velocità di iniezione e la temperatura del fuso polimerico, nonostante siano parametri importanti perché interessano notevolmente la replicazione del componente, hanno invece un'influenza ridotta sulla forza di estrazione, come evidenziato dagli studi di Griffiths et al[41] in figura 3.13. L'aumento incondizionato della temperatura del polimero poi porta ad effetti negativi quali la degradazione termica del materiale

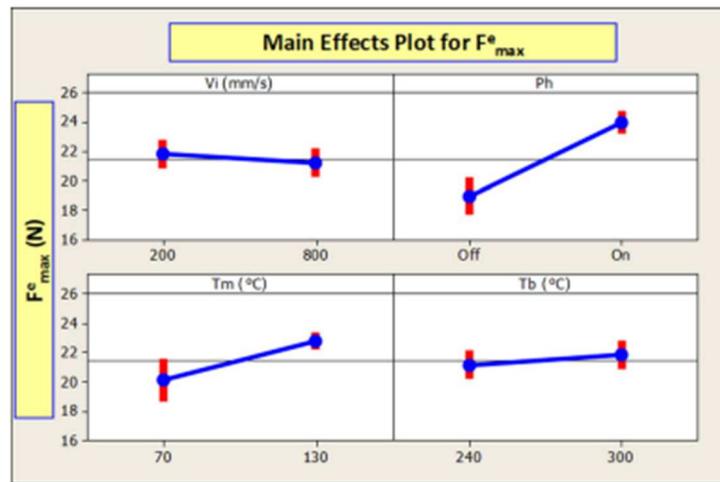


Figura 3.13 Influenza dei parametri di processo sul picco della forza di estrazione [41]

L'influenza effettiva di come la temperatura dello stampo agisca sulle forze di estrazione non è però di così semplice valutazione. Infatti, se da una parte aumentando T_m migliora la replicazione, in quanto il polimero fuso copia più fedelmente la geometria dello stampo e più in particolare l'andamento della superficie stampo in particolare quello imposto dalle asperità. Dall'altra parte però l'aumento della temperatura dello stampo in fase di estrazione rende il polimero più deformabile, e ciò è dettato dalla riduzione delle proprietà meccaniche, in primis il modulo elastico. Questi due effetti opposti rendono evidente il motivo per cui il DOE venga utilizzati in tali studi. È chiaro che in tutto ciò poi subentrano altri fattori come ad esempio il materiale studiato. Il polipropilene, ad esempio, mostra una riduzione delle forze all'aumento della temperatura dello stampo, come mostrato in figura 3.14 ; al contrario per il COC alcuni studi mostrano un aumento della forza di estrazione a causa dell'acuirsi dell'effetto di mechanical interlocking. [31]

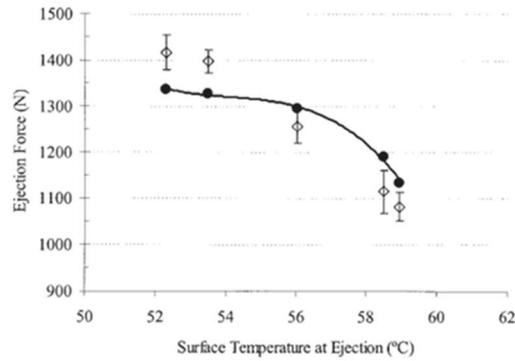


Figura 3.14 Curva forza-temperatura stampo [35]

Considerazioni analoghe valgono per la pressione di impaccamento (fig. 3.15 e 3.16). All'aumento di p_h si ha aumento dell'interlocking meccanico tra le due superfici anche se quando i valori iniziano a crescere ancora le forze di estrazione tendono infine a diminuire

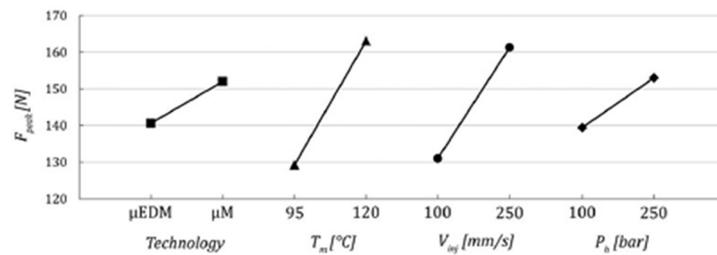


Figura 3.15 Confronto tra l'influenza dei parametri di processo [38]

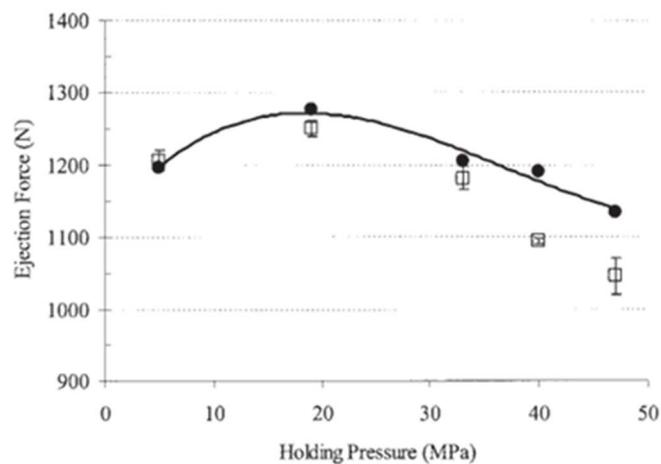


Figura 3.16 Curva forza-pressione di impaccamento [35]

Infine, anche il tempo di impaccamento, così come la velocità di iniezione e la temperatura del fuso ha un'influenza ridotta e solitamente non viene presa in analisi come variabile

indipendente negli studi riguardanti la dipendenza della forza di estrazione ai parametri di processo.

MODELLI ANALITICI E NUMERICI PER IL CALCOLO DELLA FORZA ESTRAZIONE

I modelli analitici presenti in letteratura per il calcolo delle forze di estrazione si rifanno prevalentemente a geometrie assialsimmetriche come il componente cilindrico cavo mostrato in figura 3.17 .

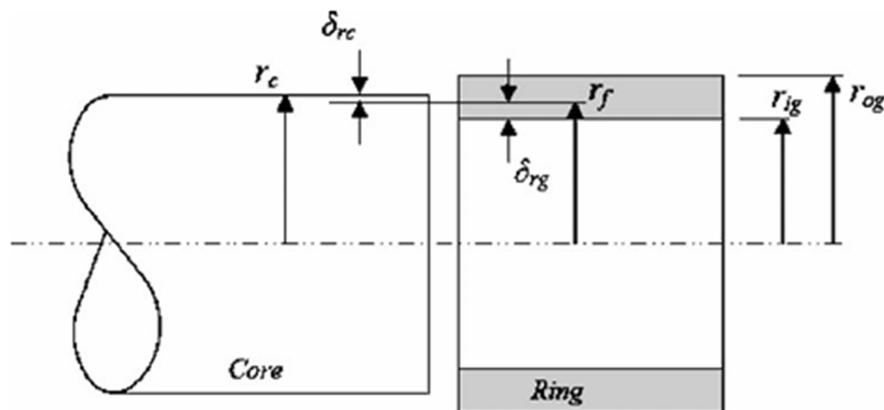


Figura 3.17 Analisi delle deformazioni subite da un ring durante l'estrazione [34]

Le proprietà meccaniche del componente vengono assunte isotrope, dunque omogenee nell'intero volume. Sebbene possa verificarsi una certa anisotropia dovuta allo stampaggio, specialmente nei polimeri termoplastici rinforzati con fibre, questo effetto è relativamente piccolo e spesso ignorato quando si studiano materiali non rinforzati, come i semplici polimeri. [34] Alla fine del ciclo di stampaggio a iniezione, si sviluppa quindi una pressione di contatto, p , tra l'anello stampato e il nucleo a causa della limitazione del ritiro dell'anello imposta da parte del nucleo. Supponendo che questa pressione di contatto sia uniforme, la forza di reazione totale può essere espressa come:

$$F_N = p(2\pi r_f L)$$

dove L è la lunghezza della superficie dove agisce la pressione e r_f il raggio finale dell'anello nella condizione in cui è ancora accoppiato al core. Più nel dettaglio il diagramma del bilancio delle forze agenti nell'istante precedente all'estrazione è quello in figura 3.18:

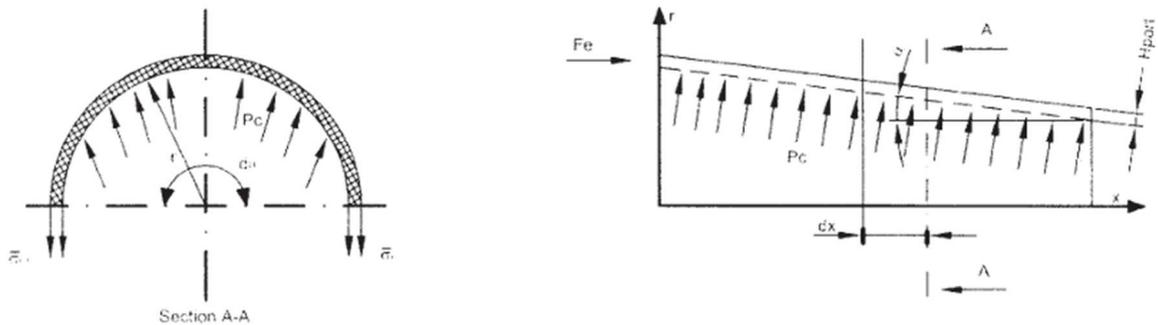


Figura 3.18 Tensioni agenti su un componente durante l'estrazione [31]

A questo punto a causa dello shrinkage differente tra l'anello e il core le due parti sono sottoposte a due deformazioni radiali differenti. È possibile valutare la deformazione radiale dell'anello come:

$$\delta_{rg} = \frac{r_f \cdot p}{E_g} \left(\frac{r_{og}^2 + r_f^2}{r_{og}^2 - r_f^2} + \nu_g \right)$$

In tale equazione E_g e ν_g sono rispettivamente il modulo elastico tangenziale e di Poisson del materiale di cui è realizzato l'anello mentre r_{og} è il raggio esterno dell'anello a seguito dell'estrazione.

La deformazione del core sarà invece:

$$\delta_{rc} = -\frac{r_f \cdot p}{E_c} (1 - \nu_c)$$

E_c e ν_c sono rispettivamente il modulo elastico tangenziale e di Poisson del core. Infine, il rapporto tra le due sarà:

$$\frac{\delta_{rg}}{\delta_{rc}} = \frac{E_g}{E_c} \frac{\nu_c - 1}{\left(\frac{r_{og}^2 + r_f^2}{r_{og}^2 - r_f^2} + \nu_g \right)}$$

A questo punto sarà necessaria la misurazione delle deformazioni radiali per la determinazione della pressione p . È possibile procedere sia utilizzando l'equazione sopra o sotto tuttavia, è preferibile utilizzare δ_{rg} in quanto ci si aspetterà di avere una deformazione maggiore all'anello polimerico piuttosto che al core generalmente metallico dato il modulo elastico decisamente maggiore. Proprio per questo, dato che δ_{rc} avrà un valore plausibilmente ridotto è possibile dire che $r_f^2 \approx r_c^2$ ovvero che i quadrati del raggio del core e del raggio interno dell'anello accoppiato allo stampo sono valori molto simili e dunque che

$$r_f = r_{ig} + \delta_{rg} = r_c + \delta_{rc}$$

La combinazione delle equazioni delle deformazioni radiali con quest'ultima porta a dire che:

$$r_f = r_c + \frac{E_g \cdot (\nu_c - 1) (r_c - r_{ig})}{E_c \cdot \left(\frac{r_{og}^2 + r_f^2}{r_{og}^2 - r_f^2} + \nu_g \right)}$$

Calcolando il raggio finale e ponendolo nell'equazione iniziale è possibile determinare la forza di reazione normale del core previa la misurazione delle deformazioni radiali reali δ_{rg} o δ_{rc} (dal quale si può ottenere il valore della pressione p). Infine, previa la conoscenza del coefficiente d'attrito è possibile determinare la forza di estrazione come:

$$F_E = \mu F_N$$

Il metodo analitico qui proposto può però essere integrato con simulazioni numeriche. Da queste, infatti, è possibile ottenere i valori delle deformazioni radiali senza passare attraverso la misurazione degli spostamenti reali attraverso l'utilizzo di software specifici quali Autodesk Moldflow. Masato *et al* proposero quindi un approccio integrato per la valutazione delle forze

di attrito nel processo di microstampaggio. [42] Il flow chart adottato è qui mostrato in figura 3.19:

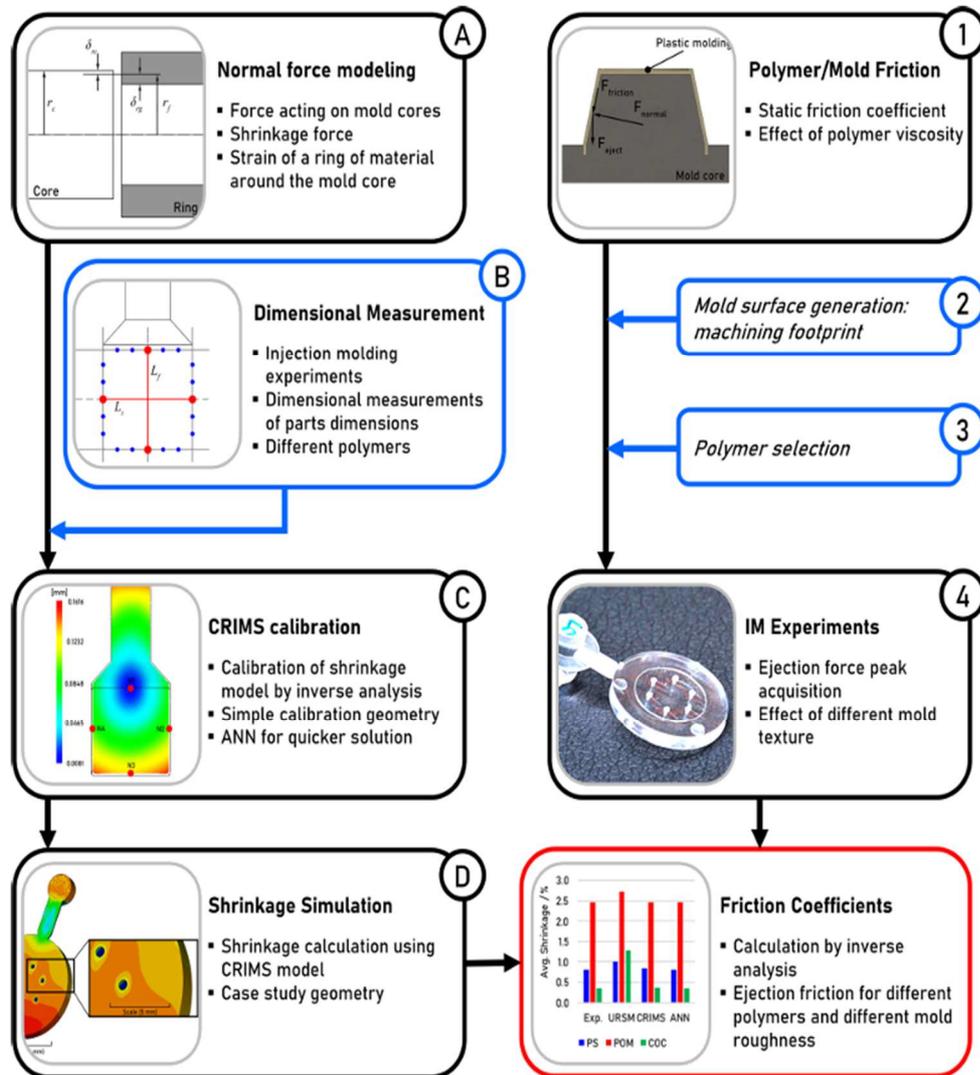


Figura 3.19 Flow chart adottato per l'ottenimento dei coefficienti d'attrito mediante approccio numerico-sperimentale[42]

Dopo una prima modellazione analitica della forza normale sono stati eseguite delle misurazioni dimensionali per validare i risultati numerici e sperimentali, in riferimento al ritiro volumetrico di componenti realizzati in tre diversi materiali: PS, POM e COC. In Autodesk Moldflow, vengono proposti diversi modelli per calcolare il ritiro del polimero a causa delle distribuzioni di pressione e temperatura durante il processo. Il modello più accurato è il modello 'Corrected Residual In-Mold Stress' (CRIMS). [42][43] Il calcolo del ritiro nel modello CRIMS si basa sulle seguenti equazioni:

$$\varepsilon_{11}^{(c)} = a_1 \varepsilon_{11}^{(p)} + a_2 \varepsilon^0 + a_3$$

$$\varepsilon_{22}^{(c)} = a_4 \varepsilon_{22}^{(p)} + a_5 \varepsilon^0 + a_6$$

Dove $\varepsilon_{11}^{(c)}$ e $\varepsilon_{22}^{(c)}$ sono i valori corretti della deformazione principale nelle direzioni parallela e perpendicolare al flusso, mentre $\varepsilon_{11}^{(p)}$ e $\varepsilon_{22}^{(p)}$ sono i valori previsti della deformazione principale nelle due direzioni. ε^0 è il valore della deformazione legata agli effetti di orientamento. I parametri CRIMS, a_1, \dots, a_6 sono coefficienti determinati tramite un'analisi inversa per adattare le tensioni residue ai valori di ritiro ottenuti da esperimenti di stampaggio a iniezione. L'utilizzo di tale metodo richiede quindi una calibrazione preventiva eseguita in geometrie in cui risulta più semplice quantificare lo shrinkage, come quelle in figura 3.20:

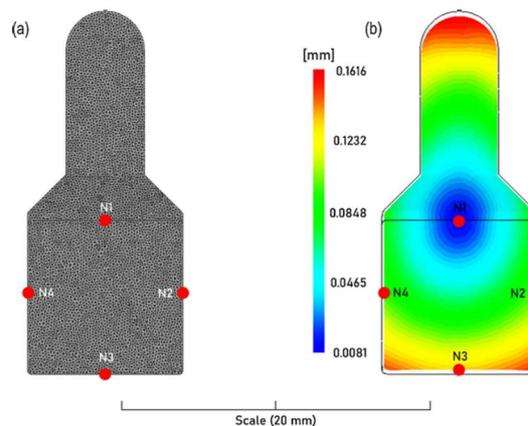


Figura 3.20 Esempio di valutazione dello shrinkage di un componente mediante Moldflow Insight 2019 [42]

Viene lanciata quindi una sequenza di analisi Fill+Pack+Warp e il risultato dello shrinkage è stato utilizzato per valutare lo spostamento e dunque la forza normale. Il componente e la mesh utilizzata nella simulazione numerica per la valutazione del ritiro volumetrico è mostrato in figura.

Dall'acquisizione del picco della forza di espulsione e il calcolo della forza normale ottenuta integrando in essa risultati forniti dalle simulazioni numeriche dello shrinkage in Moldflow si è potuto valutare il coefficiente d'attrito statico. I risultati confermano come questo sia in effetti molto influenzato dalla rugosità superficiale dell'inserto (figura 3.21).

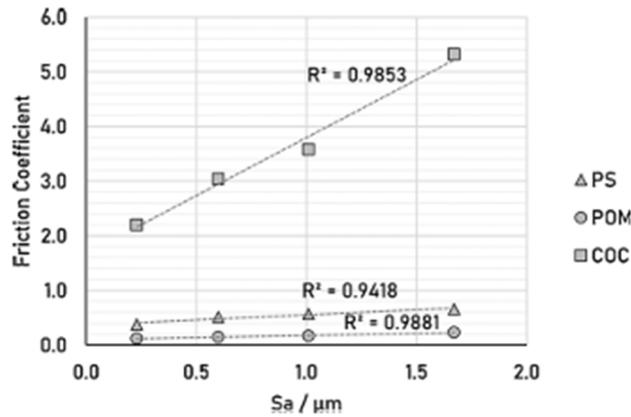


Figura 3.21 Curva coefficienti d'attrito-rugosità per tre differenti tipologie di materiali PS , POM e COC [42]

Simulazioni sulla forza di estrazione su componenti scatolati furono eseguiti da Bakharev et al [32] Lo studio mira a simulare la fase di espulsione nello stampaggio a iniezione utilizzando una combinazione di analisi a elementi finiti. Questa simulazione include sia la fase di riempimento dello stampo che il comportamento meccanico durante l'espulsione, La fase di espulsione, in cui gli estrattori spingono i pezzi stampati fuori dallo stampo, è cruciale e il loro layout influenza notevolmente. Se non viene analizzata correttamente, questa fase può causare difetti come segni di espulsione, maggiore deformazione (warpage) o addirittura il fallimento dei perni di espulsione. Vennero perciò studiate le forze d'estrazione e le tensioni equivalenti di Von Mises a seconda di tre differenti disposizioni degli estrattori “by the top” , “by the bottom” e non bilanciata, mostrati in figura 3.22:

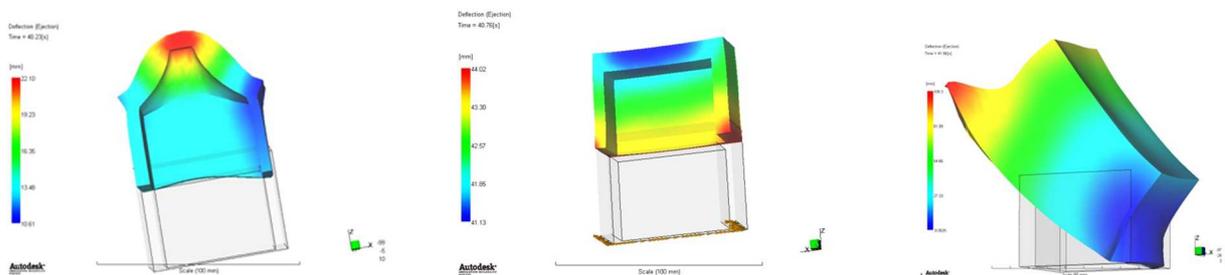


Figura 3.22 Differenti modalità di estrazione per componenti scatolati [32]

Lubrication	Ejector configuration	Total ejection forces, kN		Maximal Von Mises stress in the molding, MPa
		By equation /5/	By finite element analysis	
No	“By the top”	23	100	490
No	“By the bottom”	23	22	88
No	“Unbalanced”	23	135+	3100+
Yes	“By the top”	10	22	96
Yes	“By the bottom”	10	12	68
Yes	“Unbalanced”	10	15	350

Tabella 3.1 Forze di estrazione stimate mediante differenti tipologie di estrattori[32]

I risultati riportati in tabella 3.1 mostrano come l'utilizzo di estrattori posti in prossimità del perimetro del pezzo risulta essere la scelta migliore perché garantisce la minimizzazione sia delle forze che delle tensioni di Von Mises in gioco.

Nell'ottica dell'utilizzo di software numerici per la valutazione e predizione delle forze di estrazione possono essere inclusi nello studio software commerciali per il calcolo strutturale come ad esempio ANSYS™. È possibile apprezzare la bontà dell'utilizzo di software agli elementi finiti nella valutazione delle forze di estrazione in numerosi studi presenti in letteratura. Bhagavatula *et al* [44] hanno realizzato uno studio il cui scopo è il confronto tra risultati analitici e numerici. Il componente da loro studiato è un contenitore cilindrico mostrato in figura 3.23:

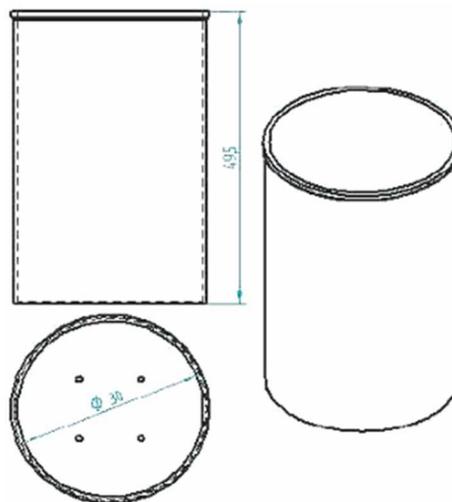


Figura 3.23 Componente studiato mediante simulazioni termo-strutturali su Ansys [44]

Le simulazioni sono state eseguite utilizzando le versioni Moldflow™ Plastics Insight 3.0 e ANSYS™ 6.1 . Moldflow™ in particolare, è stato utilizzato per eseguire analisi di riempimento, impaccamento e deformazione e i risultati di questa simulazione sono stati usati per prevedere, la temperatura, il profilo di pressione, il ritiro lineare e le regioni di deformazione o

rottura del pezzo. ANSYS™ è stato poi applicato alla previsione delle forze di espulsione basate sulla storia termica e di pressione fornita dalle analisi Moldflow™.

Le analisi in Moldflow™ sono state divise in due esecuzioni separate. La prima esecuzione si è basata sulle temperature raccomandate da Moldflow™; la seconda esecuzione invece, si è basata sulle temperature di fusione e stampo identificate in base all'analisi di una finestra di stampaggio consigliata dal produttore dei materiali

Il confronto tra queste due esecuzioni ha mostrato che le condizioni della seconda esecuzione forniscono condizioni di processo molto migliori rispetto alla prima esecuzione. Questo potrebbe essere attribuito al fatto che la pressione di iniezione nella prima esecuzione è molto più bassa rispetto a quella nella seconda esecuzione.

ANSYS™ è stato utilizzato per applicare il profilo di temperatura ottenuto dalla seconda esecuzione in combinazione con un'analisi strutturale per ottenere le forze di espulsione. È stato preparato un modello solido utilizzando il preprocessore di ANSYS™. L'elemento scelto è un elemento tetraedrico a dieci nodi, che è stato utilizzato sia per la mesh sia del contenitore che del nucleo dello stampo, basandosi sulle proprietà dei materiali assegnati loro. È stato poi imposto un vincolo di contatto necessario per calcolare le varie sollecitazioni sviluppate a causa dell'interazione tra il contenitore e il nucleo. Queste includono gli effetti di attrito e la pressione di contatto sviluppata a causa del ritiro. Le proprietà del materiale per il polimero e lo stampo sono state fornite come input prima che i pezzi venissero meshati. Proprietà come il calore specifico sono necessarie per risolvere il problema del cambiamento di fase, mentre il modulo di elasticità è richiesto per il problema dell'espulsione.

È stata quindi impostata un'analisi termo-strutturale. Lo scopo della parte termica è stato quello di eseguire la mappatura dei risultati della temperatura ottenuti dall'analisi Moldflow™ agli elementi corrispondenti nel modello ANSYS™. Sono stati selezionati cinque nodi lungo la lunghezza del contenitore a spaziatura uguale. Questa è stata un'approssimazione poiché la distribuzione della temperatura sul pezzo non è uniforme. Questa assunzione è stata fatta per accoppiare i carichi nodali per facilitare il calcolo. Questi nodi sono stati accoppiati con gli altri nodi nelle vicinanze, cioè nelle direzioni radiale e circonferenziale. La soluzione della temperatura è stata applicata come condizione iniziale a ciascuno di questi nodi e si è estesa a tutti i nodi accoppiati con essi.

Le condizioni al contorno includono una condizione di trasferimento di calore convettivo libero che è stata applicata alla superficie esterna del contenitore. Viene assunto infatti, che esista un piccolo divario tra il contenitore e la superficie della cavità. È stata anche assunta una condizione di flusso nullo all'estremità del nucleo. L'analisi termica svolta è di tipo transitoria per simulare temperature e altre quantità termiche che variano nel tempo. Le temperature e i carichi che l'analisi transitoria ha calcolato sono stati utilizzati come input per l'analisi strutturale per la valutazione delle tensioni

La parte strutturale ha coinvolto la stima delle forze di espulsione basate sui risultati delle sollecitazioni termiche e del ritiro ottenuti dalla prima sollecitazione. Le condizioni al contorno per questa analisi includono un vincolo di spostamento nullo per il core in modo che non si muovesse. Inoltre, è stato dato uno spostamento ai nodi selezionati sul contenitore per simulare il distacco del contenitore dal nucleo. Una pressione negativa di 100 kPa è stata applicata al fondo del nucleo per simulare la forza di espulsione dovuta al vuoto. È stata eseguita un'analisi strutturale non lineare per ottenere le pressioni di contatto richieste. Da queste si è infine, calcolata la forza di estrazione

Result	Ejection force due to friction (N)	Total ejection force (N)
Run #2—simulation	20.52	91.2
Run #2—analytical	18.96	89.64

Tabella 3.2 Confronto tra forze di estrazione analitiche e numeriche nel caso di utilizzo di simulazioni termo-strutturali [44]

I risultati riportati in tabella 3.2 mostrano una buona compatibilità tra risultati analitici e numerici, il che giustifica l'utilizzo delle simulazioni numeriche per la predizione delle effettive forze sperimentali

Bataineh *et al* [34] hanno sviluppato in modo simile un modello per la predizione delle forze di estrazione mediante l'utilizzo dei programmi C-MOLD® e ANSYS™ e il successivo confronto con i valori ottenuti sperimentalmente.

Il primo passo è stato quello di calcolare gli spostamenti nodali del modello FEM della scatola dovuti al ritiro e alla deformazione del pezzo utilizzando il programma C-MOLD®. Questi

spostamenti rappresentano il cambiamento nella forma del pezzo a causa del ritiro e della deformazione, assumendo che non siano presenti vincoli dello stampo. In figura, mostra un tipico spostamento, D_{r0} , per un nodo A selezionato dal modello FEM del pezzo. Tuttavia, questi spostamenti possono essere utilizzati solo per calcolare le forze di reazione locali all'inizio dell'espulsione. Per calcolare le variazioni nelle forze di reazione locali mentre il pezzo viene espulso e si allontana dal nucleo, è necessario calcolare le variazioni nella forma del pezzo e quindi gli spostamenti nodali durante l'espulsione (fig. 3.24).

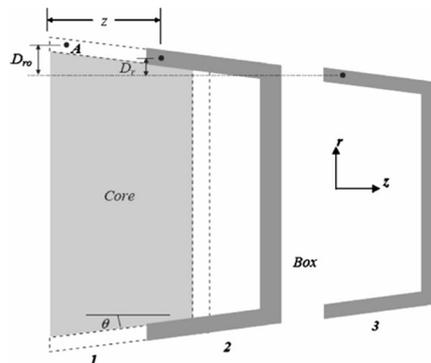


Figura 3.24 Spostamenti nodali presenti durante l'estrazione di un componente scatolato [34]

Gli spostamenti nodali durante l'espulsione, D_r , possono essere correlati agli spostamenti nodali all'inizio dell'espulsione per uno stampo a scatola che si allontana da un nucleo con angolo di sforno come:

$$D_r = D_{r0} - z \tan \theta$$

dove z denota la distanza nella direzione z tra la posizione iniziale del nodo A e la posizione di interesse di questo nodo durante l'espulsione.

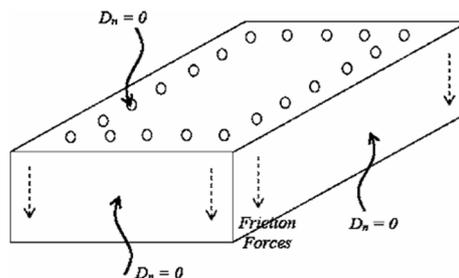


Figura 3.25 Condizioni al contorno adottate nel caso di estrattori perimetrali [34]

Dopo che gli spostamenti nodali sono stati calcolati, sono stati esportati in ANSYS™ per l'analisi strutturale e il calcolo delle forze di reazione locali. Le condizioni al contorno della simulazione strutturale sono illustrate in figura 3.25. Le forze di attrito locali sono rappresentate da frecce tratteggiate e i punti di posizionamento dei perni di espulsione sono indicati da cerchi. Nei punti in cui sono posizionati i perni di espulsione, non sono consentiti spostamenti contro i perni stessi. In altre parole, in queste posizioni sono stati imposti vincoli di spostamento assegnando un valore di spostamento nullo nella direzione di espulsione. Poiché le superfici interne delle pareti laterali della scatola sono vincolate dal nucleo dello stampo, anche lo spostamento viene vincolato in direzione normale a queste superfici, imponendo $D_n=0$. Con queste condizioni al contorno, sono state calcolate le forze di reazione nei punti di posizionamento dei perni di espulsione. La distribuzione della tensione è mostrata in figura 3.26:

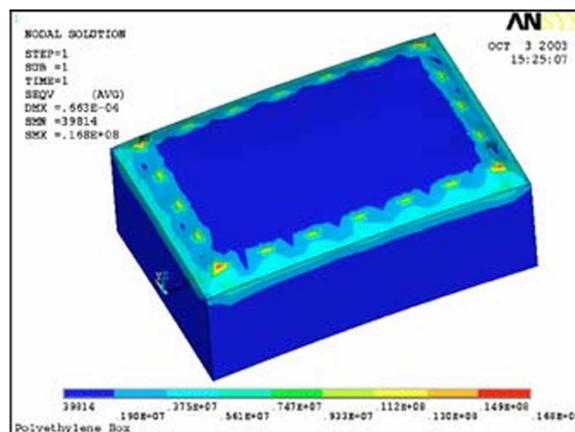


Figura 3.26 Distribuzione delle tensioni presenti durante l'estrazione di componenti scatolati [34]

In figura vengono mostrati i risultati predetti rispetto alla curva rilevata dal sensore di forza. La compatibilità risulta essere buona, come visibile in figura 3.27 a testimonianza del fatto che la procedura adottata risulta essere comunque valida.

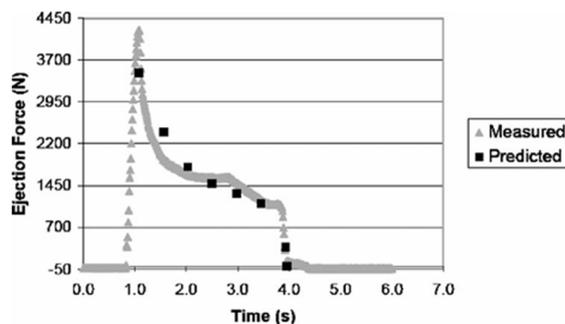


Figura 3.27 Forze previste vs forze misurate nel caso di estrazione di componenti scatolati mediante estrattori perimetrali [34]

In letteratura sono presenti una grande quantità di studi che si concentrano sulla replicazione ed in particolare sulla qualità delle microfeature su tecnologie quali il microstampaggio ad iniezione e l'hot embossing; tuttavia, il numero di studi che presenta l'implementazione di software FEM per la simulazione dell'estrazione di microfeature è estremamente ridotto. Zhang et al [45] hanno investigato il processo di estrazione di una singola microfeature nel processo di hot embossing utilizzando una simulazione numerica basata su un modello di ottimizzazione per spiegare le influenze del coefficiente di attrito e della coesione sulla deformazione nel resist polimerico. L'estrazione è stata analizzata utilizzando il metodo degli elementi finiti tramite ANSYS 10.0. È stato creato un modello bidimensionale (2D) di una singola microstruttura del resist polimerico in PMMA e una struttura stampo in Nichel. Le condizioni al contorno adottate per la simulazione sono mostrate in figura xx. L'altezza (H) e la larghezza (W) della nanostruttura sono di 100 nm. Il contatto tra lo stampo e il resist è stato definito attraverso una coppia di contatto, che permette la separazione tra stampo dal resist mediante la definizione di un certo coefficiente d'attrito. È stato poi applicato uno spostamento di 100 nm normale allo stampo sulla superficie superiore del modello, mentre la superficie inferiore del modello è stata fissata. Essendo poi la struttura simmetrica è stato applicato un vincolo di simmetria al centro della microstruttura per ridurre i costi computazionali, mentre le altre superfici sono state vincolate nelle due direzioni sulla parte inferiore.

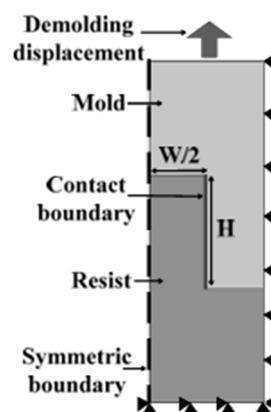


Figura 3.28 Condizioni al contorno adottate durante l'estrazione di microstrutture nel processo di hot-embossing [45]

Studi precedenti a quello presentato mostrano come la percentuale in peso di PTFE di cui viene caricato il Nichel di cui è realizzato lo stampo influenza le proprietà tribologiche del materiale, comportando una sensibile variazione dei coefficienti d'attrito riportati in figura 3.29

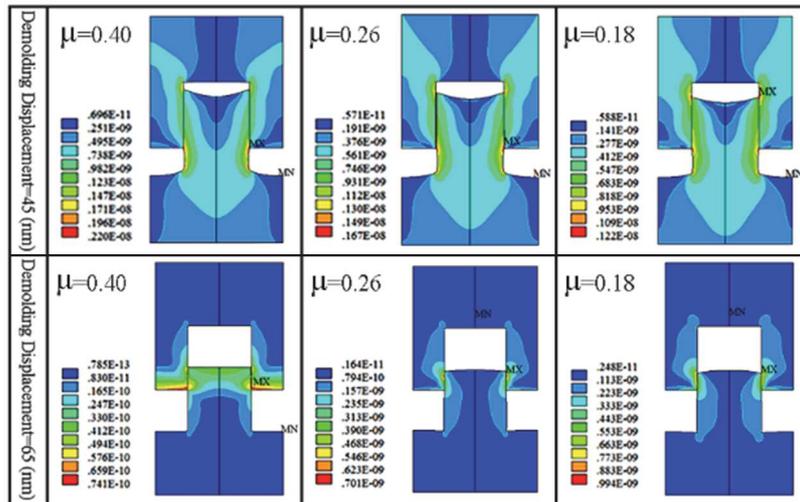


Figura 3.29 Distribuzione delle tensioni al variare del coefficiente d'attrito durante l'estrazione di una microstruttura nell'hot embossing [45]

Le simulazioni sono state eseguite a tre coefficienti d'attrito differenti per valutare l'effetto sulla distribuzione delle tensioni equivalenti di Von Mises e sugli spostamenti dei nodi del resist polimerico in sommità della microstruttura. Le curve di spostamento ottenute sono riportate in figura 3.30 e rivelano come esista un coefficiente di attrito ottimale che permette di minimizzare la deformazione. Inizialmente, infatti, con l'aumento del coefficiente di attrito, lo stress massimo e la deformazione aumentano all'inizio del processo di estrazione e diminuiscono nella fase finale. Di conseguenza, il coefficiente di attrito ottimale è stato selezionato come 0,20, e il contenuto ottimale di PTFE nello stampo Ni-PTFE è stato stabilito essere 15 g/l.

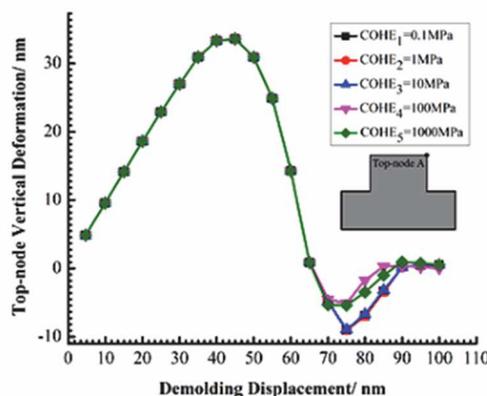


Figura 3.30 Spostamenti nodali ottenuti nel caso di estrazione di microstrutture nell'hot-embossing[45]

MATERIALI E METODI

Lo scopo del seguente lavoro sarà in primo luogo la predizione della forza di estrazione nel processo di microstampaggio ad iniezione, che verrà raggiunto mediante l'ausilio di software numerici quali Moldflow™ Plastics Insight 2019 ANSYS™ e dati reperibili in letteratura. In particolare, si studierà nel dettaglio come i parametri di processo influenzino le forze di espulsione. Il flow chart che verrà adottato è mostrato in figura e consiste nei seguenti passaggi: una volta settati i parametri di processo e le proprietà dei materiali scelti verrà determinato il ritiro volumetrico ("shrinkage") del componente. Le deformazioni così ottenute costituiranno l'input per le simulazioni strutturali su ANSYS™ per l'ottenimento delle forze di reazione aventi direzione normale alle superfici di contatto. Dalle forze normali così ottenute sarà possibile calcolare le forze di estrazione utilizzando come coefficienti d'attrito valori reperibili in letteratura da prove sperimentali.

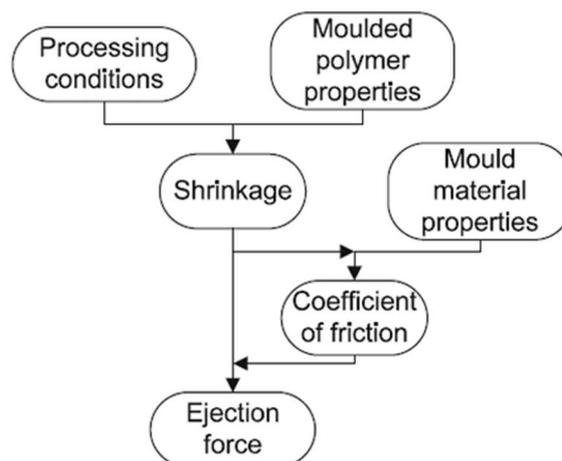


Figura 4.1 Flow chart adottato da letteratura per la valutazione delle forze di estrazione [33]

In aggiunta a ciò, verrà eseguito un confronto con i valori ottenuti sperimentalmente e un'analisi sui coefficienti d'attrito calcolati sulla base dei valori sperimentali e delle forze normali ottenute numericamente. Successivamente è stata eseguita delle simulazioni dove sono state analizzate le microstrutture, ed in particolare la forza necessaria ad estrarre il componente quando presenta una superficie caratterizzata da microstrutture. Ci si aspetta che la densità superficiale o "area-density" delle microfeature e dunque il numero totale di microfeature presenti, influenzi la forza di estrazione. Infatti, se da una parte l'aumento dell'area density porta ad una netta riduzione del coefficiente d'attrito nell'applicazione di riferimento (ovvero nello strisciamento con un'altra parete polimerica) come riportato nel grafico xx, ci si aspetta

che dall'altra porti ad un incremento della forza di estrazione del componente, anche per l'incremento della superficie di contatto. Studiando quindi l'interazione tra questi due fenomeni è possibile determinare il valore della densità superficiale ottimale per la quale si ha il valore minimo tra questi due aspetti contrapposti. Per studiare questo fenomeno verranno eseguite delle simulazioni su una ridotta porzione del componente a ridosso con l'inserito dello stampo.

MATERIALI POLIMERICI ANALIZZATI

Le due tipologie di materiale scelte per il seguente studio saranno il polipropilene e i copolimeri delle cicloolefine (COC). Se da una parte il polipropilene è un materiale largamente utilizzato nella produzione di componenti meccanici e medicali, anche il COC sta prendendo sempre più piede nella produzione di componenti in ambito alimentare, ottico e medicale grazie alle sue buone proprietà di rigidità e trasparenza.

Il polipropilene è un polimero largamente prodotto e utilizzato, grazie alla sua facile processabilità, in particolare mediante stampaggio ad iniezione, all'elevata resistenza chimica e il costo ridotto. In tabella (xx) sono riportati le proprietà meccaniche a temperatura ambiente e le finestre per i parametri di processo generalmente consigliati dai produttori

Tensione di snervamento [MPa]	30-35
Modulo elastico [GPa]	1.3 - 1.5
Temperatura fuso [°C]	180-280
Temperatura stampo [°C]	20-70
Pressione di iniezione [bar]	800-1400
Pressione di impaccamento [bar]	500-1200
Velocità vite [rpm]	60-125
Massimo shear rate [1/s]	40000
Massimo shear stress [MPa]	0.24

Tabella 4.1 Principali proprietà fisiche per il PP a temperature ambiente

I copolimeri delle cicloolefine (COC) sono una famiglia di termoplastiche amorfe ottenute tramite la copolimerizzazione di etilene e norbornene ciclico. Questi materiali sono caratterizzati da una combinazione di proprietà che li rende particolarmente adatti per applicazioni ingegneristiche. Oltre all'elevata trasparenza, simile a quella del vetro i COC mostrano anche un'elevata resistenza ed inerzia chimica. [46].

Il notevole successo dei COC è dovuto anche al fatto che presentano un modulo elastico e una densità maggiori rispetto al polietilene (PE) e al polipropilene, anche se essendo amorfi sono più fragili rispetto alle comuni poliolefine. Inoltre, presentano una temperatura di transizione vetrosa elevata che si colloca tra i 120 °C e i 130 °C, ma che può superare facilmente i 150 °C e che aumenta al crescere del contenuto di norbornene. Infine, si devono citare le eccellenti proprietà di barriera, il basso assorbimento di umidità, l'alta resistenza a sostanze chimiche come acidi, basi e alcoli, così come l'elevata purezza. Nella tabella 4.2 sono riportate le proprietà fisiche dei COC a temperatura ambiente

Tensione di snervamento [MPa]	45-60
Modulo elastico [GPa]	2.5-3.5
Temperatura fuso [°C]	240-300
Temperatura stampo [°C]	95-125
Pressione di iniezione [bar]	900-1300
Pressione di impaccamento [bar]	300-600
Velocità vite [rpm]	50-200
Massimo shear rate [1/s]	40000
Massimo shear stress [MPa]	0.3

Tabella 4.2 Principali proprietà fisiche per i COC a temperature ambiente

Per entrambi i materiali risulta utile reperire studi in letteratura che analizzino come variano le proprietà meccaniche ed in particolare il modulo elastico e la tensione di snervamento per i polimeri utilizzati. Zhou et al [47] hanno analizzato il comportamento a trazione del polipropilene non caricato di quello caricato con talco (fino al 40% in peso) a diverse temperature e velocità di deformazione. In particolare, sono state studiate le proprietà

meccaniche a quattro differenti temperature 21.5°C, 50°C, 75°C e 100°C e tre differenti velocità di deformazione 0.05, 0.5 e 5 min⁻¹ e riportati i rispettivi moduli elastici in figura 4.2.

Strain Rate (min ⁻¹)	Temp (°C)	Parallel to the Flow Direction (L Direction)			Normal to the Flow Direction (W Direction)		
		Modulus (GPa)	Yield Strength (MPa)	Yield Strain (%)	Modulus (GPa)	Yield Strength (MPa)	Yield Strain (%)
0.05	21.5	1.61	35.16	13.49	1.70	36.91	11.92
0.5		1.76	38.23	9.76	1.85	38.82	9.23
5		1.89	39.81	8.58	1.97	41.24	8.32
0.05	50	0.76	25.81	15.95	0.91	26.74	16.71
0.5		0.88	28.02	12.10	1.01	29.32	13.65
5		0.99	30.60	13.61	1.28	31.42	12.77
0.05	75	0.44	18.43	17.04	0.33	20.40	17.62
0.5		0.51	20.46	14.46	0.40	22.14	15.07
5		0.62	22.11	12.77	0.62	24.42	13.87
0.05	100	0.25	14.77	14.60	0.33	16.84	13.84
0.5		0.38	16.29	12.55	0.41	18.35	12.20
5		0.46	17.38	12.82	0.45	19.41	14.33

Figura 4.2 Modulo elastico del PP a diverse temperature e velocità di deformazione [47]

Entrambi i materiali hanno mostrato una diminuzione del modulo elastico e della resistenza allo snervamento all'aumentare della temperatura. La velocità di deformazione più alta ha invece incrementato sia il modulo elastico che la tensione di snervamento.[47] In relazione invece alle proprietà tribologiche del materiale, queste dipendono fortemente dal tipo di processo in analisi ed in particolare, dalla rugosità come verrà discusso anche di seguito. Valori tipici dei coefficienti d'attrito dinamici e statici per vari materiali sono riportati in figura 4.3:

Polymer	μ_k	μ_s
PP	0.08	0.11
PC	0.34	0.38
ABS	0.30	0.35
PA 6	0.22	0.26

Figura 4.3 Tipici coefficienti d'attrito ottenuti tra PP, PC ABS, PA6 e acciaio[33]

Le proprietà meccaniche del COC vengono invece direttamente fornite dal produttore, tuttavia, queste vengono proposte fino a una temperatura massima di 80 °C, temperatura inferiore a quelle utilizzate nelle successive simulazioni di processo. Uno studio condotto da Wang et al [48] riportato in figura 4.4 mostra quelli che sono i moduli elastici del COC (della stessa

tipologia utilizzata nelle simulazioni) a diverse temperature, tra cui di interesse per le simulazioni numeriche eseguite in questo studio. [48]

TABLE II
Elastic Moduli of Topas 5013 Cover Plate
at Different Temperatures

Temperature (°C)	Elastic modulus (GPa) (± standard deviation)
25	4.41 ± 0.03
122	0.88 ± 0.06
125	0.85 ± 0.04

Figura 4.4 Modulo elastico del COC a differenti temperature [48]

Per quanto concerne le proprietà tribologiche del COC ed in particolare, i valori dei coefficienti d'attrito tra materiale plastico e acciaio sono stati condotti una serie di studi da parte di Kilinc et al [49] e Köse [50]. Gli esperimenti di attrito e usura sono stati condotti in condizioni a secco utilizzando un sistema pin-on-disc, con carichi di 20-40-60 N e velocità di scorrimento di 0,5-1,0-1,5 m/s. Da queste due variabili è stato determinato un unico indice denominato come "P.V. factor" su cui è stato studiato il coefficiente d'attrito. I valori del coefficiente d'attrito si sono assestati all'interno di un range tra 0,2 e 0,35 come mostrato in figura 4.5

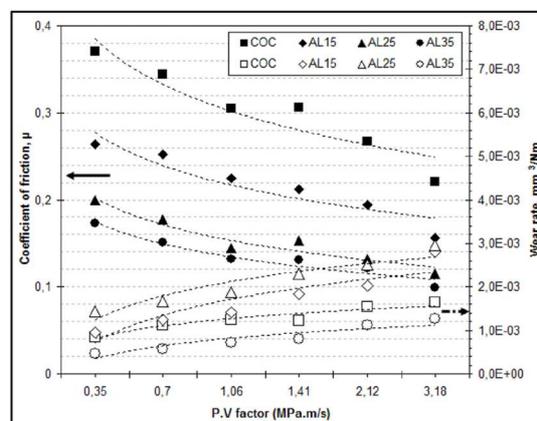


Figura 4.5 Range dei coefficienti d'attrito ottenuti tra COC e acciaio [50]

DESIGN DEL COMPONENTE

Il componente analizzato è una un componente scatolare a forma trapezoidale con due superfici opposte inclinate di un angolo di sforno α , che può variare tra i valori numerici di 0.25° e 1° . Le dimensioni esterne della scatola sono $14.4 \times 11.6 \times 10.7$ mm, con uno spessore di parete di 1.2 mm, come mostrato in figura 4.6. Per ridurre l'impatto delle superfici non strutturali sulle forze di estrazione, queste superfici sono inclinate con un angolo di sforno maggiorato pari a 8° e presentano un'area ridotta rispetto alle altre due superfici.

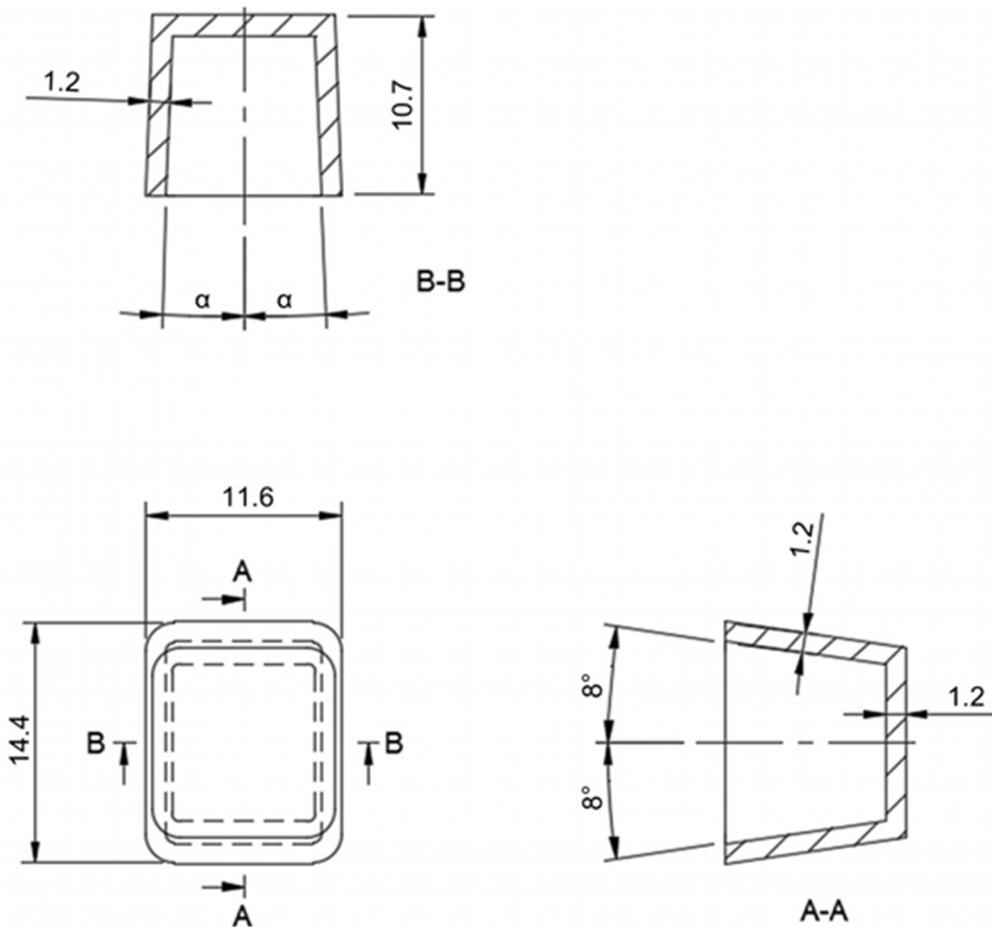


Figura 4.6 Design del componente adottato nello studio [51]

Il componente viene stampato in posizione verticale con un'iniezione diretta al centro della faccia superiore, il che assicura un riempimento uniforme della cavità. Questo approccio minimizza la formazione di linee di giunzione e la presenza di inclusioni d'aria nel componente. La scelta di eseguire un'iniezione centrale è stata validata con delle simulazioni di Gate Location eseguite mediante il software Moldflow Insight.

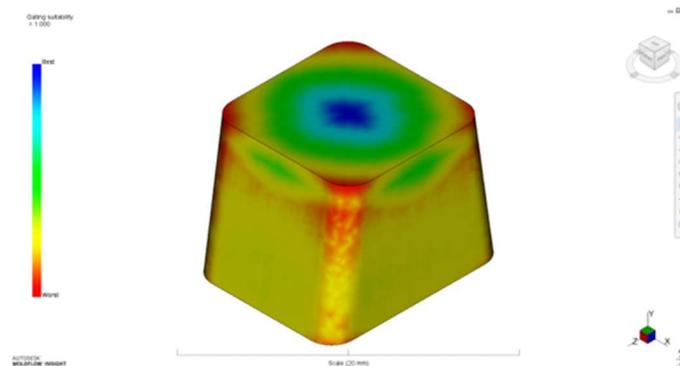


Figura 4.7 Best gate location per il componente studiato

Come è possibile notare in figura 4.7 la scelta di iniettare il polimero al centro della faccia superiore minimizza anche le perdite di carico durante la fase di riempimento.

DESIGN DELLO STAMPO

Lo stampo utilizzato per la campagna sperimentale di misurazione delle forze di estrazione è realizzato in modo tale da permettere la sostituzione rapida degli inserti e garantire una facile estrazione del pezzo e viene realizzato a partire da un sistema modulare Hasco, riportato in figura 4.8.

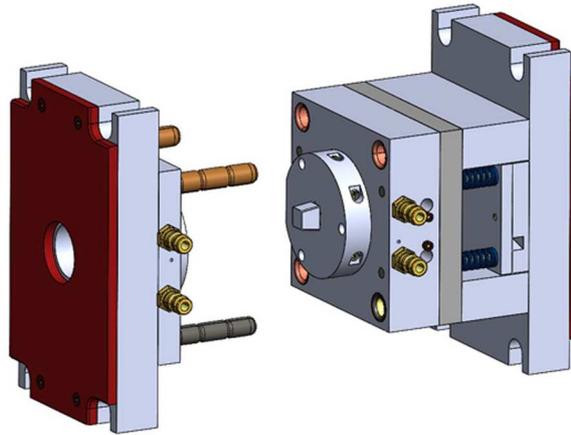


Figura 4.8 Design dello stampo adottato per la campagna sperimentale

Il sistema di termoregolazione è realizzato in modo da ridurre i costi e la complessità mediante foratura delle piastre dello stampo e piastra inserto e o-ring che garantiscono tenuta al passaggio del fluido. Per ridurre lo scambio termico con l'esterno tra le piastre di fissaggio e la pressa sono interposte delle piastre isolanti in materiale composito dello spessore di 3mm. Le piastre inserto e gli inserti mobili e fissi sono realizzati in acciaio 1.7131 (16MnCr5) principalmente per le sue proprietà di elevata durezza e resistenza all'usura. Per la fase di estrazione sono stati utilizzati 6 estrattori cilindrici dal diametro di 1mm come è possibile vedere in figura 4.9 che esercitano la forza di estrazione in sei zone ben distinte circolari dello spessore alla base del componente come mostrato in figura 4.10.

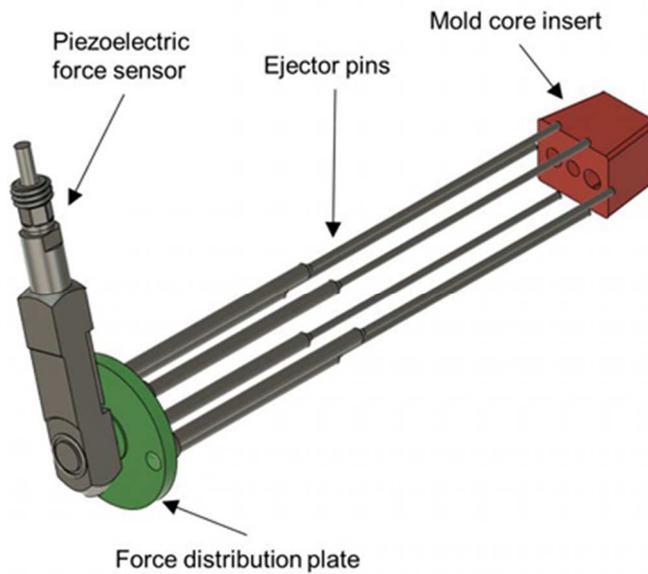


Figura 4.9 Sensoristica ed estrattori utilizzati [51]

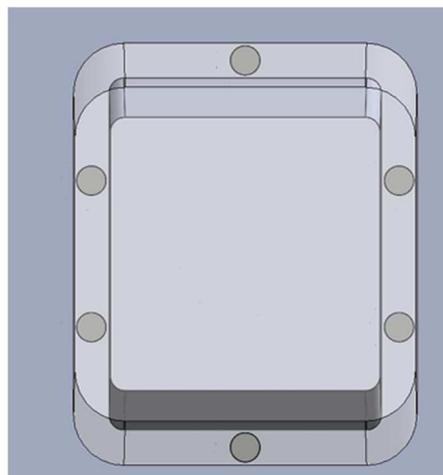


Figura 4.10 Posizionamento degli estrattori rispetto al componente scatolato

Gli inserti stampo adoperati nelle prove sperimentali presentano tre gradi di rugosità differenti ottenute mediante lucidatura manuale a fluido o a tela abrasiva

DESIGN DEGLI ESPERIMENTI

Il primo step del seguente lavoro è stata l'esecuzione di una serie di simulazioni numeriche eseguite su Moldflow per determinare lo shrinkage del componente. I nomi commerciali dei materiali termoplastici usati in questa analisi sono TOPAS 5013-10L (COC) e il polipropilene ISOPLEN A H F (PP) prodotto da Sirmax . I livelli sulla quale sono stati eseguite gli esperimenti sono riportati in tabella 4.3:

Livello	Draft angle	T _{mold_PP} [°C]	T _{mold_COC} [°C]	P _h [bar]	Rugosità Sa [μm]
1	0,25°	35	105	50	0,015
2	1°	65	125	100	0,1
3					0,27

Tabella 4.3 Livelli di studio adottati nel DoE

È stato studiato come influiscono questi parametri geometrici e di processo, sulle forze di estrazione. Nell'analisi è stato incluso anche un angolo di sforno variabile per validare il metodo utilizzato. Infine, le prove sperimentali sono state eseguite a

In aggiunta vengono considerati i seguenti parametri di processo secondari riportati in tabella 4.4, tra i quali:

- Temperatura del fuso polimerico
- Velocità di iniezione del pistone
- Portata
- Tempo di mantenimento della pressione di impaccamento
- Tempo di raffreddamento
- Percentuale di volume alla quale eseguire lo switch over

Materiale	T _{melt_PP} [°C]	Q [cm ³ /s]	t _h [s]	t _c [s]	%V/P switch over
PP	240	2	5	12	98
COC	320	2	5	12	98

Tabella 4.4 Parametri di processo secondari adottati nel DoE

Il tempo totale di processo che include tempo di iniezione, raffreddamento ed estrazione sarà mantenuto costante e impostato sempre a 18 s. I valori riportati in tabella (xx) saranno gli stessi in tutte le analisi.

Per identificare il caso in analisi si è utilizzato un codice alfanumerico con la seguente specifica: D[angolo di sforno]_ T[temperatura]_P[pressione]. L'angolo di sforno viene identificato mediante il suo valore reale mentre gli altri parametri sono indicati in base al loro livello. Il design dell'esperimento usato è di tipo Full factorial, il vantaggio di tale tipologia è che permette di studiare anche le interazioni tra i parametri di processo. Le configurazioni studiate

sono quindi 8 per materiale, per un totale di 16 permutazioni. In tabella 4.5 e 4.6 si riportano le diciture complete dei casi per i due diversi polimeri studiati:

Nome configurazione	Draft angle	T _{mold}	P _h
D025_T1_P1	0,25	35	50
D025_T1_P2	0,25	35	100
D025_T2_P1	0,25	65	50
D025_T2_P2	0,25	65	100
D1_T1_P1	1	35	50
D1_T1_P2	1	35	100
D1_T2_P1	1	65	50
D1_T2_P2	1	65	100

Tabella 4.5 Configurazioni di studio nel DoE per il PP

Nome configurazione	Draft angle	T _{mold}	P _h
D025_T1_P1	0,25	105	50
D025_T1_P2	0,25	105	100
D025_T2_P1	0,25	125	50
D025_T2_P2	0,25	125	100
D1_T1_P1	1	105	50
D1_T1_P2	1	105	100
D1_T2_P1	1	125	50
D1_T2_P2	1	125	100

Tabella 4.6 Configurazioni di studio nel DoE per i COC

SIMULAZIONI DI PROCESSO IN MOLDFLOW INSIGHT 2019

Le tipologie di analisi lanciate sono del tipo “Fill+Pack+Warp” volte, dunque, ad una prima analisi del riempimento della cavità e in seconda battuta le deformazioni dovute al ritiro volumetrico. Per eseguire le simulazioni è stato necessario creare il modello CAD 3D del componente studiato mediante SolidWorks®. Il componente realizzato e utilizzato nelle simulazioni presenta una modifica rispetto a quella precedentemente mostrata. Viene incluso infatti un testimone cilindrico con dimensioni di circa $\phi 5\text{mm}$, e alto 5 mm, residuo rimanente dall’iniezione del pistone eseguito dalla pressa, per ottenere risultati più fedeli a quanto accade durante il processo di stampaggio. Dopo aver salvato il file in formato STEP è stato caricato nel software Autodesk Moldflow. Si riporta in figura 4.11 la mesh adottata per le simulazioni su Moldflow

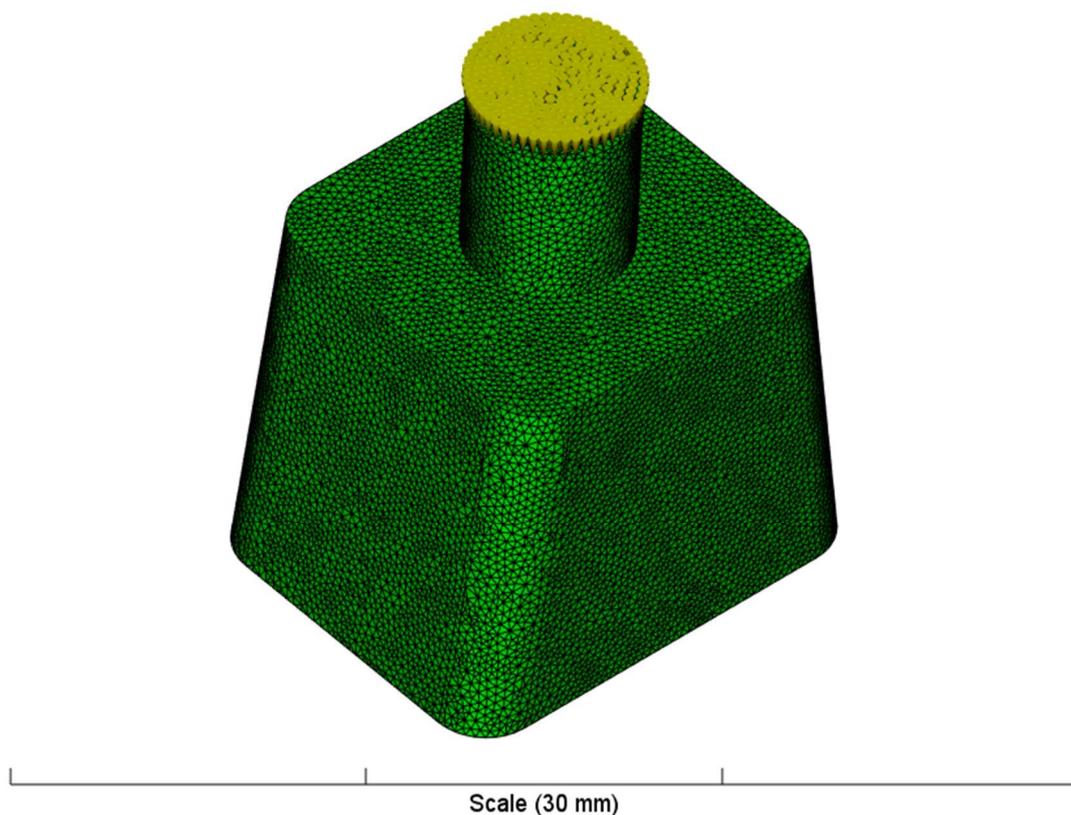


Figura 4.11 Mesh del componente realizzata mediante Moldflow Insight 2019

Le caratteristiche principali della mesh utilizzata mostrate in tabella 4.7:

Tipo di mesh	3D
Numero di elementi	565604
Dimensione	0,3 mm
N° minimo di elementi sullo spessore	4

Tabella 4.7 Caratteristiche principali della mesh

La tipologia di mesh è stata scelta 3D e non Dual Domain. Tale scelta è consigliabile in caso di microcomponenti. Come è possibile notare in figura la scelta del gate di iniezione risulta essere eseguita su ognuno dei nodi che costituiscono la faccia superiore del testimone cilindrico posto in sommità, per un totale di 305 gate di iniezione. Questo permette di simulare l'azione del pistone di iniezione in modo accurato. In figura 4.12 si riporta il tempo di riempimento previsto per il componente studiato

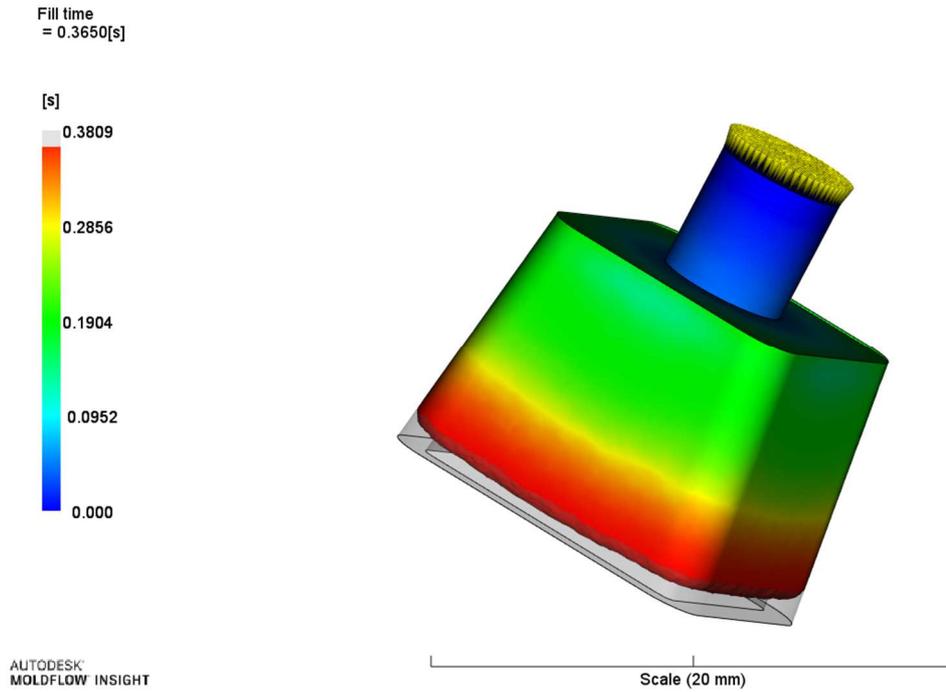


Figura 4.12 Fill time mediamente richiesto per il componente in analisi

L'analisi sul riempimento mostra come i tempi totali di iniezione siano compresi intorno a valori da 0,36 a 0,39 s e che non risultino esserci particolari problemi durante l'iniezione dei polimeri. Vengono riportati l'andamento delle pressioni a termine dell'iniezione e allo switch over e delle temperature al fronte di flusso del polimero nel caso più critico ovvero a temperatura e pressione più bassa (rispettivamente 35 gradi e 50 bar) in figura 4.13:

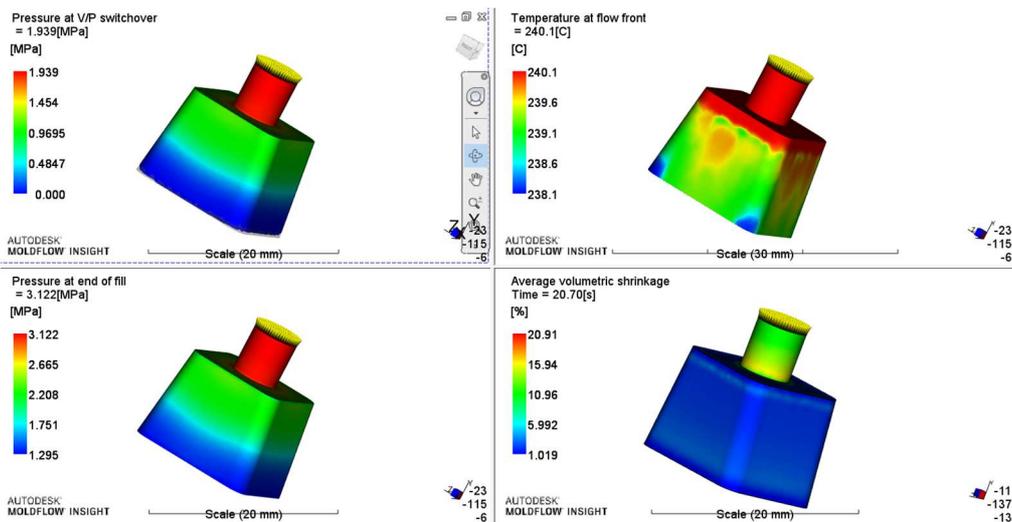


Figura 4.13 Gradienti di pressione e temperatura ottenuti e ritiro volumetrico medio ottenuto per il componente

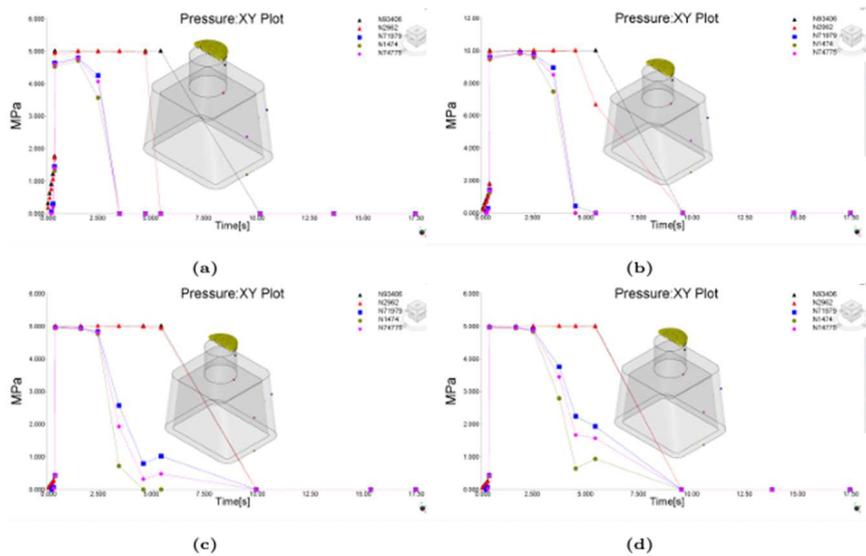


Figura 4.14 Curve di pressione a diversi posizionamenti ottenute mediante Moldflow

Le curve di pressione, riportate in figura 4.14 hanno un andamento quasi identico tra loro e mostrano un gradiente poco marcato, specialmente nella fase iniziale del raffreddamento del componente. Questo suggerisce che la pressione interna riesce a compensare uniformemente la contrazione volumetrica del polimero, limitando così le deformazioni. Sempre nel contesto del caso più critico, dunque si prosegue con l'analisi dei ritiri volumetrici o "shrinkage" del componente.

Il ritiro dei pezzi in plastica stampati è determinato principalmente dalla contrazione termica e dalla comprimibilità della plastica a pressioni di compattazione. In misura molto ridotta poi, influisce anche l'espansione termica del metallo dello stampo. È necessario quindi calibrare la relazione tra pressione (p), volume specifico (v) e temperatura (T) nelle curve $pTvT$ di cui un esempio è riportato in figura 4.15:

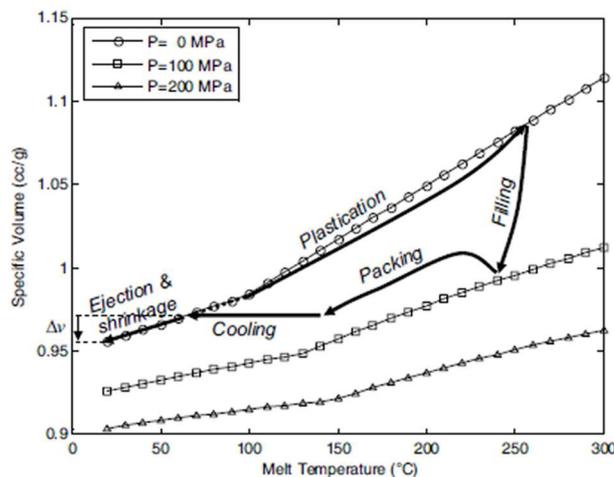


Figura 4.15 Curve $pTvT$ per la valutazione del ritiro volumetrico nel processo di injection molding [1]

Con il termine “shrinkage” ci si riferisce ai cambiamenti dimensionali sullo stesso piano dei pezzi stampati. Quando invece pezzi si deformano o si piegano al di fuori del piano, si parla invece di “warpage”. In alcune applicazioni, i cambiamenti dimensionali dovuti al warpage possono superare di gran lunga il ritiro. [42] Tra i due fenomeni il warpage è più difficile da prevedere e correggere.

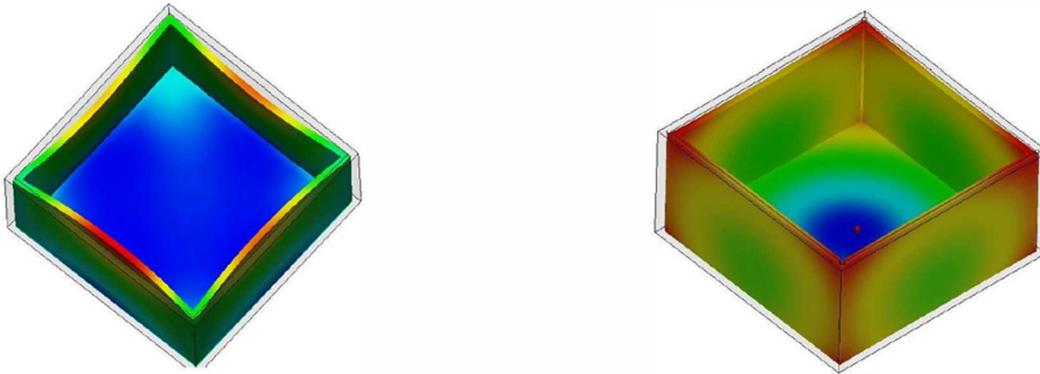


Figura 4.16 Warpage vs shrinkage per componenti scatorati

Alcuni aspetti che influenzano sensibilmente i ritiri sono:

- Gradienti di pressione e temperatura
- Proprietà del materiale (microstruttura)
- Posizionamento del gate
- Effetti d'angolo
- Design dello stampo
- Parametri di processo

L'analisi delle deformazioni sul componente mostra come il valore massimo di deformazione δ_{\max} sia di 146 μm identificato nella zona del testimone di riporto dall'iniezione del polimero. Tale zona non risulta essere di particolare interesse in quanto non si prevede alcuna funzionalità specifica ed eventuali tensioni residue evidenziate in quel punto non saranno oggetto d'analisi del nostro studio. Altre zone in cui si evidenziano ritiri maggiori sono lungo gli spigoli inferiori del pezzo ed in particolare in prossimità degli angoli del componente. Tale

risultato era previsto ed è legato all'effetto angolo, fenomeno che influenza il raffreddamento dello stampo e dunque il ritiro del pezzo. In figura 4.17 è possibile visualizzare lo shrinkage globale calcolato dal software rispetto al baricentro del pezzo:

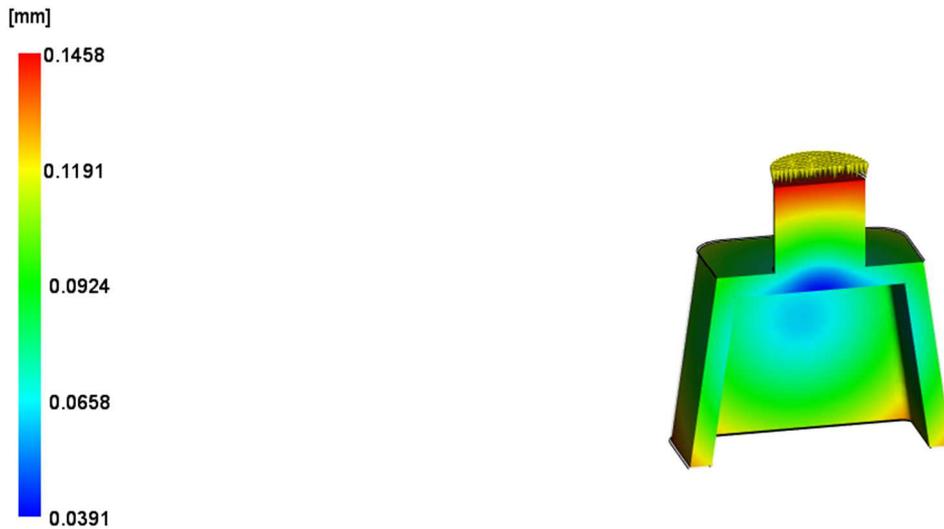


Figura 4.17 Shrinkage globale ottenuto dalle simulazioni realizzate su Moldflow

Il ritiro del componente risulta essere omogeneo e soprattutto simmetrico. Questo si può attribuire in particolar modo alle piccole dimensioni del componente. Lo shrinkage così visualizzato risulta essere però calcolato rispetto al centro di massa del componente, tuttavia, nello studio che verrà eseguito risulta più conveniente isolare il fenomeno del ritiro su ognuna delle quattro facce laterali esterne che costituiscono il componente scatolato, come mostrato in figura 4.18 e 4.19.

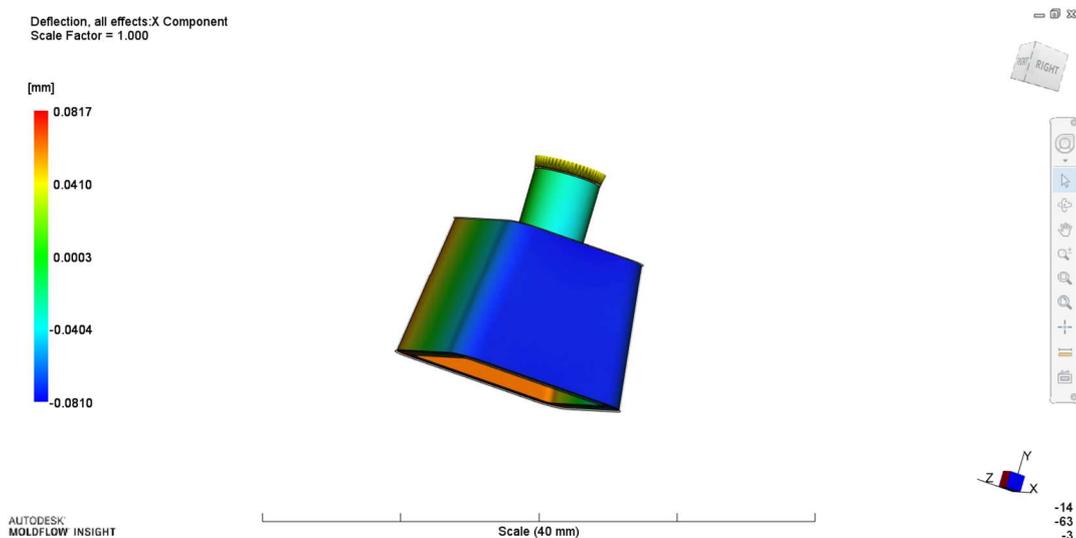


Figura 4.18 Deflection sulla prima faccia d'analisi

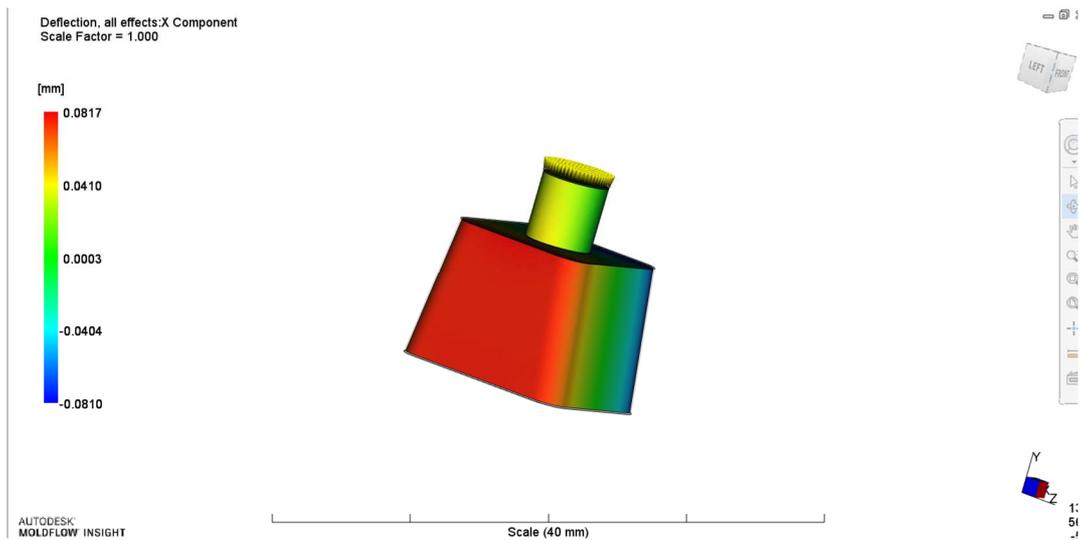


Figura 4.19 Deflection sulla seconda faccia d'analisi

Anche isolando i ritiri sulle rispettive facce del componente, le deformazioni così ottenute risultano essere simmetriche tra le due facce parallele con differenze tra i valori massimi praticamente trascurabili. La variazione di deformazione sulla deformata di una stessa faccia è contenuta nel range di 0.01 mm. Per mediare la deformazione su un'intera faccia è stato adoperato il seguente metodo: è stata selezionata una griglia di nove nodi distribuiti in modo omogeneo sull'intera superficie studiata così come mostrato in figura 4.20. Per garantire la replicabilità del metodo verranno presi sempre gli stessi nodi in tutte le mesh delle permutazioni studiate. Si è proceduto quindi ad eseguire la media tra le deformazioni nodali e prendere il valore così ottenuto come riferimento per l'intera superficie.

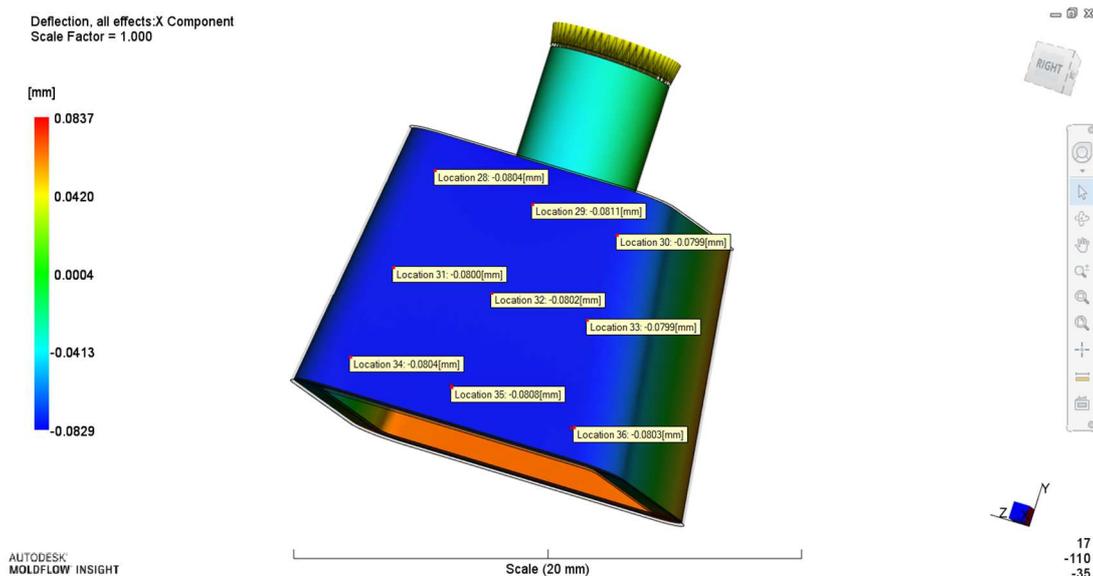


Figura 4.20 Griglia di acquisizione delle deformazioni nodali su una faccia del componente

Data la simmetria del componente, tale procedimento viene ripetuto solo per ognuna delle due facce aventi angolo di sformo differente; quindi, dapprima in una delle due aventi angolo di sformo di $0,25^\circ$ (e in modo analogo per i componenti ad angolo di sformo di 1°) e successivamente in una delle due superfici ad angolo di sformo di 8° .

Per validare ulteriormente i risultati ottenuti è stata eseguita una simulazione più dettagliata sul ritiro del componente mediante un'analisi COOL FEM (figura 4.21). Tali simulazioni sono più accurate rispetto a quelle "Fill + Pack+ Warp" in quanto viene importato nel software l'intero stampo e indicato al software la funzione specifica di ogni componente come ad esempio: piastre, inserti, resistenze per la termoregolazione e canali di raffreddamento. L'analisi consente di verificare l'efficienza del sistema di raffreddamento dello stampo, che è composto da canali di raffreddamento in cui fluisce un fluido (solitamente acqua o olio). L'obiettivo è ottenere un raffreddamento uniforme e rapido, per ridurre i tempi del ciclo e migliorare la qualità del pezzo. Si può ritenere migliore l'accuratezza in quanto si tiene conto anche degli effetti di dispersione termica dello stampo, aspetto di cui non è possibile tener conto nelle altre analisi.

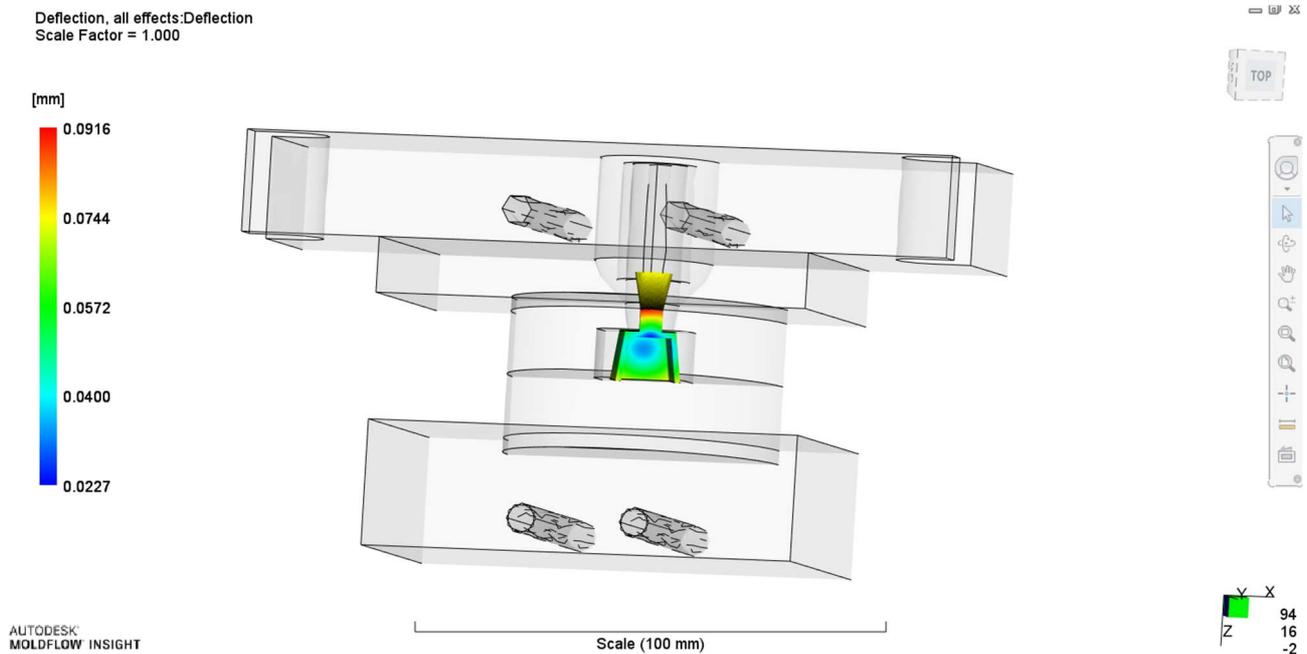


Figura 4.21 Simulazioni COOL FEM

I valori di deformazione totale così ottenuti risultano essere estremamente simili o leggermente inferiori rispetto a quelli ottenuti mediante analisi “Fill + Pack+ Warp”. Questo conferma l’accuratezza migliore di queste analisi, tuttavia dato l’elevato costo computazionale richiesto da queste analisi verranno mantenuti validi i valori ottenuti dalle analisi precedenti, anche a maggior rigore di sicurezza essendo le forze di estrazione calcolate in tal modo teoricamente maggiori.

SIMULAZIONI SU ANSYS

Valutate le deformazioni, come step successivo si ha la valutazione delle forze di reazione normale che la superficie dell’inserto esercita sul componente a seguito del ritiro volumetrico, passando attraverso un’analisi strutturale. Il metodo migliore per valutare ciò è l’importazione della deformata del componente dal formato di dati ottenuto da Moldflow ad Ansys. Essendo la compatibilità tra i due software limitata, molto spesso serve ricorrere a script specifici in C++ o Visual Basic. In questo lavoro si è scelto invece di ricorrere di imporre come input nella simulazione strutturale la deformazione media sulle quattro facce laterali del componente, anche per velocizzare il processo ed evitare eccessivi tempo di calcolo. Questa scelta risulta essere una approssimazione ma non si allontana molto dalla configurazione reale, in quanto le deformazioni su un’intera superficie laterale risulta essere comunque abbastanza omogenea.

È stata eseguita poi una leggera semplificazione della geometria, come mostrato in figura 4.22. È stato rimosso dapprima il testimone cilindrico derivante dall'iniezione stessa e sono stati eliminati anche i raccordi sulle varie facce. Si ipotizza che, date le piccole dimensioni in gioco, il loro effetto sull'estrazione sia ridotto e non compromettano in modo significativo i risultati della simulazione.

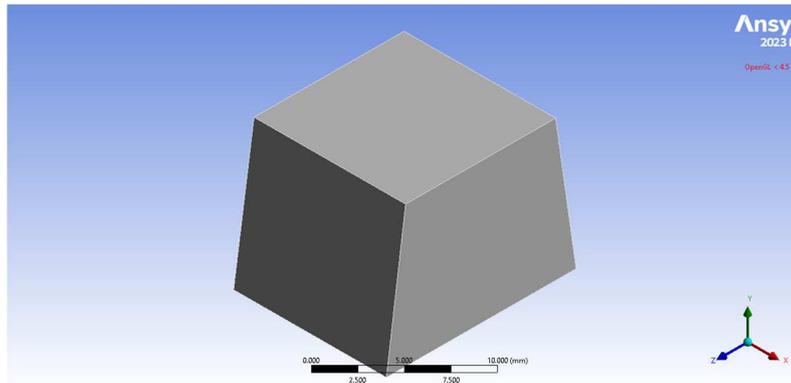


Figura 4.22 Semplificazione adottata sul componente per le simulazioni eseguite su Ansys

Proprietà meccaniche

In relazione ai materiali e alle proprietà di questi, non è stato considerato il comportamento viscoelastico tipico dei polimeri. Questa semplificazione è valida principalmente per due ragioni. In primis perché si sta studiando comunque componenti di dimensioni ridotte dove, dunque, il tempo di raffreddamento e la deformazione possono essere così brevi che l'effetto viscoelastico non ha un impatto significativo. Inoltre, anche per i tempi di ciclo molto rapidi: l'estrazione ed in particolare il primo distacco del componente avviene in un tempo estremamente rapido, per cui il comportamento viscoelastico può essere minimizzato perché il pezzo non rimane nello stampo abbastanza a lungo da sviluppare significative deformazioni viscoelastiche. [52] Le simulazioni verranno per cui eseguite in ipotesi di lineare elasticità. Sono state inserite le proprietà meccaniche dei due polimeri alle temperature considerate dal design degli esperimenti e riportate di seguito in tabella 4.8:

Materiale	Temperatura [°C]	Modulo elastico E [MPa]	Modulo di Poisson
PP	35	1450	0,31
	65	880	0,31
COC	105	1250	0,41
	125	850	0,41

Tabella 4.8 Proprietà meccaniche impostate per le simulazioni in Ansys

I dati dei moduli elastici e di Poisson sopra riportati vengono estrapolati da prove sperimentali eseguite da studi presenti in letteratura, o da valori suggeriti dal produttore del materiale. Come è possibile notare i moduli elastici sono sensibilmente minori all'aumentare della temperatura, mentre i moduli di Poisson sono stati ritenuti costanti nel corso delle simulazioni. In particolare, dato che il polipropilene è un materiale polimerico semicristallino, si osservano cambiamenti notevoli nella flessibilità e nella capacità di deformarsi all'aumentare della temperatura. Le simulazioni e le acquisizioni sperimentali sono state eseguite poi a temperature maggiori di quella di transizione vetrosa, tuttavia, alcuni studi suggeriscono che questo influenza solo marginalmente il modulo di Poisson. [53] I COC al contrario sono polimeri amorfi con una stabilità dimensionale elevata e una bassa risposta alla temperatura rispetto ai termoplastici semicristallini come il PP. Per questo motivo il modulo di Poisson tende a rimanere stabile anche in seguito a variazioni significative di temperatura.

Condizione al contorno

Sulla base dei valori ottenuti dalle simulazioni eseguite su Moldflow vengono impostate le simulazioni in ANSYS per ottenere le forze aventi direzione normale agenti sulle quattro superfici laterali del componente che l'inserto esercita sul pezzo. L'analisi è stata impostata nel seguente modo:

1. **Simulazione statica e in ipotesi di lineare elasticità:** il tempo di applicazione della forza è quasi istantaneo. Inoltre, l'andamento della forza di estrazione da letteratura e risultati sperimentali risulta essere praticamente lineare fino al raggiungimento del picco. Questo è il valore di interesse in quanto corrisponde al momento in cui le forze di attrito statico vengono vinte e il pezzo comincia a muoversi;
2. **Mesh:** la mesh utilizzata ha dimensioni uniformi in tutto il componente. La dimensione degli elementi utilizzati è 0,3 mm. Ciò permette di avere almeno quattro elementi nello spessore del componente, rendendo le analisi più accurate.
3. **Condizioni al contorno:** le condizioni di seguito riportate verranno imposte in ognuna delle simulazioni afferenti ai casi studiati previsti dal design degli esperimenti. La tipologia di vincoli imposti è la seguente:
 - **Fixed support:** ognuna delle quattro facce interne viene analizzata singolarmente e su ognuna verrà determinata la forza normale di reazione che l'inserto esercita sulla parte.

Sulla faccia interna in analisi viene imposto un vincolo di supporto fisso (“fixed support” in figura 4.23). Si stanno praticamente bloccando tutti i gradi di libertà della parete ad emulare la reazione dell’insero sul componente. In tal modo, si sta supponendo che l’insero sia infinitamente più rigido del componente, ipotesi semplificativa dettata dalla rigidità molto maggiore dell’acciaio del quale è realizzato l’insero.

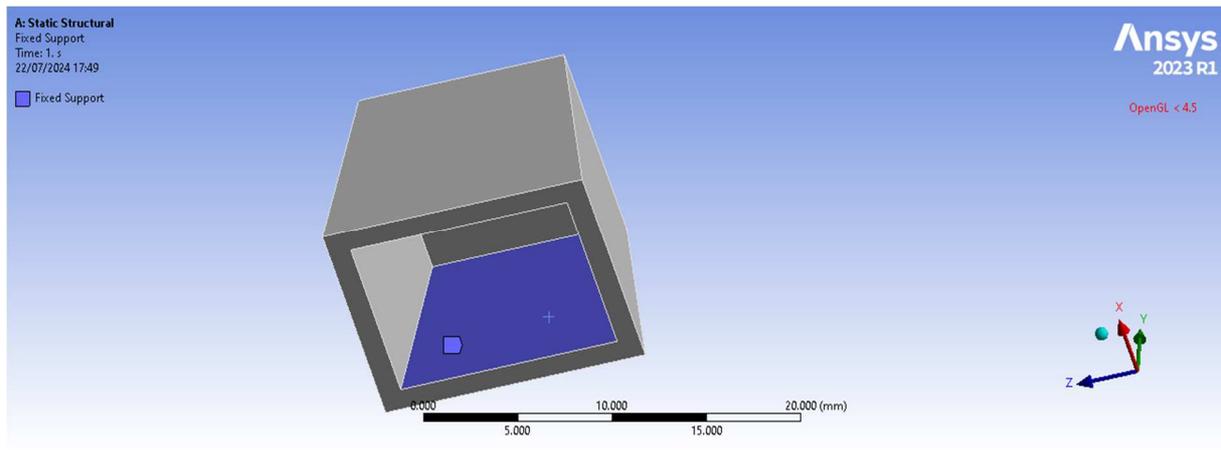


Figura 4.23 Fixed support imposto sulla superficie di studio della forza di reazione normale

- **Frictionless support:** Sulle altre due facce parallele poste lateralmente rispetto alla superficie in analisi viene imposto un vincolo di tipo “frictionless” (fig.4.24 e 4.25) ovvero un vincolo che consente uno “slittamento” delle facce in assenza di qualunque tipologia di attrito. In tal modo viene consentito al materiale di poter traslare liberamente e avere un’influenza minima sulla forza di reazione .

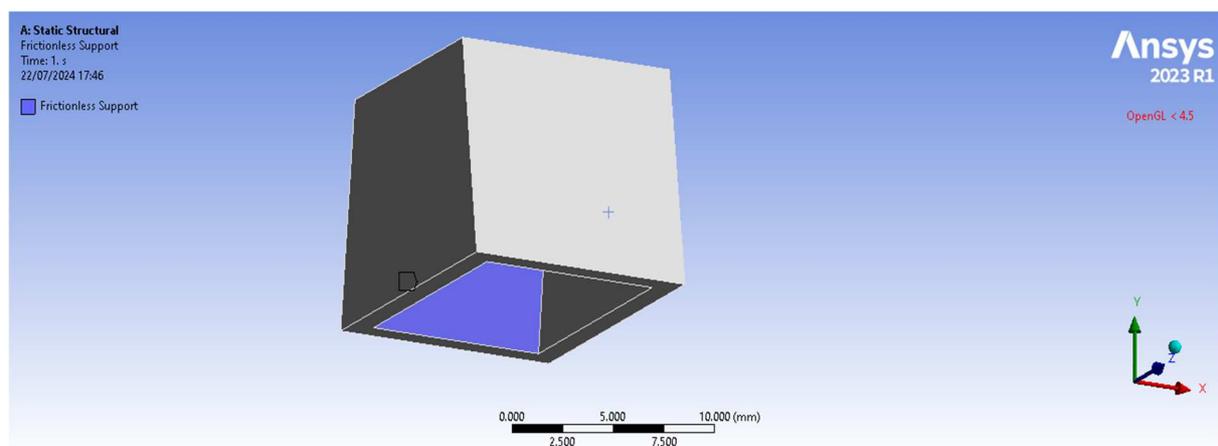


Figura 4.24 Frictionless support su una delle due facce laterali a quella studiata

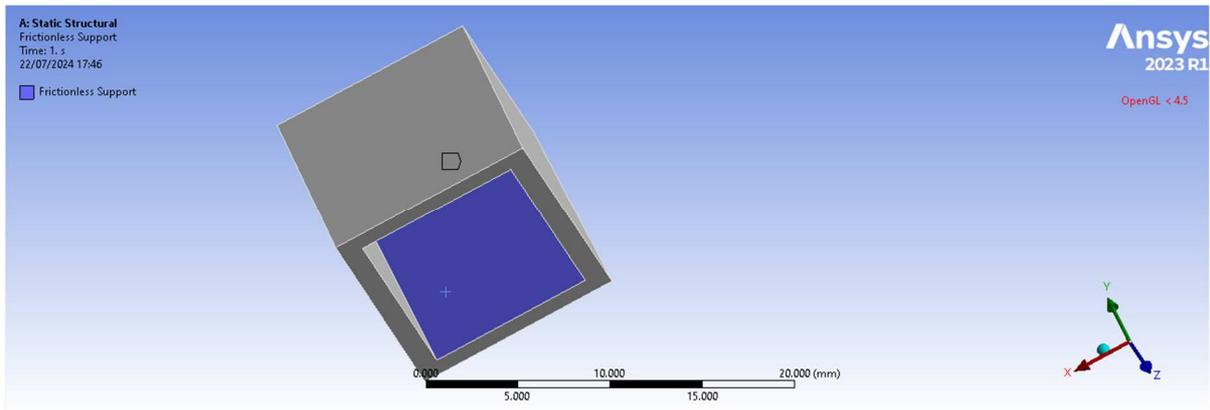


Figura 4.25 Frictionless support sulla seconda faccia laterale rispetto a quella studiata

- **Displacement:** sulla faccia esterna posta parallelamente rispetto a quella dove è stato imposto il vincolo di fixed support viene inserito uno spostamento avente direzione normale (fig. 4.26), (dunque uscente alla superficie) di un valore pari alle deformazioni ottenute da Moldflow:

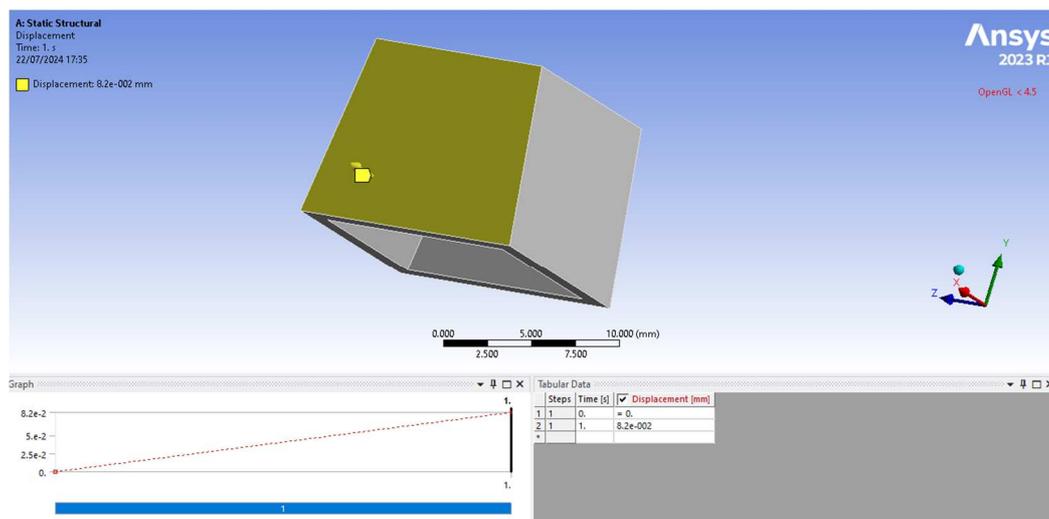


Figura 4.26 Deformazione imposta sulla superficie opposta rispetto a quella di imposizione del fixed support

Nell'immagine 4.27 è possibile osservare la distribuzione degli spostamenti sulla base delle condizioni al contorno così imposte. Le condizioni al contorno così imposte permettono di isolare in modo conciso la superficie in fase di studio.

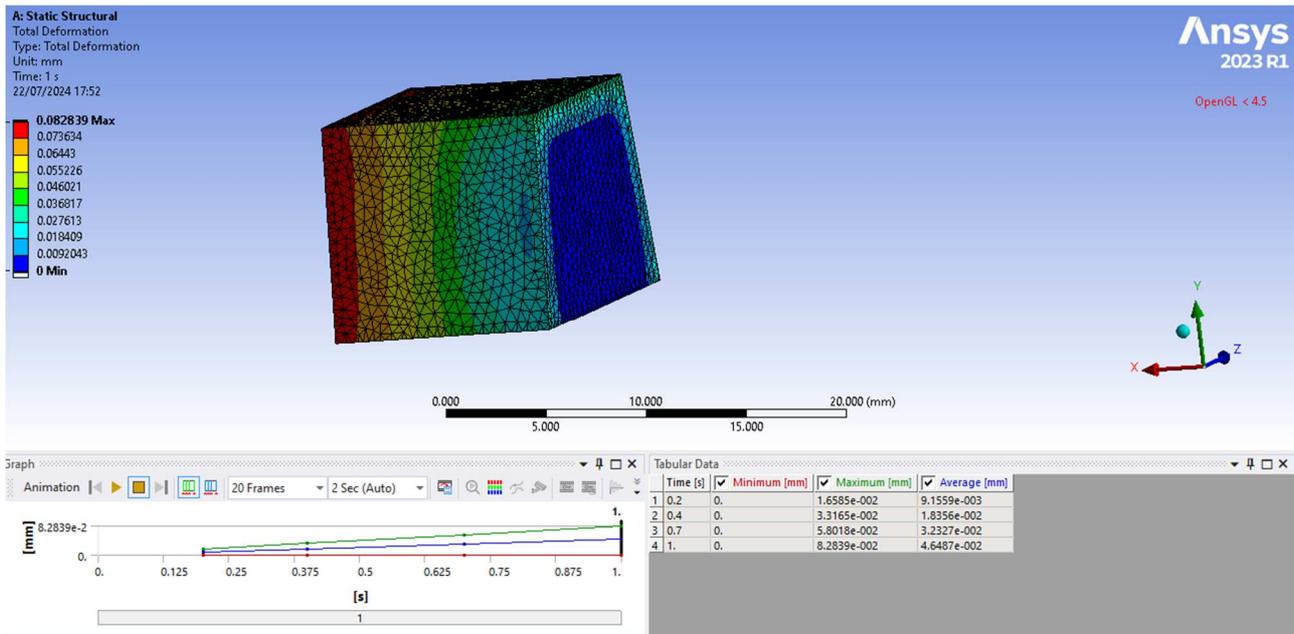


Figura 4.27 Distribuzione degli spostamenti sulla base delle condizioni al contorno imposte

Formulazione analitica adottata

Una volta lanciate la soluzione è possibile valutare la forza di reazione avente direzione normale esercitata dall'inserto ed emulata con il vincolo di fissaggio. È possibile valutare ciò cliccando sul tasto "Probe" e poi su "Force reaction" sul menù della soluzione di Ansys. La visualizzazione del risultato è riportata in figura 4.28:

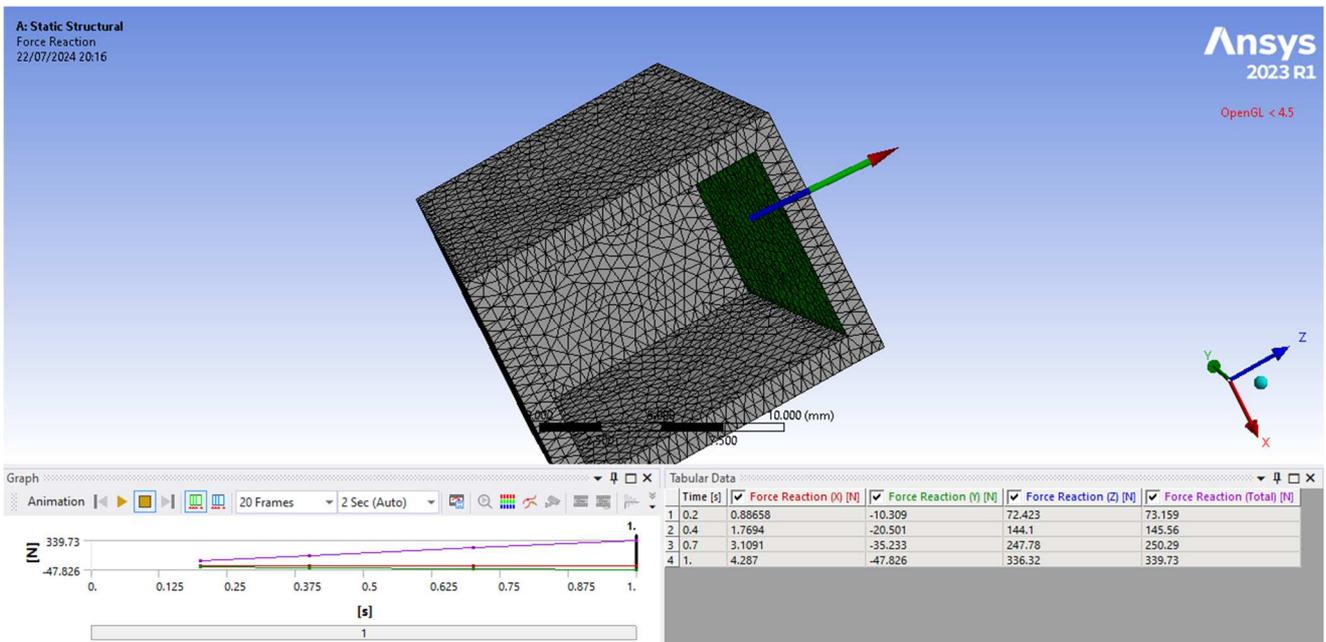


Figura 4.28 Ottenimento della forza di reazione normale su Ansys

Ottenuta quindi la forza di reazione normale è possibile calcolare secondo l'approccio sotto riportato il coefficiente d'attrito statico, previo la conoscenza della forza estrazione netta

misurata sperimentalmente. Al contrario è anche possibile calcolare la forza di estrazione effettiva servendosi del coefficiente d'attrito determinato da prove sperimentali oppure, reperito accuratamente dalla letteratura.

Nello schema in figura è possibile visualizzare le forze considerate durante la fase di estrazione e di cui si terrà conto nei successivi calcoli. Essendo l'angolo di sforno differente tra le facce considerate il procedimento di valutazione della forza dovrebbe essere eseguito per ognuna delle quattro facce in analisi. Tuttavia, dato la simmetria del componente e soprattutto del ritiro è possibile eseguire i calcoli solo per 2 delle 4 facce del pezzo aventi angolo di sforno rispettivamente di $0,25^\circ/1^\circ/2^\circ$ e di 8° . Lo schema raffigurante le forze agenti è riportato in figura 4.29:

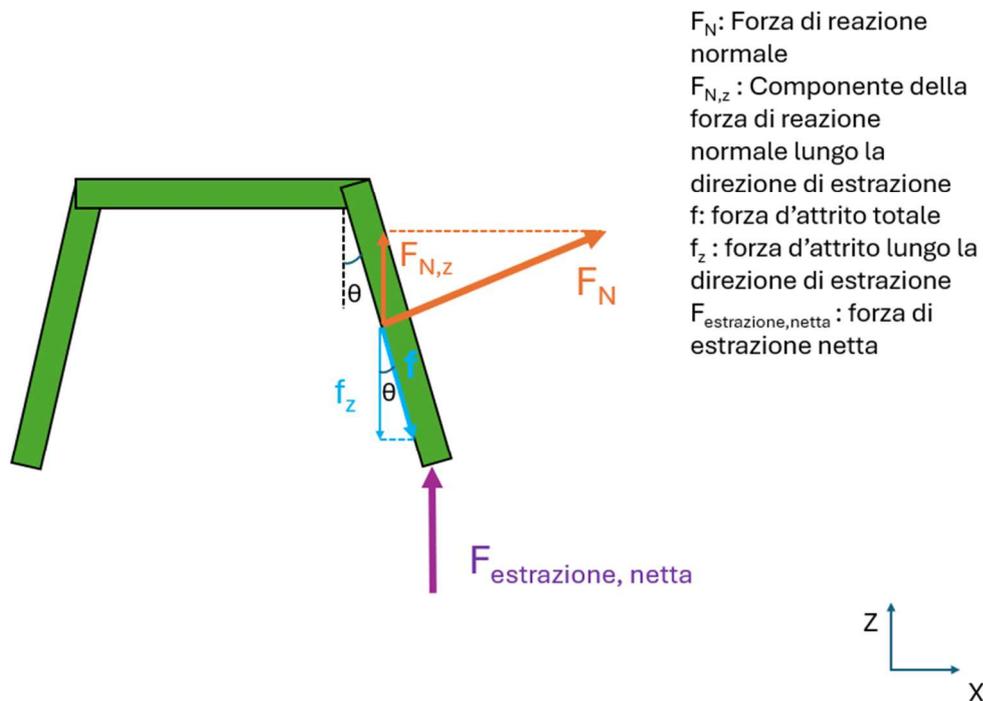


Figura 4.29 Schema adottato per la formulazione analitica

La forza di estrazione totale è data dalla somma della forza di estrazione netta e da $F_{N,z}$ ovvero la componente in Z (direzione di estrazione) valutata sulle due facce ad angolo di sforno differente e opportunamente raddoppiate essendo quattro le facce totali:

$$F_{estr,tot} = F_{estrazione,netta} + F_{N,z,TOT}$$

Inoltre, vale anche:

$$f = \mu_s F_{N,TOT}$$

dove f è la forza di attrito ed è pari al coefficiente di attrito statico moltiplicato per la forza di reazione normale totale. In riferimento ad una singola faccia, ad esempio, la forza che in realtà è da vincere, per far in modo che l'estrazione abbia successo è la componente della forza di attrito lungo la direzione di estrazione. Per ottenere quest'ultima è necessario moltiplicare la forza di attrito per il coseno dell'angolo di sforno.

$$f_z = \mu_s F_N \cos(\theta)$$

In condizioni di primo distacco estrazione, in prossimità del picco della forza la forza di estrazione totale e quella di attrito si equivalgono per cui è possibile scrivere:

$$f_z = \mu_s F_{N,TOT} \cos(\theta) = F_{estrazione,netta} + F_{z,tot}$$

Di conseguenza il coefficiente d'attrito statico è dato in generale dal rapporto tra le forze che agiscono in fase di estrazione e le forze di reazione normale:

$$\mu_s = \frac{F_{estrazione,netta} + F_{z,tot}}{F_{N,TOT} \cos(\theta)}$$

Più nel dettaglio, tenendo conto degli angoli di sforno variabili si scriverà:

$$\mu_s = \frac{F_{estrazione,netta} + 2F_{z,\alpha} + 2F_{z,8^\circ}}{2F_{0,25^\circ} \cos(\alpha) + 2F_{8^\circ} \cos(8^\circ)}$$

Con α viene indicato l'angolo di sforno che varia, previsto dal design degli esperimenti ($0,25^\circ/1^\circ/2^\circ$) mentre l'angolo di sforno di 8° è mantenuto costante in tutte le permutazioni degli studi eseguiti

In modo analogo è possibile predire la forza di estrazione netta invertendo l'equazione e inserendo nella formula il valore del coefficiente reperito dalla letteratura per il materiale considerato.

$$F_{estrazione,netta} = \mu_s F_{N,TOT} \cos(\theta) - F_{z,tot}$$

Infine, con i relativi angoli di sforno:

$$F_{estrazione,netta} = \mu_s (2F_{0,25^\circ} \cos(\alpha) + 2F_{8^\circ} \cos(8^\circ)) - (2F_{z,\alpha} + 2F_{z,8^\circ})$$

SIMULAZIONI DELL'ESTRAZIONE DELLE MICROSTRUTTURE SU ANSYS

Il componente così analizzato nei paragrafi (xx) risulta essere in assenza di microstrutture. La microstrutturazione dei componenti viene solitamente realizzata mediante laser etching. L'utilizzo di tale tecnologia permette di massimizzare l'area delle superfici strutturate, tenendo in considerazione dei vincoli dettati dal processo di fresatura utilizzato per la produzione dello stampo. Di seguito è stata dunque proposta un'estensione dello studio volta ad analizzare come la presenza di superfici microstrutturate nel componente influenzi la forza di estrazione complessiva. Problemi di complessità così elevata sono stati studiati in letteratura mediante due approcci differenti: le simulazioni "multi-step" e le simulazioni "multi-scale". [54] Secondo l'approccio "multi-step" dapprima viene prima eseguita una simulazione su macro-scala dell'intero componente per determinare le condizioni al contorno in superficie, e poi una successiva simulazione di solo una frazione dell'area micro-strutturata utilizzando come input le condizioni al contorno precalcolate dalla simulazione macro. Le simulazioni "multi-scala", al contrario, integrano sullo stesso modello sia la macro-geometria che la superficie micro-strutturata, in modo da determinare simultaneamente le caratteristiche del flusso all'interno del componente e nella regione superficiale.

L'approccio seguito in questo caso è di tipo "multi-step" che rispetto al suo corrispettivo permette di ridurre i costi computazionali richiesti dai software FEM utilizzati per le simulazioni. Come primo step è stato modellato la geometria CAD della superficie microstrutturata, riportata in figura 4.30 mediante il software Fusion 360 fornito da Autodesk, che sono state poste nelle due superfici ad angolo di sforno minore come è possibile visualizzare nella figura

4.31. Lo studio di seguito descritto ad una sola delle geometrie studiate, in particolare quella avente angolo di sforno di 0,25°

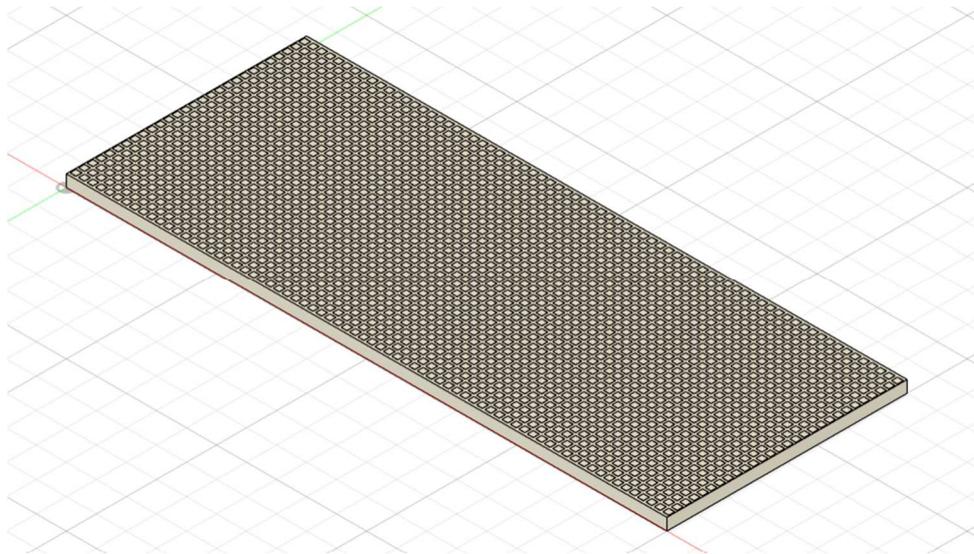


Figura 4.30 Lastra di partenza per l'isolamento delle microstruttura

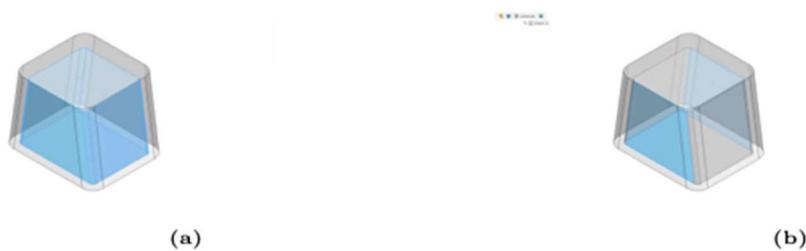


Figura 4.31 Superfici interne del componente (a) e superfici di applicazione delle texture (b)

Di questa intera superficie è stata isolata un'unica microstruttura. Partendo da una delle due superfici strutturate si ottengono i seguenti valori dimensionali della superficie e della microstruttura di tipo "square-sloped" riportati in tabella 4.9:

Superficie strutturata	101,6 mm ²
Area-density	50%
Lato di una singola microstruttura	100 μm
Profondità di una singola microstruttura	5 μm
Area di una singola microstruttura	0,02 mm ²
Numero di microstrutture per superficie	5080
Numero di microstrutture totali	10160

Tabella 4.9 Parametri geometrici del componente in presenza di microstrutture

Con il termine area-density si intende la percentuale di superficie interna laterale del campione soggetta all'applicazione di texture. L'area totale di una singola microstruttura include sia la zona in cui è presente la geometria quadrata ed inclinata che una zona di contorno, avente la stessa area della superficie occupata dal quadrato inclinato essendo l'area-density pari al

50%. Il numero totale di microstrutture presente su una superficie viene calcolato dal rapporto tra la superficie totale e l'area di una singola microstruttura mentre per ottenere il numero di microstrutture totali presenti su tutte e due le superfici è necessario semplicemente moltiplicare questo valore per due. Le simulazioni eseguite sono volte ad emulare lo scorrimento della ridotta porzione del componente polimerico microstrutturato su un altrettanto ridotta porzione di stampo accoppiata alla microfeature. Nelle figure 4.32 e 4.33 sono riportati i due modelli CAD utilizzati nella simulazione. L'altezza corrispondente alla microfeature lato polimerico è uguale allo spessore del componente di partenza ed ha lo stesso valore dell'altezza della microstruttura lato stampo.

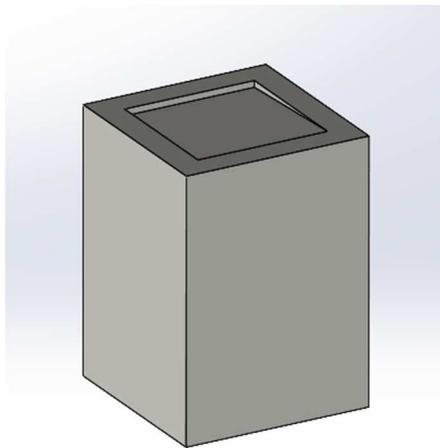


Figura 4.32 Microstruttura lato componente polimerico

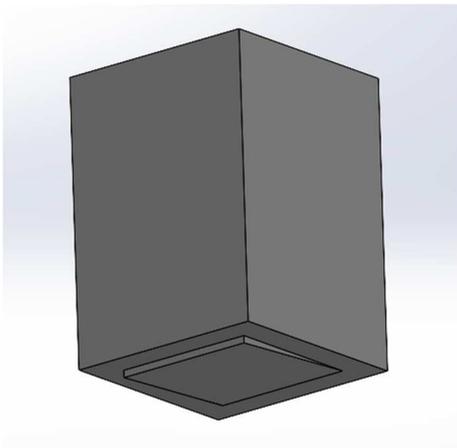


Figura 4.33 Microstruttura lato stampo

Le due microstrutture lato componente polimerico e lato stampo sono state poi accoppiate su SolidWorks imponendo il contatto tra le superfici interessate durante l'estrazione. È stato dunque creato l'assieme contenente le due microstrutture accoppiate e generato il file STEP per l'importazione su ANSYS e l'imposizione delle condizioni al contorno.

Condizioni al contorno

Le simulazioni eseguite in ANSYS hanno lo scopo di ottenere il valore delle forze di estrazione sulla singola microstruttura che moltiplicato per il numero di microfeature presenti sull'intera superficie consentirà di avere una stima sulla forza di estrazione totale richiesta. La simulazione eseguita secondo le condizioni definite di seguito è stata eseguita su tutte le permutazioni della geometria ad angolo di sformo di $0,25^\circ$, mentre il materiale studiato è il polipropilene, le cui proprietà meccaniche sono riportate nella sezione "PROPRIETA' MECCANICHE". Le caratteristiche delle simulazioni eseguite sono:

1. **Simulazione transitoria e in ipotesi di lineare elasticità:** Per avere un'informazione più completa sull'evoluzione della forza di estrazione durante lo scorrimento delle superfici è stata imposta un'analisi transitoria in condizioni di lineare elasticità. Tale scelta risulta essere valida dati i tempi estremamente ridotti nella quale si sta svolgendo il fenomeno ed in particolare perché questa tipologia di analisi consente di andare ad analizzare la forza ottenuta in seguito al primo distacco dopo un tempo pari al time step definito in tabella . I parametri impostati in ANSYS per questa tipologia di analisi sono riportati in tabella 4.10:

Time-step iniziale	0,1 s
Time-step minimo	0,1 s
Time-step massimo	0,3 s

Tabella 4.10 Parametri imposti per la simulazione transitoria su Ansys

2. **Mesh:** Dato la dimensione ridotta delle geometrie analizzate è stato scelto di impostare la risoluzione a livello 7. Si è scelto di porre questo valore medio-alto perché da un lato permette di ottenere risultati che convergono in modo accurato verso la soluzione corretta e dall'altra non comportano costi computazionali troppo elevati. Sono stati settati inoltre i materiali delle due microstrutture, rispettivamente il polimero in analisi per la microfeature lato componente e un acciaio generico proposto di default da ANSYS per la microstruttura lato stampo
3. **Condizioni al contorno:** le condizioni al contorno saranno volte ad emulare lo spostamento della microstruttura lato polimerico rispetto allo stampo. Per questo motivo sono stati posti:
 - **Contact connection:** Per imporre il contatto tra le due superficie è necessario cliccare su "Connection" del menù dell'albero principale di ANSYS e selezionare la tipologia di

contatto. È stato imposto un contatto di tipo “frictional” sulle superfici d’interesse (fig. 4.34). Questa tipologia di contatto permette di imporre il coefficiente d’attrito tra le superfici, risultato ottenuto proprio dallo studio sul componente intero. Così facendo, si sta proprio rimarcando il concetto di approccio multi-step.

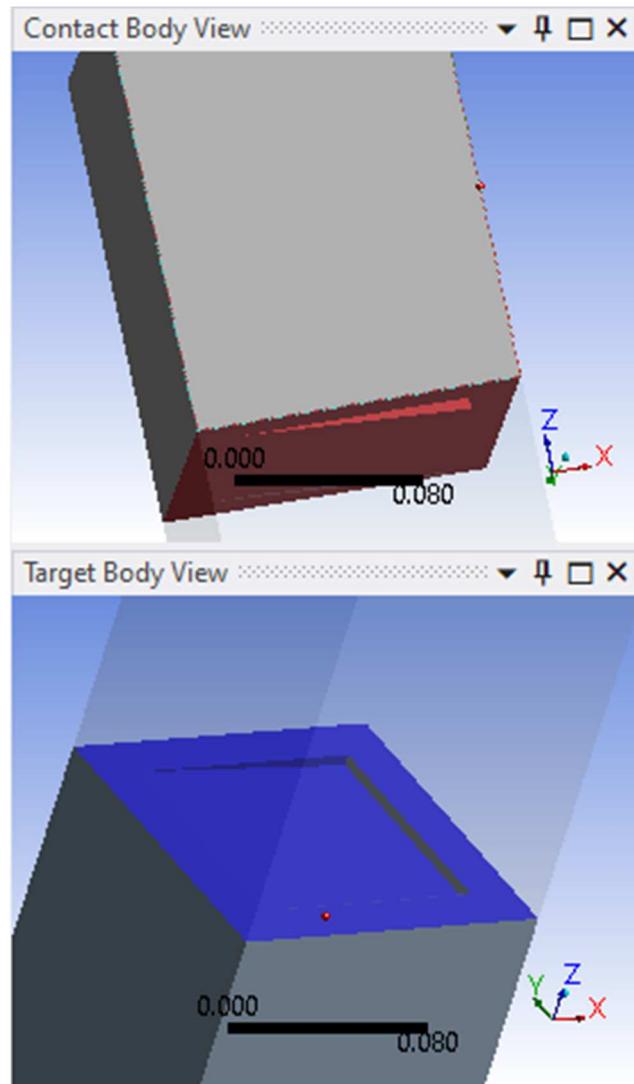


Figura 4.34 Contact connection tra le due superfici microstrutturate

- **Fixed support:** È stato imposto un vincolo di “fixed support” sulla superficie inferiore del componente. In tal modo si sta cercando di replicare l’azione dell’inserto che anche in questa analisi viene supposto infinitamente più rigido del polimero e il cui spostamento durante l’estrazione è stato supposto trascurabile (fig. 4.35):

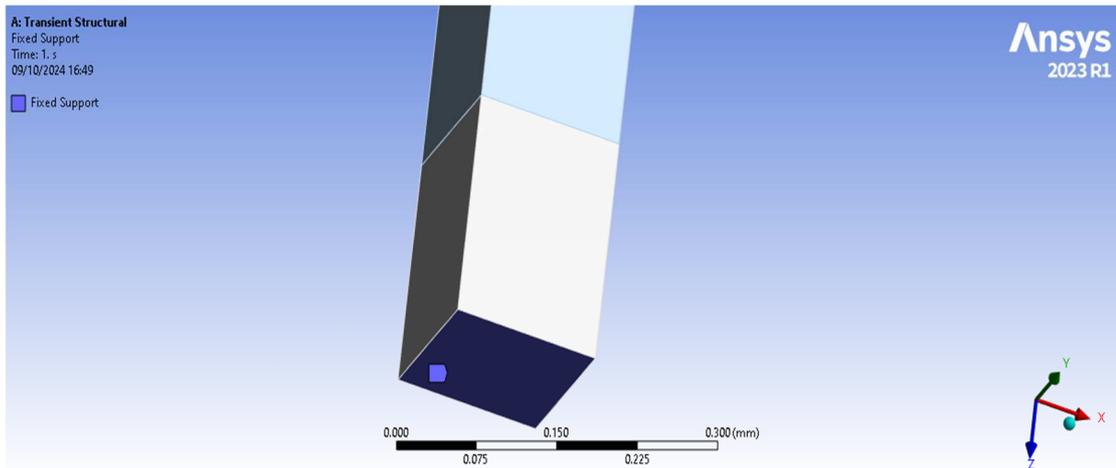


Figura 4.35 Fixed support imposto per la simulazione delle microstrutture

- Displacement:** Nelle quattro superfici della microstruttura polimerica sono stati imposti i seguenti spostamenti: Lungo l'asse x (direzione di estrazione) è stato imposto un valore di 0,05 mm. Tale valore è stato ritenuto sufficientemente elevato e indicativo di quanto si verifica nel fenomeno di estrazione reale . Gli spostamenti lungo l'asse Y (asse perpendicolare alla direzione di estrazione) sono stati imposti nulli. Tale imposizione è un ipotesi semplificativa. Si ipotizza infatti, che l'estrazione avvenga idealmente lungo un'unica direzione e che eventuali spostamenti in altre direzioni siano di ordine decisamente inferiore rispetto a quello sull'asse principali. Gli spostamenti lungo l'asse z (normale alla superficie) sono stati mantenuti liberi.

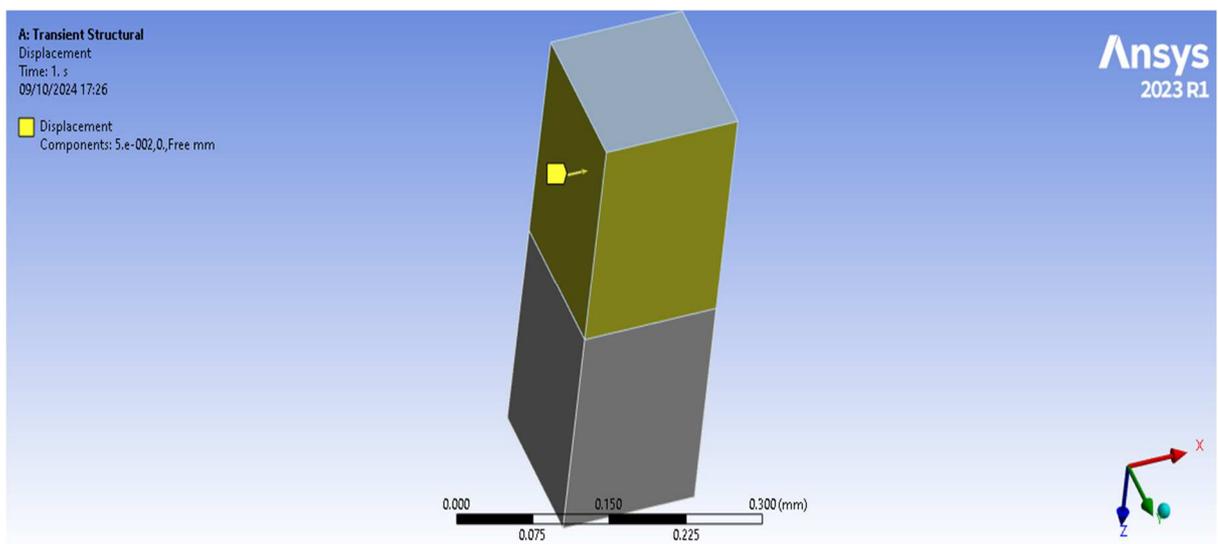


Figura 4.36 Displacement imposto per la simulazione delle microstrutture

- Pressure:** È stata imposto un valore di pressione agente in direzione normale sulla superficie superiore della microstruttura lato polimero, per simulare l'adesione tra le

due microstrutture come è possibile visualizzare in figura 4.37. Il valore di pressione agente è stato ottenuto dal rapporto tra la forza di reazione normale ottenuta dalle precedenti simulazioni su ANSYS il valore complessivo della superficie microstrutturata.

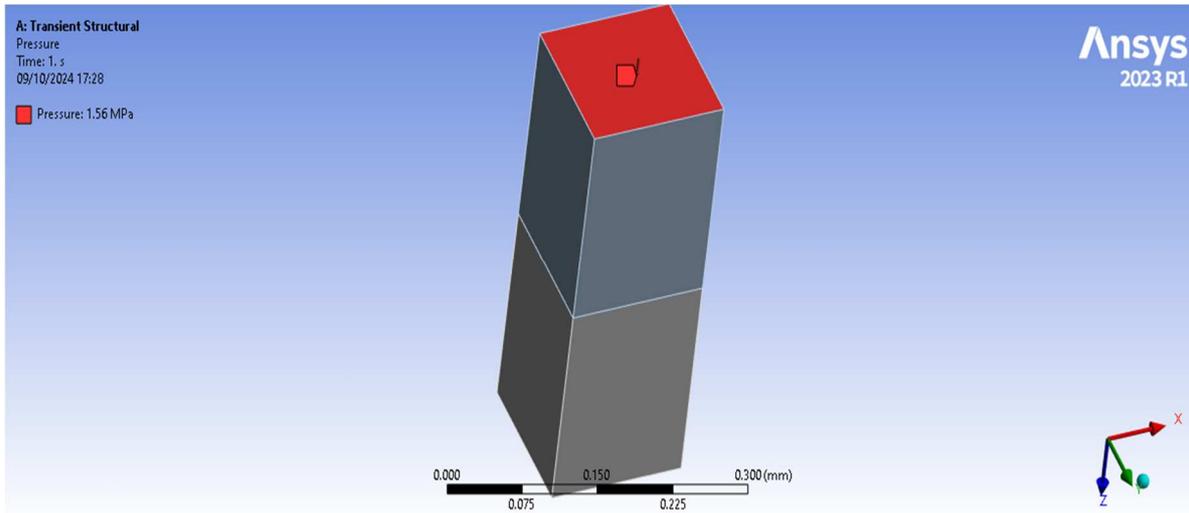


Figura 4.37 Pressione imposta per la simulazione delle microstrutture

Dopo aver lanciato la soluzione il risultato di interesse sarà proprio la forza di reazione esercitata dal supporto fisso agente in direzione x. La forza che è stata così ottenuta ha direzione contraria alla direzione di estrazione ed infatti è di segno negativo. In figura 4.38 è possibile visualizzare la configurazione finale a seguito dello spostamento imposto e la modalità con la quale sono state studiate le forze.

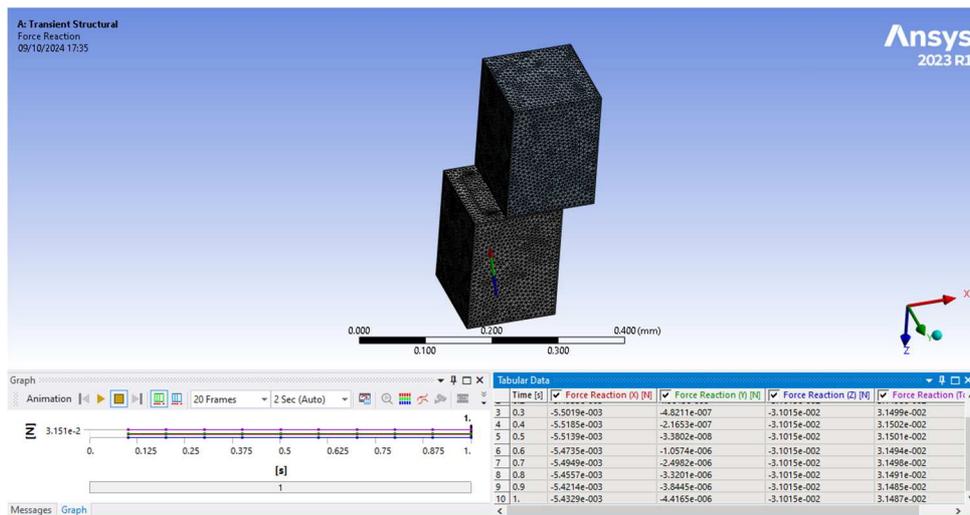


Figura 4.38 Configurazione delle microstrutture a termine della simulazione

In particolare, la forza di maggior interesse al fine dello studio dell'estrazione della singola microstruttura è la componente di reazione lungo l'asse x (direzione di estrazione) esercitato

dalla microstruttura lato stampo al time step iniziale di 0,1 s che rappresenta con buona approssimazione l'istante di primo distacco tra le due superfici. Tale valore è stato poi moltiplicato per il numero totale di microstrutture presenti sulle due superfici microstrutturate, ottenendo quella che è stata chiamata $F_{x,TOT}$. La forza di estrazione è stata dunque calcolata con la seguente equazione:

$$F_{ESTRAZIONE} = F_{x,TOT} + (f_{z,8^\circ} - F_{z,8^\circ}) \cdot 2$$

Dove:

- $F_{ESTRAZIONE}$: è la forza di estrazione totale prevista sul pezzo
- $F_{x,TOT}$: è la forza di reazione esercitata dalle due superfici microstrutturate dato dal prodotto tra le forze di reazione in direzione di estrazione (x in figura (xx)) valutato dalle simulazioni su Ansys e il numero totale di microstrutture (10160)
- $f_{z,8^\circ}$: è la forza di attrito che si sviluppa sulle due facce del componente aventi angolo di sforno di 8°
- $F_{z,8^\circ}$ è la forza che aiuta nell'estrazione sviluppata sulle due facce del componente aventi angolo di sforno di 8°

In particolare,

$$f_{z,8^\circ} = \mu_s F_{N,8^\circ} \cos(8^\circ)$$

La forza di attrito sviluppata su una delle due facce con angolo di sforno di 8° è stata calcolata dal prodotto del coefficiente d'attrito statico già determinato dalle simulazioni precedenti con la formula (xx) per le varie permutazioni studiate e la forza normale alla superficie determinata dalle simulazioni eseguite su Ansys. Il contributo della forza normale in z (figura xx), che aiuta in fase di estrazione per le facce inclinate di $0,25^\circ$ è stato ritenuto trascurabile. Ciò equivale a supporre che il coseno di $0,25^\circ$ sia uguale ad 1

Con tale metodo si stanno applicando le condizioni macro su scala micro come descritto dall'approccio multi-step. Nello stimare le forze di estrazione in presenza di microstrutture sono stati seguiti due approcci che hanno portato a due differenti coefficienti:

- il primo è basato sull'utilizzo di un coefficiente d'attrito mediato, denominato come $\bar{\mu}$ su tutte le permutazioni afferenti ad una stessa geometria ed in particolare quella ad

angolo di sforno di $0,25^\circ$. Questo coefficiente può essere utilizzato come un valore medio da prendere come riferimento per le simulazioni.

- Il secondo è basato sull'utilizzo di un coefficiente d'attrito locale, denominato come μ_{loc} , determinato in riferimento al caso studiato nel design degli esperimenti, in particolare a rugosità massima.

Sono state ottenute così due differenti forze di estrazione che saranno valutate e confrontate con quelle ottenute sperimentalmente.

CAMPAGNA SPERIMENTALE

Le curve mostrate da figura (xx) riportano l'andamento delle forze di estrazione misurate dal sensore piezoelettrico. Per lo stampaggio dei componenti si è adoperata una macchina per micro-stampaggio ad iniezione di ultima generazione (Battenfeld, MicroPower 15) dotata di un sistema di termoregolazione a fluido e resistenze termiche per il riscaldamento oltre i 130°C . Le misurazioni di forze sono effettuate tramite un trasduttore di forza piezoelettrico Kistler 9223° riportato in figura 4.39, i cui dati tecnici sono stati riportati in figura 4.40. Il segnale del sensore, convertito tramite un amplificatore di carica (Kistler, Tipo 5039°), viene acquisito con un modulo National Instruments NI9205 e un'unità di acquisizione dati NI cDAQ-9172. La forza di estrazione è stata misurata in un intervallo temporale di 500ms con una frequenza di campionamento di 60kHz.

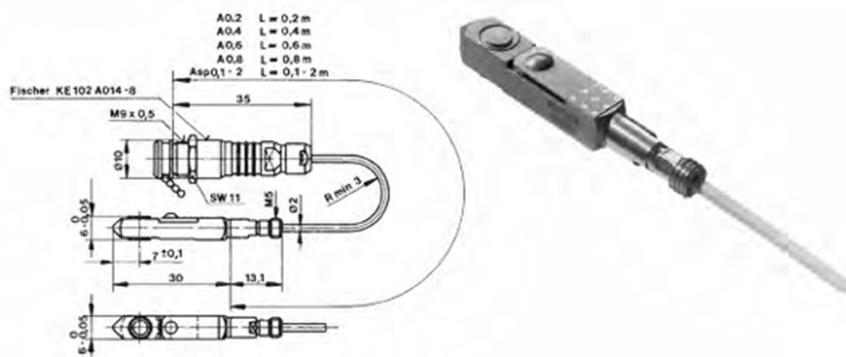


Figura 4.39 Sensore utilizzato per l'acquisizione sperimentale delle forze

Range	N	0 ... 2500	
Calibrated partial range	N	0 ... 250	
Overload	N	0/3000	
Threshold	N	0,01	
Sensitivity	pC/N	-4,5	
Linearity, also for partial ranges	% FSO	$\leq \pm 1$	
Hysteresis	% FSO	≤ 1	
Rigidity, mean value	N/ μm	≈ 460	
Natural frequency	kHz	≈ 200	
Operating temperature range	$^{\circ}\text{C}$	-40 ... 150	
Temperature coefficient of sensitivity	$\%/^{\circ}\text{C}$	-0,02	
Temperature error	N/ $^{\circ}\text{C}$	$< \pm 0,9$	
Capacitance (with cable Type 1645C0,4)	pF	13	
Insulation resistance	at 20 $^{\circ}\text{C}$	$T\Omega$	≥ 10
	at 120 $^{\circ}\text{C}$	$T\Omega$	≥ 1
Weight (without cable)	g	7	

Figura 4.40 Scheda tecnica del sensore utilizzato per l'acquisizione sperimentale delle forze

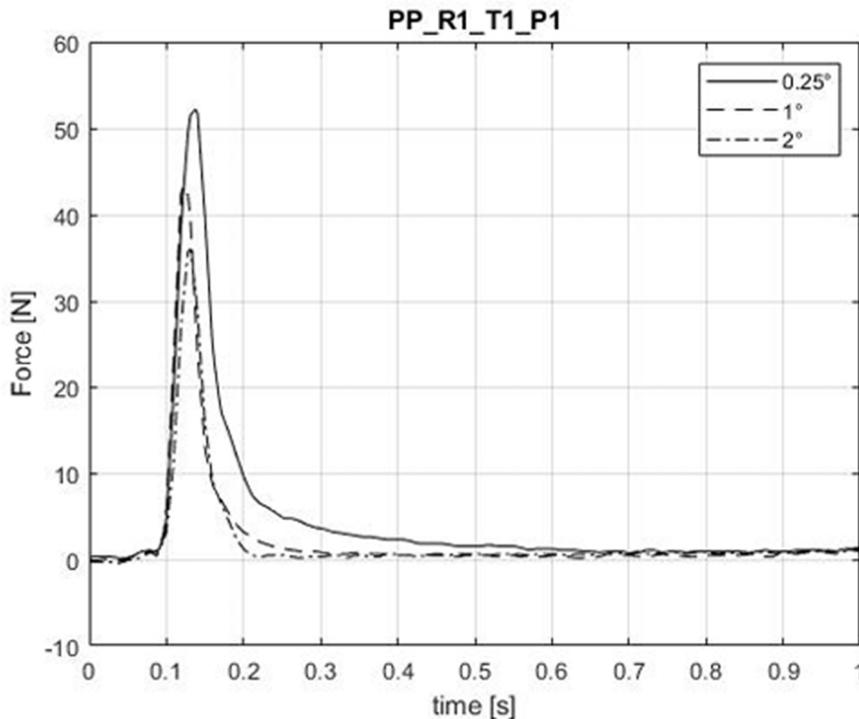


Figura 4.41 Tipico andamento temporale della forza di estrazione [51]

In figura 4.41 è stato riportato un tipico andamento temporale della forza di estrazione. Si può notare come la forza cresce fino a raggiungere il valore più alto in cui avviene il primo distacco del componente dall'inserito. Dopodiché la forza di estrazione diminuisce dovendo vincere l'attrito dinamico che viene gradualmente ridotto durante la fuoriuscita del componente a causa dell'angolo di sforno. Per ogni configurazione sono state eseguite cinque prove nella

quali sono stati acquisite le forze mediante il sensore piezoelettrico. È stato preso dunque il valore medio come riferimento, valutato con la relativa deviazione standard.

Per le acquisizioni delle forze di estrazione in presenza di microstrutture è stato adoperato lo stesso inserto rispetto a quello utilizzato per il campione liscio, dopo averlo sottoposto però ad un trattamento di laser-texturing per l'ottenimento delle microstrutture, riportato in figura 4.42:

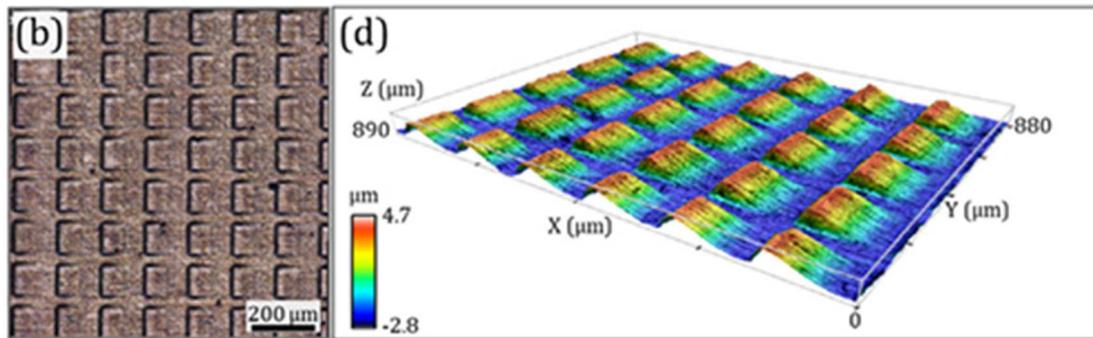


Figura 4.42 Texture superficiali presenti sull'inserto microstrutturato utilizzato per l'acquisizione sperimentale delle forze [22]

RISULTATI

RISULTATI DELLE SIMULAZIONI DI PROCESSO ESEGUITE SU MOLDFLOW

Di seguito nelle tabelle 5.1 e 5.2, sono stati riportati i valori delle deformazioni ottenuti numericamente dalle simulazioni di processo eseguite su Moldflow per i due materiali studiati:

Polipropilene:

Nome configurazione	Deformazione su faccia a 0,25° / 1°	Deformazione su faccia a 8°
D025_T1_P1	0,080 mm	0,089 mm
D025_T1_P2	0,081 mm	0,091 mm
D025_T2_P1	0,078 mm	0,087 mm
D025_T2_P2	0,079 mm	0,088 mm
D1_T1_P1	0,081 mm	0,089 mm
D1_T1_P2	0,080 mm	0,092 mm
D1_T2_P1	0,076 mm	0,087 mm
D1_T2_P2	0,077 mm	0,088 mm

Tabella 5.1 Deformazioni ottenute da Moldflow per il PP

COC:

Nome configurazione	Deformazione su faccia a 0,25° / 1°	Deformazione su faccia a 8°
D025_T1_P1	0,042 mm	0,047 mm
D025_T1_P2	0,043 mm	0,048 mm
D025_T2_P1	0,046 mm	0,051 mm
D025_T2_P2	0,045 mm	0,048 mm
D1_T1_P1	0,042 mm	0,048 mm
D1_T1_P2	0,041 mm	0,046 mm
D1_T2_P1	0,046 mm	0,051 mm
D1_T2_P2	0,044 mm	0,050 mm

Tabella 5.2 Deformazioni ottenute da Moldflow per i COC

I risultati mostrati nelle tabelle 5.1 e 5.2 sono risultati parziali che sono stati poi utilizzati come input per le analisi successive. Nella nomenclatura dei casi analizzati non è stato inserito il riferimento alla rugosità in quanto è un parametro di cui non è possibile tener conto sia nelle analisi eseguite su Moldflow che tantomeno in quelle successive eseguite su ANSYS.

Per il polipropilene le deformazioni variano tra un minimo di 0,0765 mm e un massimo di 0,0816 mm per le superfici ad angolo di sforno di 0,25° e tra 0,087 mm e 0,0923 mm per le facce inclinate di 8°. Le configurazioni con angolo di sforno minore mostrano valori di deformazione tendenzialmente maggiori rispetto alle configurazioni ad angolo di sforno di 1°. Le configurazioni a pressione più alta presentano delle deformazioni leggermente più elevate rispetto alle altre, tale fenomeno è spiegato dal fatto che tale valore risulta più elevato di quello ottimale.

Per il COC le deformazioni variano tra un minimo tra 0,0415 mm e 0,0465 mm per le superfici ad angolo di sforno di 0,25° e tra 0,047 mm e 0,051 mm per le facce inclinate di 8°. I valori sono decisamente inferiori rispetto al PP ad indicare una miglior processabilità e una minore tendenza al ritiro da parte del materiale.

RISULTATI DELLE SIMULAZIONI ESEGUITE SU ANSYS

Di seguito sono state riportate invece le forze di reazione normali ottenute imponendo le deformazioni delle tabelle 5.3 e 5.4 come spostamenti nelle simulazioni eseguite su ANSYS:

Polipropilene:

Nome configurazione	Forza normale su superficie a 0,25° / 1°	Forza normale su superficie a 8°
D025_T1_P1	347,6 N	339,1 N
D025_T1_P2	349,9 N	339,7 N
D025_T2_P1	227,1 N	220,5 N
D025_T2_P2	218,4 N	213 N
D1_T1_P1	348,5 N	326,1 N
D1_T1_P2	336,1 N	321,8 N
D1_T2_P1	217,6 N	215,4 N
D1_T2_P2	225,4 N	211,1 N

Tabella 5.3 Forze normali ottenute da Ansys per il PP

COC:

Nome configurazione	Forza normale su superficie a 0,25° / 1°	Forza normale su superficie a 8°
D025_T1_P1	152,7 N	151,4 N
D025_T1_P2	157,8 N	154,7 N
D025_T2_P1	117,5 N	111,9 N
D025_T2_P2	114,9 N	112,2 N
D1_T1_P1	160,2 N	155,8 N
D1_T1_P2	158,3 N	153,2 N
D1_T2_P1	119,3 N	113,1 N
D1_T2_P2	115,4 N	110,8 N

Tabella 5.4 Forze normali ottenute da Ansys per i COC

Si riportano nella tabella 5.5 i coefficienti d'attrito calcolati sulla base dei valori ottenuti sperimentalmente per i due materiali [51], separando nelle tabelle le due geometrie aventi angolo di sforno differente. Il motivo di questa ulteriore analisi riguarda la possibilità di prevedere le forze di estrazione previa la conoscenza in anticipo del coefficiente d'attrito statico

PP	F (estrazione sperimentale)	Coefficiente d'attrito statico
D025_T1_P1_R1	51,9 ± 1,7 N	0,109
D025_T1_P1_R2	47,6 ± 1,2 N	0,106
D025_T1_P1_R3	42,5 ± 1,0 N	0,102
D025_T1_P2_R1	72,0 ± 0,43 N	0,123
D025_T1_P2_R2	53,3 ± 1,1 N	0,110
D025_T1_P2_R3	57,9 ± 1,1 N	0,113
D025_T2_P1_R1	26,1 ± 0,5 N	0,100
D025_T2_P1_R2	14,5 ± 0,5 N	0,087
D025_T2_P1_R3	16,8 ± 1,3 N	0,090
D025_T2_P2_R1	27,2 ± 0,4 N	0,103
D025_T2_P2_R2	19,0 ± 1,0 N	0,093
D025_T2_P2_R3	22,8 ± 0,4 N	0,098

Tabella 5.5 Forze di estrazione misurate sperimentalmente e coefficienti d'attrito per le configurazioni studiate nel DoE per il PP e geometria ad angolo di sforno di 0,25°

ANALISI DEI COEFFICIENTI D'ATTRITO PER IL PP:

1° Angolo di sormo 0,25°:

- **Prima serie (P = 50 bar, T = 35°C, E = 1400 MPa):**

Il coefficiente d'attrito varia da 0,1024 a 0,1093, con ridotte variazioni tra i valori ottenuti alle varie rugosità. Questa differenza ridotta indica che i modelli numerici riescono a prevedere abbastanza bene i risultati sperimentali in queste condizioni.

- **Seconda serie (P = 100 bar, T = 35°C, E = 1400 MPa):**

Il coefficiente d'attrito massimo è di 0,1236, mentre il valore di forza sperimentale di 72 N. Ciò può suggerire che l'alta pressione di impaccamento può indurre alla comparsa dei fenomeni di adesione, tipici per bassi valori di rugosità superficiale

- **Terza serie (P = 50 bar, T = 65°C, E = 880 MPa):**

L'attrito diminuisce rispetto alle serie precedenti, probabilmente a causa della riduzione del modulo elastico causato dalla temperatura più alta.

- **Quarta serie (P = 100 bar, T = 65°C, E = 880 MPa):**

Qui si osserva un comportamento simile alla serie precedente, con valori di coefficiente che variano da 0,0934 a 0,1029. La temperatura più alta (65°C) continua a portare a valori di attrito più bassi rispetto alle serie a 35°C, come atteso in condizioni in cui l'aumento della temperatura riduce l'attrito a causa di una minore resistenza tra le superfici di contatto

L'istogramma in figura 5.1 permette di confrontare i coefficienti ottenuti con il polipropilene per la geometria a 0,25°. Si può notare come in generale questo materiale non sia influenzato dalla rugosità della superficie dello stampo

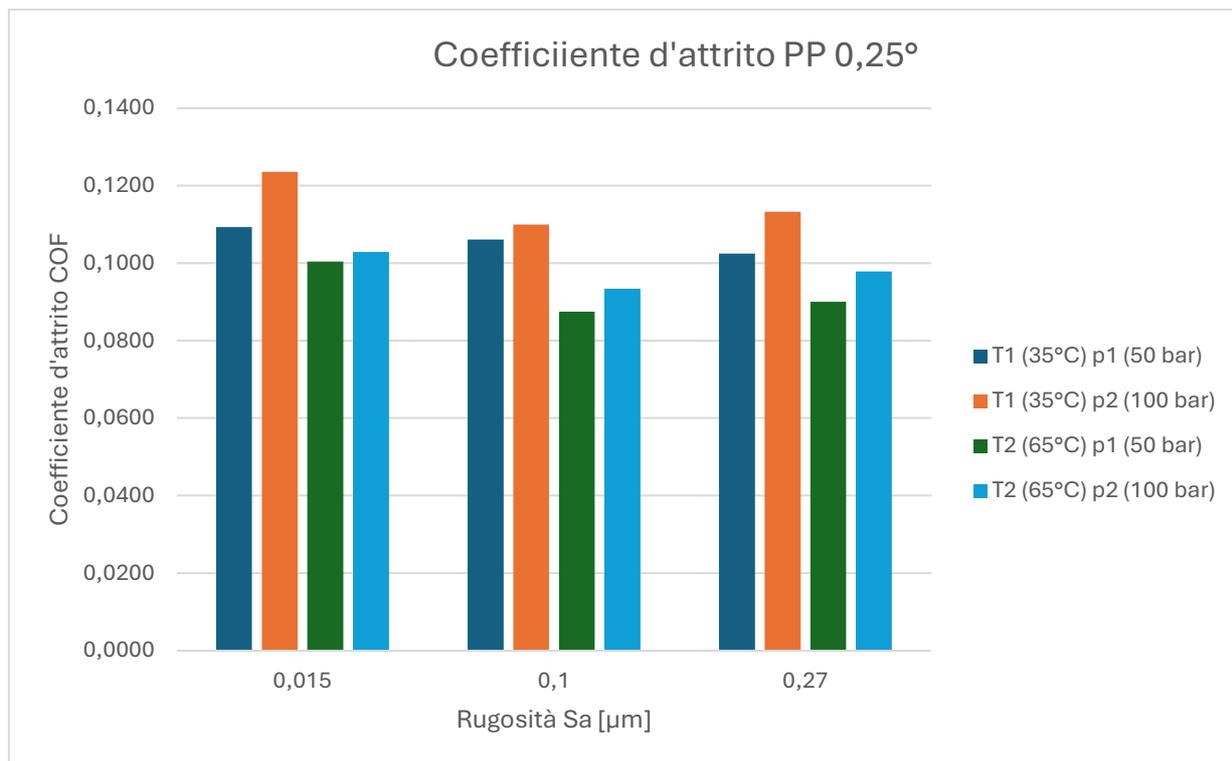


Figura 5.1 Andamento dei coefficienti d'attrito all'aumento di rugosità per il PP nel caso di angolo di sforno di 0,25°

Angolo di sforno 1°:

In tabella 5.6 si riportano le forze di estrazione e i coefficienti d'attrito ottenuti per il PP nella geometria ad angolo di sforno di 1°

PP	F (estrazione sperimentale)	Coefficiente d'attrito statico
D1_T1_P1_R1	43,5 ± 0,7 N	0,1090
D1_T1_P1_R2	45,64 ± 0,87 N	0,110
D1_T1_P1_R3	41,42 ± 0,98 N	0,107
D1_T1_P2_R1	48,14 ± 0,56 N	0,114
D1_T1_P2_R2	49,06 ± 1,04 N	0,115
D1_T1_P2_R3	44,36 ± 2,2 N	0,111
D1_T2_P1_R1	17,45 ± 0,77 N	0,098
D1_T2_P1_R2	13,6 ± 0,53 N	0,094
D1_T2_P1_R3	13,85 ± 0,52 N	0,094
D1_T2_P2_R1	20,18 ± 0,43 N	0,098
D1_T2_P2_R2	12,82 ± 0,46 N	0,094
D1_T2_P2_R3	16,43 ± 0,43 N	0,095

Tabella 5.6 Forze di estrazione misurate sperimentalmente e coefficienti d'attrito per le configurazioni studiate nel DoE per il PP e geometria ad angolo di sforno di 1°

- **Prima e seconda serie (P = 50 bar, T = 35°C, E = 1400 MPa):**

Si osserva un comportamento simile alla serie precedente, con valori di coefficiente che variano da 0,0934 a 0,1029. La temperatura più bassa (35°C) continua a portare a valori di attrito più alti rispetto alle serie a 35°C, principalmente a causa del maggiore modulo elastico.

- **Terza e quarta serie (P = 50 bar e 100 bar, T = 65°C, E = 880 MPa):**

Anche in questo caso si osserva un comportamento simile alla serie precedente, con valori di coefficiente che variano da 0,0934 a 0,1029. La temperatura più alta (65°C) continua a portare a valori di attrito più bassi rispetto alle serie a 35°C, dato il minor modulo elastico

Nell'istogramma in figura 5.2 si riportano i coefficienti d'attrito ottenuti per il PP nelle geometria ad angolo di sforno pari a 1°

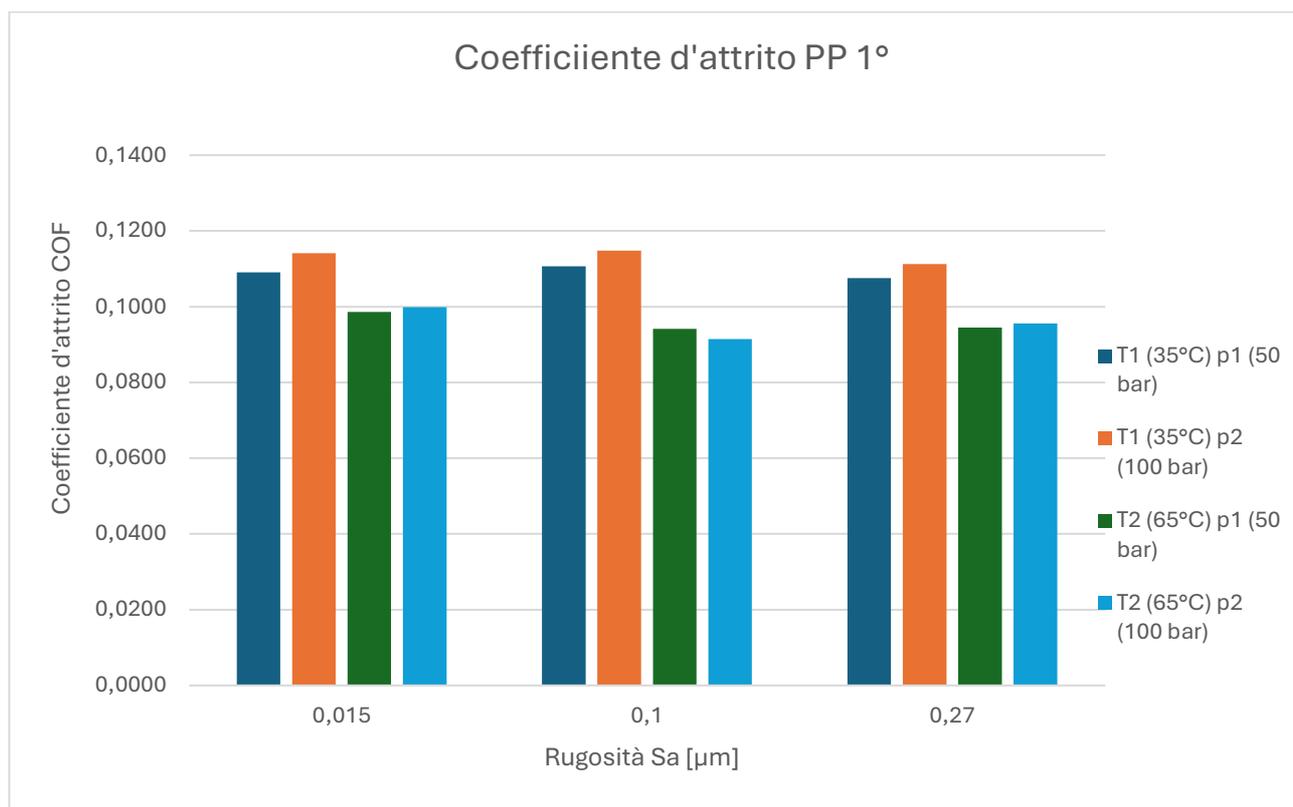


Figura 5.2 Andamento dei coefficienti d'attrito all'aumento di rugosità per il PP nel caso di angolo di sforno di 1°

Osservazioni principali (PP):

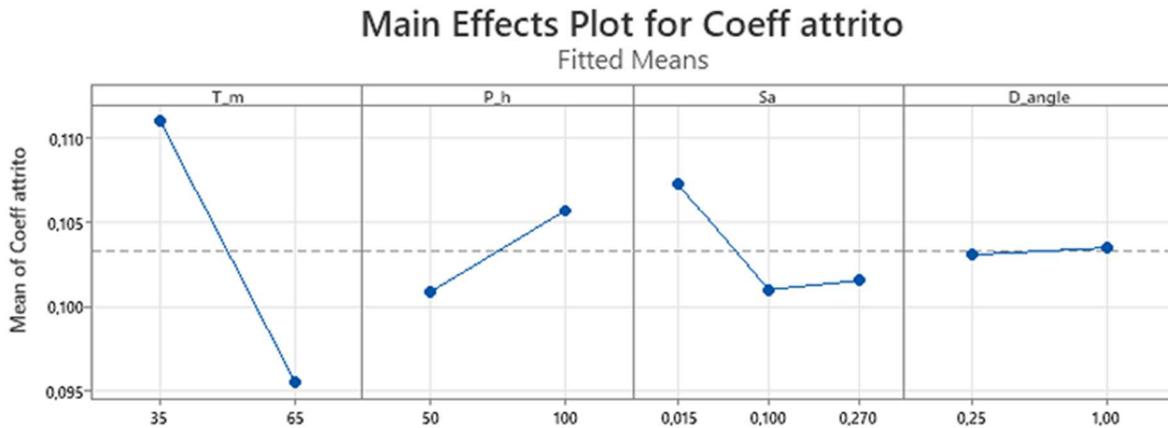


Figura 5.3 Influenza dei parametri di processo sui coefficienti d'attrito ottenuti per il PP

- **Effetto della pressione:**

L'aumento della pressione tende a far crescere leggermente i coefficienti d'attrito, come mostrato in figura 5.3. Questo è visibile nelle serie a 100 bar, dove i coefficienti sono leggermente superiori rispetto a quelli a 50 bar. La causa di ciò è data dalla miglior replicazione quindi ad un miglior contatto tra polimero e stampo. Si può quindi ritenere che la diminuzione dei ritiro che si verifica con l'aumento della pressione di impaccamento abbia un effetto meno marcato per il polipropilene. Per altri materiale questi due effetti potrebbero essere entrambi presenti, con un effetto sulle forze di estrazione che però risulta difficilmente prevedibile. È necessario ricordare poi che l'adozione di una p_h troppo contenuta può indurre un elevato ritiro del componente nel suo spessore, con conseguente distaccamento dalle superfici dell'inserto e problemi di adesione al lato mobile dello stampo. Questo è un fenomeno molto comune nei primi cicli di stampaggio quando il dosaggio non è ottimale. Al contrario, aumentare eccessivamente la pressione di impaccamento può comportare al contrario un'espansione del componente lungo il suo spessore e quindi l'adesione all'inserto lato femmina e fenomeni di formazione di bave.

- **Effetto della temperatura:**

Un aumento della temperatura porta generalmente a una riduzione dei coefficienti d'attrito, come dimostrato dalle serie a 65°C. Questo comportamento è coerente con quanto atteso; la temperatura è il parametro che influenza maggiormente i coefficienti d'attrito poiché con temperature più alte si riduce il modulo elastico del PP. Infatti, le serie con un modulo di

elasticità più basso ($E = 880 \text{ MPa}$) mostrano coefficienti d'attrito più bassi rispetto a quelle con un modulo più alto ($E = 1400 \text{ MPa}$). È da ricordare che al contrario, un aumento della temperatura stampo favorisce la replicazione dello stampo e quindi può portare ad un aumento delle forze di adesione e di interlocking meccanico, effetto che però con il polipropilene risulta essere meno impattante. In particolare, con temperature stampo elevate si ha una migliore replicazione dello stampo come conseguenza della minor viscosità e maggior bagnabilità del polimero. Questo causa un'amplificazione dei fenomeni di adesione e interlocking e dovrebbe quindi comportare la traslazione della curva forza- rugosità verso l'alto. Al contempo al crescere di T_m aumenta la deformabilità del componente perché diminuisce sensibilmente il modulo elastico. La somma di questi due effetti è una maggior componente di adesione nell'estrazione di componenti ad alta temperatura e un maggior interlocking per l'estrazione a bassa temperatura, come mostrato nel grafico 5.4. Ad alte temperature, infatti, la minor rigidità del polimero consente di liberare in maniera più agevole i sottosquadri dei picchi di rugosità senza incorrere in fenomeni di deformazione plastica.

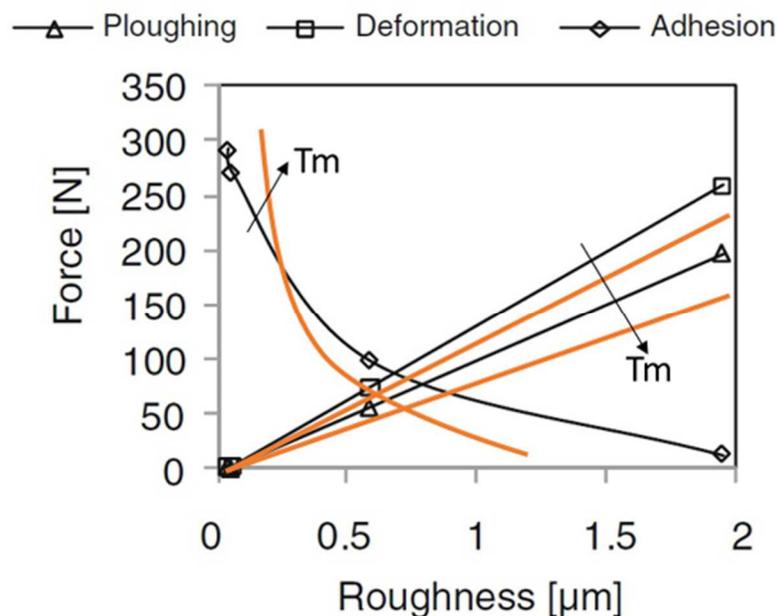


Figura 5.4 Effetto dell'aumento di T_m sulle componenti della forza di attrito nel PP. Comportamento ipotizzato sulla base delle osservazioni sperimentali.

- **Effetto della rugosità:**

Analizzando i risultati presenti in letteratura e quelli ottenuti sperimentalmente, è lecito supporre la presenza di un minimo di forza per valori di S_a compresi tra 100nm e 200nm. [37]

[51] In particolare, per i valori minimi è possibile notare un aumento dei valori dei coefficienti d'attrito, dovuto ad un inizio della comparsa dei fenomeni di adesione. In generale, comunque, la rugosità ha un effetto ridotto sul polipropilene che risulta avere coefficienti d'attrito stabili anche nelle condizioni più estreme di pressione e temperatura.

- **Effetto dell'angolo di sforno:**

Ad entrambi gli angoli (0,25° e 1°), il comportamento del coefficiente di attrito è abbastanza simile. Tuttavia, l'attrito è comunque inferiore a 1° rispetto a 0,25°, il che indica che un angolo di sforno maggiore facilita lievemente l'espulsione e riduca le forze di attrito, probabilmente per la diversa modalità di distacco

In generale, i modelli numerici riescono a prevedere abbastanza bene i risultati sperimentali, anche nelle condizioni di pressione e temperatura più estreme. In conclusione, i coefficienti d'attrito ottenuti mostrano tendenze attese con l'aumento di pressione e temperatura, ad indicare che nonostante la natura semicristallina del polipropilene il metodo proposto risulta essere valido per la stima della forza di estrazione o come mezzo per la determinazione dei coefficienti d'attrito nelle varie configurazioni. Questa affermazione è sostenuta anche dal fatto che il coefficiente d'attrito non è significativamente influenzato dall'angolo di sforno, a sostegno del metodo adottato per le varie simulazioni.

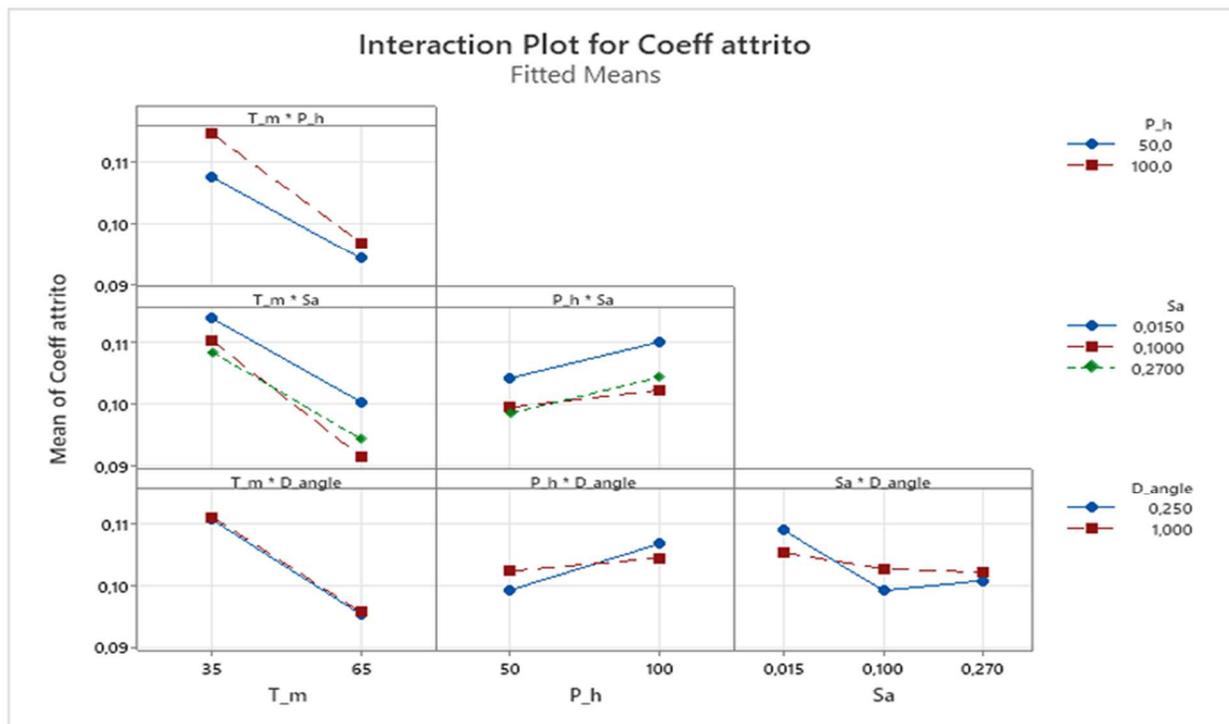


Figura 5.5 Grafici di interazione per il coefficiente d'attrito nel PP.

- **Effetto combinato dell'angolo di sforno e della pressione di impaccamento:**

Entrambi i materiali hanno mostrato una risposta simile alle variazioni dell'angolo di sforno e della pressione di impaccamento. Un aumento della pressione di impaccamento da 50 bar a 100 bar ha comportato un aumento della forza di estrazione di picco di 4,6 N nel PP. La maggiore pressione di contatto aumenta le forze di attrito durante la separazione, facendo aumentare di conseguenza i coefficienti d'attrito. Un incremento dell'angolo di sforno ha ridotto sistematicamente la forza di estrazione per entrambi i polimeri. È possibile concludere che l'aumento dell'angolo di sforno porti ad una riduzione dell'effetto della pressione di impaccamento sui coefficienti d'attrito così ottenuti come è possibile osservare nei grafici d'interazione in figura 5.5. I due polimeri mostrano anche una risposta diversa rispetto ad alcune delle altre variabili. Di conseguenza, i seguenti risultati sono presentati separatamente. A parità di parametri di processo, l'aumento dell'angolo di sforno facilita sempre l'estrazione in quanto aumenta la componente della forza normale che aiuta in fase di estrazione. L'aumento dell'angolo di sforno è una linea guida da cercare utilizzare in ogni caso, ove possibile, anche se l'utilizzo di angoli di sforno elevati potrebbe non soddisfare le specifiche richieste per i componenti così prodotti.

ANALISI DEI COEFFICIENTI D'ATTRITO PER IL COC:

In tabella 5.7 si riportano le forze di estrazione e i coefficienti d'attrito determinanti per la geometria ad angolo di sforno di 0,25° in COC, mentre in figura 5.6 l'andamento dei coefficienti rispetto alla rugosità

COC	F (estrazione sperimentale)	Coefficiente d'attrito statico
D025_T1_P1_R1	33,2 ± 0,6 N	0,130
D025_T1_P1_R2	37,4 ± 1,9 N	0,138
D025_T1_P1_R3	41,1 ± 1,1 N	0,144
D025_T1_P2_R1	32,9 ± 0,9 N	0,124
D025_T1_P2_R2	33,3 ± 1,1 N	0,125
D025_T1_P2_R3	48,8 ± 1,0 N	0,150
D025_T2_P1_R1	35,6 ± 0,8 N	0,148
D025_T2_P1_R2	54,8 ± 1,8 N	0,189
D025_T2_P1_R3	75,8 ± 3,1 N	0,235
D025_T2_P2_R1	41,5 ± 1,9 N	0,175
D025_T2_P2_R2	61,6 ± 2,6 N	0,206
D025_T2_P2_R3	86,6 ± 1,2 N	0,261

Tabella 5.7 Forze di estrazione misurate sperimentalmente e coefficienti d'attrito per le configurazioni studiate nel DoE per i COC e geometria ad angolo di sforno di 0,25°

- **Prima e seconda serie (E = 1250 MPa, T = 105 °C)**

Aumentando la pressione, sia i valori calcolati numericamente che sperimentalmente della forza di estrazione e dunque dei coefficienti d'attrito aumentano. Anche il coefficiente d'attrito cresce con l'aumento della pressione, il che indica un leggero aumento del fenomeno di interlocking.

- **Terza e quarta serie (E = 850 MPa, T = 125 °C)**

In queste serie si nota una variazione più significativa nelle forze di estrazione sperimentali con la variazione della pressione. L'aumento dei coefficienti d'attrito risulta di conseguenza più marcato. La maggiore differenza tra i valori numerici e sperimentali potrebbe derivare da una riduzione dell'elasticità a causa della minore rigidità (E = 850 MPa). Il valore del coefficiente d'attrito che meglio approssima l'andamento è all'incirca di 0,2, ma i valori aumentano vistosamente con l'aumento della rugosità.

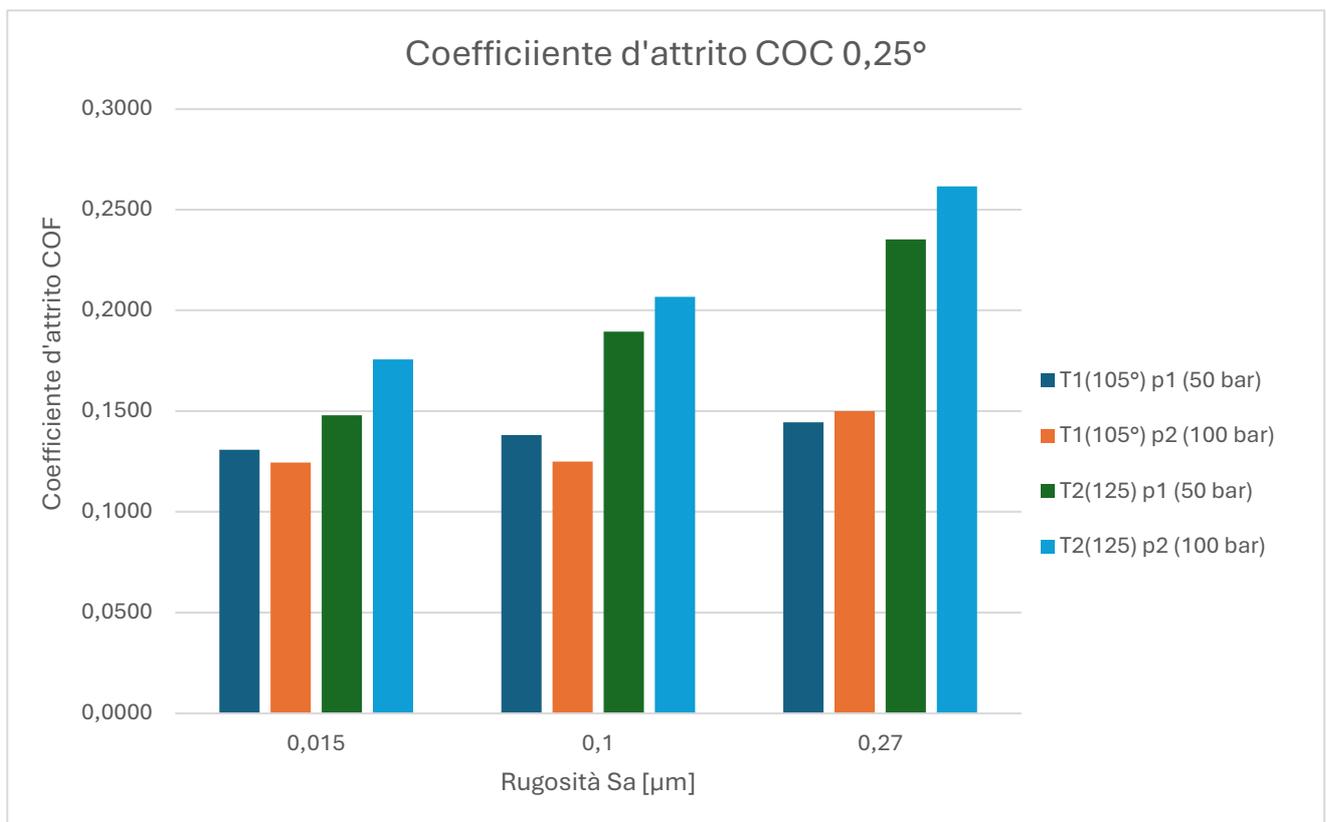


Figura 5.6 Andamento dei coefficienti d'attrito all'aumento di rugosità per i COC nel caso di angolo di sforno di 0,25°

Infine, per l'angolo di sforno di 1° si hanno i seguenti risultati numerici riportati nella tabella 5.8 e i coefficienti nell'istogramma 5.7:

COC	F (estrazione sperimentale)	Coefficiente d'attrito statico
D1_T1_P1_R1	29,2 ± 1,0 N	0,135
D1_T1_P1_R2	30,1 ± 1,9 N	0,137
D1_T1_P1_R3	34,1 ± 1,1 N	0,146
D1_T1_P2_R1	29,0 ± 1,2 N	0,135
D1_T1_P2_R2	31,5 ± 0,9 N	0,140
D1_T1_P2_R3	37,3 ± 1,5 N	0,153
D1_T2_P1_R1	33,4 ± 3,2 N	0,144
D1_T2_P1_R2	54,4 ± 0,8 N	0,190
D1_T2_P1_R3	61,7 ± 1,7 N	0,207
D1_T2_P2_R1	41,7 ± 2,6 N	0,162
D1_T2_P2_R2	53,9 ± 1,2 N	0,190
D1_T2_P2_R3	71,5 ± 2,7 N	0,228

Tabella 5.8 Forze di estrazione misurate sperimentalmente e coefficienti d'attrito per le configurazioni studiate nel DoE per i COC e geometria ad angolo di sforno di 0,25°

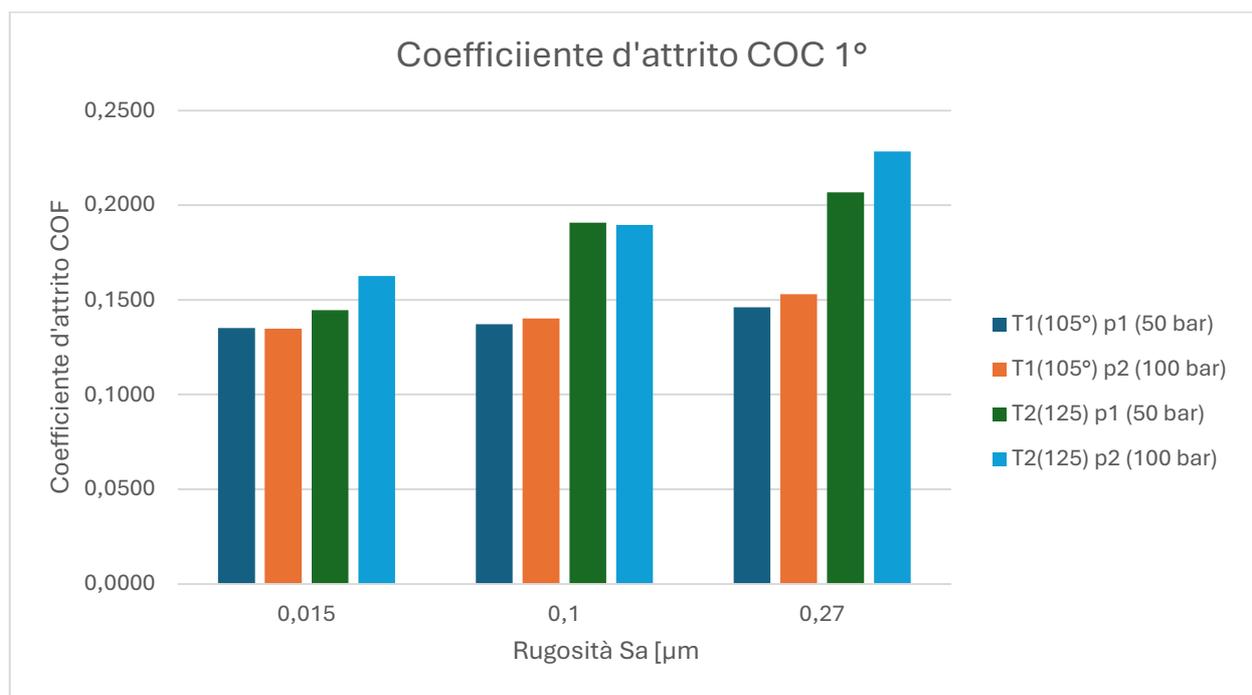


Figura 5.7 Andamento dei coefficienti d'attrito all'aumento di rugosità per i COC nel caso di angolo di sforno di 0,25°

Osservazioni principali (COC):

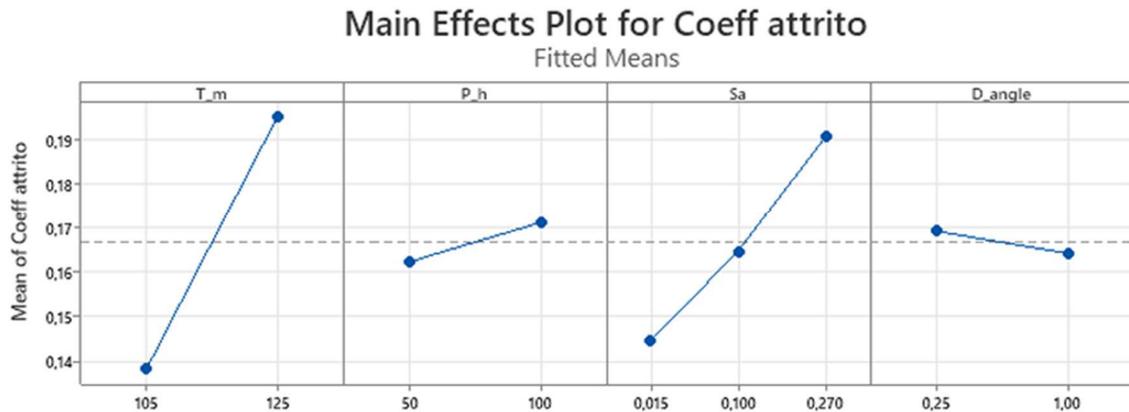


Figura 5.8 Influenza dei parametri di processo sui coefficienti d'attrito ottenuti per i COC

- **Influenza della pressione:**

L'aumento della pressione porta sempre a un aumento dei valori di forza e di coefficienti d'attrito. Il COC risulta avere quindi lo stesso comportamento del PP in relazione a questo fattore. Si consiglia di eseguire ulteriori simulazioni e prove sperimentali adottando valori intermedi tra quelli proposti per capire con maggiore dettaglio l'impatto della pressione di impaccamento sulle forze e sui coefficienti. In ogni caso, come mostra il grafico 5.8 l'effetto della pressione sui coefficienti d'attrito risulta essere di entità lieve.

- **Influenza della temperatura stampo:**

La temperatura stampo risulta essere di gran lunga il fattore di maggior peso nella valutazione dei coefficienti d'attrito. L'aumento della temperatura provoca una miglior replicazione della finitura superficiale dell'inserito causando una maggiore adesione ma anche un maggior interlocking tra le superfici. In questo caso quindi, nonostante quindi la riduzione del modulo elastico del materiale causata dall'aumento della temperatura l'effetto dell'aumento dell'adesione e dell'interlocking risulta essere predominante.

- **Influenza della rugosità**

Anche la rugosità risulta avere un effetto predominante nel processo di estrazione di componenti realizzati in COC. Il comportamento di questo materiale risulta essere quindi in contrasto con quanto studiato in letterature. Come è possibile vedere nel grafico (xx) e negli istogrammi (xx), indipendentemente dall'angolo di sforno adottato i coefficienti d'attrito mostrano un aumento quasi lineare dei valori all'aumentare della rugosità. Questo si pone

fortemente in contrasto rispetto agli studi in letteratura, pertanto, si consiglia l'esecuzione di ulteriori studi anche a diverse geometrie, per confermare quanto affermato in precedenza.

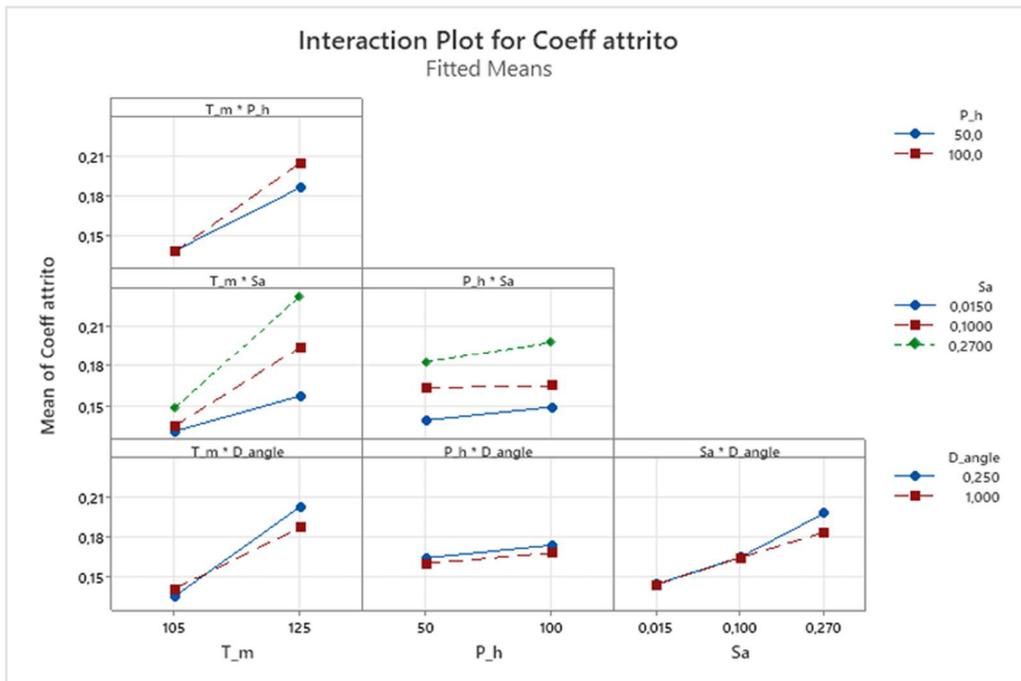


Figura 5.9 Grafici di interazione per il coefficiente d'attrito nei COC.

Il grafico 5.9 sopra riportato mostra, infine, come per il COC ci sia una ridotta interazione tra i parametri di processo proposti in questo studio. Il parametro a cui porre la maggior attenzione durante l'estrazione di componenti stampati in COC risulta essere la rugosità, in quanto questo materiale tende a replicare in modo estremamente fedele la finitura superficiale dello stampo in cavità.

RISULTATI DELLE SIMULAZIONE ESEGUITE SULLE MICROSTRUTTURE

I coefficienti d'attrito ottenuti a partire dalle forze normali ottenute numericamente e le forze di estrazione acquisite sperimentalmente sono stati utilizzati per studiare e predire le forze di estrazione quando le superfici del componente presentano microstrutture volte alla funzionalizzazione delle superfici. La conoscenza pregressa della forza necessaria all'espulsione può aiutare notevolmente in fase di design del componente e dello stampo, in particolare per prevenire difetti in fase di estrazione che compromettano la qualità del componente e per migliorare la produttività, ovvero per cercare di abbattere il tempo ciclo per la produzione dei componenti mediante micro-stampaggio. Dato l'assenza di software

commerciali che permettano di sostenere simulazioni multiscala per l'estrazione, è stato adoperato l'approccio multi-step mediante simulazioni su scala macro, seguite da simulazioni su scala micro.

In particolare, è stato analizzato solamente il caso a temperatura e pressione massima (**D025_T2_P2**), ovvero a 65°C e 100 bar rispettivamente. Il motivo di tale scelta è che con questi valori si è sicuri della completa replicazione delle microstrutture, in quanto questi valori dei parametri di processo favoriscono il completo riempimento della cavità.

Per prima cosa però è utile confrontare le forze di estrazione ottenute per il componente liscio (assente, cioè da microstrutture), denominato reference, e quello ottenuto sperimentalmente, come riportato in tabella 5.9.

Reference (PP)	Microstrutture (square-sloped- A/D= 50%)
22,8 ± 0,39 N	46,84 ± 1,1 N

Tabella 5.9 Confronto tra le forze di estrazione del reference e del componente microstrutturato per il PP

Il confronto tra le forze mostra come in presenza di microstrutture la forza di estrazione subisca un incremento di oltre il 105%. Si ritiene che ciò sia dovuto principalmente all'aumento della superficie di contatto tra stampo e componente.

Sono state confrontate quindi le forze di estrazione predette, calcolate con approccio globale e locale rispetto a quella ottenuta sperimentalmente, come è possibile visualizzare nell'istogramma 5.10, inizialmente per il polipropilene.

Per la valutazione dei coefficienti sono stati adoperati due approcci. Il primo è un approccio mediato, dove viene preso come riferimento il coefficiente d'attrito medio ottenuto dalle varie configurazioni. Tale valore riassume il comportamento globale del materiale. Il secondo approccio è invece un approccio locale, dove viene considerato nelle simulazioni il coefficiente d'attrito specifico del caso di studio che viene preso in analisi. Risulta utile confrontare che valori di forze stimate si ottengono con questi due approcci, per valutare quale dei due risulta essere più accurato. I coefficienti d'attrito considerati in queste due simulazioni sono quindi:

- $\bar{\mu} = 0,103$
- $\mu_{loc} = 0,098$

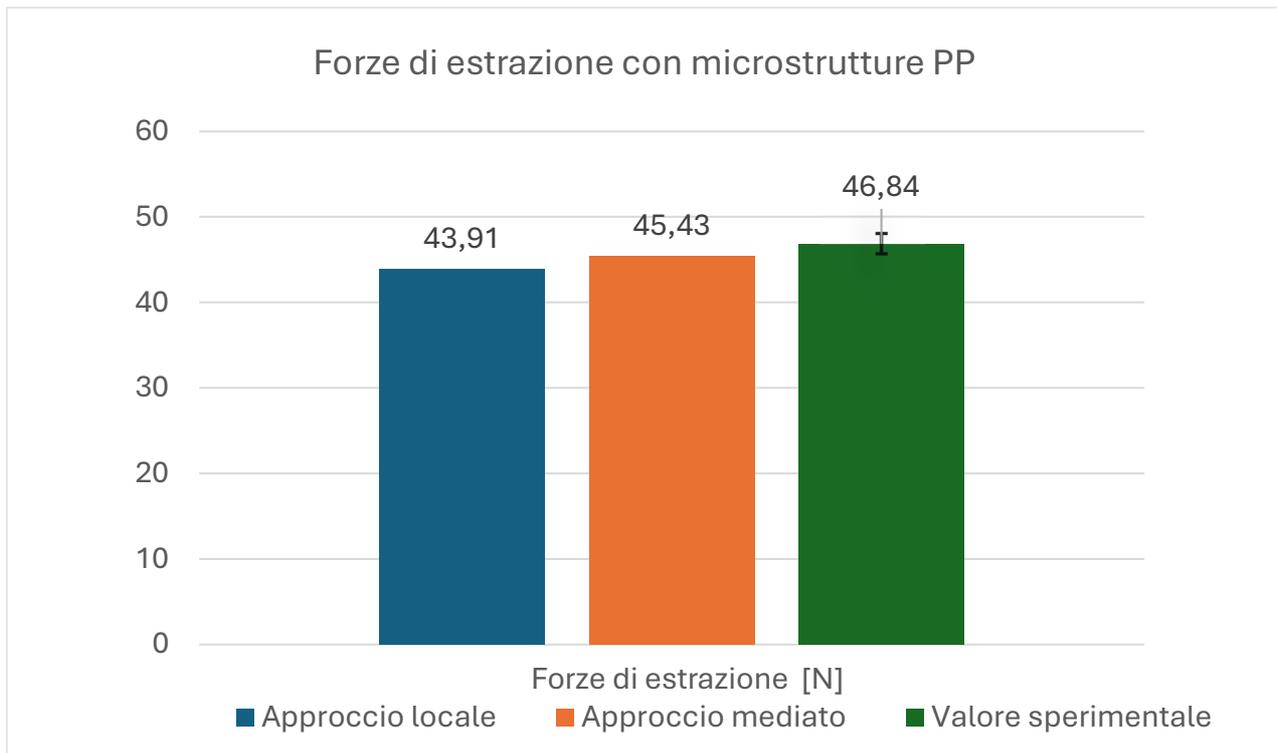


Figura 5.10 Confronto tra forza di estrazione ottenuta numericamente mediante approccio locale e mediato contro valore sperimentale per il PP

Dal confronto tra le forze in figura 5.10 si evince che le previsioni si avvicinano in modo abbastanza accurato al valore acquisito sperimentalmente con errori che non superano il 5%, a sostegno della validità delle simulazioni eseguite.

È stato riproposto lo stesso studio e lo stesso confronto anche per il COC in tabella 5.10. In questo caso però, è stato analizzato solamente il caso a temperatura bassa (105°C) e pressione massima (100 bar) (D025_T2_P2). Il COC, infatti, è un materiale che tende a replicare in modo fedele i profili derivati dalla finitura superficiale dello stampo per questo si ritiene che già alla temperatura di 105°C si abbia una completa replicazione delle texture superficiali. [38]

Reference (COC)	Microstrutture (square-sloped- A/D= 50%)
48,85 ± 1,04 N	32,5 ± 1,1 N

Tabella 5.10 Confronto tra le forze di estrazione del reference e del componente microstrutturato per i COC

Si assiste in questo caso a una riduzione della forza di estrazione in presenza di texture superficiali. È possibile ritenere che l'effetto di aumento della superficie di contatto dato dalla

presenza di microstruttura non abbia un effetto marcato, ma che anzi la tipologia di microstruttura adottata aiuti effettivamente nell'estrazione rispetto ad altre microstruttura che causano maggior interlocking durante l'estrazione. [22]

Anche in questo caso sono state confrontate le forze di estrazione predette, calcolate con approccio globale e locale rispetto a quella ottenuta sperimentalmente, come è possibile visualizzare nell'istogramma 5.11.

I coefficienti d'attrito considerati in queste due simulazioni sono:

- $\bar{\mu} = 0,169$
- $\mu_{loc} = 0,15$

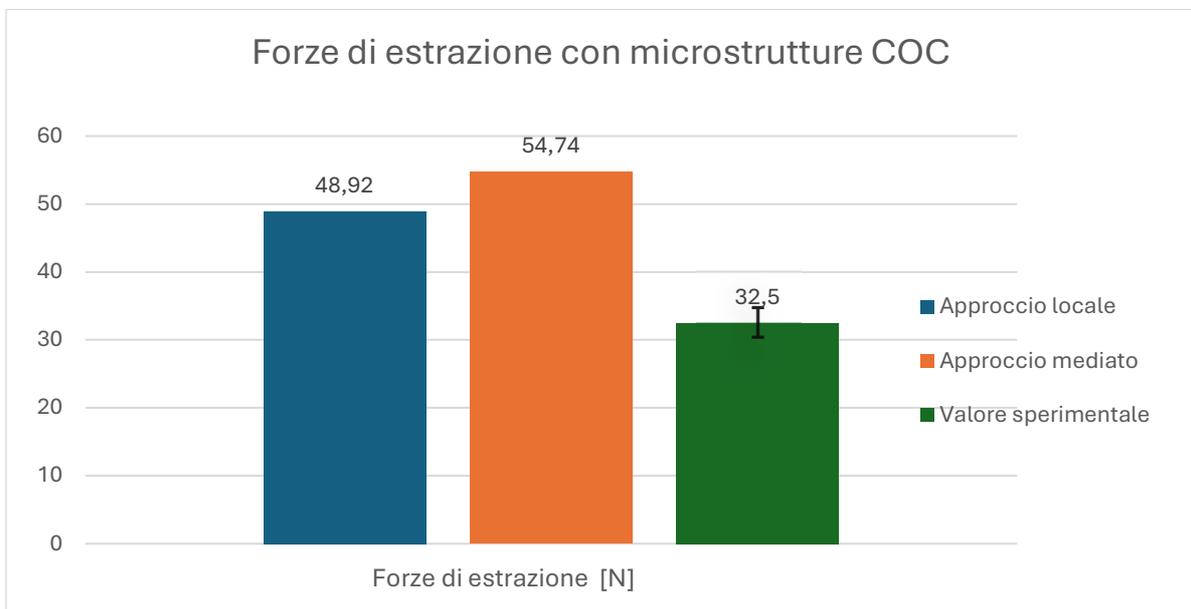


Figura 5.11 Confronto tra forza di estrazione ottenuta numericamente mediante approccio locale e mediato contro valore sperimentale per i COC

Come è possibile notare dall'istogramma in figura 5.11 i valori predetti calcolati con coefficiente d'attrito globale o locale sono maggiori rispetto a quella ottenuta sperimentalmente. È possibile ricondurre questo alla tipologia di microstruttura adoperata. Il design di queste è stato progettato proprio con l'obiettivo di facilitare l'estrazione. Lo studio realizzato da Sorgato et al [22] dimostra proprio come con questa geometria si ottengono forze di estrazione decisamente minori rispetto all'utilizzo di altre microstrutture. Inoltre, l'utilizzo di una geometria "square-sloped" garantisce tra l'altro un'ottima replicazione.

Il COC si conferma oltremodo un materiale non convenzionale che mostra tendenze talvolta opposte con quanto mostrato in letteratura per altri materiali, come l'aumento continuo del coefficiente d'attrito con l'aumento della rugosità senza mostrare punti di minimo, o l'aumento delle forze di estrazione a temperature maggiori. Inoltre, la discrepanza mostrata per il COC nel diagramma in figura 5.11 rispetto a quanto ottenuto per il polipropilene può essere anche spiegata dalle ipotesi semplificative adottate nelle simulazioni, specialmente l'adozione di modelli lineari elastici rispetto al reale comportamento viscoelastico del materiale. Pertanto, si consiglia l'adozione di modelli viscoelastici avanzati e una caratterizzazione completa del materiale, qualora sia richiesta accuratezza elevata.

CONCLUSIONI

Il presente studio ha affrontato la complessa tematica della modellazione numerico-sperimentale della forza di estrazione nel processo di micro-stampaggio ad iniezione, dimostrando l'importanza di un approccio integrato che combina simulazioni numeriche e test sperimentali. I risultati ottenuti hanno confermato come parametri di processo fondamentali, quali la temperatura dello stampo, la pressione di impaccamento e la rugosità superficiale, influenzino in maniera significativa le forze di estrazione, con un impatto diretto sulla qualità e replicabilità dei microcomponenti prodotti.

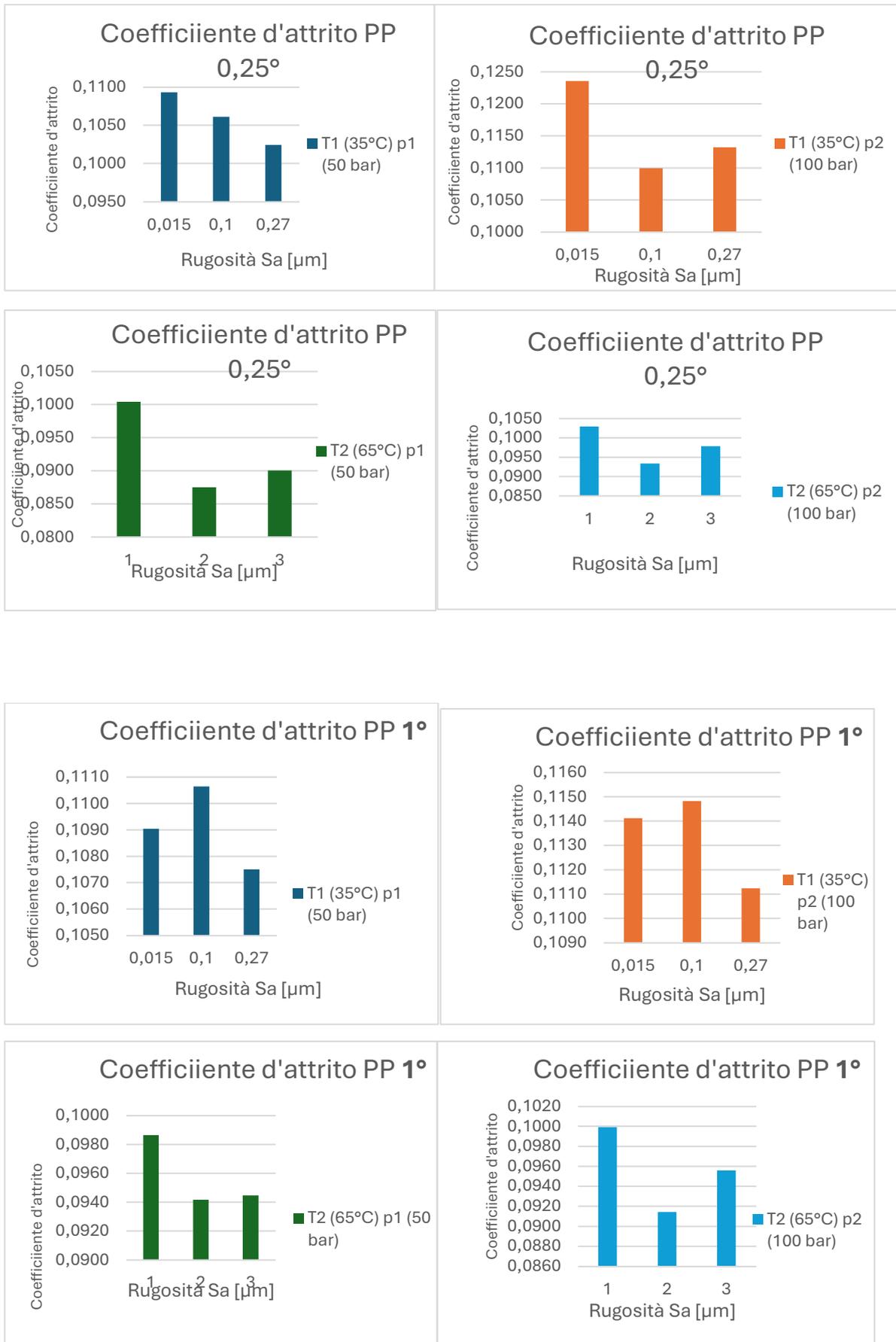
Attraverso l'uso di strumenti come Autodesk Moldflow e ANSYS, è stato possibile sviluppare un modello predittivo accurato per la forza di estrazione, evidenziando come anche l'ottimizzazione del design dello stampo influenzi le forze di estrazione. Questo approccio ha permesso di migliorare la qualità dei componenti stampati, minimizzando difetti superficiali e deformazioni che possono compromettere le proprietà funzionali dei microcomponenti.

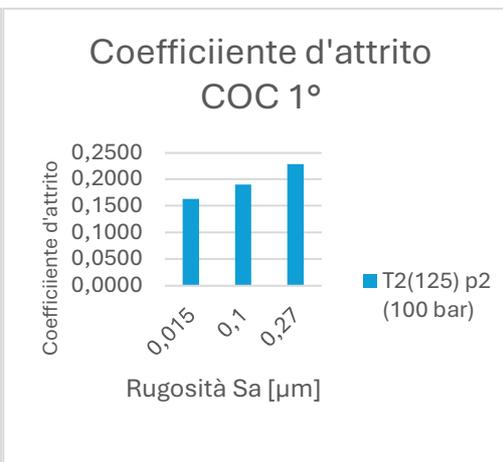
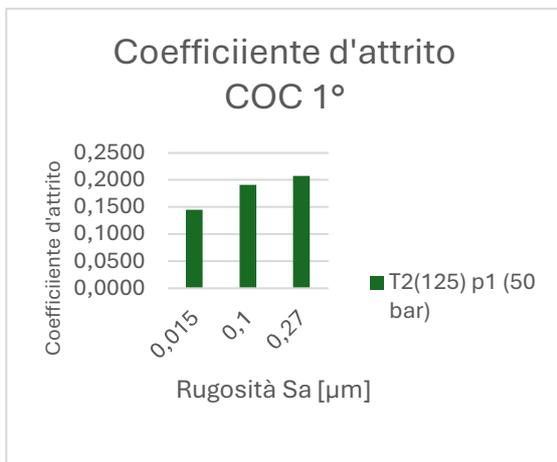
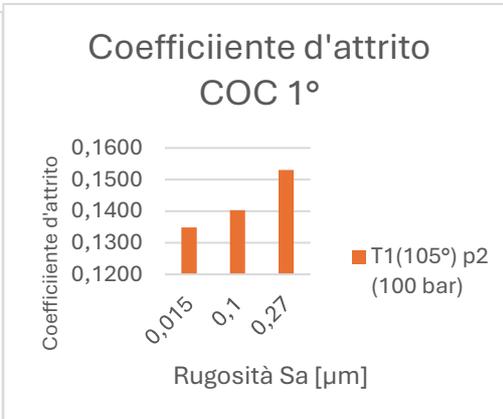
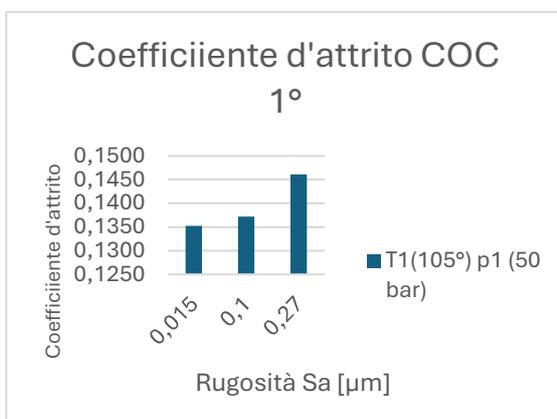
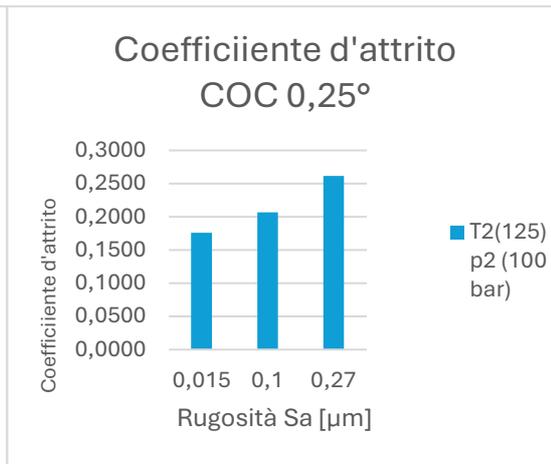
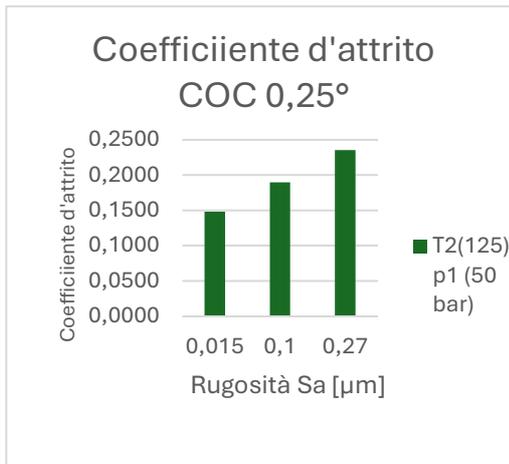
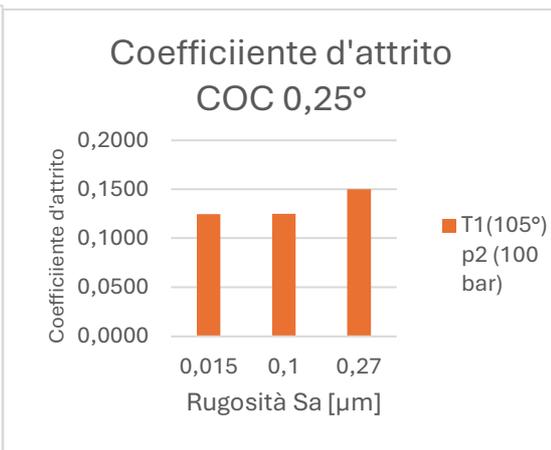
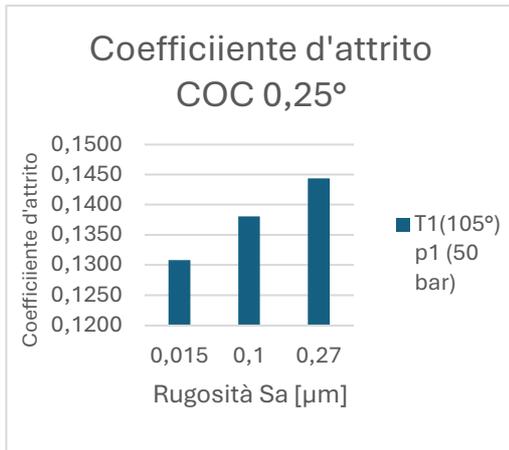
Un aspetto rilevante emerso da questo studio è l'effetto delle microstrutture superficiali sul processo di estrazione. L'introduzione di microfeature sulla superficie del componente ha mostrato di avere un duplice impatto: da un lato, riduce l'attrito dinamico durante l'estrazione, migliorando il distacco del pezzo, ma dall'altro può aumentare le forze di estrazione a causa della maggiore area di contatto e della presenza di sottosquadri. Questo equilibrio tra riduzione dell'attrito e incremento della forza di estrazione rappresenta una sfida significativa nella progettazione di microcomponenti con microstrutture.

Infine, il lavoro ha evidenziato la necessità di ulteriori ricerche per migliorare la modellazione dei processi di espulsione nel micro-stampaggio ad iniezione, in particolare per quanto riguarda lo studio delle interazioni tra materiali diversi e le condizioni di superficie. L'implementazione di nuovi rivestimenti e trattamenti superficiali potrebbe rappresentare una soluzione promettente per ridurre ulteriormente le forze di estrazione e migliorare la durata degli stampi.

I risultati ottenuti offrono una solida base per future ricerche nel campo del micro-stampaggio ad iniezione, suggerendo la possibilità di esplorare nuovi materiali e tecniche di produzione per ottimizzare ulteriormente le prestazioni dei componenti microstrutturati **e ridurre i costi di produzione, mantenendo elevati standard di qualità**?

Appendice A: studio dei coefficienti d'attrito al variare della rugosità





BIBLIOGRAFIA

- [1] M. Hecke and W. K. Schomburg, "Review on micro molding of thermoplastic polymers," Mar. 2004. doi: 10.1088/0960-1317/14/3/R01.
- [2] G. Tosello and H. N. Hansen, "Micro-injection-molding," *Micro-Manufacturing Engineering and Technology*, pp. 90–113, 2010.
- [3] U. M. Attia, S. Marson, and J. R. Alcock, "Micro-injection moulding of polymer microfluidic devices," 2009. doi: 10.1007/s10404-009-0421-x.
- [4] . Michael Bader and . Mario Fallast, *The Development Process as a Complex and Interdisciplinary Team Based Challenge*. INTECH Open Access Publisher, 2012.
- [5] G. Fu, S. B. Tor, D. E. Hardt, and N. H. Loh, "Effects of processing parameters on the micro-channels replication in microfluidic devices fabricated by micro injection molding," *Microsystem Technologies*, vol. 17, no. 12, pp. 1791–1798, Dec. 2011, doi: 10.1007/s00542-011-1363-2.
- [6] G. Xu, L. Yu, L. J. Lee, and K. W. Koelling, "Experimental and numerical studies of injection molding with microfeatures," *Polym Eng Sci*, vol. 45, no. 6, pp. 866–875, 2005, doi: 10.1002/pen.20341.
- [7] D. Yao, S. C. Chen, and B. H. Kim, "Rapid thermal cycling of injection molds: An overview on technical approaches and applications," in *Advances in Polymer Technology*, 2008, pp. 233–255. doi: 10.1002/adv.20136.
- [8] Y. Qin, *Micromanufacturing engineering and technology*. William Andrew, 2010.
- [9] R. J. Crawford and P. J. Martin, *Plastics engineering*. Butterworth-Heinemann, 2020.
- [10] J. P. Hernandez-Ortiz and T. A. Osswald, "Polymer processing: modeling and simulation," 2006, *Hanser Gardner Publications Cincinnati*.
- [11] D. Masato, L. Piccolo, G. Lucchetta, and M. Sorgato, "Texturing Technologies for Plastics Injection Molding: A Review," Aug. 01, 2022, *MDPI*. doi: 10.3390/mi13081211.
- [12] B. Zoltán Balázs, N. Geier, M. Takács, and & J. P. Davim, "A review on micro-milling: recent advances and future trends", doi: 10.1007/s00170-020-06445-w/Published.

- [13] K. Vipindas, K. N. Anand, and J. Mathew, “Effect of cutting edge radius on micro end milling: force analysis, surface roughness, and chip formation,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 97, no. 1–4, pp. 711–722, Jul. 2018, doi: 10.1007/s00170-018-1877-1.
- [14] P. Sahoo, K. Patra, T. Szalay, and A. A. Dyakonov, “Determination of minimum uncut chip thickness and size effects in micro-milling of P-20 die steel using surface quality and process signal parameters,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 106, no. 11–12, pp. 4675–4691, Feb. 2020, doi: 10.1007/s00170-020-04926-6.
- [15] S. Gao *et al.*, “Research on specific cutting energy and parameter optimization in micro-milling of heat-resistant stainless steel,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 89, no. 1–4, pp. 191–205, Mar. 2017, doi: 10.1007/s00170-016-9062-x.
- [16] A. Aramcharoen and P. T. Mativenga, “Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel,” *Precis Eng*, vol. 33, no. 4, pp. 402–407, Oct. 2009, doi: 10.1016/j.precisioneng.2008.11.002.
- [17] M. Kunieda, B. Lauwers, K. P. Rajurkar, and B. M. Schumacher, “Advancing EDM through Fundamental Insight into the Process.”
- [18] A. Abdudeen, J. E. A. Qudeiri, A. Kareem, T. Ahammed, and A. Ziout, “Recent advances and perceptive insights into powder-mixed dielectric fluid of EDM,” Aug. 01, 2020, *MDPI AG*. doi: 10.3390/M11080754.
- [19] R. K. Kupka, F. Bouamrane, C. Cremers, and S. Megtert, “Microfabrication: LIGA-X and applications.” [Online]. Available: www.elsevier.nl/locaterapsusc
- [20] X. Zhou, Y. Hou, and J. Lin, “A review on the processing accuracy of two-photon polymerization,” *AIP Adv*, vol. 5, no. 3, Mar. 2015, doi: 10.1063/1.4916886.
- [21] R. Wollhofen, J. Katzmann, C. Hrelescu, J. Jacak, and T. A. Klar, “120 nm resolution and 55 nm structure size in STED-lithography,” *Opt Express*, vol. 21, no. 9, pp. 10831–10840, 2013.

- [22] M. Sorgato, K. Bornillo, and G. Lucchetta, "Reducing rubber-plastic friction in syringes through microstructured surface design and manufacturing," *CIRP Annals*, vol. 73, no. 1, pp. 449–452, Jan. 2024, doi: 10.1016/j.cirp.2024.04.096.
- [23] K. D. ; Kennedy, D. ; Kennedy, G. Bissacco, K. D. Delaney, and D. Kennedy, "General rights A study of demoulding force prediction applied to periodic mould surface profiles A STUDY OF DEMOULDING FORCE PREDICTION APPLIED TO PERIODIC MOULD SURFACE PROFILES."
- [24] Georg. Menges, Walter. Michaeli, and Paul. Mohren, *How to make injection molds*. Hanser ; Hanser Gardner Publications, 2001.
- [25] K. D. Delaney, G. ; Bissacco, and D. Kennedy, "General rights Demoulding force prediction for micro polymer replication: a review of relevant literature. Demoulding force prediction for micro polymer replication: a review of relevant literature. In 6th Int. Conference on Multi Material Micro Manufacture (4M) Demoulding force prediction for micro polymer replication: a review of relevant literature," APA, 2010.
- [26] F. Omar, E. Brousseau, A. Elkaseer, A. Kolew, P. Prokopovich, and S. Dimov, "Development and experimental validation of an analytical model to predict the demoulding force in hot embossing," *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 24, no. 5, 2014, doi: 10.1088/0960-1317/24/5/055007.
- [27] M. Schoenherr, H. Ruehl, T. Guenther, A. Zimmermann, and B. Gundelsweiler, "Adhesion-Induced Demolding Forces of Hard Coated Microstructures Measured with a Novel Injection Molding Tool," *Polymers (Basel)*, vol. 15, no. 5, Mar. 2023, doi: 10.3390/polym15051285.
- [28] J. Yang, C. Weng, J. Lai, T. Ding, and H. Wang, "Molecular dynamics simulation on the influences of nanostructure shape, interfacial adhesion energy, and mold insert material on the demolding process of micro-injection molding," *Polymers (Basel)*, vol. 11, no. 10, Oct. 2019, doi: 10.3390/polym11101573.
- [29] C. Weng, D. Yang, and M. Zhou, "Molecular dynamics simulations on the demolding process for nanostructures with different aspect ratios in injection molding," *Micromachines (Basel)*, vol. 10, no. 10, Oct. 2019, doi: 10.3390/mi10100636.

- [30] K. D. Delaney, G. Bissacco, and D. Kennedy, "A Structured Review and Classification of Demolding Issues and Proven Solutions."
- [31] A. J. Pontes, A. S. Pouzada, R. Pantani, and Q. Titomanlio, "Ejection force of tubular injection moldings. Part II: A prediction model," *Polym Eng Sci*, vol. 45, no. 3, pp. 325–332, 2005, doi: 10.1002/pen.20275.
- [32] A. Bakharev and D. Astbury, "Simulation of ejection of moldings using combination of mold filling and thermo-mechanical analyses," in *AIP Conference Proceedings*, 2013, pp. 555–560. doi: 10.1063/1.4806875.
- [33] A. S. Pouzada, E. C. Ferreira, and A. J. Pontes, "Friction properties of moulding thermoplastics," *Polym Test*, vol. 25, no. 8, pp. 1017–1023, Dec. 2006, doi: 10.1016/j.polymertesting.2006.06.009.
- [34] O. M. Bataineh and B. E. Klamecki, "Prediction of local part-mold and ejection force in injection molding," *J Manuf Sci Eng*, vol. 127, no. 3, pp. 598–604, 2005, doi: 10.1115/1.1951785.
- [35] A. J. Pontes, E. C. Ferreira, and A. S. Pouzada, "THE EFFECT OF TEMPERATURE AND SURFACE ROUGHNESS ON COEFFICIENT OF FRICTION BETWEEN THERMOPLASTICS AND MOLDING SURFACES."
- [36] M. S. Correia, A. S. Miranda, M. C. Oliveira, C. A. Capela, and A. S. Pouzada, "Analysis of friction in the ejection of thermoplastic mouldings," *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 59, no. 9–12, pp. 977–986, Apr. 2012, doi: 10.1007/s00170-011-3573-2.
- [37] T. Sasaki, N. Koga, K. Shirai, Y. Kobayashi, and A. Toyoshima, "An experimental study on ejection forces of injection molding," 2000.
- [38] M. Sorgato, D. Masato, and G. Lucchetta, "Effects of machined cavity texture on ejection force in micro injection molding," *Precis Eng*, vol. 50, pp. 440–448, Oct. 2017, doi: 10.1016/j.precisioneng.2017.06.019.
- [39] D. Masato, M. Sorgato, P. Parenti, M. Annoni, and G. Lucchetta, "Impact of deep cores surface topography generated by micro milling on the demolding force in micro injection molding," *J Mater Process Technol*, vol. 246, pp. 211–223, Aug. 2017, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2017.03.028.

- [40] S. Lamidi, R. Olalere, A. Yekinni, and K. Adesina, "Design of Experiments (DOE): Applications and Benefits in Quality Control and Assurance," in *Quality Control and Quality Assurance*, S. Z. Qamar and N. Al-Hinai, Eds., Rijeka: IntechOpen, 2024, p. Ch. 2. doi: 10.5772/intechopen.113987.
- [41] C. A. Griffiths, S. S. Dimov, S. G. Scholz, G. Tosello, and A. Rees, "Influence of injection and cavity pressure on the demoulding force in micro-injection moulding," *J Manuf Sci Eng*, vol. 136, no. 3, 2014, doi: 10.1115/1.4026983.
- [42] D. Masato, M. Sorgato, and G. Lucchetta, "A new approach to the evaluation of ejection friction in micro injection molding," *J Manuf Process*, vol. 62, pp. 28–36, Feb. 2021, doi: 10.1016/j.jmapro.2020.12.032.
- [43] A. Cellere and G. Lucchetta, "IDENTIFICATION OF CRIMS MODEL PARAMETERS FOR WARPAGE PREDICTION IN INJECTION MOULDING SIMULATION", doi: 10.1007/s12289-010-07.
- [44] N. Bhagavatula, D. Michalski, B. Lilly, and G. Glozer, "Modelling and verification of ejection forces in thermoplastic injection moulding," May 2004. doi: 10.1088/0965-0393/12/3/S12.
- [45] W. Q. Z. X. Zhang Rui, "Effects of Friction Coefficient and Cohesion between a Mold and a Polymer Resist during Demolding Process in Hot Embossing," 2016.
- [46] A. Gopanna *et al.*, "Investigation of mechanical, dynamic mechanical, rheological and morphological properties of blends based on polypropylene (PP) and cyclic olefin copolymer (COC)," *Eur Polym J*, vol. 108, pp. 439–451, Nov. 2018, doi: 10.1016/j.eurpolymj.2018.09.030.
- [47] Y. Zhou and P. K. Mallick, "Effects of Temperature and Strain Rate on the Tensile Behavior of Unfilled and Talc-Filled Polypropylene. Part I: Experiments."
- [48] Z. Y. Wang, C. Y. Yue, Y. C. Lam, S. Roy, and R. K. Jena, "A modified quasi-creep model for assessment of deformation of topas COC substrates in the thermal bonding of microfluidic devices: Experiments and modeling," *J Appl Polym Sci*, vol. 122, no. 2, pp. 867–873, Oct. 2011, doi: 10.1002/app.34116.
- [49] İ. KILINÇ and S. H. YETGİN, "GRAFİT KATKILI SİKLO-OLEFİN KOPOLİMER (COC) KOMPOZİTLERİN TRİBOLOJİK ÖZELLİKLERİNİN İNCELENMESİ," *Konya Journal of*

Engineering Sciences, vol. 9, no. 3, pp. 702–712, Sep. 2021, doi:
10.36306/konjes.910573.

- [50] S. Köse, “Investigation of the mechanical and tribological properties of aluminum powder filled with cyclo-olefin-copolymer composites,” *J Radiat Res Appl Sci*, vol. 17, no. 1, p. 100848, Mar. 2024, doi: 10.1016/j.jrras.2024.100848.
- [51] F. Maciariello, G. Lucchetta, and M. Sorgato, “Analysis of the effect of draft angle and surface roughness on ejection forces in micro injection molding,” in *Materials Research Proceedings*, Association of American Publishers, 2024, pp. 2686–2694. doi: 10.21741/9781644903131-294.
- [52] D. G. Baird and D. I. Collias, *Polymer processing: principles and design*. John Wiley & Sons, 2014.
- [53] L. H. Sperling, *Introduction to physical polymer science*. John Wiley & Sons, 2015.
- [54] G. Tosello, G. Bissacco, J. Cao, and D. Axinte, “Modeling and simulation of surface generation in manufacturing,” *CIRP Annals*, vol. 72, no. 2, pp. 753–779, Jan. 2023, doi: 10.1016/j.cirp.2023.05.002.

RINGRAZIAMENTI

Desidero esprimere la mia più sincera gratitudine a tutte le persone che mi hanno sostenuto e accompagnato in questo fantastico percorso accademico, contribuendo alla realizzazione di questa tesi.

In primo luogo, vorrei ringraziare il mio relatore, Marco Sorgato, per la sua costante disponibilità, i preziosi consigli e la guida offerta durante lo sviluppo di questo lavoro. I temi approfonditi da questa tesi sono argomenti che custodirò a vita e porterò nel cuore. Desidero ringraziare sentitamente anche a Kristal Bornillo che ha condiviso con me i suoi interessantissimi argomenti di dottorato e ha permesso la realizzazione di questa tesi. Vorrei farti i miei più profondi auguri di successo per il futuro. Ringraziamenti speciali non possono mancare per il mio amico e supervisore Francesco Maciariello. È stato bellissimo potermi confrontare con te e ragionare su argomenti molto complessi ma che insieme a te ho sentito essere molto divertenti

Un grazie sentito va anche ai miei amici e colleghi di studio, Niccolò Michielan, Francesco Besa, Alberto Albiti, Niccolò Carraro, Matteo Talamini, Riccardo Giuriati e Riccardo Varnerin e Alberto De Marco con i quali ho condiviso momenti di difficoltà, ma anche soddisfazioni e grandi traguardi. I progetti svolti insieme mi hanno arricchito tanto, sia dal punto di vista professionale che personale.

Un ringraziamento particolare va infine ai miei colleghi arbitri: Enrico e Daniele con i quali ho condiviso molti momenti di svago in questi due anni

Un ringraziamento enorme e dal profondo del mio cuore ad Agnese. Questi due anni trascorsi insieme sono stati un'avventura continua, ricca di esperienze incredibili e degna dei più grandi film della storia.

Un ringraziamento speciale ed esclusivo va alla mia famiglia, per l'incrollabile sostegno morale e per aver sempre creduto in me. Grazie a mamma, papà, a mia sorella e mio fratello per avermi incoraggiato sin dall'inizio degli studi e per continuato a darmi la carica e il coraggio necessario ad affrontare questo percorso. Ciò che sogno maggiormente nella vita è che voi siate orgogliosi di me e spero che con questo traguardo vi possa rendere maggiormente felici e fieri di me.