

博士論文

少量分散生産用加工機群を実現するための CAE に関する研究

加藤 千景

目次

第 1 章 序論	5
1.1 研究の背景	5
1.1.1 自動車を取り巻く環境変化	5
1.1.2 自動車用部品製造の現状と課題	7
(1) 生産量予測と投資リスク	7
(2) 製品の高機能化による工程内ムダの発生	9
(3) 海外現地生産へのシフト	12
(4) 同期一貫ライン	13
1.1.3 素形材加工機の小型化と品質の両立	15
(1) 大型素形材加工機	17
(2) 小型加工機のコセプトと課題	20
1.2 小型加工機への各 CAE の適用	31
1.2.1 モノづくりにおける CAE の活用と課題	31
1.2.2 加工 CAE とは	33
1.2.3 素形材加工 CAE	36
(1) ダイカスト加工 CAE	36
(2) 射出成形加工 CAE	38
(3) 塑性加工 CAE	41
1.3 本研究の目的	45
1.4 本研究の取り組み方針と構成	45
第 1 章の参考文献	48
第 2 章 小型射出成形機を実現するための加工 CAE 活用	53
2.1 研究の背景	53
2.1.1 自動車用部品の樹脂化	53
2.1.2 樹脂射出成形の課題	53
2.1.3 小型射出成形機の概要と課題	56
2.1.4 射出成形加工 CAE の概要と課題	62
2.1.5 本章の目的と進め方	63
2.2 射出成形加工 CAE の妥当性確認	64
2.2.1 実験方法	64
2.2.2 樹脂温度計測	66
(1) フィルムセンサ評価結果	66
(2) 樹脂温度計測結果	67
2.2.3 射出成形加工 CAE	67
2.2.4 温度計算結果と妥当性判断	72
2.3 固化層のしきい値	73
2.3.1 実験方法と結果	73
2.3.2 射出加工 CAE 方法と結果	74

2.3.3	固化層の定義.....	75
2.4	バリ発生マップの作成.....	75
2.4.1	実験方法.....	76
2.4.2	バリ高さ&樹脂圧力 (実験結果).....	76
2.4.3	固化層厚さ (射出成形加工 CAE).....	78
2.4.4	バリ発生マップの作成.....	80
2.5	バリ発生メカニズム.....	81
2.6	射出成形加工 CAE の効果.....	83
2.7	結言.....	84
	第2章の参考文献.....	85
第3章	小型ダイカスト加工機を実現するための加工 CAE 活用.....	90
3.1	研究の背景.....	90
3.1.1	ダイカスト加工の課題.....	90
3.1.2	小型ダイカスト加工機の概要&課題.....	92
3.1.3	ダイカスト加工 CAE の課題.....	94
3.1.4	本章の目的&進め方.....	95
3.2	対象製品&局所加圧法案.....	97
3.3	巻込み巣体積の計測.....	98
3.3.1	実験方法.....	98
3.3.2	結果.....	99
3.4	ひけ巣体積の算出.....	100
3.4.1	ダイカスト加工 CAE 方法.....	100
3.4.2	ダイカスト加工 CAE の結果.....	102
3.4.3	ダイカスト加工 CAE の妥当性評価.....	104
(1)	ひけ巣分布の把握.....	105
(2)	加工 CAE 結果の妥当性評価.....	112
3.5	ダイカスト加工 CAE による局所加圧プロファイルの導出.....	114
3.5.1	局所加圧ピンプロファイル導出の考え方.....	114
3.5.2	製品への適用結果.....	114
3.6	局所加圧による鑄巣削減メカニズムの推定.....	116
3.7	ひけ巣&巻込み巣層別のしきい値の妥当性検討.....	118
3.8	ダイカスト加工 CAE の効果.....	120
3.9	結言.....	121
	第3章の参考文献.....	123
第4章	小型揺動鍛造機実現のための加工 CAE 活用.....	129
4.1	研究の背景.....	129
4.1.1	冷間鍛造の課題.....	129
4.1.2	小型揺動鍛造機の概要&課題.....	130
4.1.3	本章の目的&進め方.....	132
4.2	対象製品.....	133

4.3	塑性加工 CAE の妥当性評価	134
4.3.1	実験方法	134
4.3.2	塑性加工 CAE 方法	135
4.3.3	計算結果と妥当性評価	136
4.4	単純モデルを用いた揺動鍛造の変形指針の導出	138
4.4.1	実験方法	138
4.4.2	実験結果	139
4.5	アワーグラス形状形成過程の解析	143
4.5.1	解析方法	143
4.5.2	解析結果と考察	144
4.6	製品への適用結果	151
4.7	塑性加工 CAE の効果	154
4.8	揺動鍛造のその他のメリット	155
4.9	結言	158
	第 4 章の参考文献	159
第 5 章	本研究の総括	163
5.1	本論文で得られた成果	163
5.1.1	最適条件の短時間導出方法	163
5.1.2	技術成果	164
5.1.3	デリバリに関する効果	167
5.2	小型加工群と加工 CAE の将来展開	169
謝辞	174
本論文に関する公表文献	175
Notation	177

第1章 序論

1.1 研究の背景

1.1.1 自動車を取り巻く環境変化

世界の CO₂ 排出量は、新興国での人口増や経済成長によって更に増加していく見込みである。2100 年頃には海水面が最大 82cm 上昇するという予測や、気温上昇による強い勢力の台風・熱波・干ばつ・水資源不足など生死に直結するリスクが予測され、温暖化は地球規模の深刻な問題である^{[1][2]}。2015 年、192 か国と EU でパリ協定 (COP21) が締結され、2030 年までに世界の気温上昇を産業革命以前との比較で 2℃までに抑える努力目標が提言された。それを受け、日本においては 2030 年度の温室効果ガス削減目標を 2013 年度 26.0%減の水準 (約 10 億 4200 万 t-CO₂) と設定し、省エネ・再エネの技術革新と実用化、及び技術展開による世界への貢献を柱に国を挙げた取組みとなっている^[3]。削減目標を部門別にみると、業務その他の部門 (商業・サービス・事務所等) が 30%減、家庭部門が 40%減、自動車等の運輸部門が 28%減、発電所等のエネルギー転換部門が 28%減と高い目標を設定し、再生エネルギーの導入、高効率パワエレ技術や電気自動車開発などのモチベーションとなっているのに対し、工場等の産業部門の目標値は 7%減と低く、工場でのエネルギー削減が難しいことを示している^[4]。運輸部門における CO₂ 排出量のうち 87.8%が自家用乗用車から排出されている^[4]。これを削減するために電気自動車・燃料電池車・プラグインハイブリッド車などの低公害車の開発と普及^[5]、及びエコドライブ管理システム・高度道路交通システム開発が強力に推進されている^[6]。これは日本に限らず世界的な動きであり、“CASE”という新しいコンセプトに対し業界全体がどのように対応していくべきか大きな変革期に直面している。ここで CASE とは 2016 年、独 DAIMLER 社がパリモーターショーにおいて示した Cononnected・Autonomous・Shared & Services・Electric の頭文字からなる造語であり、外部・相互接続性を高める Connected、自立走行の実現を目指す Autonomous、カーシェアリングなどのニーズに対応する Shared & Services、電気自動車の Electric を意味し、今後の自動車業界の動向を象徴している。

電動化は従来のガソリン・ディーゼルの燃焼系システムをモータに置き換え CO₂ 排出量を削減するコンセプトであり、環境規制導入が決定している中国や、ガソリン・ディーゼル車販売禁止を決議した欧州を中心に今後、急激に普及し

ていくと予想される^[7]。駆動系の変化に伴い、必要とされる部品も大きく変化する。エンジン・オルタネータ・燃料噴射ポンプ・スパークプラグといったガソリン・ディーゼル車用部品は電気自動車では不要となり、代わりに充電装置・電池・制御装置・モータが搭載される (Fig. 1-1)。また自動運転には他車や道路上センサとの情報通信、クラウド上の地図のダウンロードなど Connected 技術が必須である。これらの技術は進化の早い電子・電気部品に合わせ素早くアップデートすることが求められ、擦り合わせしながら時間をかけて作り込むという従来の自動車業界の手法では競争力を失う。また2000年以前、自動車製造は欧米や日本が主マーケットであり、これらの国で大量集中生産され、少量が新興国へ輸出されていた。2010年以降、主マーケットは中国・インド・ブラジルを中心とした新興国に移行し、機能を絞った低価格車のボリュームゾーンに対応するため、従来以上に低コスト化が求められている。更に自動車には高い信頼性・品質が求められている。ここで信頼性とは「アイテムが与えられた条件で規定の期間中、要求された機能を果たすことができる性質」^[8]であり、品質とは「種々の本質的な、ひとまとまりの特質が要求事項を満たしている度合い」^[9]と定義される概念である。よって自動車が高信頼性・高品質であるとは、客先から要求される仕様を満たしている度合いが常に高いことである。

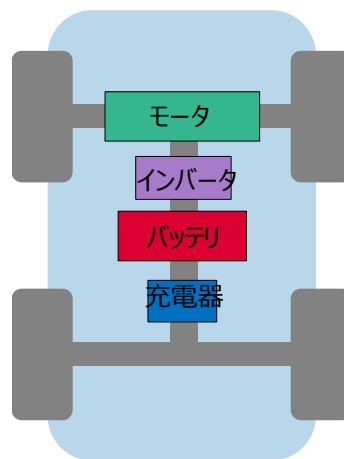


Fig. 1-1 電気自動車の構成

また高信頼性・高品質であることはユーザーニーズでもある。メーカーにとっては多数の製品の中の1個の不良であっても、その1台を購入したユーザーにとっては全てであり、また人を乗せて走る自動車の不具合は人命に直結する。自動車において高品質・高信頼性が最重要であることは、自動車を取り巻く環境が大きく変化しても不変である。

以上、述べた様に自動車及び自動車部品メーカーには環境規制 (E: Environment) に対応した高機能 (F: Function) で高信頼性・高品質 (Q: Quality) の製品を低コスト (C: Cost) でタイムリーに供給する (D: Delivery) ことが求められている。これら5つの項目をバランスよく、より大きく成立させたメーカーが成長し、できなかったメーカーは競争力を失い衰退していくことになる (Fig. 1-2)。

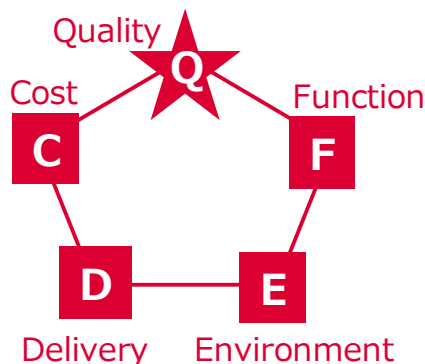


Fig. 1-2 製品競争力を示す5項目

1.1.2 自動車用部品製造の現状と課題

(1) 生産量予測と投資リスク

自動車用部品にはスタータ・オルタネータといった電装品や、ハイブリッド自動車用インバータ・モータジェネレータ、それらを制御する電子機器、快適環境を作り出すエアコンユニット、更には近年、注目されているミリ波レーダなどの情報・安全製品などがある。各部品群と高機能製品 A の生産量変動のイメージを Fig. 1-3 に示す。各製品群の生産量は年々増加しているが、個別の製品は少量生産から徐々に生産量が増加し、数年間の Max 数量での生産後、徐々に減産する。これは発売直後、高価格のため高級車だけに搭載されるため少量生産だが、コストダウンにより低価格車含めて多くの自動車に搭載されるようになり、その後、次期モデルへ置き換えられ減産するためである。

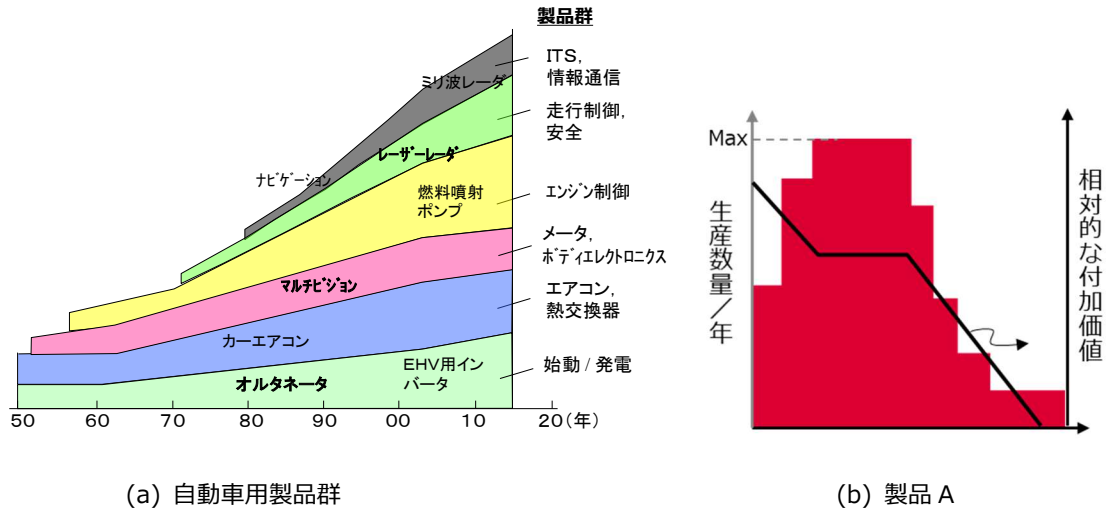


Fig. 1-3 生産量変動のイメージ

生産用加工機は生産量 Max を想定し選定される。そのため予測を下回った場合は Fig. 1-4 に示すように損失となる。また Fig. 1-5 に示すように、想定通りの生産量であっても Max 数量以外の生産期間の設備能力は過剰である。CASE 技術の発展次第で自動車への要求が大きく変化する現在において、生産量を予測することは難しく、高額設備への投資は経営視点で高リスクである。

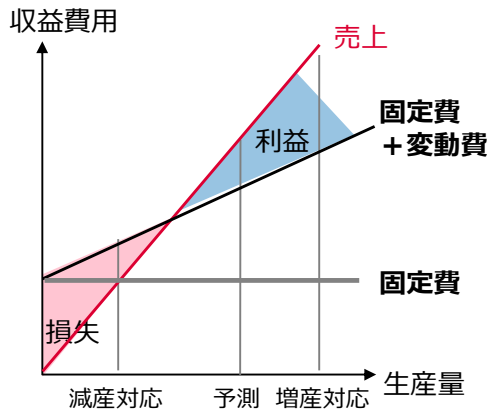
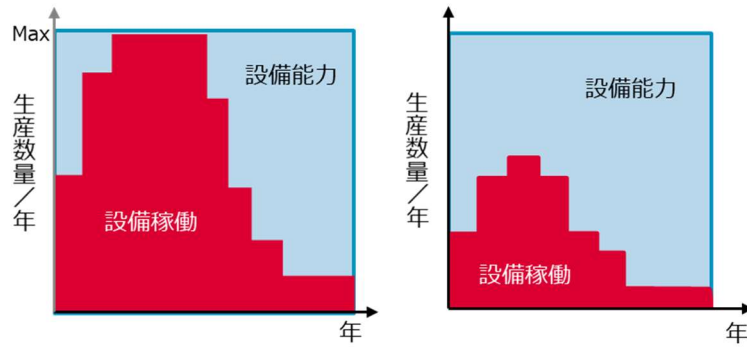


Fig. 1-4 生産量に対する収益費用



(a) 生産量が予想通りの場合 (b) 生産量が予測を下回る場合

Fig. 1-5 生産数量に対する設備負荷

(2) 製品の高機能化による工程内ムダの発生

製品の高機能化により工程内に発生するムダを燃料噴射ポンプ (Fig. 1-6) を例に示す。燃料噴射ポンプはエンジンシリンダー内に燃料を高圧で噴射するための製品であるが、新モデルは旧モデルよりも耐圧仕様が引き上げられ、更に流量制御機能が向上した。その結果、旧モデルのハウジングはダイカストと切削の2工程で製造されていたが、新モデル用は耐食性・高耐圧・高じん性の機能付与のため、研磨・焼き戻し・めっきの3工程が追加され5工程となった (Fig. 1-7)。旧モデルの製造ラインを Fig. 1-8 に示す。各工程は専用建屋に分散し、建屋間の搬送には搬送車な



Fig. 1-6 燃料噴射ポンプ

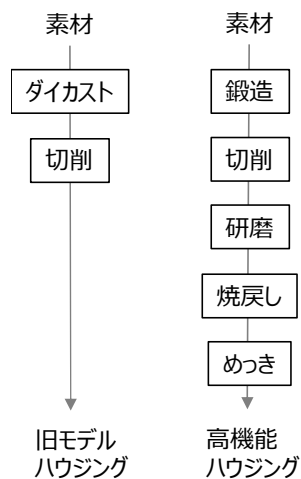


Fig. 1-7 燃料噴射ポンプ用ハウジングの加工工程

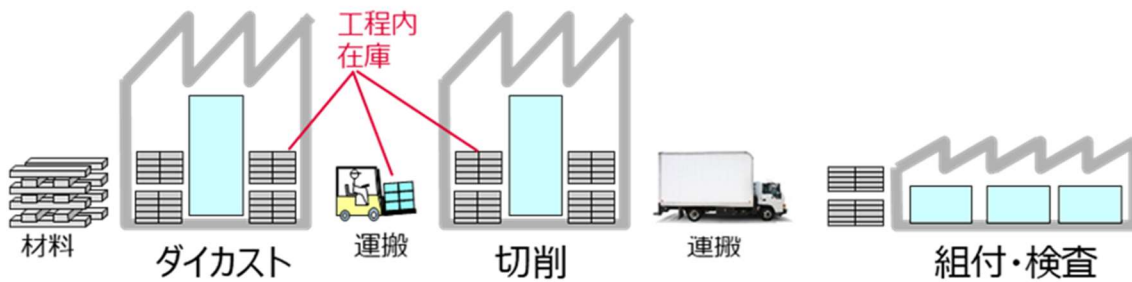


Fig. 1-8 旧モデルの製造ラインモデル図

どが使われていた。ダイカスト加工機 (Fig. 1-9) は大型で高額であるが、加工速度が速く、生産数量が多いことにより設備償却費は抑制されていた。旧モデルと同思想で設計した製造ラインを新モデルに適用した場合を Fig. 1-10 に示す。運搬車などが6か所の工場間で中間製品を移動させる必要がある。工程毎の付加価値変化のイメージを Fig. 1-11 に示す。黒線がコスト変化、青線が付加価値を示している。工程を経るごとに加工費や搬送費が加えられ、コストが上昇している。一方、付加価値は鍛造や表面処理により上昇するが、11回もの搬送や通箱への詰替と、搬送作業者の工数と搬送車経費は付加価値を上げないムダな工程と言える。また運搬タイミングや各工程のサイクルタイムの違いから、工程間に大量の中間在庫が滞留しキャッシュフローの悪化が懸念される。詰替えや搬送を削減するためには工程連結が有効だが、鍛造加工機 (Fig. 1-12) やダイカスト加工機 (Fig. 1-9) は大型で高耐床工場への設置が必須であり、また加工に伴う発熱や振動・騒音のため、精密加工である切削や組付けと近接設置は困難である。よって専用工場への設置が必須となり、工程の連結は難しい。



Fig. 1-9 大型ダイカスト加工機の例

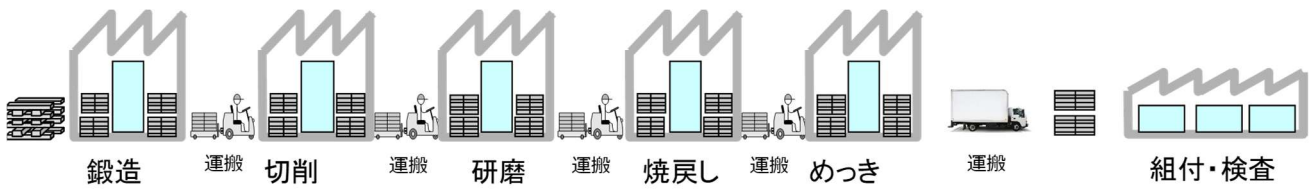


Fig. 1-10 従来コンセプトでの製造ラインモデル図

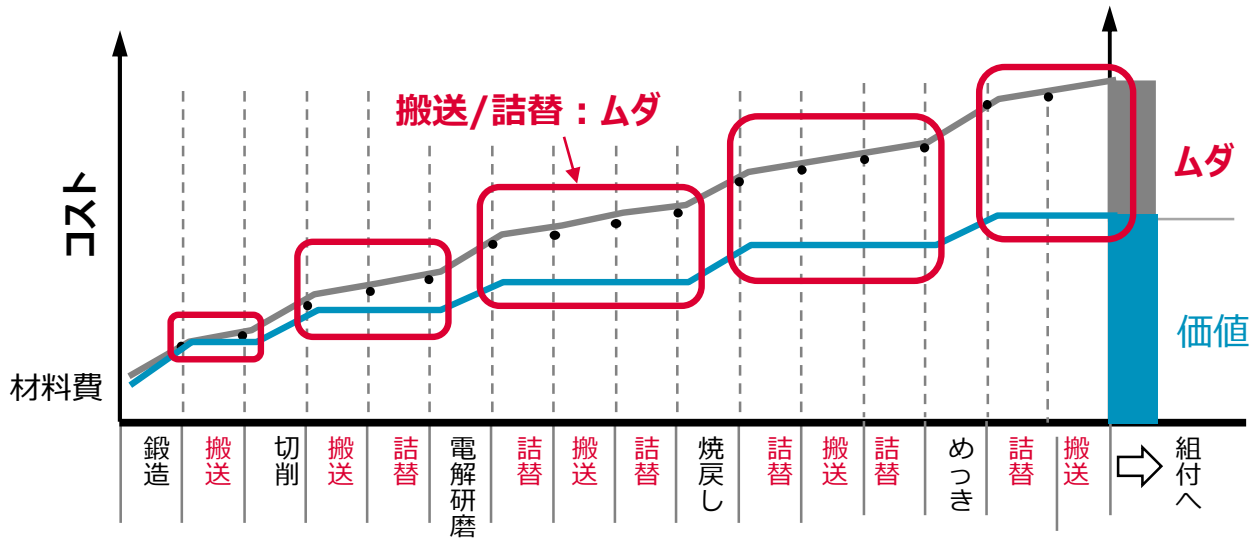


Fig. 1-11 工程毎の付加価値とコスト変化



Fig. 1-12 大型鍛造機の例

(3) 海外現地生産へのシフト

1990年代、多くの自動車は欧米と日本で大量集中生産し、輸出されていたが、2019年現在、現地での少量分散生産へシフトしている^{[10]-[13]}。2015年における地域別の自動車部品必要数の例を Fig. 1-13 に示す。日本・北米・中国・欧州・ASEAN でほぼ同数の部品供給が求められている。現地生産は納入先である自動車製造拠点と近く、輸送によるタイムロスと輸送コストが削減可能である他、為替変動リスクや自動車関税の引き上げ・輸出規制といった経済・政治問題の影響を極力排除可能というメリットがある。更に現地材料の購入や地域住民の雇用など、地域貢献にも繋がる。

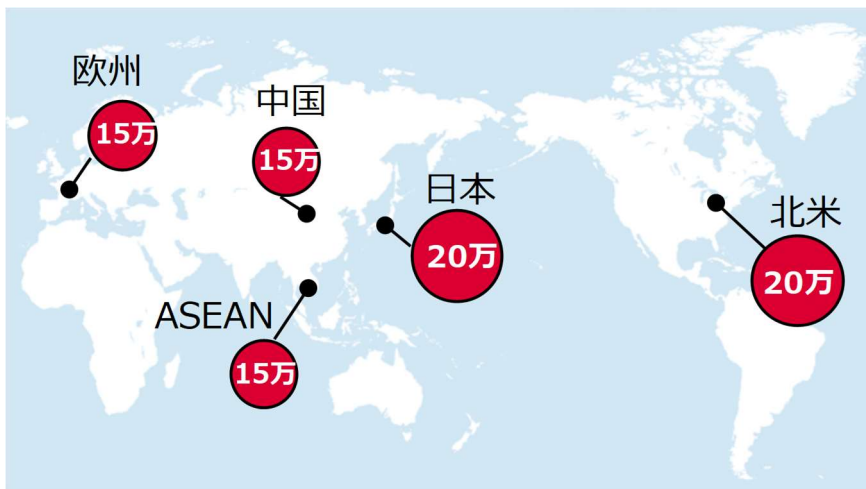


Fig. 1-13 2015年における地域別自動車部品の必要数の例 (1カ月)

生産条件による製品コスト比較のイメージを Fig. 1-14 に示す。ここでは旧モデルの大量集中生産での各内訳を1とした時のコスト比で増減を表現している。高機能モデルは工程数が増加する分、設備償却費・輸送関連費用がアップするが、同一国内での大量集中生産であれば付加価値とのバランスで許容される。しかし、部品を海外に輸出する場合は関税・輸送関連費が大きく増加する。人件費が安く低コスト材が利用可能な地域での少量生産であればコストを抑制できるが、設備償却費の割合が高くなり、設備コストが製品競争力に大きく影響する。

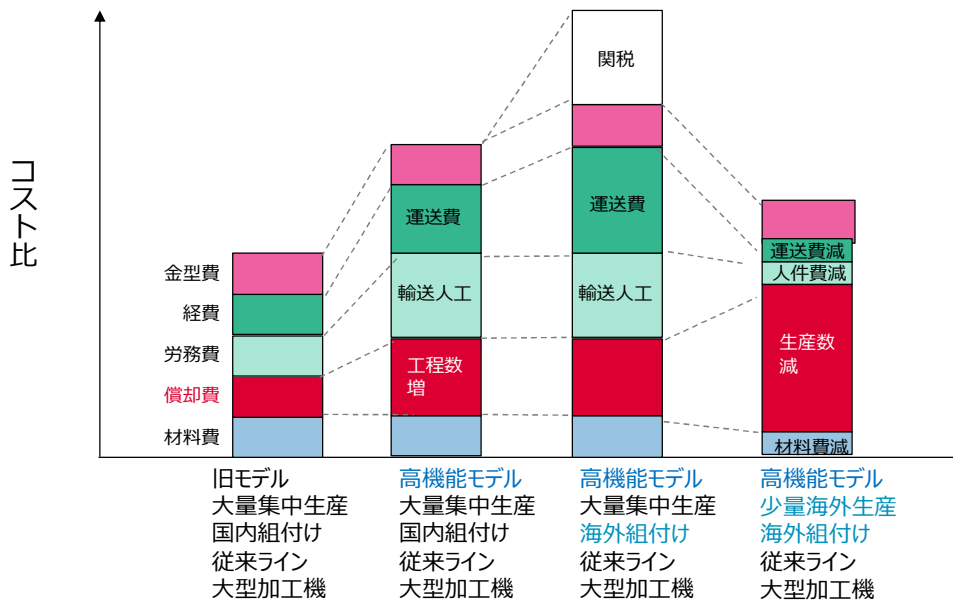


Fig. 1-14 生産条件による高機能モデルのコスト比内訳①

(4) 同期一貫ライン

「同期一貫ライン」^[14] は前後工程が連結したラインコンセプト (Fig. 1-15) で、連結された小型加工機と組付け・検査装置が同一建屋内に設置され、素材投入から最終検査まで全工程でサイクルタイム (CT) が同期化されていることが特徴である。加工機が小型であることから投資リスクが抑えられる (Fig. 1-16) と共に、付加価値を生まない搬送と詰替、及び搬送作業者、搬送車が不要となり、ムダが生まれない (Fig. 1-17)。更に CT が同期化しているため工程内在庫も発生しない。

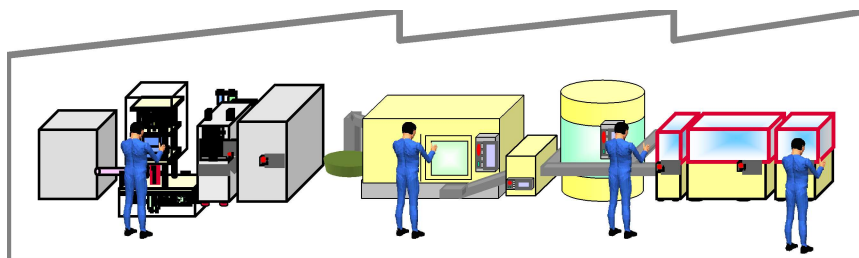


Fig. 1-15 同期一貫ライン

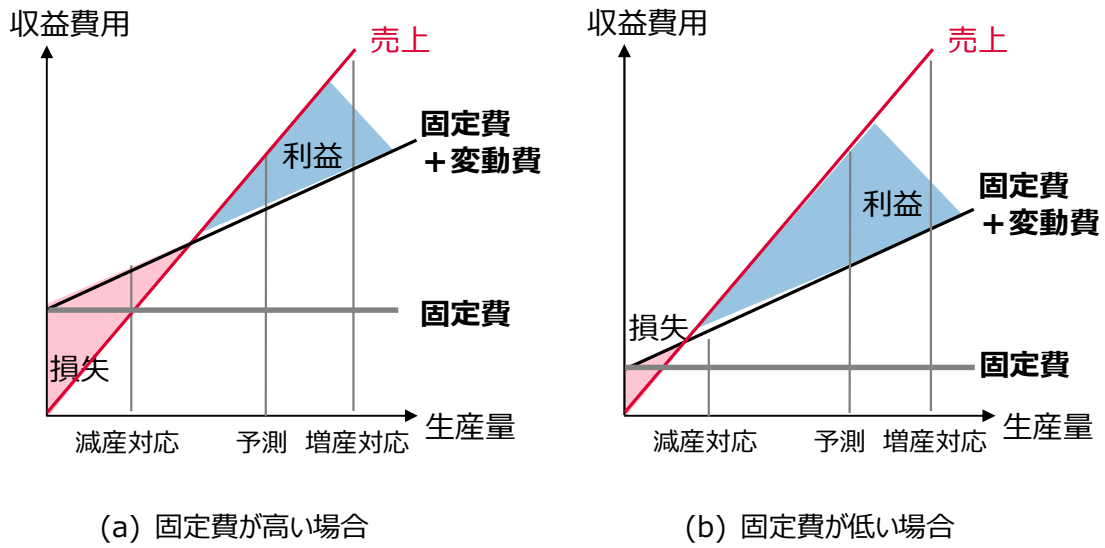


Fig. 1-16 固定費の違いによる生産量に対する収益費用

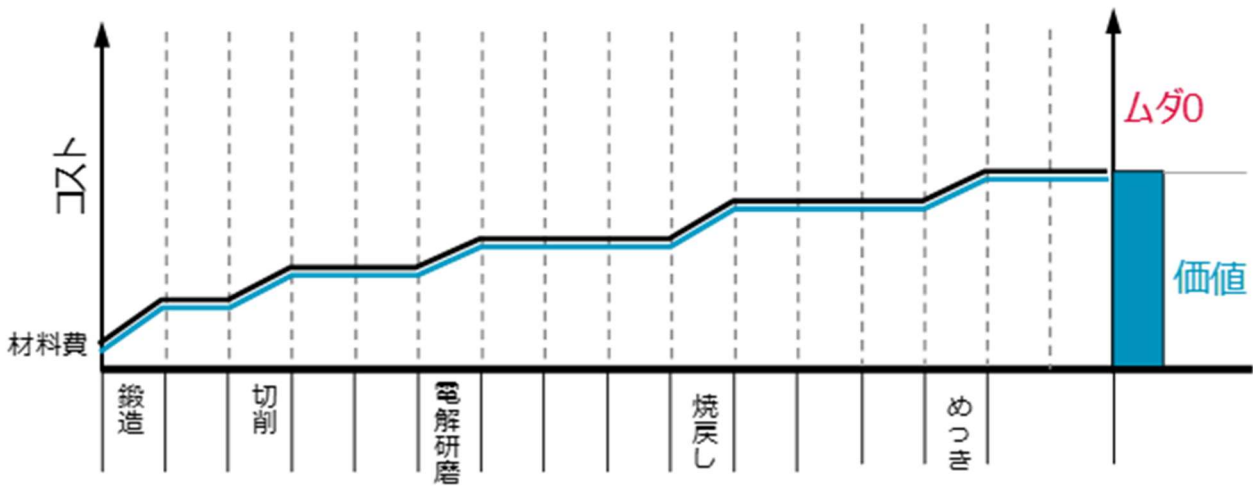


Fig. 1-17 同期一貫ラインの工程中の付加価値とコスト変化

現地での少量分散生産に同期一貫ラインを適用すれば、設備償却費が抑制され、更に海外の安価な材料が利用可能となれば、最も低コストに生産できる可能性がある (Fig. 1-18)。なおこれらは一例であり、詳細条件によりどの生産条件が最も低コストとなるかは異なり、実際は各種条件を総合的に判断し、生産方式が選択される。

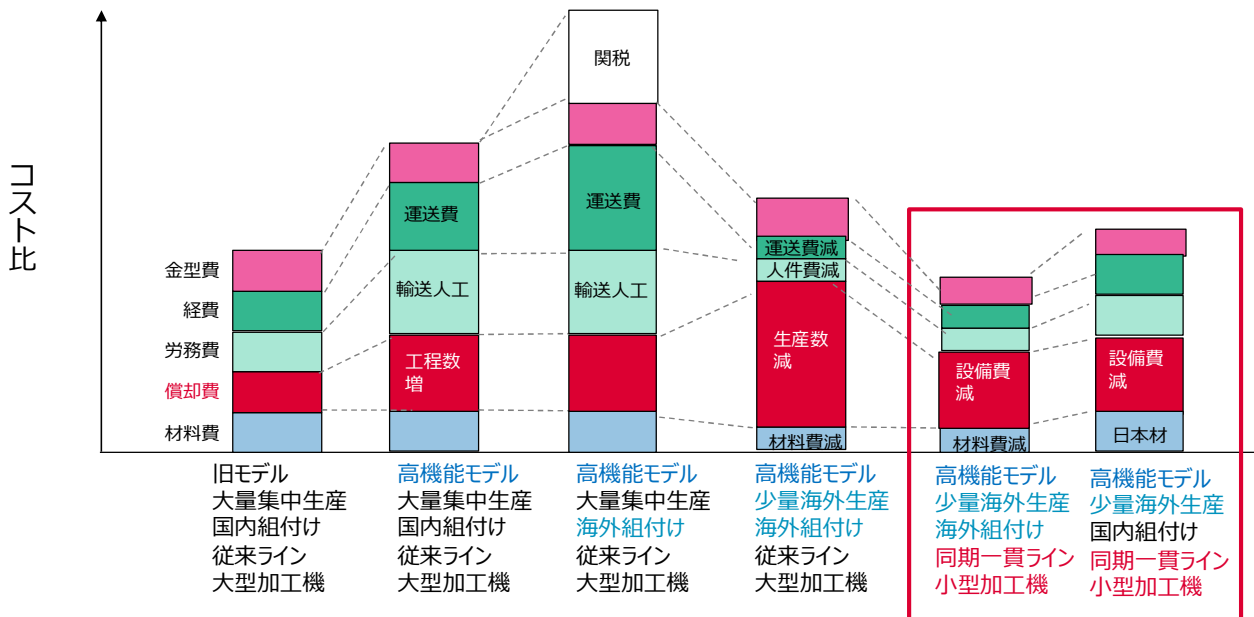


Fig. 1-18 生産条件による高機能モデルのコスト比内訳②

このように小型加工機を用いた同期一貫ラインが実現すれば、低コストの高機能製品をエネルギー消費量の少ない小型加工機で加工し、納入先に短時間で納入することが可能となり、Fig. 1-19 に示すように製品の競争力が向上する。同期一貫ラインを成立させるためには加工機の小型が必要である。次項では自動車部品加工の概要を述べるとともに、素形材加工機が大型である理由、及び本論文が研究対象とする小型素形材加工機の概要を述べる。

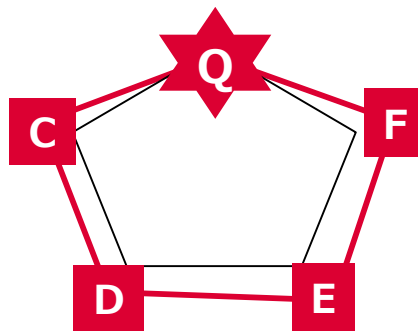


Fig. 1-19 同期一貫ラインの製品競争力

1.1.1.3 素形材加工機の小型化と品質の両立

Table 1-1 に主な自動車用製品と加工工程例を示す。種々の製品があるが、材料を素形材加工し、機械加工で形状を整え、表面処理にて機能を付与し、他部品との接合や組付けを行い、最終検査を経て出荷という加工方法が主である。参考までに Fig. 1-3 で示した燃料噴射ポンプの加工工程に●を記した。各加工と主な品質の関係を Table 1-2 に示す。

Table 1-1 自動車製品と加工例

製品群	燃料噴射ポンプ	インジェクタ(噴射装置)	モータ・オルタネータ	電磁弁	ECU※)	半導体センサ	エアコンユニット	熱交換器	セラミックプラグ	パワー素子	情報機器
材料精製	アルミ鉄	鉄鋼磁性材	銅線磁性材	銅線磁性材	基板はんだ	Si樹脂	樹脂	アルミ	セラミック塗装材	Siガス	アルミ樹脂・基板
素形材加工	●	冷間・熱間鍛造	巻線		薄膜形成				薄膜形成		
機械加工		プレス、ファインブランキング									プレス
	●	ダイカスト							焼成		射出成形
		焼結			射出成形						
表面処理		切削、放電、レーザ			薄膜加工				薄膜形成		
		ばりとり(放電、キャピテーション)							ITCHING		
接合	●	研削							コーティング		
		● 熱処理、ショットピーニング									
組付け・検査	●				メッキ・塗装				溶接		
					溶接(レーザ、電気)					溶接	
	●				ハンダ付け				溶接		
					ハンダ付け		ロウ付け		はんだ付け		
					デバイス実装						デバイス実装
	●				挿入、圧入、ねじ締め、接着、充填						

※)Electronic control unit

素形材加工には強度・シール性・寸法などの品質が求められるが、それらを満足するには圧力を高めること必要である(詳細は後述)。一方、機械加工や接合・組付けの品質を高めるためには振動や異物、温度変化が小さい環境に設置することが重要であるため、これらの工程を同一建屋への設置することは難しい。しかし素形材加工は加工時の振動・ばりや離型剤の浮遊・熱が発生するため、これらの工程と近接配置されない。

Table 1-2 加工に求められる主な品質と要因の例

加工	素形材加工			機械加工	表面処理		接合	組付け	
	強度	シール性	寸法	形状	強度	腐食防止	強度	強度	導通
求められる品質例	強度	シール性	寸法	形状	強度	腐食防止	強度	強度	導通
影響する要因	欠陥(巣, 破断, 層, 酸化物)	欠陥(巣) 金型変形, バリ	金型変形, 残留応力, 充填不良	刃具摩耗 振動	温度プロファイル 雰囲気	処理液組成 温度 攪拌条件 処理時間	投入パワー 位置ずれ 雰囲気	接合材料 温度プロファイル 汚染 位置ずれ	
対策	高圧力, 温度制御, 雰囲気制御	高圧力 金型設計 型締め力	金型設計 冷却制御 高圧力	材料 表面処理 寿命明確化 設置場所 (振動少, 温度変化小)	材料 熱処理制御	処理液センシング	溶接条件最適化 設置場所 (振動少, 異物少)	均熱加熱 雰囲気制御 設置場所 (振動少, 異物少, 温度変化小)	

本研究で対象とする小型素形材加工機は、加工圧力を低減し、振動・異物・熱の発生を抑えたため、組付けなどの工程と同一建屋への設置が可能となり同期一貫ラインが実現した。次項では本研究が対象とする小型加工機群について説明するが、比較のため、まず従来の大型素形材加工機について述べる。なお、めっき、熱処理などの表面処理装置においては処理槽容積の大きい方が、均一に処理可能で、品質を確保しやすいことは理解されると思われるので説明を省略する。また素形材加工には種々の加工方法があるが、設備サイズと自動車用部品に使用される頻度から、本研究では射出成形、ダイカスト、鍛造を選択し議論することとする。

(1) 大型素形材加工機

① 射出成形^[15]

射出成形とは溶融した熱可塑性樹脂を金型キャビティ内に高圧充填し、高精度で樹脂製品を成形する加工方法である。樹脂は金属と比較し軽量であることや、材料や添加物により種々の特性を得ることができるため、バンパやケースなどの構造部品、センサ類のモールドなど様々な製品に使用されている。また従来の金属部品を樹脂化し、軽量化することで燃費・電費が向上するため今後、多用が見込まれる材料と加工方法である。射出成形加工機の概要を Fig. 1-20 に示す。ペレットと呼ばれる樹脂の粒を、ヒータで加熱されたシリンダ中で溶融、加圧し、ランナと呼ばれる流路を通じ金型キャビティ内に高圧充填する。溶融樹脂は金型により冷却され凝固収縮するが、その分、保圧工程にて補充される。この補充が不十分であるとヒケ（表面の凹み変形）やショートショット（材料未充填）と呼ばれる不良が発生する。また樹脂圧力に対し型締め力が低い場合、成形中に金型が開きパテイングラインにバリが発生するため、金型が開かない様、型締めする。樹脂が固化した後、金型が開き製品が取り出され、再び金型が閉じ、充填工程から繰り返される。射出成形の金型は通常、数万～数十万回の連続使用が可能のように寿命設計されている。射出直後か

ら、樹脂は金型壁面付近に固化層を生成するが、その固化層に伝熱が妨げられるため内部（流動層）が冷却され難く、CT が長くなる。射出成形と比較し CT の短い前後工程の稼働率向上のため、1 バッチで複数個の成形が可能な「多数個取り」が一般的に適用される。その結果、1 ショットで射出する樹脂体積が増加し、1 個取りの数倍の射出圧力が必要となる。また同一バッチの製品が同等の品質となる様、ランナや冷却機構が工夫される。一旦、設備に取り付けた金型を再設計し、取り外して修正することは多大な費用と工数を要するため、金型製作前には方案検討が慎重に行われる。周辺環境への影響としては、射出時、及びステージ回転時の振動、また型開き時、樹脂バリが浮遊し異物が発生しやすい。

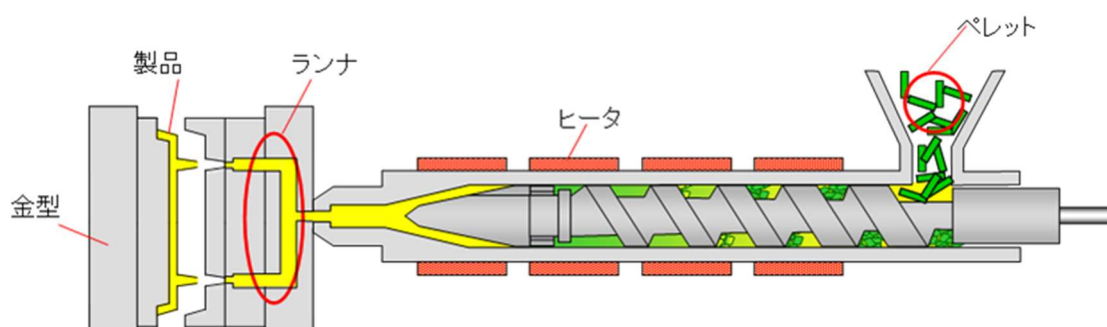


Fig. 1-20 射出成形機の概略

② ダイカスト^[16]

ダイカストとは鋳造の一種であり、溶湯（溶融した金属）を金型キャビティ内に高圧充填することにより、高精度の鋳物を生産する加工方法である。適用可能な材料にはアルミニウム合金・亜鉛合金・マグネシウム合金などがあるが、特にアルミニウム合金は高熱伝導率で軽量・高強度であることから、放熱機能付きケースなど多くの構造部品に使用されている。ダイカスト工程の概要を Fig. 1-21 に示す。スリーブと呼ばれる筒に溶湯が供給され、油圧式射出プランジャにより高速・高圧で型内に充填される。溶湯は金型により急激に冷却され、凝固収縮する。この時、収縮による空洞（ひけ巣）、及び溶湯が巻込んだ気体による巣（巻込み巣）が発生するが、これらは欠陥となり強度低下やシール性低下の原因となる。そこで「押し湯」と呼ばれる工程で、欠陥に溶湯を高圧補充する。この時点で溶湯の凝固は既に行っているため、ゲートから溶湯を再充填するためには充填圧力以上の高圧力が必要である。完全に凝固した時点で金型が開き、製品が取り出される。空となったキャビティに離型性向上と金型表面冷却のため水溶性離型剤が塗布さ

れた後、再び金型が閉じ型締めされる。このような工程が繰り返されるのだが、金型は通常、数万～数十万回の連続使用が可能ないように寿命設計されている。一旦、成形機に取り付けた金型を再設計、修正することは多大な費用と工数を要するため、金型製作前には方案検討が慎重に行われる。周辺環境への影響としては、射出時に振動が発生し、また離型剤ミストや型開き時、金属バリが浮遊し異物となりやすく、またダイカスト加工機及び隣接する溶解炉からの放熱は大きい。

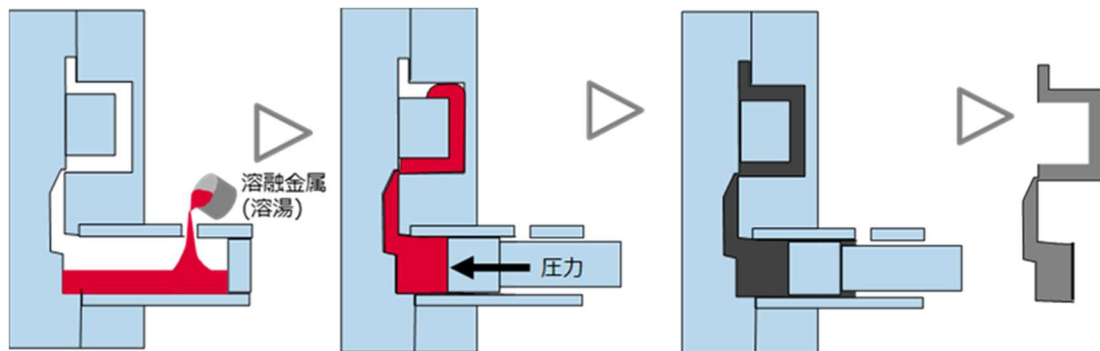


Fig. 1-21 ダイカスト工程

③ 鍛造^[17]

鍛造とは塑性加工の一種でありプレス機械を用いて、下型上に設置した素材に上型を通じ圧縮荷重を作用させることにより、金型に沿わせて材料を流動させ、複雑形状の製品を高速・高精度で生産する加工方法である。適用材料には炭素鋼などの鉄鋼材料・アルミニウム合金・銅合金などがあり、ギヤやクラッチハブなど高精度と高強度が求められる部品の加工に使用されている。素形材加工の中でも鍛造加工機は最も大型な設備の1つである。鍛造加工の例として型鍛造を Fig. 1-22 に示す。製品の形状のキャビティを有する金型にて素材を圧縮し、成形する工法である。加圧に伴い材料が型内に充満するが、余分な材料をバリとして型の合わせ面に成長させることで未充填を防止している。また形状精度向上のため側面の拘束割合が高くなり、成形荷重が急増する。周辺環境への影響としては高圧力作用時に大きな振動が発生し、型開き時、破損した金属バリが浮遊し異物となりやすい。

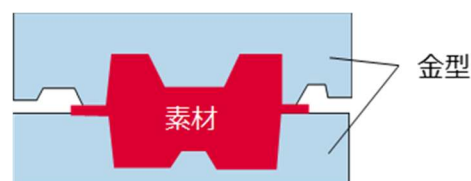


Fig. 1-22 型鍛造モデル図

(2) 小型加工機のコセプトと課題

Fig. 1-23 に本研究が対象とする小型加工機のコセプトを示す。大型加工機は常時、全面に高圧力を素材に作用させ高品質を得ている。これと同コセプトで設備を小型化することも可能だが、加工圧力が低くなり、品質が低下する。それに対し、本研究で扱う小型加工機は局所加圧などの技術を必要な時間・位置に作用させ、小型でありながら高品質が得られる加工機である。しかし、「必要な時間・位置・圧力を作用させる」ために、プロセスウィンドウが狭くなるというデメリットがある。次項より各小型加工機のコセプトと課題について述べる。

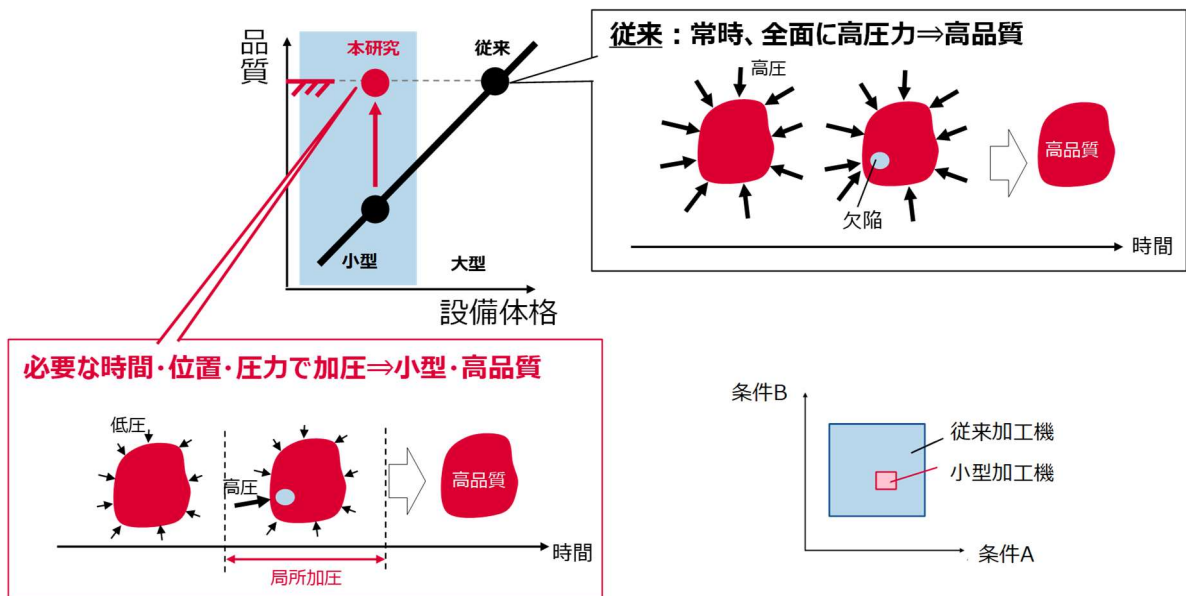


Fig. 1-23 素形材加工機が大型である理由と小型化の課題

① 小型射出成形機^[18]

1.1.3 (1) ①で述べた様に、従来の射出成形機は樹脂の高圧充填により高品質を作り込み、その樹脂圧力でも金型が開かない様、型締めされる。1ショット当たりの吐出樹脂量を低減できれば、圧力を低減することができるが、前後工程とのCT合わせ込みのため、難しい。そこで小型射出成形機では、射出・保圧と冷却から成る一連の工程を分割し、並行して複数の成形を行うことで、1個取り型とCTの両立を可能とした。工程分割のために「クランプ内蔵金型」が開発された。この金型の詳細については石畝らの報告^[18]にあるため省略するが、樹脂圧力による金型の開きを、金型の四隅に配置したクランプ機構にて防止するものである (Fig. 1-24)。構造としては上型に固定されたクランプバーの切欠きに、下型に内蔵されたクサビが乗り上げ、型締めされる。金型を開く際はクサビ解放バーが押し上がることによりク

クサビが後退し、クランプバーが上型と共に上方に移動するという簡素な仕組みであり、軽量の金型となっている。これにより成形機から付与される高圧型締め力が無くとも、数トン程度の樹脂圧力が作用しても型開きしない。

詳細は第2章で説明するが、キャビティ内の樹脂圧力が、金型重量とのバランスにより選定されたクランプ力以下となった時点で金型を装置外に取出し、冷却しつつ、次の金型を成形機内にセットし、成形するのである。

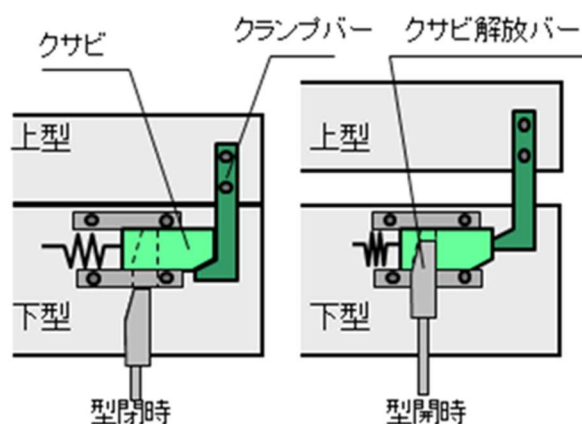
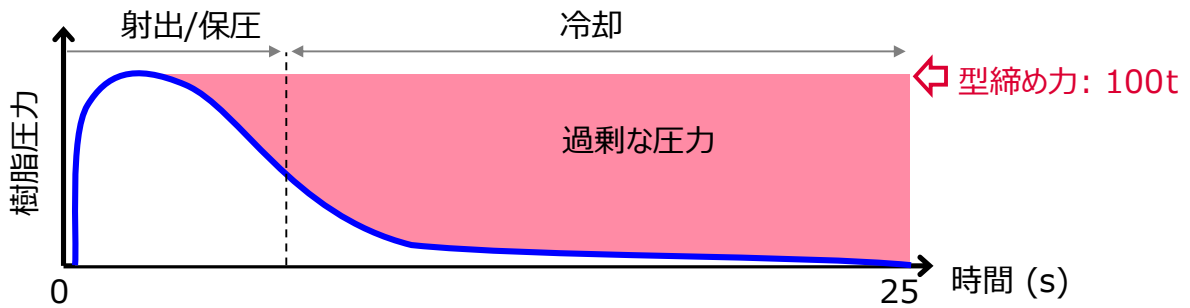
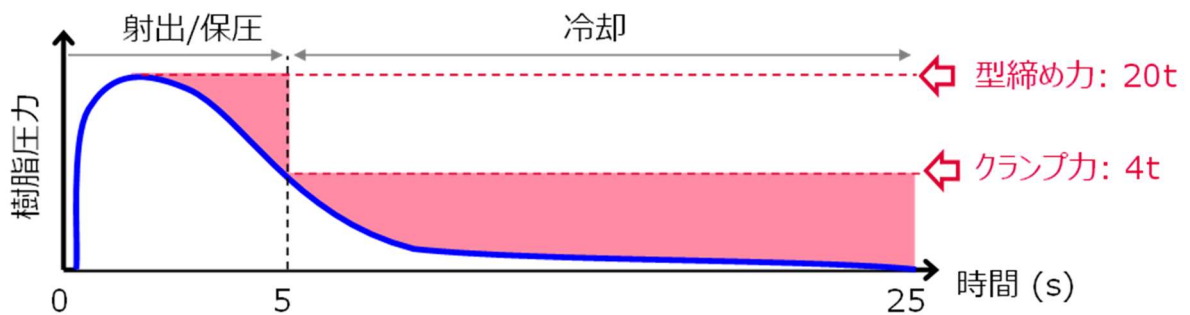


Fig. 1-24 クランプ構造

射出成形機の金型キャビティ内の樹脂圧力の経時変化（青線）と型締め力との関係を Fig. 1-25 に示す。従来の射出成形機では射出・保圧完了後、凝固収縮により樹脂圧力が低下するが、最大樹脂圧力に対抗できる型締め力が加工終了まで作用している。一方、小型射出成形機では、樹脂圧力がクランプ力以下となった時点で、設備から付与される高圧型締め力を解き、金型を設備外に出し、クランプ力のみで冷却する。



(a) 従来の射出成型機


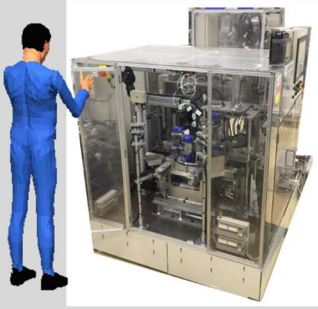


(b) 小型射出成型機

Fig. 1-25 樹脂圧力と型締め力の関係

設備の詳細は第2章で説明するが、空いた射出ステーションには次の金型がセットされ、射出以降の工程が繰り返される。以上の結果より加工圧力が低下し、設備を小型化することができた。同時に成形時の騒音・振動が減少し、更に金型も小型となったことにより専用工場への設置が不要となり、組付け・検査工程と同一建屋への設置が可能となった。以上のまとめを Table 1-3 に示す。

Table 1-3 射出成型機の製品競争力に対する考え方

	従来の大型加工機	小型加工機
外観		
品質確保(Q)	高圧力	高圧力 (ただし、1個取り型により圧力1/N)
低コスト化(C)	多数個取り(N)型によるサイクルタイム短縮	自己クランプ内蔵型によるサイクルタイム短縮 設備の小型化、同期一貫ライン適用 専用建屋不要
デリバリ(D)	集中生産 輸送用工程、物流・関税必要	現地生産

小型射出成型機の課題は「高圧型締め力を解くタイミング」であり、早すぎれば金型が開き、ばりや変形が発生する。一方、遅すぎればCTが悪化し、設備償却費が増加しコストアップとなる。

② 小型ダイカスト加工機^[19]

1.1.4 (1) ②で述べた様に、従来のダイカストでは加工原理上、発生する巣を防止するため、溶湯を高圧力で充填している。設備を小型化するため圧力を低減すれば、鑄巣が多数発生する。しかし巣が発生する箇所は製品の厚肉部、または冷却中、最後まで液相が残る箇所であることは既知^[20]であり、その位置に必要な量、必要なタイミングで高圧力の溶湯を供給可能となれば、設備小型化と高品質が両立できる。鑄巣が発生する位置にのみ高圧力を作用させれば、設備小型化と高品質の両立は可能となる。必要な個所のみを高圧力を作用させる工法は「局所加圧」と

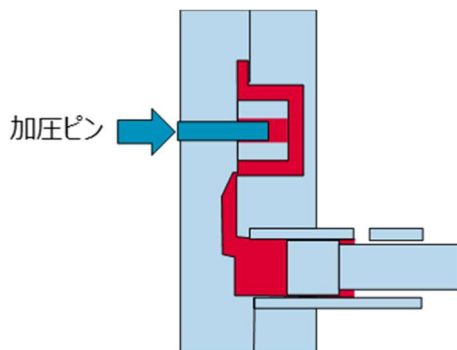


Fig. 1-26 局所加圧モデル図

して知られており、金型に内蔵したφ10~20mm 程度のピンを凝固中の鋳物に加圧侵入させ、ピン周囲の高圧溶湯を巣に補充し、鋳巣を消滅させる方法である^[21]。プロセスモデル図を Fig. 1-26 に示す。

各ダイカスト加工機の外観と品質確保、及び低コスト化・良好なデリバリのための考え方を Table 1-4 に示す。小型ダイカスト加工機では鋳物全面への圧力を低下させたが、鋳巣が発生する位置の圧力は局所加圧により、従来のダイカスト加工機と同等できるため両者の品質は同等である。また 小型加工機は溶湯圧力低下により成形時の振動が低減し、また熱処理炉の小型化とスリーブ加熱方法の採用^[19]により、周囲への発熱は大幅に削減された。更に離型剤も、金型を閉じてから噴霧する粉体離型剤に変更されたことによりミスト飛散も減少した。その結果、組付け工程と同一建屋への設置が可能となった。

Table 1-4 小型ダイカスト機の製品競争力に対する考え方

	従来の大型加工機	小型加工機
外観		
品質確保(Q)	高圧力	局所加圧
低コスト化(C)	短サイクルタイムでの大量生産	設備の小型化、同期一貫ライン適用 専用建屋不要
デリバリ(D)	集中生産 輸送用工程、物流・関税必要	現地生産

小型ダイカスト加工機の課題は「局所加圧ピンのプロファイル」であり、鋳巣が発生していない時点でピンを挿入しても、完全に固化した後にピンを挿入しても効果がない。また過剰な圧力は金型が変形し、製品形状が悪化するとともに金型寿命が低下する。

③ 小型揺動鍛造機^{[22][23]}

1.1.4 (1) ③で述べた様に従来の鍛造加工は、高圧力により形状精度を確保している。従来の鍛造プレス機では上型と下型で素材を挟み、全面に高圧力を作用させ塑性変形させるが、揺動鍛造では上型を揺動運動させ、上型と

素材の接触面積を小さくすることで加工圧力を減少させ、設備が小型化した (Fig. 1-27)。各鍛造加工機の外観と品質確保、及び低コスト化、良好なデリバリのための考え方を Table 1-5 に示す。単位面積当たりの荷重は両者とも同等であるが、変形位置には違いがある。圧力低下により振動は抑制され、金属バリの発生も低減されたため組付けと同一建屋に設置され、同期一貫ラインへの適用が可能となった。

揺動鍛造機の課題は、揺動 1 回転当たりの圧縮量により加圧面積が変化し、それに伴い変形領域が異なることである。複雑な製品形状を得るためには、成形条件を詳細に検討する必要がある。

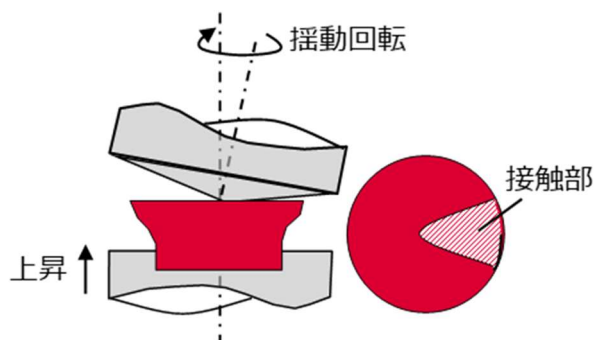



Fig. 1-27 揺動鍛造加工モデル図

Table 1-5 鍛造加工機の製品競争力に対する考え方

	従来の大型加工機	小型加工機
外観		
品質確保(Q)	高圧力	高圧力 (ただし、加圧面積1/N化により圧力1/N)
低コスト化(C)	短サイクルタイムによる大量集中生産	設備の小型化、同期一貫ライン適用 専用建屋不要
デリバリ(D)	集中生産 輸送用工程、物流・関税必要	現地生産

④ 小型加工機の効果

本研究で対象とする小型成形機の体格，設備コストを従来設備と比較した結果を Table 1-6, Table 1-7 に示す。設備体格，コストとも大幅に削減されている。しかし，全ての条件で小型加工機が優れているわけではない。生産台数に対する設備償却費指数の計算例を Fig. 1-28 に示す。生産台数が 10 万台以下の場合，小型加工機が有利であるが，それ以上は大型加工機の方が有利である。設備選択には総原価・投資リスク・生産量予測など総合的に判断する必要がある。

Table 1-6 設備体格 (m³)

	ダイカスト	射出成形	鍛造
従来設備	400	16	860
小型設備	64	5	3

Table 1-7 設備コスト比

	ダイカスト	射出成形	鍛造
従来設備	1	1	1
小型設備	0.48	0.8	0.77

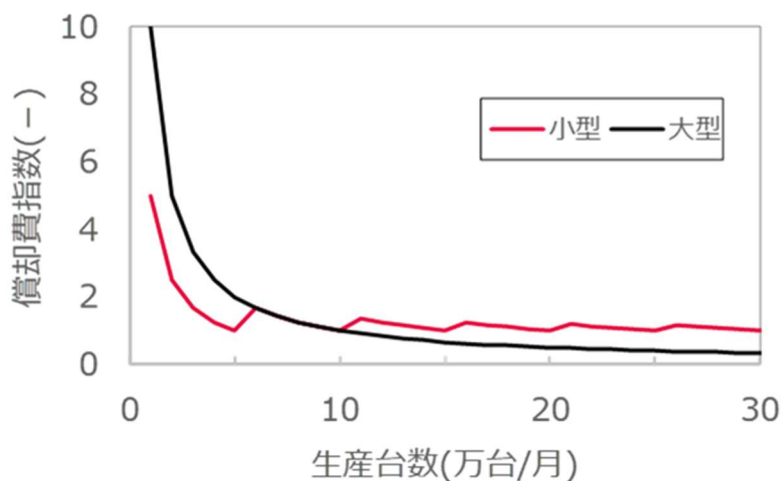


Fig. 1-28 生産台数に対する償却費指数

小型射出成形機を適用した同期一貫ラインのモデル図と工場の外観を Fig. 1-29 に示す。右側の 2 台の小型射出成形機から左側に工程が進み，左の組付け工程まで連結されている。搬送や梱包作業が発生せず，各工程が同 CT で生産するため，工程内在庫は発生しない。このようなラインを各地に設置することにより，少量分散生産が可能となった。

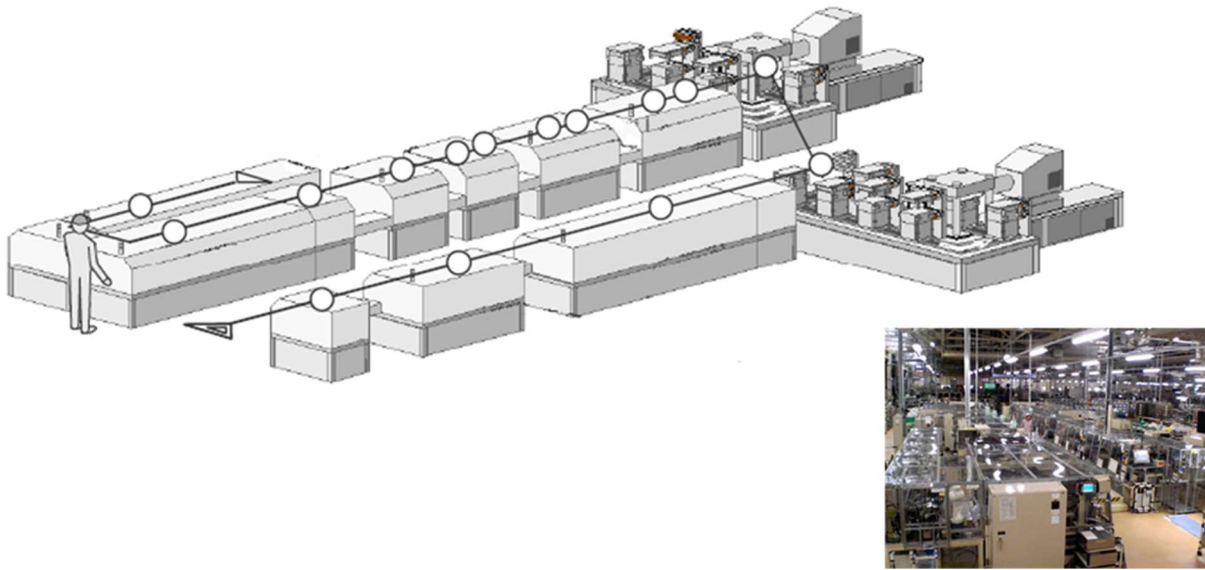


Fig. 1-29 小型射出成形機を用いた同期一貫ライン

本研究で得られた小型加工機 1 台当たりの CO₂ 削減量に対する効果を Table 1-8 にまとめた。現時点で導入された 87 台の小型ダイカスト、10 台の小型射出成形機、3 台の小型揺動鍛造機により、年間 1.2 万 t-CO₂ を削減することができ、1.1.1 で述べた産業部門の CO₂ 排出量の削減目標 28 百万 ton のうち 0.04% を削減している。

Table 1-8 CO₂ 排出量 (t-CO₂/年)

	ダイカスト	射出成形	鍛造
従来設備	236	110	—
小型設備	101	94	—
削減量	135	16	65

⑤ 小型加工機に共通する課題

本研究が対象とする小型加工機群は、信頼性、品質を向上させるため「必要な個所、必要な量、必要なタイミング」で高圧力を供給することが特徴である。共通する課題は必要箇所と量、タイミングを把握する方法と、しきい値の明確化である。その概念図を Fig. 1-30 に示す。ここでは成形品を赤、圧力が必要な個所（凝固収縮に伴う空洞など）をグレー、圧力を矢印で表現している。従来加工機では、高圧を常時、全面に（不要な時間、位置にも）作用させ高品質を得ていた。それに対し、小型加工機は圧力が必要になったグレー部にのみに、必要な量を必要なタイミン

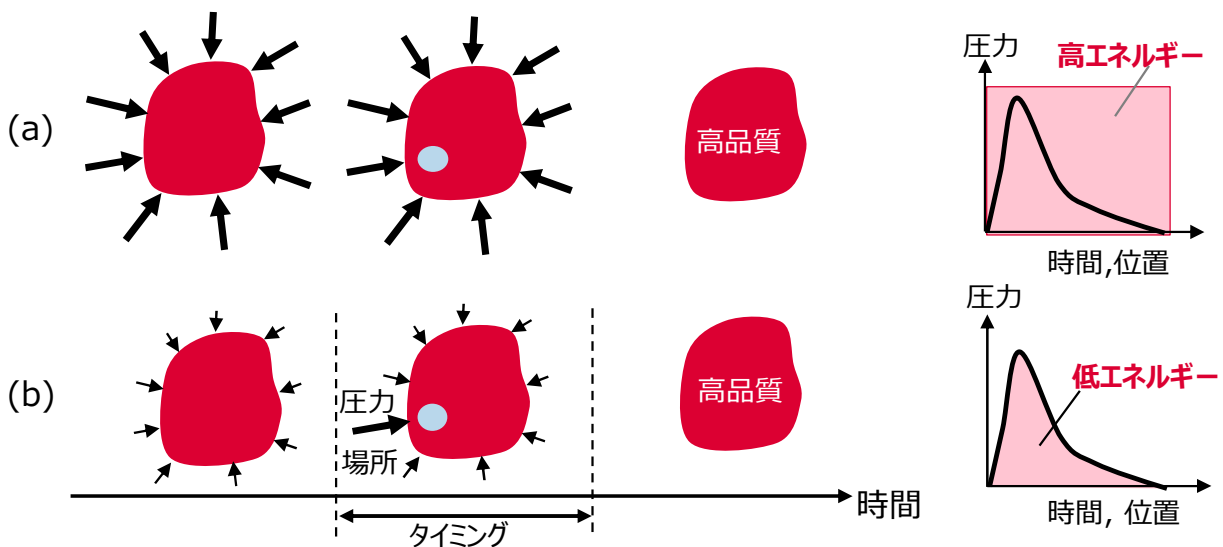


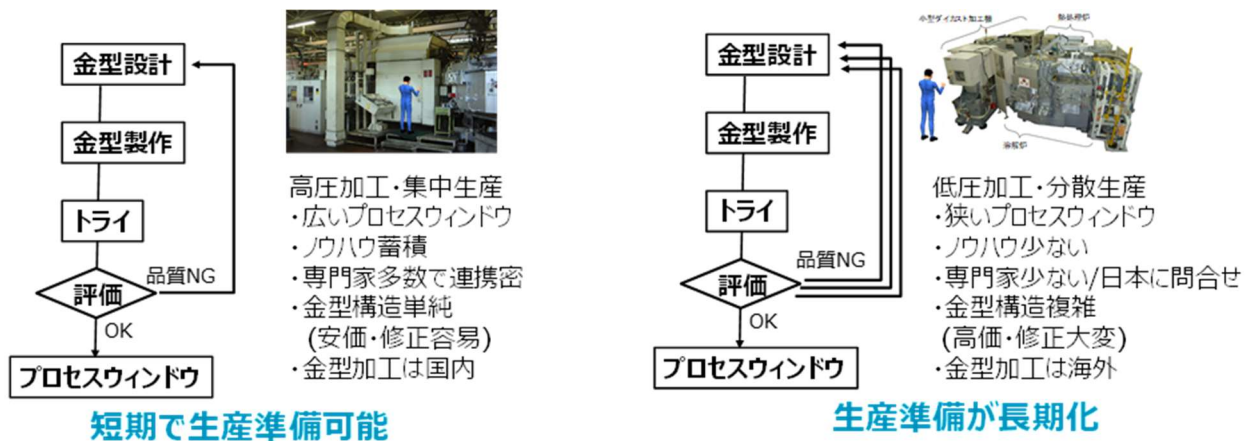
Fig. 1-30 品質確保のための圧力付与の概念図

(a)従来加工機, (b)小型加工機

で供給し高品質を得る。両者の消費エネルギーを比較すると、前者は過剰にエネルギーを消費しているが、後者は必要最低限の消費であり、CO₂ 排出量も削減できる。

最適プロセス導出までのフローを Fig.1-31 に示す。従来の大型化加工機を用いた大量集中生産では、プロセスウィンドウが広く、ノウハウを有する多くの専門家が連携しながら最適条件を導出した。更に製品機能が絞られていたため、金型構造も比較的単純で、金型修正は容易であった。一方、小型加工機を用いた少量分散生産では、専門家が少ない拠点で狭いプロセスウィンドウの導出に時間がかかり、また複雑構造の金型を何度も修正すると生産準備が長期化し、現場からはポテンシャルは高いが使いにくい装置とされてしまう懸念がある。プロセスウィンドウを短期間に導出する方法もセットで提供できなければ、小型加工機の適用拡大は難しいと考えた。

高圧力が必要な箇所、量、タイミングを把握するには、キャビティ内の材料の状態（空洞が発生した位置、時間など）を明らかにする必要がある。表面処理の場合、加工箇所が表面であるため熱電対やサーモカメラ、高速度カメラなどにより材料の状態を把握することは容易である。しかしキャビティ内の材料の状態把握は容易ではない。例えば、ダイカスト金型内部の材料挙動を把握する手法としてはキャビティ内部にセンサを設置する方法^[24]、一部に可視化窓を設け



(a) 従来加工機/大量集中生産

(b) 小型加工機/少量分散生産

Fig. 1-31 小型加工機の課題

る手法^[25], 材料変更^[26], 非破壊で可視化する方法などが報告されている。しかし何れの方法も, 成形中の材料表面の状態は把握できるが, 内部のひけ巣量は不明である。X線CT (Computed Tomography) は内部を含め, 成形品全体の3次元像を得られるが, 撮影時間が長い凝固のような早い現象への適用は限定的である。また X線が透過する厚さには限界があり, 生産で使用するような剛直な金型の内部の可視化は難しい。

更に, 従来加工機は高圧力が確保されていれば, その他の要因のプロセスウインドウは広い。例えば従来ダイカスト加工機では金型温度が変化し, 最終凝固部の位置が変化しひけ巣の発生箇所が変化しても, 全ての面に高圧力が作用しているため問題ない。つまり金型温度のプロセスウインドウが広いと言える。それに対し, 小型ダイカスト加工機で同様な事象が発生した場合, 高圧力を付与する局部加压ピンの位置を変えなければならない。よってこのような事象が生じない様, 金型温度分布のプロセスウインドウを明確にしなければならない。以上の概念図を Fig. 1-32 **エラー! 参照元が見つかりません。**に示す。ここで A, B は圧力以外の要因であり, 青で従来加工機, 赤で小型加工機のプロセスウインドウを示している。小型加工機の成立に必須である「必要な高圧力を作用すべき位置, 量, タイミング」を試行錯誤で明らかにするならば, 多くの製造パラメータから最適値を見出す大規模な試作実験と評価が必要となり, 評価時間も費用も多大となる。また, 生産用の金型は大型で複雑構造を有し, また冷却配管設計や表面処理など多工程を経るため製作期間が長く, 修正だけでも数週間かかることもある。更に金型加工工場を近隣に有していない場合, 金型を輸送費用と時間が費やされる。更に

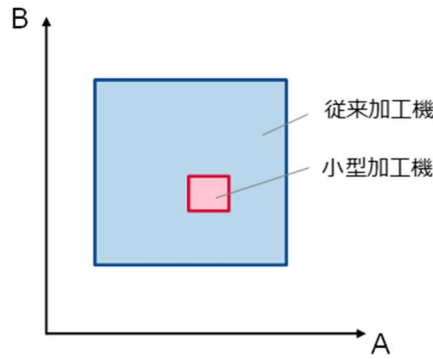


Fig. 1-32 加工機によるプロセスウィンドウの違い (概念図)

担当者の経験年数が少ない拠点では、マザー工場のベテランによる支援や、IoT 技術を駆使しデータ共有しながら、より短時間で解決策を見出す取り組みはなされているものの、解決までの時間は長く、納期遅れにつながる可能性がある。環境・コストに優れた小型加工機であっても、高品質を得るための生産準備が煩雑になり、デリバリーに問題がでるならば採用は難しくなる。

一方、コンピュータを用いた CAE (Computer Aided Engineering) は、コンピュータ支援工学と訳され仮想空間で試行錯誤できる手法であり、時間と費用の節約に有効な手段である。詳細は第 2 ～ 4 章で述べるが、ダイカスト加工 CAE, 射出成形加工 CAE, 塑性加工 CAE により、金型内部の材料の状態をコンピュータ上に可視化し、その結果を考察することで欠陥の発生位置、発生量、発生タイミングなどを明らかにすることが可能である。しかし、高圧が必要な箇所、量、タイミングを得るための解析手法としきい値が明確でなければ、CAE であっても試行錯誤を繰り返すことになる。小型加工機は従来加工機よりも環境、コストに大きなメリットがあるが、生産準備のための時間、開発経費が増大してしまう。短時間でこれらが把握できれば、環境、コストに優れた競争力の高い製品が実現する。Fig. 1-33 に製品競争力の 5 項目を示す。

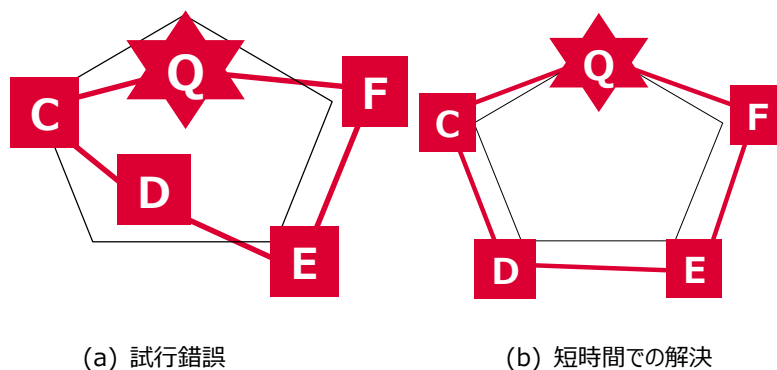


Fig. 1-33 製品競争力を示す 5 項目

1.2 小型加工機への各 CAE の適用

1.2.1 モノづくりにおける CAE の活用と課題

CAE (Computer Aided Engineering) とは、設計した製品が要求仕様を満足するか確認するために構造力学、伝熱工学、流れ工学、電磁気学等の工学的理論を用い、製品の開発、設計に必要な変形、温度、流速等の情報をコンピュータ上で得る手法である。1950 年代初期に欧米の航空機構造力学の研究者により開発された有限要素法が基本となっており、2000 年に入るとコンピュータの性能向上と低価格化、およびソフトウェアのアルゴリズム進化により急速に普及し、現在では一般メーカーでも CAE を活用できるようになっている。CAE は有効なツールであるものの、仮定を置いた計算のため、現実を完全に再現することはできない。よって、試作実験で解を求めるのが最良である。しかし航空・宇宙分野においては、飛行中や宇宙環境を地上で再現することは困難であり、また実物大での実験評価は容易ではない。また製品サイクルの早い家電などの分野においては、多くの課題を解決する案を短期間に得ることは難しい。そこで世の中では広く CAE を利用し、最適解を得る取り組みが盛んにおこなわれている。例えば、西山ら^[27]は液体ロケットエンジンの燃焼室の損傷を予測するため、3次元マルチフィジクスシミュレーション手法に線形損傷則を組み合わせ、新たな燃焼寿命予測手法を構築した。また安達ら^[28]は月面と火星における静電防塵機構の性能をシミュレーションにより予測した。中山ら^[29]は小惑星探査機はやぶさに搭載されたイオンエンジンの耐久評価時間を短縮するため、2次元可視化イオンエンジンを用いてビーム軌道計算コードの検証を試みた。また、上甲ら^[30]は実機のない設計初期段階にドラム式洗濯乾燥機における脱水機同制御のリトライ回数を評価するために、モンテカルロ法を用いたシミュレータを開発し、実験で 80 日必要であった評価時間を 1 日以内とした。佐相ら^[31]は設計初期段階で電気系、機械系、熱系の設計解析を統合的にシミュレーションする環境を構築し、アンテナ特性解析などの検討期間を 15~40%削減した。松友ら^[32]は冷蔵庫や洗濯機、ルームエアコンなど多用される永久磁石モータの性能評価を短時間で行うため、電圧入力有限要素法の有用性について検討した。

一方、自動車分野においては、航空・宇宙分野より使用環境の再現は容易であり、家電業界よりは製品サイクルが長いこと、試作実験重視の傾向が強かった^{[33]-[35]}が、近年の要求仕様の高度化、及び開発サイクルの短縮により、試作実験に加え CAE を活用すべきという機運が強くなっている。例えば電動化製品においては、Fig. 1-1 に示すように

弾性変形内と仮定し、弾性材料構成式を用いて変位から節点での応力が計算されるが、要素内の値は内挿関数によって計算される。以上のように種々の省略・仮定が行われるため、計算モデルと現物は等価ではない。現物と異なるモデルで計算されていても、目的とする強度予測は可能である。それは省略と仮定が、解析の目的に対し影響が小さいと判断された範囲とされているからである。しかし、その判断が誤っていれば誤った結果を導く。それを防ぐためには固有技術的な現象の理解と共に、解析の検証 (Verification) と妥当性確認 (validation) が必要である。ここで検証と

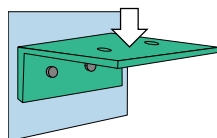


Fig. 1-35 L字アングル

は計画した解析が、論理的及び数値的に正しく行われたことを確認するプロセスであり、問題が検出されれば、入力データを修正していくことである。また、妥当性確認とは検証後、問題の理想化及び解析結果が工学的に妥当であることを確認するプロセスであり、問題が検出されれば、理想化の前提に戻って解析モデルに修正を加えていくことである^[50]。

1.2.2 加工 CAE とは

加工 CAE とは生産加工 CAE とも言われ、連続体の概念に基づき鍛造、ダイカスト、樹脂成形といった素形材加工や溶接、熱処理、除去加工などの現象をコンピュータ上で可視化するものである^[51]。加工現象は金型と材料の接触や、前工程の影響、力学と熱の相互作用といった複雑な環境下で起こり、ほとんどが非線形、非定常現象である。そのため線形解析を中心とする構造解析や、定常状態を解く流体解析よりも開発開始が遅く、80年代に大学での研究が行われ、90年代に現場への適用が始まった。塑性加工においては1984年、鍛造工程の大変形をFEM解析するため、要素をリメッシュするALPIDと呼ばれる計算コードが Battelle Columbus Laboratories から発表された^[52]。このALPIDはその後、現在使われる鍛造加工CAE (Deform) の元となっている。射出成形に加工においては、1970年初頭にMcGill大学で射出成形流動解析の数値アルゴリズムの研究が開始され、1978年に射出成形専用ソフトがリリースされ^[53] 更に、米国で\$3.6Mもの資金が投資により現在の射出成形加工CAEの機能が完成した。ダイカストの凝固解析は更に古く、1970年後半に実用問題へ適用されている^[54]。現在では、Table 1-9に示すよう

に素形材加工に関する専用加工 CAE ソフトは数多く市販され、中小企業まで含めて広く使用されている。それに対し、加工 CAE の 1 つである切削シミュレーションも 80 年代に研究された^[55]が、切削に特化した専用ソフトは AdvantEdge のみである。代表的表面処理であるめっきに関しては、電解槽の電流分布解析のソフトが市販されている程度である。

このように素形材加工専用の CAE が多く開発され、広く使われている理由は、金型を使った加工ということにある。高品質の部品を得るためには成形条件の他、金型設計、材料制御が必要である。ここで金型の構造を射出成形用金型で説明する (Fig. 1-36)。溶融した材料を射出成形機から導くスプルー・ランナ、成形品形状を得るためのキャビティ、冷却水が流れる冷却管、成形品を金型から押し出すためのエジェクタ、金型を成形機に取り付けるための取り付け部など多部品から成る。この図では分かり難いが、金型体積は製品体積の数百倍と大型で、高重量である。

Table 1-9 市販されている加工 CAE ソフトの例

	ソフト名	メーカ
ダイカストCAE	Adstefan	日立産業制御ソリューションズ
	MAGMASOFT	MAGMA Gm b H
	ProCAST	ESI
	AnyCasting	AnyCasting Software
	Flow-3D Cast	フローサイエンス
	JSCAST	クオリカ
	Nova Flow & Solid	NovaCast Systems AB
	TopCAST	トヨタシステムズ
射出成形CAE	3DTIMON	東レエンジニアリング
	Moldflow	Autodesk
	MoldEx3D	CoreTech System
	PlanetsX	プラメディア
鍛造CAE	FORGE	Transvalor
	DEFORM	Scientific forming technologies corporation
	Simufact forming	Simufactforming
	AFDEX	MFRC
	JSTAMP	JSOL
切削CAE	AdvantEdge	Third Wave Systems
めっきCAE	膜厚案内人	ムサン技研合同会社

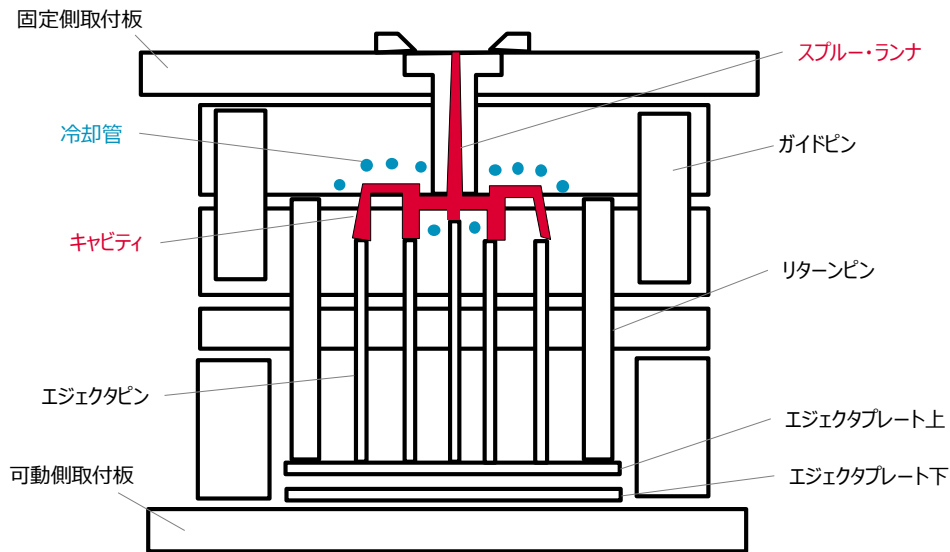


Fig. 1-36 射出成形金型の例

金型設計には所望の寸法精度を得るためキャビティ構造設計，冷却配管配置，更には十分に充填するゲート位置，製品を金型から取り出し易くする抜き勾配などをトータルに設計する必要がある。また製品表面の粗さ仕様やバリ防止のため，キャビティ表面にはミクロンレベルの仕上げや表面処理が必要など，製作，修正には時間と費用がかかる。製品の高機能化と共に金型構造も複雑化し，個人の知識と経験だけでは机上で金型設計を完成させることは年々，困難になっている。また大型金型の脱着作業や，温度などが定常状態に到達するには半日程度は必要である。一旦，不具合が発生すると，金型の再設計，修正，段取り替え作業が発生し，試行錯誤に陥り生産準備が長期間，停止することもある。また生産用金型は高額であるため，再製作，修正を繰り返す費用は無視できない。また重量物で高温の金型の段取り替えは時間がかかる。そのため，金型設計でできるだけ最適金型構造を作り込み，実験では確認する程度にしたいという強い要求の結果，素形材加工専用 CAE ソフトが多く開発され，利用されていると考えられる。

それに対し切削加工の加工部は解放されており，高速度カメラやサーモビュー等を用い加工中の材料を観察，センシングすることは可能である。また刃具は小型軽量であるため，脱着作業も容易である。よって，シミュレーションよりも，試作実験が選択されることが考えられる。めっきは，専用シミュレーションではなく析出メカニズムから，溶液の流れや電界分布のシミュレーションが利用されている。

1.2.3 素形材加工 CAE^[56]

素形材加工の金型キャビティ中では、鋳造においてはデンドライド成長、鍛造においては転位の運動、射出成形においては結晶化などミクロの現象が起こっている。しかし加工 CAE ではそれらは考慮せず、連続体力学を基礎とし現象をマクロで捉え計算する。ここで連続体とはある境界面で囲まれた空間であり、ある力の作用のもとに運動するとき、その運動状態を力学変数によって表すものである。連続体の物理量は保存則と構成則で求められる。保存則には質量保存の法則、運動量保存則、エネルギー保存則の3つがあり、熱流体に対しては連続の式 (式(1-1))、運動方程式 (式(1-2))、熱伝導の式 (式(1-3))が導かれる。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \omega)}{\partial z} = 0 \quad (1-1)$$

ここで u, v, ω は x, y, z 方向の速度成分、 ρ は密度である。

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + \omega \frac{\partial u}{\partial z} \right) = \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial z} + \rho F_x \quad (x \text{ 方向}) \quad (1-2)$$

ここで t は時間、 σ は応力テンソル、 F は体積力である。

$$\rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} + \omega \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \theta \quad (1-3)$$

ここで C_p は比熱、 T は温度、 κ は熱伝導率、 θ は逸散エネルギーである。

運動方程式に対しては非圧縮性と等質を仮定し、Navier-Stokes 式 (式(1-4)) が導かれる。

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + \omega \frac{\partial u}{\partial z} \right) = \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) + \rho F_x - \frac{\partial P}{\partial x} \quad (x \text{ 方向}) \quad (1-4)$$

ここで μ は粘性係数、 P は圧力である。

これらの式に対し、各加工法の特徴から省略や仮定を置き、数値解析手法を用いて離散化し、境界条件と初期条件から解が求められる。構成則は物質に固有の性質や振る舞いを表すモデル式であり、フーリエの熱伝導法則やニュートン粘性則、歪一応力関係式などがある。以下、本論文で用いる素形材加工 CAE の概要について述べる。

(1) ダイカスト加工 CAE^[57]

実際のダイカスト工程における金型キャビティ内では、溶湯の自由表面を伴う流体流れ、溶融金属の冷却・凝固、金型の加熱・冷却などの物理現象が起こっている。これらの現象は複雑であるため、全てをシミュレーションで表現することはせず、一般的な熱流体解析と同様に連続体の概念を用い式(1-1)～(1-3)の保存則を簡略化し、初期条件と

境界条件を与えることにより解を求めている。鋳造シミュレーションに用いられている解法は主に有限差分法と有限要素法であるが、ここでは本論文で用いた有限差分法の一つである直交差分法について述べる。直交差分法は要素を立方体で分割し、基礎式を差分方程式に変換して解く方法である。要素分割が容易で計算時間が数時間と短い、表面部分が階段状となり形状再現性に劣る特徴に対し、近年は形状再現性を改善するアルゴリズムが追加されている。

ダイカスト加工 CAE では、溶湯充填中は溶湯の流れを自由表面の移動を伴うニュートン流体の非圧縮性粘性流体として単層層流の伝熱・凝固を伴う流れ湯流れ・凝固解析を行い、充填完了後は凝固解析という2段階の計算を連続して行っている。

①湯流れ解析

支配方程式は連続の式 (式(1-1)), Navier-Stokes 式 (式(1-4)), 熱伝導の式 (式(1-3))である。それらに加えキャビティ内の気体圧力を考慮するアルゴリズム、潜熱や粘性増大などを考慮した項の追加も提案されているが、計算時間が増加するため目的に合わせ利用されている。

湯流れ解析では、高速高圧の低粘度流体が金型キャビティを充填する状態を計算するため、自由表面の移動を伴う移動境界問題を解く必要があり、種々の解法が提案されている。一般的には VOF (Volume of Fluid Method) に着目し、その輸送方程式を運動量保存則と連成して解く SOLA-VOF 法をベースとした解法が用いられ、各要素に占める体積率を F 値として定義し、 F 値の輸送方程式を解くことにより界面が追跡される^[61]。VOF 法における界面形状の悪化対策として、界面の勾配を一次関数で近似する MARS (Multi-interface Advection and Reconstruction Solver) 法、流体率の移流を3次元的に移動していく流塊として取り扱う TruVOF 法、立方体要素内での保管計算を行う CCCT (Cartesian Cut-Cell Technique) 法などがある。本論文で用いた湯流れ解析では、この SOLA-VOF 法ベースに伝熱計算を連成し、流動、凝固計算を行っている。実際のダイカストでは凝固と共に動粘性係数が増大するが、凝固温度以上では動粘性係数を一定、凝固温度以下では無限大とし、エネルギー保存則と運動量保存則を別に解き効率的な計算を行う場合もある。

②凝固解析

本論文で扱うアルミニウム合金のダイカストにおける凝固は、デンドライト結晶の成長を伴い、ある温度領域において凝固潜熱が放出される。しかし凝固解析にてデンドライト成長を厳密に考慮することは困難であるため、固液共存相における結晶成長の影響を固相率の変化として表現し、平均化することで凝固解析を行っている。凝固潜熱の扱いは固相率増大分だけ潜熱が発生すると考える場合や、エンタルピー変化分だけ潜熱が発生すると考える場合がある。

充填後の伝熱は、温度差に比例し熱量が移動する。実際は鑄造圧力や金型表面状態により熱伝達率が異なるが、計算上は一定として計算している。

③計算結果の妥当性確認

以上の流動、凝固解析により、溶湯の充填や凝固の計算は可能である。しかし、1.2.1 項で述べたように仮定や省略をおいた計算のため、解析結果が妥当であるか実験結果と比較検証する必要がある。野村ら^[58]は溶湯と同等の粘度を有する水を用い、湯流れ解析結果と比較した。飯見ら^[59]は凝固状態を専用金型で可視化し、温度に対する固相率を示す固相曲線を実験結果に合うように合わせこんだ。また引け巣、巻き込み巣の発生位置を X 線 CT や断面観察で確認し、解析結果と比較する報告がなされているが、ひけ巣、または巻き込み巣のみが発生する実験条件のため^{[60]-[62]}、ひけ巣と巻き込み巣が共存する実製品で CAE 結果の妥当性を確認した報告はされていない。これは成形品中に発生する、全てのひけ巣と巻き込み巣を層別する手法が未確立なためと考えられる。例えば濱崎ら^[63]や高木^[64]は成形品の一部を断面観察し、その形状から両者を層別しているが、破壊観察では成形品全体を把握することはできない。また X 線 CT は成形品全体の巣を計測可能であるが、ひけ巣と巻き込み巣を層別する指標としきい値については報告されていない。

(2) 射出成形加工 CAE^{[65]-[67]}

射出成形金型キャビティ内において、熱流体である溶融樹脂が充填し、金型により冷却され凝固や金型の温度上昇などの物理現象が起こっている。支配方程式はダイカスト CAE 同様、連続の式 (式(1-1))、Navier-Stokes (式(1-4))、エネルギー保存則 (式(1-3))である。射出成形では多くの適用製品が、製品サイズに対し肉厚が十分薄い (例えばバンパ、ケースなど) という特徴から射出成形加工 CAE では、間隔の狭い平行平板間を流れる速度の遅い粘性流れを仮定する。その結果、Navier-Stokes 式から慣性力と体積力が省略された式(1-5)が用いられる。

$$0 = \mu \left(\frac{\partial u^2}{\partial x^2} + \frac{\partial u^2}{\partial y^2} + \frac{\partial u^2}{\partial z^2} \right) - \frac{\partial P}{\partial x} \quad (x\text{方向}) \quad (1-5)$$

ここで u, v, w は x, y, z 方向の速度成分, μ は粘性係数, P は圧力, t は時間である。慣性力を省略したため, ダイカスト CAE のような溶湯表面の形態は計算できない。

射出成形加工 CAE に用いられる解法には, 主に有限体積法と有限要素法がある。ここでは本論文で用いた有限体積法について述べる。有限体積法は計算領域を六面体格子に分割し, 各格子に対し体積積分後, 差分近似を行う方法で, 境界に合わせ比較的自由に要素分割できることや, 境界条件が扱いやすいが, 表面が階段状となり形状再現性に劣るという問題点がある。

射出成形加工 CAE では充填中は非圧縮性粘性流体の伝熱・凝固を伴う熱流体解析を行い, 保圧工程に移行すると充填解析結果を初期条件とし, 圧縮による弾性流動と温度低下に伴う収縮流動を考慮した計算を行う。保圧解析では Fig. 1-29 に示す実験で得た PVT 状態図に沿って圧力 P , 温度 T , 比容積 V_s の変化が使用される。

① 充填解析

充填過程では簡略化された Navier-Stokes 式 (式(1-5)) から更に, 厚さ方向 (z 方向) の速度成分を省略し, 速度勾配は厚さ方向への勾配が支配的とし, 式 (1-6) を使用する。

$$0 = -\frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial z} \right) \quad (1-6)$$

キャビティの厚さを H , 肉厚中心を $z=0$ とすれば, 金型表面の速度が 0, 及び肉厚中心の速度が 0 であることを境界条件とし, 更に粘度 μ が一定として式 (1-6) を解けば

$$u(z) = -\frac{1}{2\mu} \frac{\partial p}{\partial x} \left\{ \left(\frac{H}{2} \right)^2 - z^2 \right\} \quad (1-7)$$

となる。これを z 方向に積分すれば単位幅あたりの x 方向流量は

$$Q_x = -\frac{H^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial x} \quad (1-8)$$

となる。Y 方向も同様である。

充填中, 熔融樹脂は金型により冷却される。射出成形では平行平板間の流れを仮定しているため, 熱伝導の式 (1-3) を省略し, さらに熱の流れは肉厚方向が大半であることから面内の熱伝導を省略し, せん断による摩擦熱と潜熱を考慮し

$$\rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \frac{\partial}{\partial z} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \mu \dot{\Gamma}^2 + \dot{L} \quad (1-9)$$

$$\Gamma = \left\{ \left(\frac{\partial u}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (1-10)$$

を得る。ここで μ は粘度、 Γ はせん断速度、 L は潜熱である。

② 保圧解析

保圧工程では温度低下に伴う熱収縮や、結晶化に伴う樹脂の密度変化が大きいため、圧縮性を考慮する。単位幅あたりに流れる質量流量は式 (1-11) で表される。

$$\dot{m} = 2 \int_0^{H/2} \rho u dz \quad (x \text{方向}) \quad (1-11)$$

圧縮性を考慮した質量保存則は式 (1-12) となる。

$$2 \frac{\partial}{\partial t} \int_0^{H/2} \rho dz + \frac{\partial}{\partial x} (\dot{m}_x) + \frac{\partial}{\partial x} (\dot{m}_y) = 0 \quad (1-12)$$

密度が圧力と温度に対して連続的に変化すると仮定して

$$G \frac{\partial p}{\partial t} + F = \frac{\partial}{\partial x} \left(S \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(S \frac{\partial p}{\partial y} \right) \quad (1-13)$$

$$G = \int_0^{H/2} \left(\frac{\partial p}{\partial \rho} \right)_T dz \quad (1-14)$$

$$F = \int_0^{H/2} \left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)_p \frac{\partial T}{\partial t} dz \quad (1-15)$$

$$S = \int_{-H/2}^{H/2} z^2 / \eta dz \quad (1-16)$$

ここで S は流動コンダクタンス、 $\left(\frac{\partial p}{\partial \rho} \right)_T$ と $\left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)_p$ は PVT 状態図より得る PVT 状態図の例を Fig. 1-37 に示す。PVT 曲線とは圧力 P を一定とした時の、温度 T 変化に伴う比容積 V_s 変化を示した状態図であり、射出から冷却完了までの樹脂の状態を、PVT 曲線を使って説明することができる。

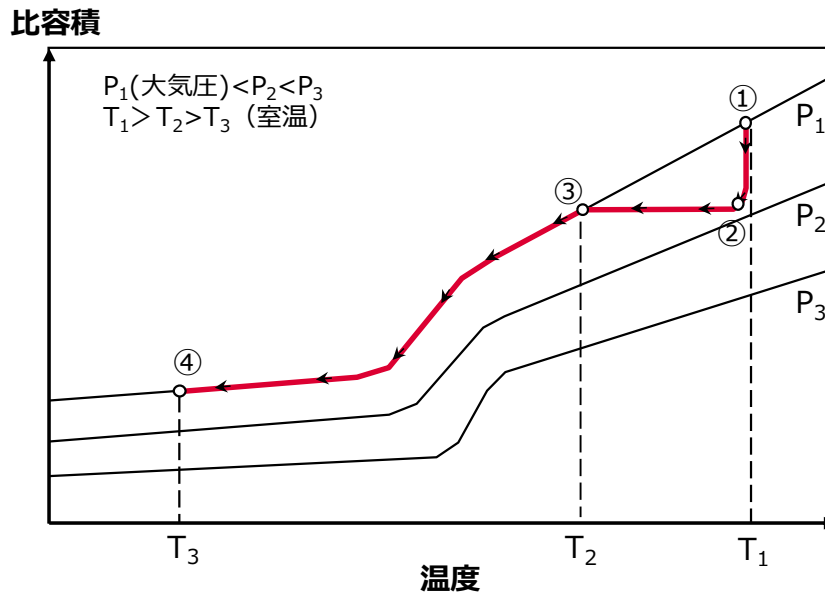


Fig. 1-37 PVT 状態図

射出開始前, 大気圧 P_1 , 温度 T_1 であった樹脂 (Fig. 1-37①) は, 射出から保圧工程で圧力が P_2 にまで上昇する (Fig. 1-37②). 続く保圧・冷却工程では圧力と温度は徐々に低下するが, 体積変化はない. その後, 保圧が完了すると圧力は大気圧 (Fig. 1-37③) となり, 大気圧下で温度の低下と共に樹脂は収縮する. この時, 収縮は P_1 カーブに沿って進行する.

③ 計算結果の妥当性確認

以上の充填, 保圧, 冷却解析により, 熔融樹脂の充填や凝固を計算することができる. しかし平行平板の間の流れなど仮定をおいた計算のため, 計算の妥当性は実験で確認する必要がある. 充填解析結果についてはフルパックよりも少量の樹脂を充填し, 固化完了後の成形品から途中経過を比較するショートショットが一般的^[15]だが, 冷却中の凝固過程, 特に固化層の形成については横井ら^[68]が専用センサ及び専用金型を作製し, 成形中の金型に内蔵することで樹脂温度を計測し, 固化温度以下を固化層とする手法を報告している.

(3) 塑性加工 CAE^[69] [70]

塑性変形を微視的に見ると, 外部から負荷されたせん断応力による原子配置のわずかな変化のすべり面に沿った伝播や, 塑性変形仕事による発熱, 及び金型内への熱の伝播などの物理現象が起こっている. これらの現象は複雑であるため, 塑性解析では現象をマクロに捉え, 金型による素材表面への変位, あるいは外力により生じるひずみ, 及び応力の発生過程をコンピュータ上に仮想的に再現する. 具体的には運動, 変形, 力を未知数として下記に述べる支配

方程式を立て、境界条件を用いて解を近似的に求めている。本論文で用いた弾塑性有限要素法における支配方程式は全て速度計で表して、速度系の仮想仕事の原理を速度—ひずみ速度関係式（適合条件式，式(1-16)），応力速度—ひずみ速度関係式（構成式，式(1-17)），速度形の力のつり合い条件式（運動方程式，式(1-20)）を速度の境界条件下で解く。ここで $\dot{\varepsilon}_x, \dot{\varepsilon}_y, \dot{\varepsilon}_z$ は x, y, z 方向のひずみ速度， j, k, l は x, y, z 方向の変位の速度形， $\dot{\gamma}_{xy}, \dot{\gamma}_{yz}, \dot{\gamma}_{zx}$ は x, y, z 方向のせん断ひずみ速度である。

$$\left. \begin{aligned} \dot{\varepsilon}_x &= \frac{\partial j}{\partial x} \\ \dot{\varepsilon}_y &= \frac{\partial k}{\partial y} \\ \dot{\varepsilon}_z &= \frac{\partial l}{\partial z} \\ \dot{\gamma}_{xy} &= \frac{\partial j}{\partial y} + \frac{\partial k}{\partial x} \\ \dot{\gamma}_{yz} &= \frac{\partial k}{\partial z} + \frac{\partial l}{\partial y} \\ \dot{\gamma}_{zx} &= \frac{\partial j}{\partial z} + \frac{\partial l}{\partial x} \end{aligned} \right\} \quad (1-16)$$

$$\begin{Bmatrix} \dot{\sigma}_x \\ \dot{\sigma}_y \\ \dot{\sigma}_z \\ \dot{\tau}_{xy} \\ \dot{\tau}_{yz} \\ \dot{\tau}_{zx} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda+2\mu & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda+2\mu & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda & \lambda+2\mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu \end{bmatrix} - \alpha \frac{9G^2}{(3G+H')\bar{\sigma}^2} \begin{bmatrix} \sigma_x^2 & \sigma_x \sigma_y & \sigma_x \sigma_z & \sigma_x \tau_{xy} & \sigma_x \tau_{yz} & \sigma_x \tau_{zx} \\ \sigma_y \sigma_x & \sigma_y^2 & \sigma_y \sigma_z & \sigma_y \tau_{xy} & \sigma_y \tau_{yz} & \sigma_y \tau_{zx} \\ \sigma_z \sigma_x & \sigma_z \sigma_y & \sigma_z^2 & \sigma_z \tau_{xy} & \sigma_z \tau_{yz} & \sigma_z \tau_{zx} \\ \tau_{xy} \sigma_x & \tau_{xy} \sigma_y & \tau_{xy} \sigma_z & \tau_{xy}^2 & \tau_{xy} \tau_{yz} & \tau_{xy} \tau_{zx} \\ \tau_{yz} \sigma_x & \tau_{yz} \sigma_y & \tau_{yz} \sigma_z & \tau_{yz} \tau_{xy} & \tau_{yz}^2 & \tau_{yz} \tau_{zx} \\ \tau_{zx} \sigma_x & \tau_{zx} \sigma_y & \tau_{zx} \sigma_z & \tau_{zx} \tau_{xy} & \tau_{zx} \tau_{yz} & \tau_{zx}^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\varepsilon}_x \\ \dot{\varepsilon}_y \\ \dot{\varepsilon}_z \\ \dot{\gamma}_{xy} \\ \dot{\gamma}_{yz} \\ \dot{\gamma}_{zx} \end{Bmatrix} \quad (1-17)$$

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (1-18)$$

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (1-19)$$

ここで $\dot{\sigma}_x, \dot{\sigma}_y, \dot{\sigma}_z$ は x, y, z 方向の応力の速度形， $\dot{\tau}_{xy}, \dot{\tau}_{yz}, \dot{\tau}_{zx}$ は x, y, z 方向のせん断応力の速度形， λ, μ はラーメ定数である。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \dot{\sigma}_x}{\partial x} + \frac{\partial \dot{\tau}_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \dot{\tau}_{xz}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \dot{\tau}_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \dot{\sigma}_y}{\partial y} + \frac{\partial \dot{\tau}_{yz}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \dot{\tau}_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \dot{\tau}_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \dot{\sigma}_z}{\partial z} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (1-20)$$

その結果、接線剛性方程式が導出され、有限要素法により離散化し計算される。有限要素法 (FEM) は解析対象内部を要素に分割し、すべての要素について要素剛性方程式を作成し、重ね合わせ全体剛性方程式を組み上げ、境界条件を用いて解くことによって各節点における運動と力を求める方法である。

① 塑性解析

塑性解析は変形の進行や応力の変化に従い、剛性が時間とともに変化するため、変化を少しずつ積み上げて計算する増分計算が行われる (Fig. 1-38)。この増分が小さければ高精度な解が得られるが、計算回数が増えるため時間がかかる。それに対し増分を大きくすれば短時間で計算できるが、計算精度は落ちる。

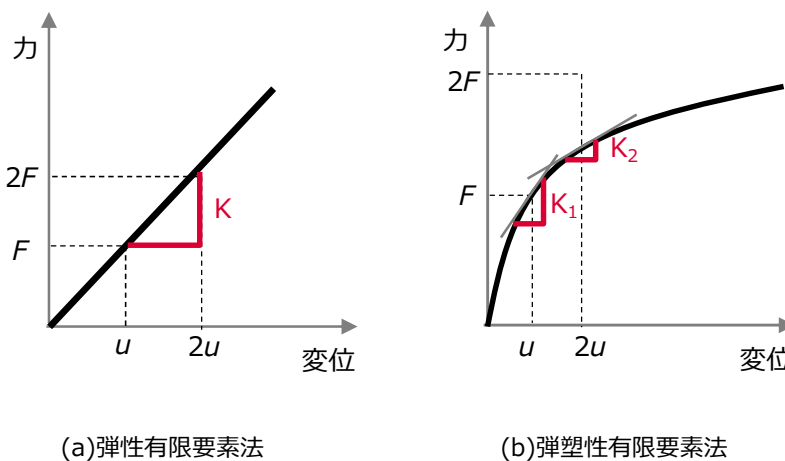


Fig. 1-38 有限要素法における力と変位の関係

第 4 章で使用した陰解法について説明する。陰解法はより厳密に計算を進めようとする手法であり、得られる解の誤差が収束基準内になるまで、一区間内で何度も剛性方程式を解く (計算回数制限を超えると発散)。Fig. 1-39 では

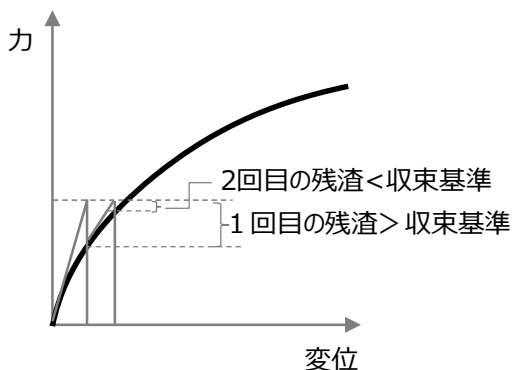


Fig. 1-39 陰解法

2回で収束した場合を示しているが、実際は多数の繰り返し計算が行われており、例えば第4章の揺動鍛造の場合、停止基準として15回の反復計算を終えた時点で残渣が 10^{-7} 以下であれば次のステップに移るといった設定がなされている。 10^{-7} は小さいものの、これが許容できるかは目的ごとに検証する必要がある。また、塑性加工では材料に数十%のひずみを発生させるため、計算途中、要素がゆがみ、品質が悪化することがある。その場合は、リメッシュと呼ばれる要素の再構成を行う。リメッシュを行うことで計算が収束しやすくなるが、一方でリメッシュにより体積が減少する。第4章で行った揺動鍛造では全計算中45回のリメッシュが行われ体積が減少したが、目的である材料流動には影響ないことを確認している。

更に塑性加工では通常金型と材料を接触させて力を加えることにより、材料を変形させる。金型と接触した材料はそれ以上、変形することができず、変位も力と比例しなくなる。梁が金型に接する場合の例をFig. 1-40に示す。材料が金型と接触すると、弾性領域であっても材料非線形性を考慮する必要がある。材料と金型の接触判定の詳細は第4章で述べるが、金型の節点と材料の各節点の距離を計算し、その中から最小距離を見つけ出し、その距離が0になった瞬間を接触と判定する。また、特にリメッシュ後、材料節点が金型にわずかに食い込んでしまうことが多い。メッシュサイズの1/100までは食い込みを許容し、1/100以上の場合は節点を法線に沿って外側に押し戻すという操作が行われる場合もある^[70]。

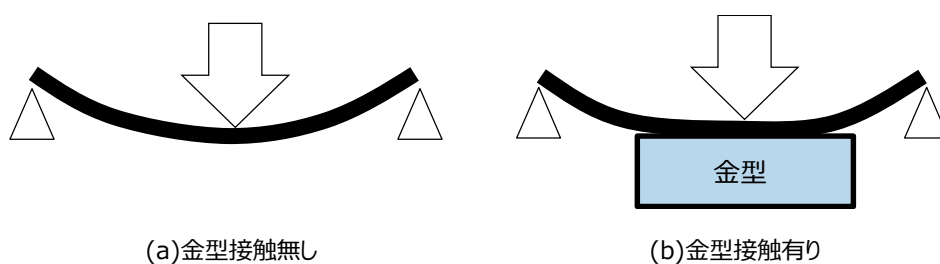


Fig. 1-40 梁に荷重が作用するモデル

②計算結果の妥当性確認

塑性解析結果の妥当性評価には種々の方法があるが、加工後の実機形状との比較と、加工荷重の比較は一般的に用いられる。加工後の形状比較はノギスでの計測など簡便な方法から、プローブやレーザで3次元形状計測しCAE結果と重ね合わせ、3次元的な比較を行うことも可能であるが、加工中の形状は一旦、加工を止め金型から取

り出し計測するため、弾性変形回復後の形状になってしまう。また加工荷重は金型にロードセルを内蔵することで計測できるものの、加工面全体の集約結果であるため、局所的な情報は得られない。更に加工中のひずみは、金型に接しない位置にひずみゲージを貼りつける方法や、視野が確保できる部位のパターン変化から画像相関法で求める方法^[71]があるが、加工部全体の評価は難しい。塑性加工 CAE 結果の妥当性評価は、実測できるタイミングと位置で CAE との比較がなされ、固有技術的に妥当であるかどうかで判断されている。

1.3 本研究の目的

本研究の目的は、小型素形材加工機のプロセスウィンドウを、妥当性が確認された加工 CAE を用いて短時間に把握できる汎用性のある方法としきい値を確立することである。

1.4 本研究の取り組み方針と構成

近年、自動車を取り巻く環境は大きく変化し、従来の大量集中生産から世界各地での少量分散生産にシフトしているが、高品質で高機能な製品を低コストで供給することは不変であり、近年ではこれに環境を加えた 5 項目で製品競争力が表現できる。同期一貫ラインは少量分散生産において高いポテンシャルを有する生産方式であるが、この成立のためには製品品質と小型化を両立する加工機群が必須である。従来、高圧力により品質を確保していた素形材加工は設備が大型であり、同期一貫ライン成立の障害であった。本研究が対象とする小型加工機群は、製品品質と小型の両立が可能であり、この実現により同期一貫ラインが成立する。小型加工機群のコンセプトは「必要な個所、必要な量、必要なタイミング」で高圧力を供給することである。金型を用いる素形材加工においてこの「必要な個所、必要な量、必要なタイミング」を実験的に把握するのは困難である。

加工 CAE は、金型キャビティ内の状態を短時間に計算可能である。しかし、多くの仮定を置いた計算のため、その妥当性を把握する必要がある。妥当性把握のためには、実験との比較が一般的だが、前述のように金型キャビティ内の状態を把握するのは困難である。そこで本論文では加工品質を左右するしきい値を基礎実験と加工 CAE から求め、この結果を元にした加工 CAE により「必要な個所、必要な量、必要なタイミング」を短時間で明らかにすることに取り組んだ。

第2章では、小型射出成型機の高圧型締め力を解くタイミングを短時間で求めるための射出成形加工 CAE について述べる。品質上、問題となるバリ発生の有無を、固化層厚さと樹脂圧力から簡便に判断マップを作成するため、基礎実験により、射出成形加工 CAE により計算される固化層厚さの妥当性を確認する。得られたマップを生産準備段階で使用することにより、最適条件導出までの時間が短縮されることを示す。

第3章では、小型ダイカストの局所加圧ピンの動作プロフィールを短時間で求めるためのダイカスト加工 CAE について述べる。品質上、問題となるひげ巣、巻込み巣に対し、まず両者の層別方法を提案する。次に基礎実験で層別されたひげ巣分布と体積から、ダイカスト加工 CAE の妥当性を確認し、ひげ巣体積の経時変化を計算する。予め実験的に求めた巻込み巣体積と合わせて得られた鋳巣体積の経時変化から局所加圧ピンの動作プロフィールを作成し、製品に適用し品質、及び最適条件導出までの時間短縮効果を示す。

第4章では、小型揺動鍛造機の揺動1回転当たりの圧縮量を短時間で求めるための塑性加工 CAE について述べる。品質上問題となる材料未充填に対し、まず基礎実験により揺動鍛造の特徴的な変形形状が生じるメカニズムを論じる。また基礎実験より、揺動1回転当たりの圧縮量と変形領域を明らかにし、製品に適用し、品質、及び最適条件導出までの時間短縮効果を示す。

第5章では小型素形材加工機において、材料流動、加工圧力、温度を正確に計算した加工 CAE による工程設計の重要性、及び将来展開について述べる。

なお、本研究における短時間とは16時間以内とする。これは1日で1モデルを計算するタイムスケジュールを想定している (Fig. 1-41)。

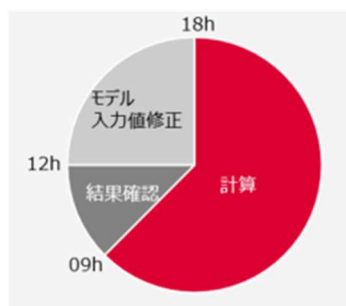


Fig. 1-41 計算時間目標

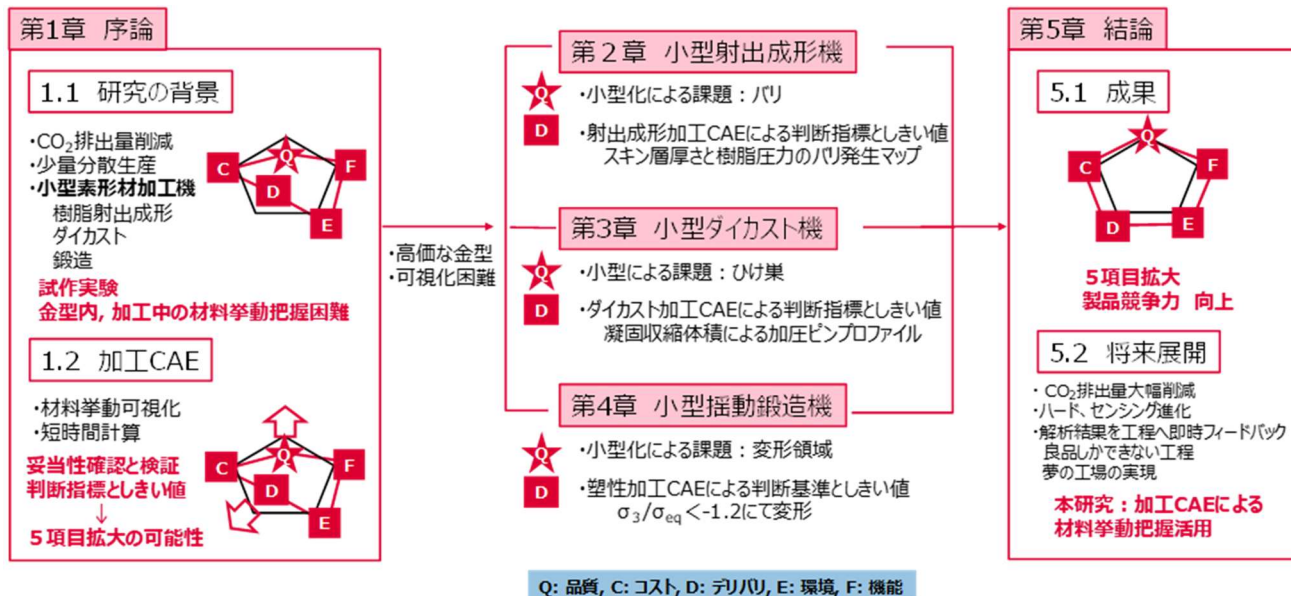


Fig. 1-42 本研究論文のフロー

第1章の参考文献

- [1] 全国地球温暖化防止活動推進センター：IPCC 第5次評価報告書(2014)
- [2] 独立行政法人 海洋研究開発機構：環境報告書 2007
- [3] 環境省：2020年に向けた我が国の新たな温室効果ガス排出削減目標
- [4] 環境省：日本の約束草案（2020年以降の新たな温室効果ガス排出削減目標）
- [5] 経済産業省 資源エネルギー庁：「xEV(電動車)」の世界展開を核とした2050年の長期ゴール～「自動車新時代戦略会議」中間整理発表（2018）
- [6] 経済産業省：自動走行ビジネス検討会：自動走行の実現に向けた取組方針（2017）
- [7] 環境省：諸外国における車体課税のグリーン化の動向（2018）
- [8] ZIS-Z8115：2000
- [9] ISO9000
- [10] トヨタ自動車 ホームページ <https://newsroom.toyota.co.jp/jp/corporate/companyinformation/worldwide/>
- [11] デンソー ホームページ <https://www.denso.com/jp/ja/about-us/global-network/>
- [12] アイシン・エイ・ダブリュ ホームページ <https://www.aisin-aw.co.jp/recruit/special/global.html>
- [13] 竹内芳美：ものづくり技術戦略ロードマップ～20年後のものづくりシステム～，精密工学会秋季大会（2008）
- [14] Y. Yamazaki, K. Shigematsu, S. Kato, F. Kojima, H. Onari, S. Takata: Design method of material handling systems for lean automation-Integrating equipment for reducing wasted waiting time, CIRP Annals, Vol.66 (2017) 449-452
- [15] 青葉堯：本当によくわかる射出成形金型設計入門，日刊工業新聞社（2010）12
- [16] 中江秀雄：鑄造工学，産業図書（1995）
- [17] 小坂田宏造，石川孝司，小野宗憲，森下弘一，安藤弘行：精密鍛造，日刊工業新聞社（2010）335
- [18] 石畝学，西村有城，久野博，森田裕之，峯崎正仁：自己クランプ型と工程分割によるインサート成型のハイサイクル化，成形加工，Vol.23, No.10 (2011) 605-609

- [19] 波多野智之, 高木博己, 原田英明, 肥後徳仁, 西川浩司: 地球環境にやさしい省エネルギーダイカスト技術の開発, 鑄造工学, Vol.82 (2010) 223-229
- [20] E. Niiyama, T. Uchida, M. Morikawa and S. Saito: A method of shrinkage prediction and its Application to steel casting practice, 49th International Foundry Congress (1982) Paper No.10
- [21] 鈴木治男: スクイズ併用ダイカスト鑄造法の開発, 鑄物, Vol.60 (1988) 737-741
- [22] 黒田吉孝, 藤井敬之, 山田憲吾, 橋本秀之, 森孝信: 大きさ 1/N 加工機群による同期一貫生産システムの開発, 塑性と加工, Vol.55 (2014) 1053-1057
- [23] 小坂田宏造, 石川孝司, 小野宗憲, 森下弘一, 安藤弘行: 精密鍛造, 日刊工業新聞社 (2010)
- [24] 杉山義雄, 岩堀弘昭, 米倉浩司, 大河内祥晴: アルミニウムダイカストの溶湯圧力伝播と鑄物品質, 鑄物, Vol.66 (1994) 412-417
- [25] 山縣裕: 鑄造における型内現象の見える化, 鑄造工学, Vol.58 (2017) 913-917
- [26] 田中孝一, 寺嶋一彦, 野村宏之: 減圧下におけるダイカスト湯流れ挙動, 鑄物, Vol.65 (1993) 277-283
- [27] 西元美希, 根岸秀世, 吉村忍, 笠原直人, 秋葉博, 砂川英生, 堀秀輔, 根来延機: 極限マルチフィジックス環境における液体ロケットエンジン燃焼室の破損メカニズムの解明と評価, 日本機械学会論文集, Vol.81 (2015) No.826
- [28] 安達眞聡, 川本広行: 月・火星探査機器用の静電防塵機構, 日本機械学会論文集, Vol.81 (2015) No.821
- [29] 中山宜典, 中野正勝: 可視化イオンエンジンによるビーム軌道計算コードの検証, 日本航空宇宙学会論文集, Vol.57 (2009) 117-122
- [30] 上甲康之, 黒澤真理, 高橋幸太郎: モンテカルロ法を用いたドラム式洗濯乾燥機の脱水起動シミュレータ, 日本機械学会論文集, Vol.83 (2017) No.856
- [31] 佐相秀幸, 岩淵敦, 天野文雄, 山澤昌夫, 石原昇, 益一哉: 携帯電話開発のための統合シミュレーション環境の構築, エレクトロニクス実装学会誌, Vol.13 (2010) 134-144
- [32] 松友真哉, 野口聡, 山下英生, 谷本茂也: 永久磁石モータの最適化設計のための電源電圧決定法に関する一考察, 電気学会論文誌 D, No.123 (2003) 364-370

- [33] 間山貴文, 日置亨, 久田幸平, 豊田哲弘: アルミニウム合金線レーザー溶接の疲労強度特性に関する研究, 自動車技術会論文集, Vol.49 (2018) 498-503
- [34] 田中克則, 森田真一: 乗用車のタイヤ開発目標決定のための要因分析, 自動車技術会論文集, Vol.47 (2016) 1117-1122
- [35] 有村豊, 末吉俊一郎, 向坊長嗣, 土肥瑞穂, 清水康夫: EPS用プリロード式磁歪式トルクセンサの提案, 自動車技術会論文集, Vol.50 (2019) 390-395
- [36] 宮川隆行, 榎本俊夫, 小宮洋志, 初田匡之, 谷本勉: 解析を用いたEV用モータの振動発生メカニズム解明及び低減検討例, 自動車技術会論文集, Vol.45 (2014) 109-113
- [37] Akira Ohata, Kenneth R. Butts: Improving model-based design for automotive control systems development, Proceedings of the 17th world congress, The international federation of automatic control (2008) 1062-1065
- [38] Yutaro Hirano, Shintaro Inoue, Junya ota: Model-based development of future small EVs using Modelica, Proceeding of the 10th International Modelica Conference (2014) 63-70
- [39] 藤川智士: マツダの目指すモデルベース開発, マツダ技報, Vol.31(2013) 44-47
- [40] Jiang Wan, Arquimedes Canedo, Mohammmad Abdullah Al Faruque: Functional model-based design methodology for automotive cyber-physical systems, IEEE Systems Journal, Vol.11 (2017) 2028-2039
- [41] Guido Sandmann, Richard Thompson: Development of AUTOSAR software components within model-based design, SAE Technical paper (2008) 2008-01-0383
- [42] Joao Carlos Amaro Ferreira: MDAI; Model based design in automobile industry, 7th IEEEinternational conference on industrial informatics (2009)
- [43] Saurabh Mahapatra, Tom Egel, Raahul Hassan, Rohit Shenoy, Michael Carone: Mode-based design for hybrid electric vehicle systems, SAE Technical paper (2008) 2008-01-0085
- [44] A. Mavrandonakis, E. Tylianakis, A.K. Stubos, G.E. Froudakis: Why Li doping in MOSFs enhances H2 storage capacity? A multi-scale theoretical study, J. of Physical Chemistry C, Vol.112 (2008) 7290-7294

- [45] Ryutaro Himeno, Michitoshi Takagi, Katsuro Fujitani, Hisashi Tanaka: Numerical analysis of the airflow around automobile using multi-block structured grids, SAE technical paper (1990) 900319
- [46] 芥川恵造：有限要素法によるゴムのナノスケール力学シミュレーション技術，日本ゴム協会誌，Vol.82 (2009) 227-232
- [47] 山中晃徳：結晶塑性解析とマルチフェーズフィールド法を用いた金属材料の変形および再結晶組織予測，軽金属，Vol.65 (2015) 542-548
- [48] 石井英二，石川亨，田辺好之：自動車エンジン用インジェクタの燃料噴霧シミュレーション，混相流研究の進展 I，Vol.71-78 (2006) 71-78
- [49] 松原成志朗，荒川裕介，加藤準治，寺田賢二郎，京谷孝史，上野雄太，宮永直弘，平山紀夫，山本晃司：弾塑性・クリープ・損傷複合モデルによる繊維強化プラスチックの分離型マルチスケール解析，日本計算工学会論文集，Vol.2014 (2014) 20140004
- [50] 日本計算工学会：工学シミュレーションの標準手順 (2011)
- [51] 中西広吉：生産加工 CAE 分野の概況，豊田中央研究所 R&D レビュー，Vol.36 (2001) 1-6
- [52] S.I.Oh, J.P.Tang, A.Badawy: Finite element mesh rezoning and its applications to metal forming analysis, Advanced technology of plasticity, Vol.II (1984) 1051-1058
- [53] CoreTech System Co., Ltd.: 樹脂流動シミュレーションの歴史と最新動向に関するセミナー (2015)
- [54] 安齋浩一：鋳造 CAE 技術の開発の歴史，型技術，No.5 (2019) 18
- [55] J.S. Strenkowski, J.T. Carroll: A finite element model of orthogonal metal cutting, J. Engineering. Industry, 107 (1985) 349-354
- [56] 巽友正：連続体の力学，岩波書店(1995)
- [57] 鯉淵卓也，茅根佳孝，山県司：鋳造シミュレーションシステム ADSTEFAN，鋳造工学，Vol.86 (2014) 906-910
- [58] 野村宏之，鹿島浩二，寺嶋一彦：水モデルによるダイカスト充填挙動の解析，鋳物，Vol.63 (1991) 431-436
- [59] 飯見秀紀，亀山吉朗，鈴木芳雄，長縄由紀子，加藤悦次，野村宏之：ダイカスト湯流れの可視化検証による解析精度向上，デンソーテクニカルレビュー，Vol.6 (2001) 100-106

- [60] 半谷禎彦, 阿久澤功, 北原総一郎, 桑水流理, 吉川暢宏, 天田重庚 : ADC12 アルミニウム合金ダイカスト製品中の鑄巣量及び形状に及ぼす圧縮処理の影響, 鑄造工学, Vol.78 (2006) 551-556
- [63] 濱崎昌典, 宮原広郁 : ADC12 合金ダイカスト製品におけるポロシティの分布と押湯効果の解析, 鑄造工学, Vol.84 (2012) 612-617
- [64] 高木博己 : デンソーにおけるダイカスト部品の高品質化の取り組み, デンソーテクニカルレビュー, Vol.11, No.2 (2006) 59-66
- [65] 3D TIMON 定期教育テキスト(理論編), 東レエンジニアリング
- [66] 岡田有司, 中野亮, 瀬戸雅宏, 山部昌 : 3次元樹脂流入 CAE 解析プログラムの開発 第2報 : 固液混相モデルの適用による低自由度化の実現, Seikei-Kakou, Vol.24 (2012) 551-559
- [67] 中野亮 : 高分子レオロジーと成形加工 CAE の基礎—その中身と周辺問題—(10)マクロスコピック系の CAE : 射出成形の基礎と応用, 成形加工, Vol.17 (2005) 675-683
- [68] 横井秀俊, 横溝穂高 : 集積熱電対センサによるバリ生成過程の解析 I , 成形加工'97, 53-55
- [69] 第 131 回塑性加工学講座 有限要素法入門セミナーテキスト, 日本塑性加工学会(2013)
- [70] FORGE リファレンスマニュアル, SCSK
- [71] 立野大地, 米山猛, 河本基一郎, 岡本雅之 : 織物炭素繊維強化熱可塑性樹脂シートの角筒プレス成形における変形とひずみ, 塑性と加工, Vol.57 (2016) 892-898

第2章 小型射出成形機を実現するための加工 CAE 活用

2.1 研究の背景

2.1.1 自動車用部品の樹脂化

輸送機の金属やガラス部品を軽量な材料に置き換え、エネルギー消費量、及び CO₂ 排出量を削減する取り組みがなされている^{[1]-[3]}。例えば航空機ではボーイング 777 の構造材料の 70~80%はアルミニウム合金（ジュラルミン）であったが、ボーイング 787 では 20%に減少し、約 50%が炭素繊維複合材（CFRP）となっている^[4]。自動車においても樹脂の使用量は 2010 年では 5%に過ぎなかったが、2030 年には 20%に増加するという予測もある^[5]。現在、使用されている自動車用部品の例を Fig. 2-1 に示す。エアコンユニットやラジエータファンシュラウドといった大型部品からガスセンサ・レーザセンサといったセンサ類・制御コントローラ・パワーウィンドモータなど多くの製品に樹脂が使用されており、更なる拡大が見込まれている。これらの製品は自動車で使用されるため、高品質・高信頼性であることが求められる。例えばエアコンユニットやラジエータファンシュラウドの反りなどの形状悪化は、取付け不具合や騒音・冷却性能低下につながる^[6]。ウェルドやクラックによるタンク類の強度低下は冷却水の漏れ、センサ類の寸法精度の悪化は主部品への取付け不具合や気密不良の原因となる。高品質な樹脂部品を得るためには、製品設計のみならず高度な生産技術・製造技術が必要である^[7]。



Fig. 2-1 自動車用樹脂部品の例

2.1.2 樹脂射出成形の課題

樹脂部品の成形方法には圧縮成形・トランスファ成形・ブロー成形など種々の方法があるが、自動車用部品には熱可塑性樹脂の射出成形が多く用いられている^{[8][9]}。射出成形とは樹脂ペレットを加熱シリンダ中で熔融し、熔融した樹脂をノズルから射出し、ランナを通じてキャビティ（Cavity、成形品が成形される隙間）内に高圧で充填し、冷却、固化することにより、複雑な3次元形状を有する成形品を高精度かつ効率的に製造する加工方法である（Fig. 2-2）。成形中、金型は射出成形機に搭載された型締め機構で高圧で型締めされ、樹脂圧力による型開きを防いでいる。射出圧力は充填完了後も引き続き加えられ（保圧）、凝固収縮体積分の樹脂を補給し、ヒケやボイドという欠陥を防止している。

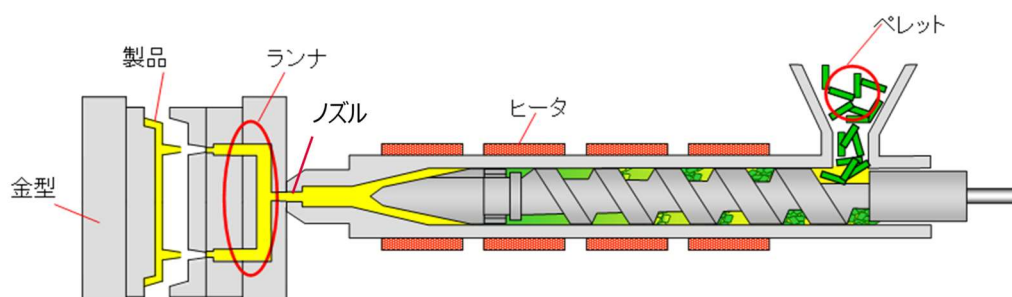


Fig. 2-2 射出成形加工

熔融樹脂は、冷却された金型の内壁に接触した直後から固化し固化層を形成するが、内部の固化は熱伝導率の低い固化層に伝熱が妨げられ（Fig. 2-3）、数十秒が必要である。そのため例えば前工程としてプレス、後工程として組付けから成るラインを考えると、両者のサイクルタイム（CT）が数秒であることから、射出成形は1バッチで複数個を成形する多数個取り型（Fig. 2-4）を用いることが一般的である。多数個取りの問題点は複数個分の樹脂を一度に射出するため、高い射出圧力が必要となり設備が大型し、高額になることである。Fig. 2-5 に一般的な射出成形機の外観を示す。大量集中生産の場合は高額設備であっても生産個数が多いため設備償却費（=設備価格/生産個数）は抑えられるが、少量生産の場合は設備償却費が上昇し、製品コストがアップする。また多数個取り金型を用いる場合、同一バッチにおける品質のばらつきを抑えるため、成形条件の導出や最適ランナ配置設計が不可欠である。例えば、児玉ら^[10]はランナーバランスを検討し、キャビティ毎の充填時間・金型温度の違いによる成形品表面性状の違いを検討した。Tang ら^[11]は多数個取り金型の冷却配管のレイアウトや、冷却水速度を最適化する方法を提案し

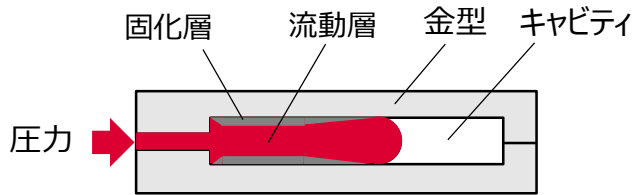


Fig. 2-3 固化層と流動層

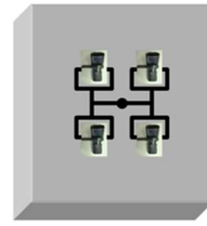


Fig. 2-4 4個取り型

た. Kazmerら^[12]は1バッチ中の品質ばらつきを抑えるため、圧力分布制御を行い、またKimら^[13]はシミュレーションと実験によりキャビティ間で不均一となる冷却速度・充填・粘性を明らかにした。このように多数個取り型で等しく高品質の製品を得るため、種々の製造条件、及びランナや冷却管の配置等を最適化する必要がある。また多数個取り金型は数百kgと大型であり、型交換時、クレーンが必要となるため、射出成形機は専用建屋に設置される。

大型の射出成形機を工程が分散したライン (Fig. 1-10 相当) に適用し、高機能製品を少量現地生産した場合の製品競争力の5項目バランス (品質:Q, コスト:C, 納期:D, 環境:E, 機能:F) を Fig. 2-6 の赤線で示す。黒線は従来機能の製品を同ラインにて大量集中生産した場合のレベルを示している。ここでは外側ほど競争力が高いとする。高機能製品を現地生産することにより、FとDは向上するが、第1章で述べた様に設備償却費と物流のため人工、経費が増大するためコストアップとなり、製品競争力が低下する。Qは従来同等レベルであるが、多数個取り型での最適条件 (ランナ形状, 冷却配管レイアウト, 射出圧力, 保圧条件等) を実験のみで求めることは前述^{[10]-[14]}のように煩雑である。



Fig. 2-5 一般的な大型射出成形機

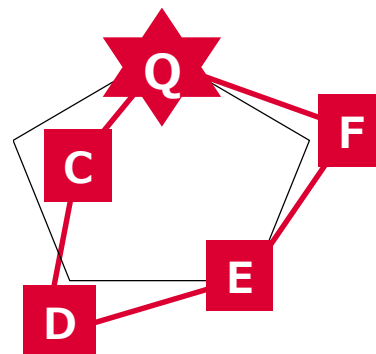


Fig. 2-6 大型射出成形機での少量分散生産した場合の製品競争力の5項目

2.1.3 小型射出成形機の概要と課題

少量生産において製品競争力を向上させるためには、第1章で述べた様に同期一貫ライン (Fig. 1-15) は有効な手段であるが、ライン成立のためには小型で低価格な射出成形機が必須である。射出成形機の小型化については多くの研究がなされている。井伊ら^[15]は可塑部とプランジャを小型化した卓上型射出成形機を開発し、芦田らは^[16]射出機能を有するマイクロ金型とマイクロプレス機の組み合わせを提案している。夏目ら^[17]は型締め力の低減を、多目的逐次近似最適化法を用いて検討している。しかし、これらの設備は小型ではあるが、CTが数十秒と長いため前後工程と同期化できず、多数個取りとなるため、1個取りと比較すれば数倍の射出圧力が必要となり、相対的には大型設備となってしまう。

一方、石畝ら^[18]が開発した小型射出成形機は、小型で低価格である上に、CTが数秒と短く前後工程のCTと一致できる。この小型成形機の概要を、大型射出成形機との比較で説明する。大型射出成形機の構成を Fig. 2-7 に示す。Fig. 2-2 に示す樹脂溶融、及び射出機構を有する第1ステーション (ST) にて射出・保圧・冷却を行い、その後、2個の金型ごとステージを180度回転し、第2STで成形品を取出し、次ロットのインサート部品をセットする。第1STと第2STそれぞれに同一の下型が設置されている。多数個取り型であるため、高重量であり、これらを回転させるための機構も大型である。第1ST上には上型が設置されており射出直前に降下し、設備の型締め機構で高圧型締めされる (例えば100t)。その後、上型内に作り込まれたランナを通じ、溶融樹脂が複数のキャビティ内に射出される。キャビティ内で十分に冷却、固化した後、型締めが解かれ上型が上昇し、下型と成形品がステージと共に180度回転し、第2STに移動する。第2STでは成形品が取り出され、次バッチ用のインサート部品が下型にセットされた後、再びステージが180度回転し第1STでの作業が繰り返される。なお第1STと第2STの作業は並行して行われ、第2STの作業中も第1STではもう一つの下型を用いて射出から冷却が進行している。

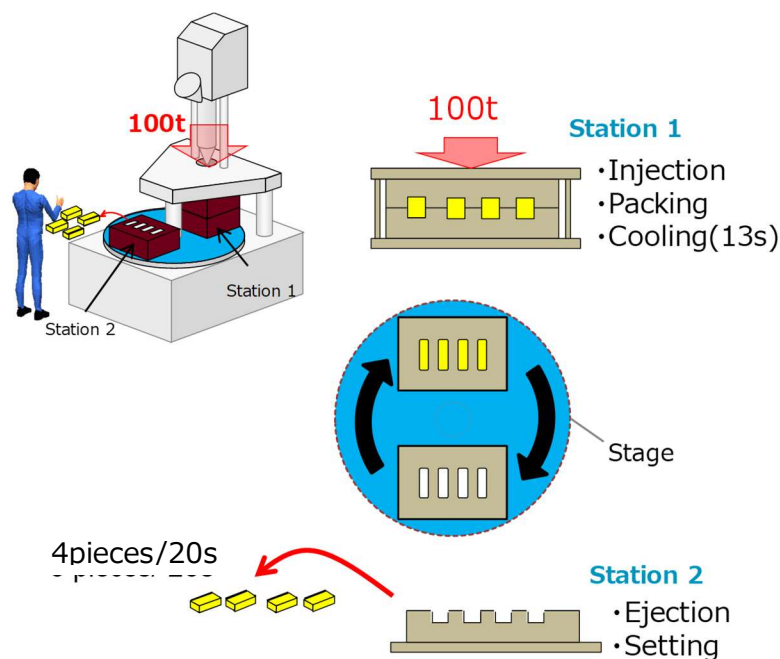


Fig. 2-7 大型射出成形機の成形プロセス

例として4個取り金型を用いたCT20sの射出成形と、CT5sの組付けから成る製造ラインのタイムチャートをFig. 2-8に示す。ここではバッチ毎に色分けした。赤で示される第1バッチの成形品4個は取出し後、1個のみが組付1工程の作業に使用され、残りの3個は組付1工程前に滞留し5~15s間、工程内在庫となる。その後、5sおきに工程内在庫は減っていき、無くなった時点で水色で示す第2バッチの成形品4個が組付け1前に到着する。

それに対し石畝ら^[18]が開発した小型成形機はFig. 2-9に示すように、射出から冷却までの工程を分割し、1個取り型とすることにより1バッチ当たりの射出する樹脂量を低減し、金型と設備を小型化した。更に大型射出成形機では保圧完了後、完全に固化するまで第1STで保持し冷却していたが、小型成形機では保圧完了後、あるタイムラグを置いて高圧型締めを解き、第2STに移動させる。大型射出成形機でこのような動作をすれば、金型が開き、バリや変形が発生するが、小型成形機ではクランプ機構を内蔵する特殊な金型を用い、それを防止している。クランプ内蔵金型の詳細については石畝らの報告^[18]に記載されているため省略するが、上型に固定されたクランプバーの切欠きに、下型に内蔵されたクサビが乗り上げ、型締めされる。金型を開く際はクサビ解放バーが押し上がり、クサビを後退させ切欠きから離脱することで、クランプバーが上型と共に上方に移動する (Fig. 2-9)。このような機械的機構であるため、軽量で電気配線が不要となり、駆動力の小さいステージ回転機構であっても高速回転が可能となっている。

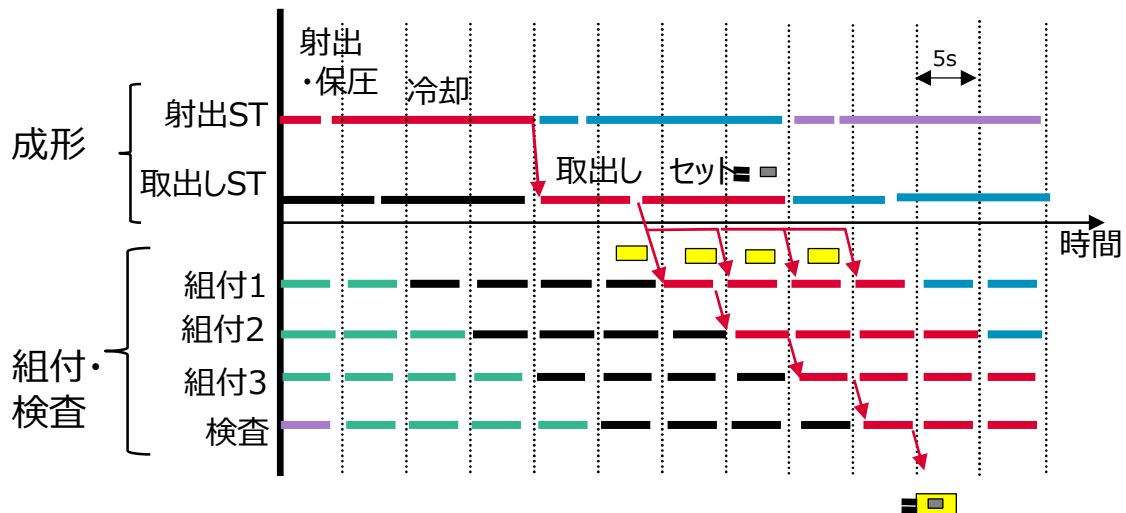


Fig. 2-8 大型射出成形機を含む生産ラインのタイムチャート

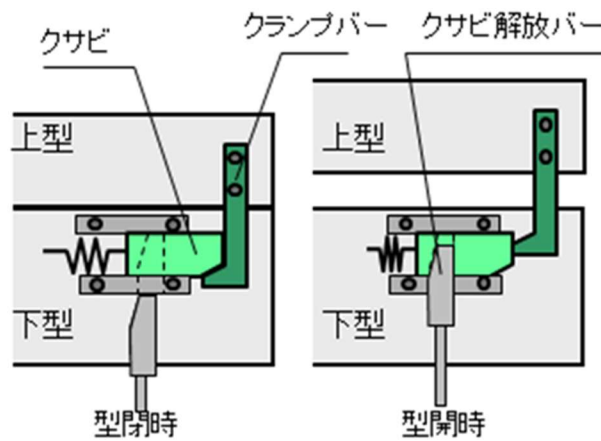


Fig. 2-9 金型に内蔵されたクランプ機構

小型成形機の動作はまず、第 4ST で下型にインサート部品がセットされると上型が降下し、Fig.2-9 で示したクランプ機構で型締めされる (例えば 4t)。その後、ステージが 90 度回転し、第 1 ST に移動する。第 1 ST で設備に搭載された高圧型締め機構で型締めされた後 (例えば 20t)、上型に作り込まれたランナを通じ、熔融樹脂が金型キャビティ内に高圧充填される。保圧後、数秒のタイムラグの後、高圧型締め力が解かれ、第 2 ST に移動する。この時、金型はクランプ機構のみで型締めされている。第 2ST では金型による冷却が進行し、5 s 後、再び 90 度回転し、第 3 ST に移動する。第 3 ST ではクランプが解放され、上型が上昇し製品が取り出される。その後、再び第 4 ST に移動し一連のサイクルが繰り返される。なお各 ST での処理は並行して行われ、5s おきに 1 個の成形品が排出される。

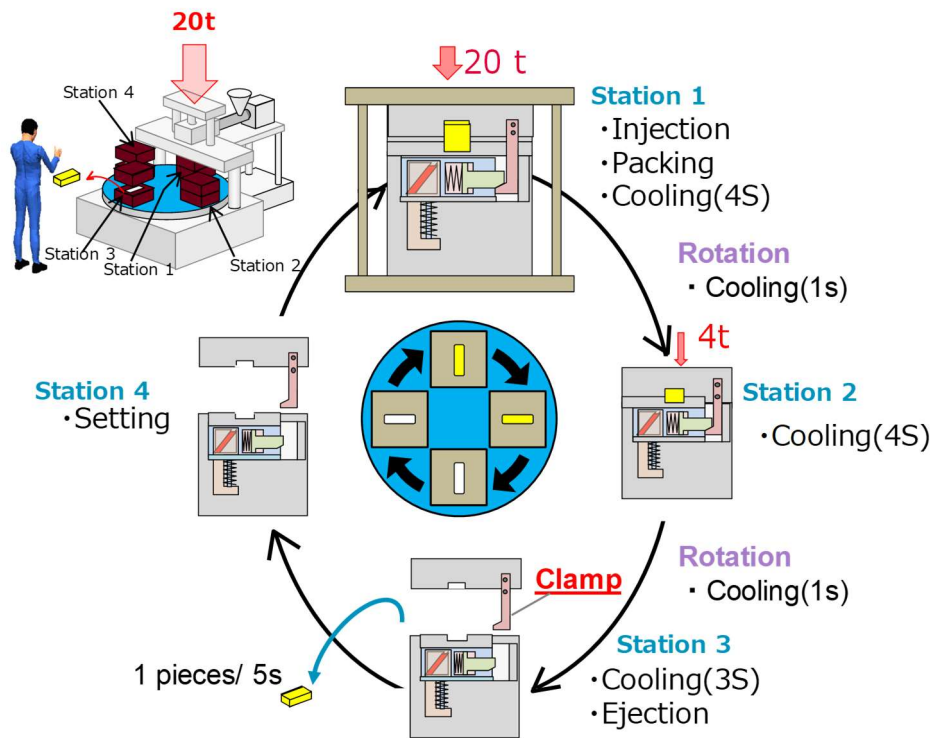


Fig. 2-10 小型射出成形機

小型成形機におけるタイムチャートを Fig. 2-11 に示す。ここではバッチを色別で表している。赤で示す第 1 バッチの製品 1 個は第 3ST で取り出された後、後工程である組付 1 に投入される。組付 1 が完了し、組付 2 に部品が移動すると共に水色で示される第 2 バッチの成形品が組付 1 に投入される。このように組付作業の待ち時間はなく、工程内在庫は発生しない。また 1 個取り金型は 30kg 程度と軽量で、段取り替え時、クレーンが不要であるため専用工場の設置は不要である。よって組付け工程と同一の建屋への設置が可能となり、同期一貫ラインへの適用が可能となった。

この小型成形機の成立課題の 1 つに、第 1 ST での高圧型締め力の解放タイミングの明確化がある。キャビティ内の樹脂の圧力変化を Fig. 2-12 に示す。保圧完了後、樹脂の凝固収縮が進行し、樹脂圧力は徐々に低下する。樹脂圧力が金型に内蔵したクランプ力より小さくなったときが解放タイミングであるが、早すぎれば樹脂圧力にて金型が開き、バリや変形が発生する。また金型内蔵のクランプ力を増強すれば解放タイミングを早くできるが、重量が増した 4 個の金型を搭載したステージを高速回転させるためのモータなどが大型化し、設備償却費が上昇する。小型成形機のメリットを生かすためには、高圧型締めを解くタイミングを見極めなければならない。

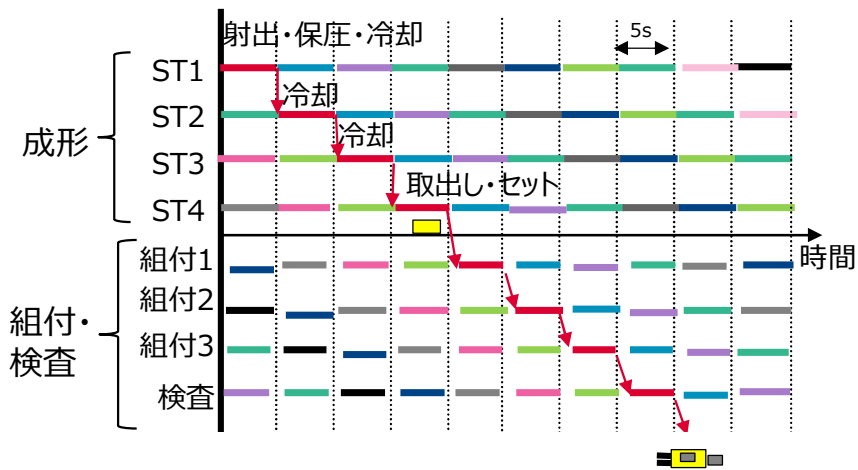


Fig. 2-11 小型射出成形を含む生産ラインのタイムチャート

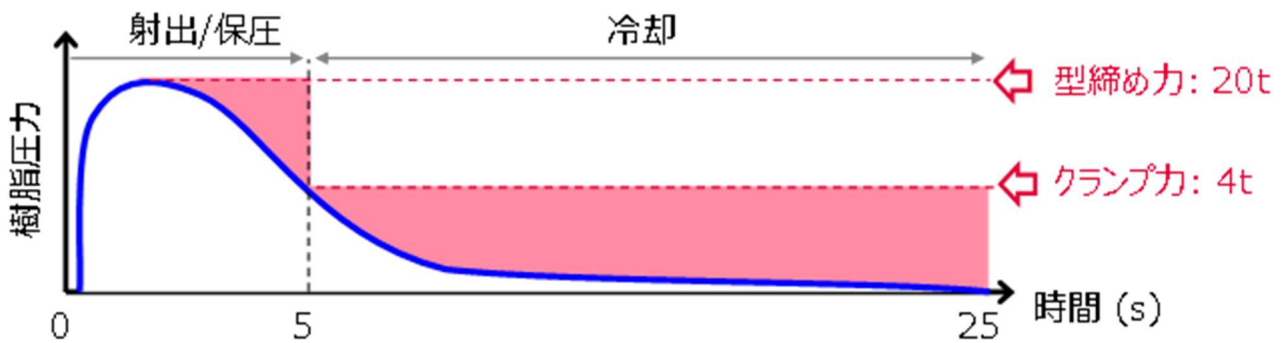


Fig. 2-12 クランプ力と樹脂圧力, 及び型締め力の関係

一般的にバリの発生は除去加工追加によるコストアップの他に、後工程中の脱落による作業環境の悪化や、作業者が手を切るなど安全上の問題となるため好ましくない。また変形は組付け不良や漏れなどの品質問題の原因となる。そのため、これらの発生メカニズムを解明し、バリ発生を抑制しようとする取り組みとして QC 手法を活用した事例^{[24][25]}、多目的逐次近似最適化法を使用した事例^[17]、ニューラルネットワーク法を用いた事例^{[26][27]}が報告されている。バリ発生メカニズムとしては横井ら^[28]が明らかにした「固化層の機械的強度（厚さ）と、流動層の樹脂圧力とのバランス」が一般的だが、発生タイミングについては述べられていない。これは一般的な射出成形では、完全に樹脂が固化するまで金型は閉じていることが前提であり、何らかの原因で金型が開くことの防止方法が議論されているためである。

成形中の樹脂圧力は生産現場においても、型内に内蔵されている圧電素子を用いた圧力センサでセンシング可能である^{[29][30]}。一方、固化層厚さは成形品を切り出し、偏光顕微鏡により固化層厚さを計測する方法^[35-38]、成形品を断面観察し樹脂に含まれる繊維の配向から固化層と流動層を判別する方法^{[39][40]}、X線を用いて判別する方法^{[41][42]}、示差走査熱量計のピークから固化層を特定する方法^[43]、成形品の微細構造から判別する方法^[44]などが報告されているが、成形中の固化層厚さを実測した報告はない。熱電対をキャビティ内に設置し、成形途中の樹脂温度が計測されている^[45-48]が、計測位置を安定させること、及び分布を明らかにすることは難しい。フィルムやセラミック板上に形成した薄膜から成る温度センサ^[49-51]は計測位置も安定し、複数点を計測することができるが、製品では形状に影響するため使用できない。アクリル樹脂から成る可視化窓を通して複屈折率を測定し、固化層厚さを算出する方法が報告されている^[52]、冷却面が自然空冷の樹脂と水冷された金属とでは熱伝達が異なる点が問題である。パルスエコー法^[53-55]は、金型外に超音波トランスデューサを設置することで内部の温度分布をモニタリングできるため製品形状には影響しないが、多数の部品で構成されている製品用金型では、多数の反射波の解析方法の確立が必要である。以上の様に成形中の固化層厚さ変化を実測することは現状、困難である。

高圧型締め力を解くタイミングを、試行錯誤で導出しようとした場合に必要な時間の例を Fig. 2-13 に示す。金型を設計しトライ・評価の結果を受け2回の金型修正、及び再トライ・評価を行うことで16日間必要である。また1回の修正につき金型コストが5%アップすると、10%のコストアップとなる。金型の修正回数は、製品の複雑さや担当者の能力などにより異なる。また金型工場との物理的距離により、輸送コスト・時間が異なる。少量分散生産に小型射出成形機を用いる場合、1.1.3項で述べた様に大型射出成形機よりもプロセスウィンドウが狭く、最適条件導出までに時間がかかる懸念がある。そのような場合の製品競争力の5項目バランスを Fig. 2-15 に示す。製品機能：Fが向上し、小型設備によるエネルギー消費量が低減したことにより環境：Eが向上し、更に同期一貫ラインにて生産が可能になったことにより低コスト：Cとなるが、修正による金型コストが上昇するとともに、従来同等の品質：Qを得るまでに時間がかかり、デリバリー：Dが悪化し、同期一貫ラインが成立したにもかかわらず競争力が低下してしまう。

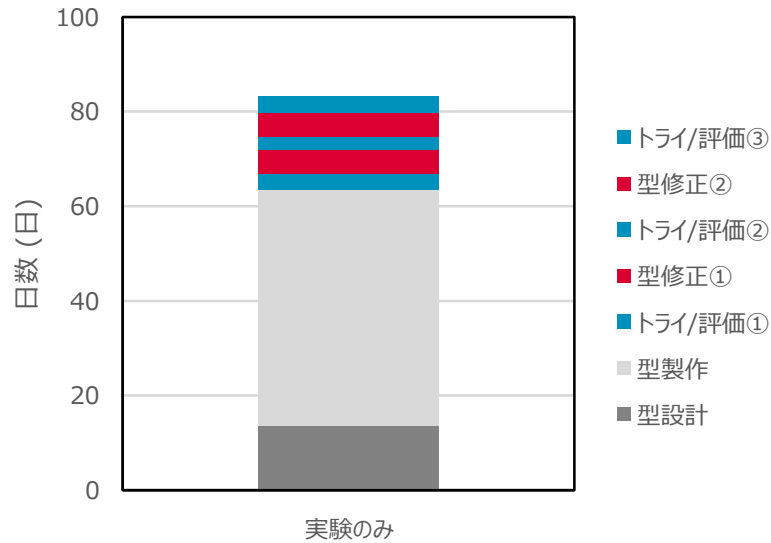


Fig. 2-13 試行錯誤で最適条件を求めた場合の日数

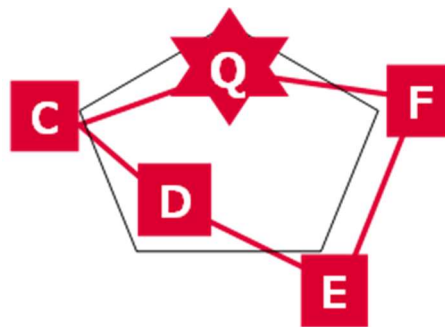


Fig. 2-14 試行錯誤に陥った場合の製品競争力

2.1.4 射出成形加工 CAE の概要と課題

一方、シミュレーションによる成形中の固化層厚さ解析が報告されている。例えば谷口ら^[31]は結晶化解析により、相対結晶化度 0.5 の位置を固化層と流動層の界面とし、固化層厚さを算出した。この方法は自動車用部品に用いられるポリエチレン、ポリブチレンテレフタレート、ポリフェニレンサルファイドなどの結晶性樹脂には使用可能であるが、ポリスチレン、ポリカーボネートなどの非結晶性樹脂には使用できない。射出成形 CAE^{[32]-[34]}は非結晶性樹脂にも適用可能である。1.2.3 (2) 項で述べた様に、射出成形 CAE では連続の式、Navier-Stokes 式、エネルギー保存則を基本方程式とし、充填中は非圧縮性粘性流体の伝熱・凝固を伴う熱流体解析を行い、保圧工程に移行すると充填

解析結果を初期条件とし、圧縮による弾性流動と温度低下に伴う収縮流動を考慮した計算を行っている^{[56][57]}。成形中の固化層厚さを計算した事例は多く存在するが、固化層の定義は融点以下の領域とされているのみ^{[45]-[55]}で実験的な確認はされていない。

2.1.5 本章の目的と進め方

今後、数量増加が見込まれる樹脂製品の同期一貫生産を実現するために、小型射出成形機は必須である。本章では、その成立課題である「高圧型締めを解くタイミングの短時間把握を可能とする手法の確立と、しきい値の提示」を目的とする。高圧型締め力を解くタイミングが早すぎると、熔融樹脂層の圧力により固化層が破られ、バリが発生する。本章では、熔融樹脂の圧力は既存の型内センサで計測し、固化層厚さを加工 CAE にて計算し、それらとバリの発生状況を関連付けたバリ発生マップを作成する。材料毎にバリ発生マップを準備しておけば、樹脂圧力を 1 回計測し、固化層厚さを 1 回計算した結果を照らし合わせることで、バリ発生有無を予測することができる。

本章における研究のフローを Fig. 2-15 に示す。数字は各項を示している。まず加工 CAE の妥当性を実験にて確認する。確認には熔融樹脂の流動状態、壁面付近の熔融樹脂温度を計測する。次に凝固直前の樹脂圧力により固化層の密度が異なることを利用し、固化層の定義の妥当性を確認する。バリ発生マップは、妥当と確認された加工 CAE にて高圧型開き直前の固化層厚さを算出し、実験にて求めた同タイミングの樹脂圧力とバリの発生有無と関係づける。最後に、バリ発生マップを用いた場合の時間と費用の効果を試算する。

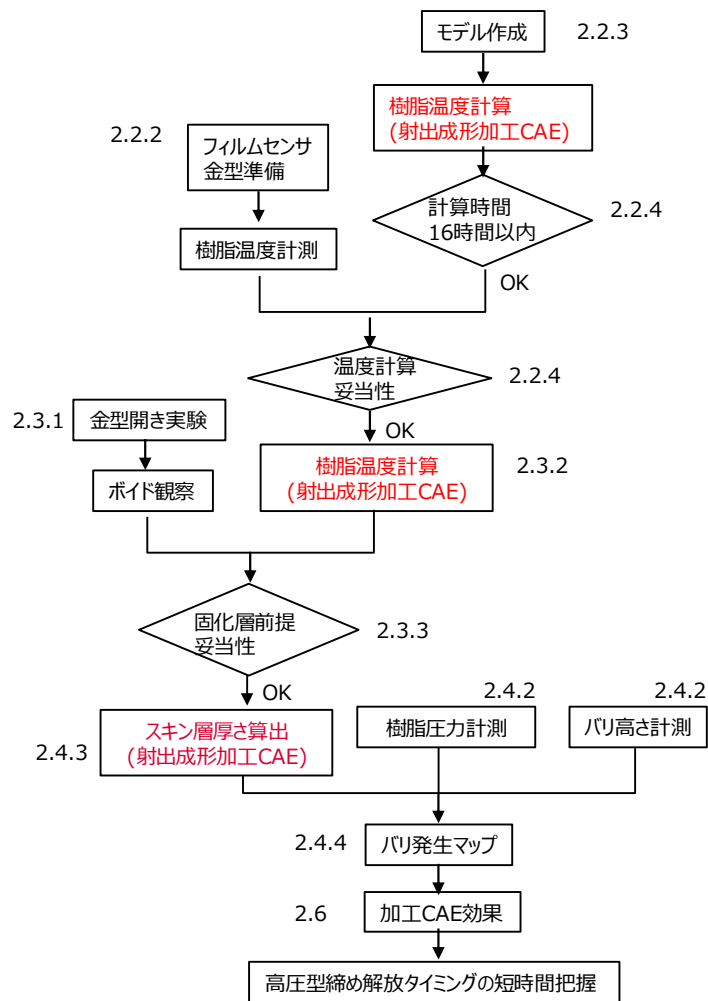


Fig. 2-15 第2章の研究フロー

2.2 射出成形加工 CAE の妥当性確認

2.2.1 実験方法

本項で用いたテストピース (TP) を Fig. 2-16 (a) に示す。20×80×厚さ 10mm の直方体であり、長手方向に樹脂が流入する構造である。この TP 内の溶融樹脂温度を計測するため、温度センサを作製した。まずφ50μm の K 熱電対素線の上下をポリイミドテープで挟んだ温度センサ (理化工業製 ST-51S, 2.3×107×厚さ 0.13mm) を準備した。このセンサの特徴は小型であること、計測点付近の片側 7mm は素線熱電対がむき出しであり、高感度であることである。このセンサを型で挟み射出成形したところ、流入する樹脂によりセンシング部が振れ、計測結果が不安定であったため、更に厚さ 125μm のポリイミドフィルム (東レ・デュポン製 500V) に貼りつけ (Fig. 2-17 (b)), これ

を下型にねじ止めし計測点を安定させた (Fig. 2-17 (c)). またフィルム中央にも丸穴を設け, 樹脂がフィルムで分断され分離することを防止した. このセンサを今後, フィルムセンサと呼ぶ. フィルムセンサの精度は, 所定の温度で安定した恒温槽中にセンサと検定用素線熱電対を設置し, 両者の温度を 3 回計測した. 指示精度は両者の差, 繰り返し精度 4σ とした. また応答時間は 100°C の水槽にセンサを浸漬し, 到達温度に対し 63.2% 上昇した時の時間とし, 成形後のセンシング位置は X 線にて確認した. 金型は 1 個取り金型でフィルムセンサがセットできる様, 一部, 掘り込みを設けた入れ子構造とした. キャビティ内の樹脂圧力は, ランナと反対側のエジェクタピン裏に設置した歪みゲージ (Futaba 製 In-cavity measuring system) の電気抵抗を樹脂圧力に換算した.

材料はポリプロピレン($-\text{CH}_2-\text{CH}(\text{CH}_3)_n$, 日本ポリプロ製)を用いた. ポリプロピレンは結晶性の熱可塑性樹脂であり, 国内合成樹脂生産量の 20% を占め, 自動車用部品にも多く使用される材料である^[58]. 成形条件を Table 2-1 に示す. 210°C , 50MPa の溶融樹脂を 60°C に制御した金型に射出し, 7s の保圧をおこなった.

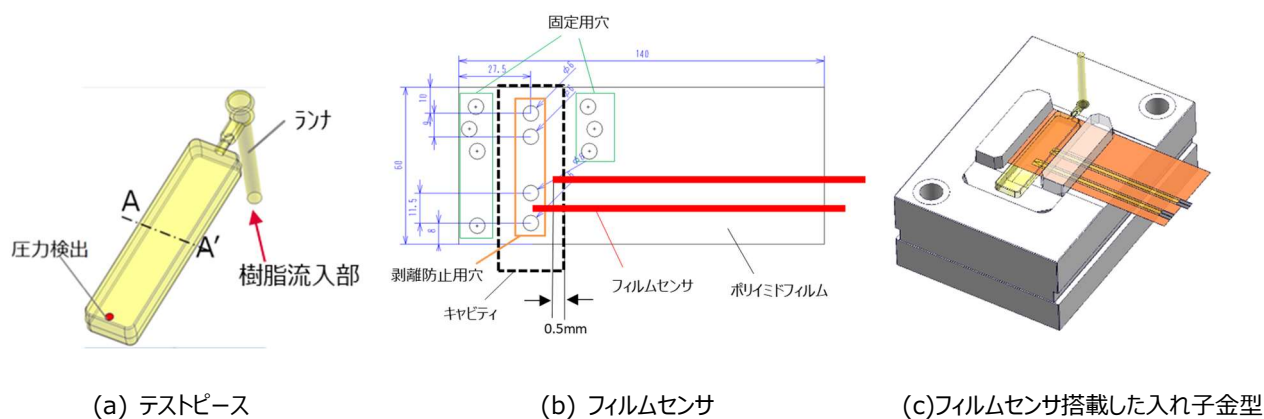


Fig. 2-16 テストピース及びテスト金型

Table 2-1 成形条件

項目	値
材料	PP (Polypropylene)
型温度($^{\circ}\text{C}$)	60
樹脂温度($^{\circ}\text{C}$)	210
射出圧力(MPa)	50
保圧時間(s)	7

2.2.2 樹脂温度計測

(1) フィルムセンサ評価結果

フィルムセンサの外観例を Fig. 2-17 に示す。黄色の枠内が金型キャビティである。このセンサでは金型壁から 0.5mm の位置と金型温度計測用に 2 本の温度センサを実装している。フィルムセンサ性能を Table 2-2, Fig. 2-18 に示す。各温度で指示精度は 0.2~1.8℃, 繰返し精度は 0.7~1.0℃, 応答時間は 12ms と, 射出温度成形における樹脂温度計測に十分使える性能であることを確認した。

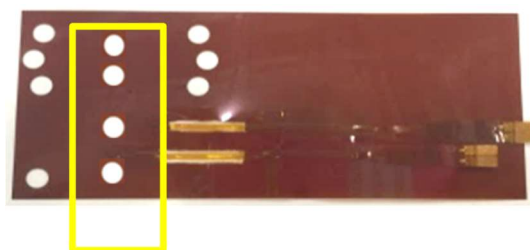


Fig. 2-17 フィルムセンサ外観

Table 2-2 フィルムセンサの精度

検定温度(℃)	指示精度(℃)	繰返し精度 4σ(℃)
30	-0.2	0.7
100	0.4	0.8
150	1.2	0.8
210	1.8	1.0

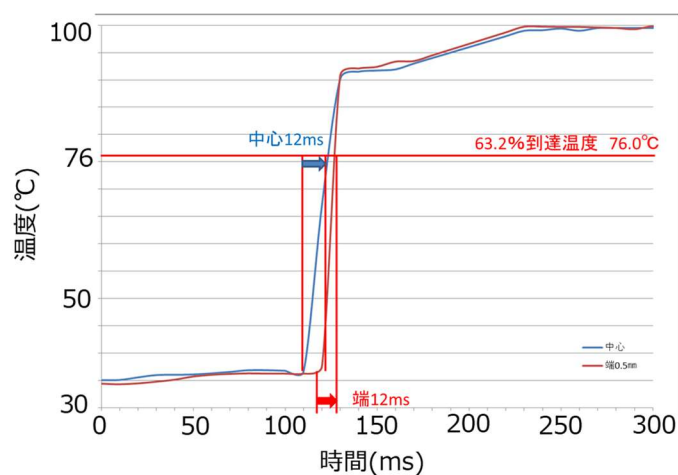


Fig. 2-18 フィルムセンサの応答性能

(2) 樹脂温度計測結果

射出成形後、フィルムセンサごと成形品を取出し、センシング部位置をX線にて観察した結果を Fig. 2-19 に示す。黄色で囲った位置がセンシング部である。金型内壁から 0.51mm とほぼ狙い通りの位置に設置できたことを確認した。樹脂温度と樹脂圧力の計測結果を Fig. 2-20 に示す。射出から保圧工程中、樹脂圧力は上昇し、冷却工程では凝固収縮により徐々に樹脂圧力が低下した。一方、壁面から 0.51mm の樹脂温度は射出から 0.5s 後に 190℃に上昇し、その後、徐々に低下した。射出温度が 210℃であるのに対し、検出した最高温度が 190℃であった理由は、射出温度検出位置がノズル先端であり、フィルムセンサのセンシング部に到達するまでに流動経路であるランナやキャビティ壁面で冷却されたためと考えられる。

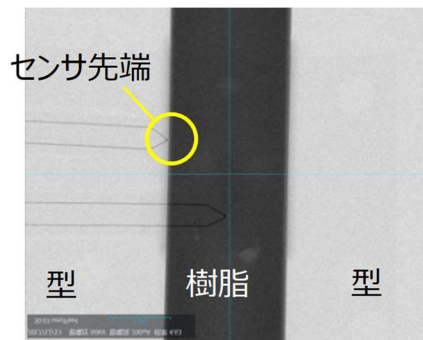


Fig. 2-19 テストピース中のセンシング位置

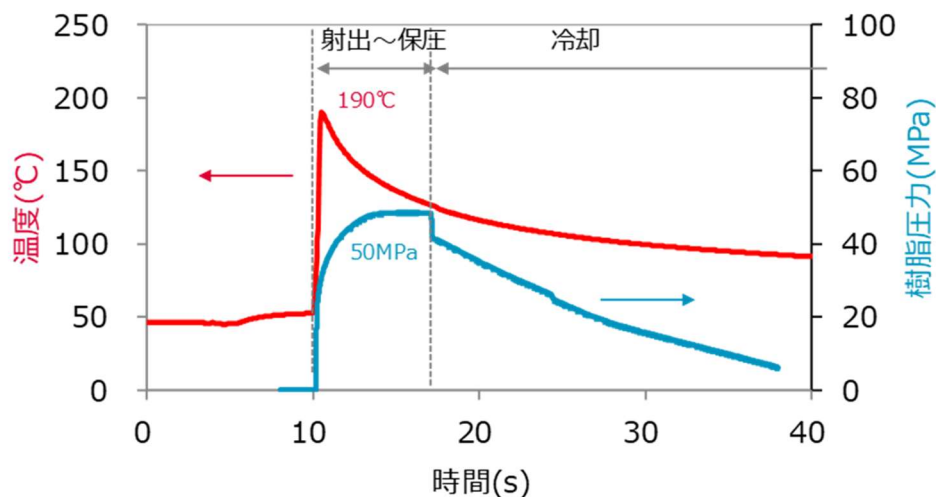


Fig. 2-20 金型壁面の樹脂温度と樹脂圧力

2.2.3 射出成形加工 CAE^{[56][57]}

本章で用いた射出成形 CAE ソフトである東レエンジニアリング製 3D-TIMON では、一般的な樹脂製品形状の特徴から、間隔の狭い平行平板間を流れる速度の押し粘性流れと考え、Navier-Stokes の式から慣性力と体積力を省略し、高さ方向の速度勾配による粘性力のみを考慮し (式(1-5)), 有限体積法を用いて伝熱・凝固を伴う熱流体解析を行っている。本章で用いた TP は Fig. 2-17 に示すような 20×80×厚さ 10mm の平行平板で間隔が狭く、樹脂流入速度も 4.4mm/s (ゲートから圧力センサ検出位置までの距離 : 70mm 到達までの時間が 14 s であることから算出) と遅いため、上記の仮定は問題ないと考えられる。式の簡略化については 1.2.3 (2) にて述べたので、ここでは最終的に使用した式を記載する。

充填過程

$$Q_x = -\frac{H^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial x} \quad (2-1)$$

ここで Q_x は x 方向流量, H はキャビティの厚さ, μ は粘度, p は圧力, ρ は密度である。

保圧過程

$$G \frac{\partial p}{\partial t} + F = \frac{\partial}{\partial x} \left(S \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(S \frac{\partial p}{\partial y} \right) \quad (2-2)$$

$$G = \int_0^{\frac{H}{2}} \left(\frac{\partial p}{\partial \rho} \right)_T dz \quad (2-3)$$

$$F = \int_0^{\frac{H}{2}} \left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)_p \frac{\partial T}{\partial t} dz \quad (2-4)$$

$$S = \int_{-\frac{H}{2}}^{\frac{H}{2}} z^2 / \eta dz \quad (2-5)$$

ここで G は圧縮に伴う密度変化, F は温度変化に伴う密度変化, S は流動コンダクタンスである。

さらに薄板であることより、熱伝導による熱流量は金型表面への肉厚方向熱伝導が支配的と考え、面内のは流動に伴う対流熱伝達のみを考慮し、またせん断発熱を考量する。

$$\rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \frac{\partial}{\partial z} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \mu \dot{\Gamma}^2 + \dot{L} \quad (2-6)$$

$$\Gamma = \left\{ \left(\frac{\partial u}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (2-7)$$

ここで ρ :密度, C_p :比熱, t :時間, u, v :速度, μ :粘度, Γ :せん断速度, L :潜熱である。

金型壁面近傍の温度計算手法は、岡田ら^[16]の壁面付近の熱収支モデルを参考にした (Fig. 2-21)。ここで Q_a は上流からの流入熱量, Q_c は樹脂間の熱伝導による熱移動, Q_h は樹脂/金型間の熱伝達による熱移動, Q_f はせん断流による内部発熱である。壁面近傍では樹脂の流速は 0 になるので, Q_a は 0, また極近い位置での温度差はないため Q_c も 0 となる。よって壁面温度を計算するためには, Q_h と Q_f を考慮した方程式を使用すればよい。

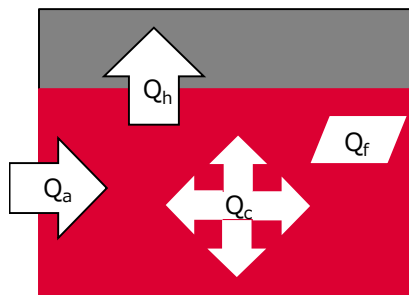


Fig. 2-21 金型壁面付近の熱収支

Q_f は式 (2-1) で述べた様に

$$Q_f = \mu \dot{\gamma}^2 \quad (2-8)$$

であり, また樹脂から金型へ熱量が移動すると考えると Q_h は式 (2-9) で表される。

$$Q_h = h(T_r - T_m) \quad (2-9)$$

ここで h は熱伝達率, T_r , T_m は金型近傍の樹脂温度と金型温度である。以上の式により T_r を計算する。熱伝達率については岡田ら^[16]の検討で用いられていた 1200W/mK を用いることとした。

解析モデルを Fig. 2-22 に示す。実験同様, フィルムセンサをモデル化しているが, 熱伝導はするが変形はしないとした。ランナはビーム要素, キャビティは 0.5mm のボクセル要素で分割した。材料物性は Table 2-3 に示す。熱伝達率は, 固体は定常熱流計測法にて計測し, 液体の熱伝達率は固体の 80% とした。粘度はキャピラリレオメータで計測したせん断速度とせん断応力から算出した (Fig. 2-23)。固化温度は DSC の結果 (Fig. 2-24) より, ヒートフロー (熱流) が最小となった 120℃ とした。

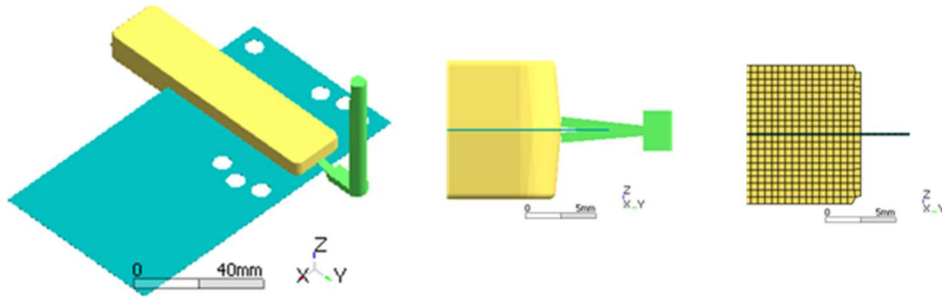


Fig. 2-22 CAEモデル

Table 2-3 PPの基本材料物性

項目	液体	固体
熱伝導率(W/m ² K)	0.220	0.270
密度(kg/m ³)	920	1080
比熱(J/kg)	2500	1600
固化温度(°C)	110	-

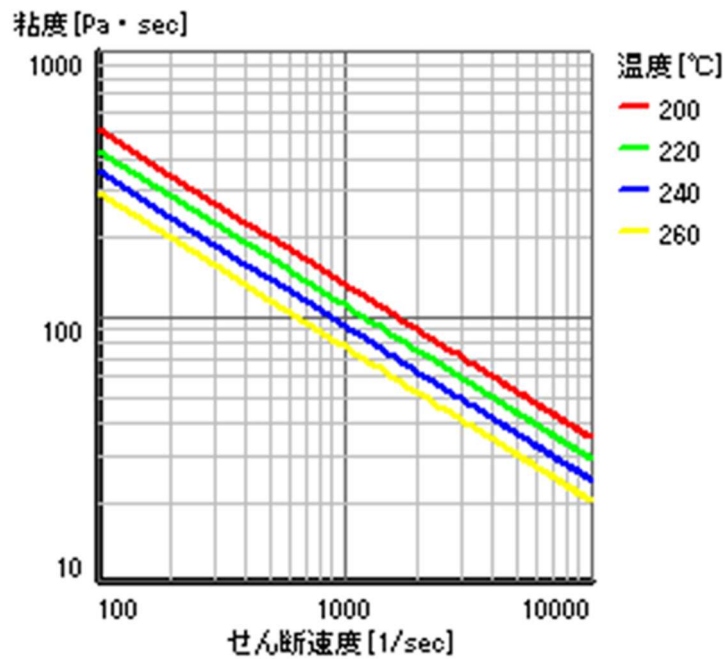


Fig. 2-23 PPの材料物性：粘度

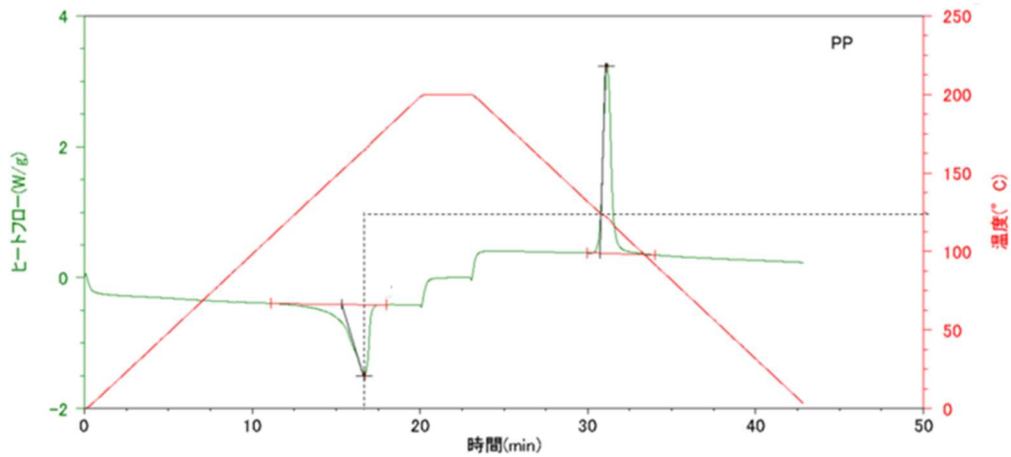


Fig. 2-24 PP の DSC 計測結果

密度は流動解析では一定とし、保圧冷却解析では Fig. 2-25 に示す PVT 曲線の比容積から算出した。成形条件は Table 2-1 に示した実験と同条件を用い、境界条件は金型温度 60°C 固定、樹脂と金型間の熱伝達率は、岡田らの報告^[58]にある 1200W/mK を用いた (Table 2-4, Table 2-5)。

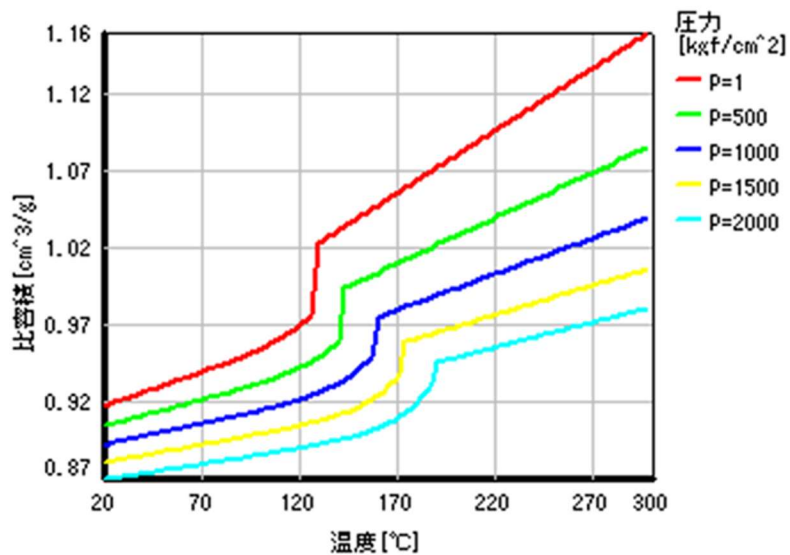


Fig. 2-25 PP の材料物性 : PVT カーブ

Table 2-4 成形条件

項目	値
材料	PP (Polypropylene)
樹脂温度(°C)	210
射出圧力(MPa)	50
保圧時間(s)	7

Table 2-5 境界条件

項目	値
金型温度(°C)	60
熱伝達率(W/mK)	1200

2.2.4 温度計算結果と妥当性判断

Fig. 2-26 にキャビティ内の樹脂充填時間の解析結果を示す。ここではフィルムセンサを省いき樹脂のみを表示している。ゲートから滑らかに充填が進んでいること、及び実験においてフィルムセンサのセンシング部 (Fig. 2-26 の赤矢印) に溶融樹脂が到達した時間は Fig. 2-20 によると 0.5 s であったのに対し、解析結果では 0.6 s とほぼ同等になったことより、充填解析は正しく計算されていると判断した。

次に壁面直近の要素の温度解析結果と、実験結果 (Fig. 2-21) をまとめて Fig.2-27 に示す。CAE 結果と実験結果はほぼ重なっており、30s までの相対誤差は 3.3% 以下であった。以上の結果より、射出成形加工 CAE による温度解析結果は妥当と判断した。なお射出成形 CAE に要した時間は 1 モデルあたり 1 時間であった。

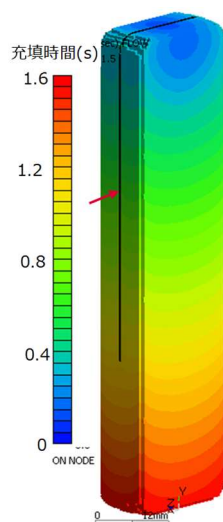


Fig. 2-26 充填時間解析結果

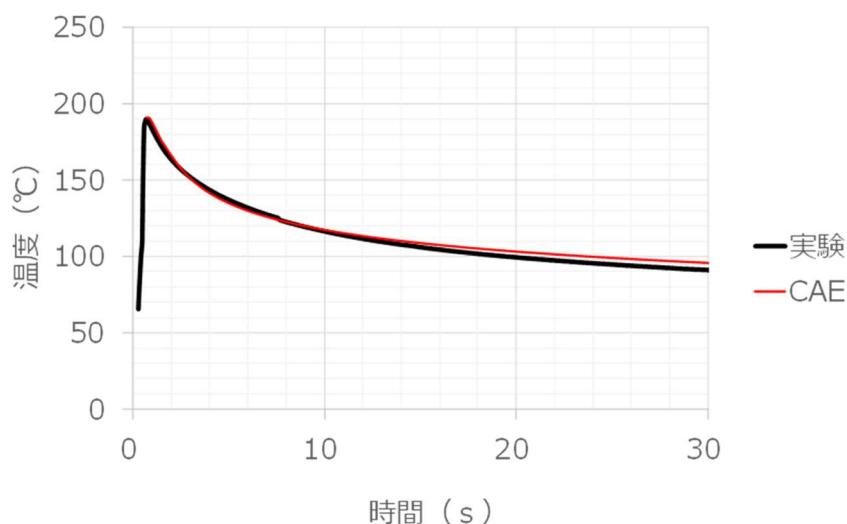


Fig. 2-27 金型壁面付近の樹脂温度比較結果

2.3 固化層のしきい値

2.1.3 項で述べた様に、これまでの射出加工 CAE の報告^[45-55]では「固化層を融点以下の領域」としているが、その妥当性は確認されていない。一方、堀川ら^[44]は保圧中など熔融樹脂の圧力が高い中で固化した部位は緻密だが、冷却中など樹脂圧が低下した中で固化した部位にはボイドが発生すると述べている。そこで小型射出成形機で高圧型締めを解くと樹脂圧力が急激に低下することを生かし、ボイド分布によりその時点で固化していた部位を明らかにすることを検討した。

2.3.1 実験方法と結果

TPとしてφ15mmの円筒を用いた。材料はPPS（ポリフェニレンサルファイド）を用い、保圧直後に1mm金型を開いた。

Table 2-6 成形条件とPPS構造式

項目	値
樹脂温度(°C)	330
射出圧力(MPa)	35
保圧時間(s)	4
型開きタイミング	保圧後0s
型開き量(mm)	1
金型温度(°C)	130

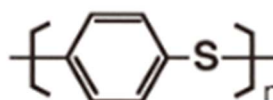


Fig. 2-28 に樹脂の圧力変化を示す。保圧直後に金型を1mm開いたことで樹脂圧力は0MPaとなった。冷却後のTPの断面観察結果をFig. 2-29に示す。内部には多数の白いボイドが観察されたが、外周部は緻密であることが確認できた。この緻密な層が型開き前の固化層であると考え、代表的な厚さ0.8mmを高圧型締め力を解く直前の固化層厚さとした。

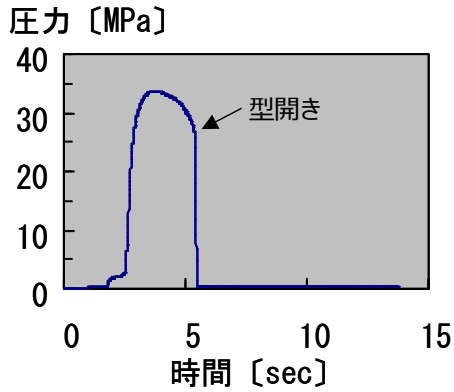


Fig. 2-28 樹脂圧力計測結果

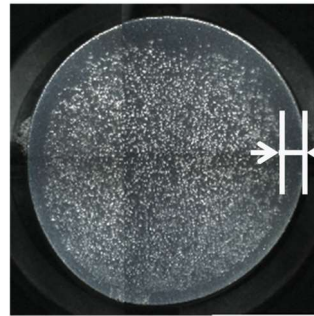


Fig. 2-29 断面観察結果

2.3.2 射出成形加工 CAE 方法と結果

2.2.3 項と同様の射出成形加工 CAE にて温度を計算した。PPS の材料物性を Table 2-7, 材料物性を Fig. 2-30, Fig. 2-31 に示す。成形条件は実験条件 (Table 2-6) と同じである。

Table 2-7 PPS の材料物性値

項目	液体	固体
熱伝導率(W/m ² K)	0.26	0.20
密度(kg/m ³)	1540	1660
比熱 (J/kg)	1510	830
固化温度(°C)	200	-

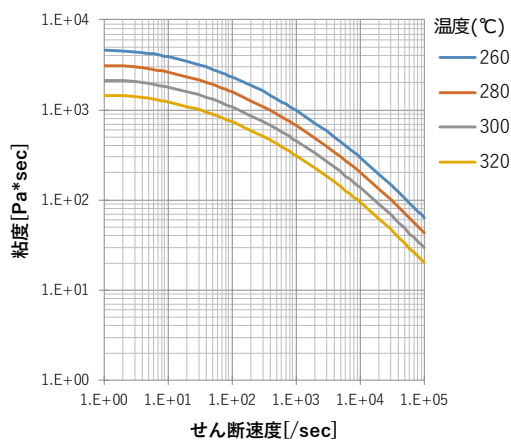


Fig. 2-30 PPS の材料物性：粘度

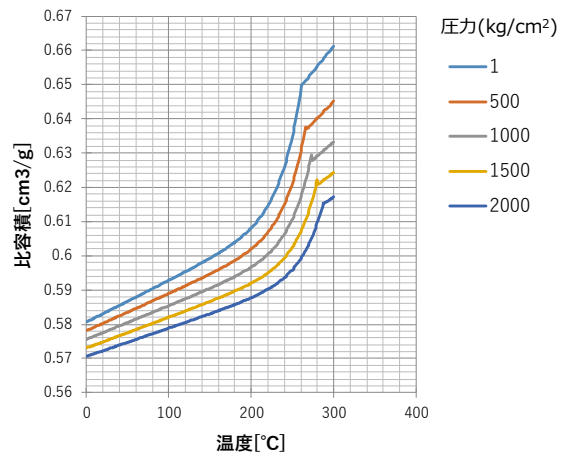


Fig. 2-31 PPS の材料物性：PVT カーブ

加工 CAE による温度分布の計算結果を Fig. 2-32 に示す。実験にて緻密であることが確認された外周から 0.8 mm 以内の温度は 200℃ 以下であり, PPS の固化温度 200℃ と一致した。

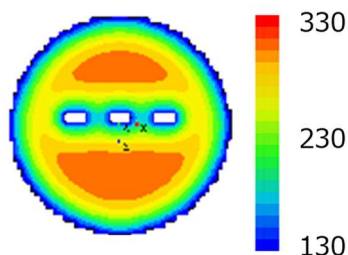


Fig. 2-32 保圧直後の温度計算結果

2.3.3 固化層の定義

2.3.1 と 2.3.2 の結果より, 加工 CAE において固化層を「固化温度以下の領域」とすることは妥当と考えられる。ここで改めて固化層を定義する。固化層とは, キャビティ内の樹脂が金型表面で冷却され固化した層のことであり, 本章では固化温度以下の樹脂を固化層とする (Fig. 2-33)。

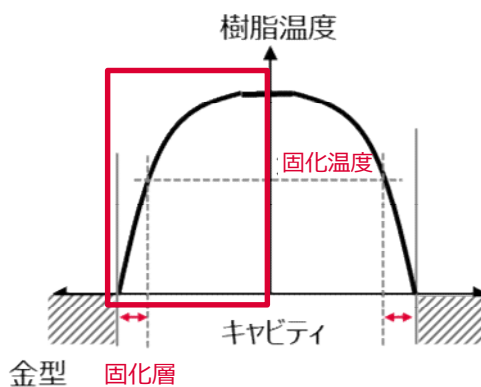


Fig. 2-33 固化層の定義

2.4 バリ発生マップの作成

本項では横井らのバリ発生メカニズム^[28]に基づき, キャビティ内の樹脂圧, 及び固化層厚さとバリ発生の関係を示すバリ発生マップの作成について述べる。

2.4.1 実験方法

本項ではフィルムセンサは使用しないため、Fig. 2-17 で用いた金型から、掘り込みのない中子に交換した。材料はポリプロピレン (PP, 日本ポリプラ製) を用いた。成形条件を Table 2-8 に示す。本項では保圧完了後、高圧型締め力を解くタイミングを検討するため、保圧完了後 $t_H = 0 \sim 6$ s 後に高圧型締りを解放した。ここで t_H は保圧完了から高圧型締りを解くまでの時間である。樹脂圧により微小に型が開くが、石畝ら^[18]の報告に基づき型開き量が 0.15mm となるように金型のクランプ機構を調整した。ギャップ量は接触式変位計を上型と下型に設置し確認した。成形中の樹脂の圧力は、Fig. 2-16 (a) に示す位置を計測した。バリの高さは、白色干渉を利用した三次元プロファイラ (Zygo 製) で Fig. 2-16 (a) の A-A' のパーティングライン上を計測し、完全に固化するまで高圧型締りを解放しない条件での形状 (バリ無) との差分をバリ高さとした。

Table 2-8 成形条件

項目	値
材料	PP (Polypropylene)
型温度(°C)	60
樹脂温度(°C)	210
射出圧力(MPa)	30, 50
保圧時間(s)	7
型開き量(mm)	0.15
保圧完了から 型開きまでの時間(s)	0~6

2.4.2 バリ高さと樹脂圧力 (実験結果)

射出圧力 50MPa のバリ高さを Fig. 2-34, 30MPa の場合を Fig. 2-35 に示す。黒線が各サンプルの形状、赤線が基準の形状である。射出圧力 50MPa の場合、 $t_H = 0$ s で高圧型締りを解放した場合、高さ 210 μ m のバリが発生したが、解放までの時間が長くなるほどバリは小さくなり、 $t_H = 6$ s ではバリは発生しなかった。射出圧力 30MPa の場合、 $t_H = 0$ s 後に型開きしても高さ 30 μ m となり、樹脂圧力が低い方がバリは発生し難いことを確認した。

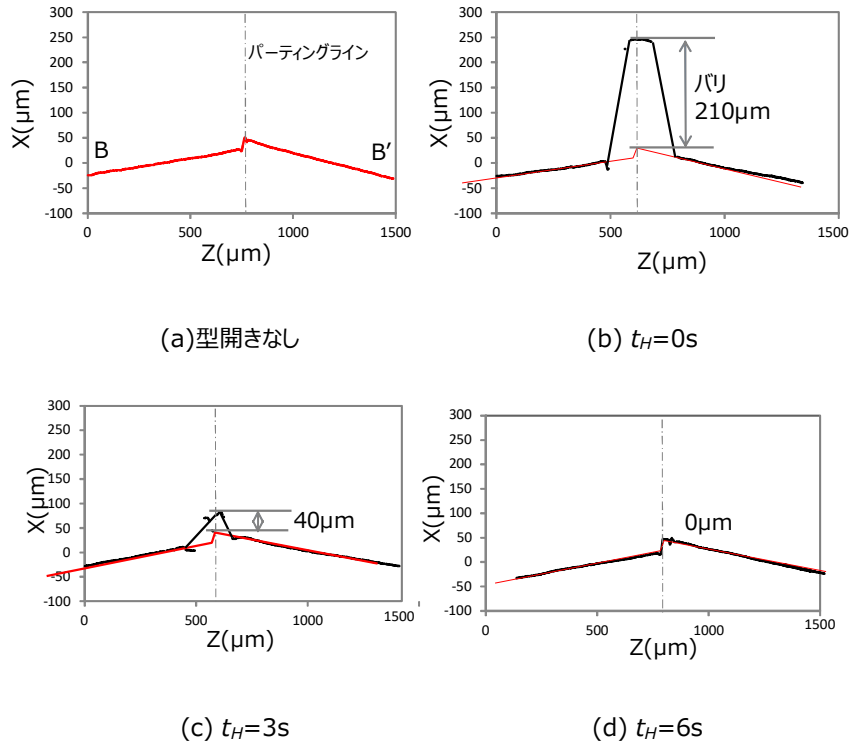


Fig. 2-34 型開きタイミングに対するバリ高さ (射出圧力 50MPa)

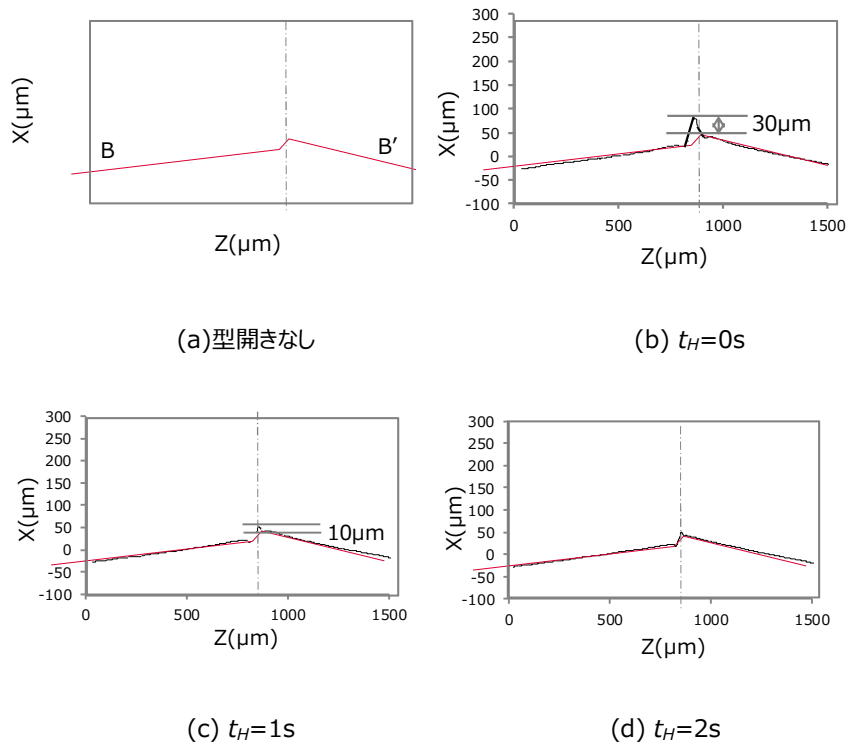
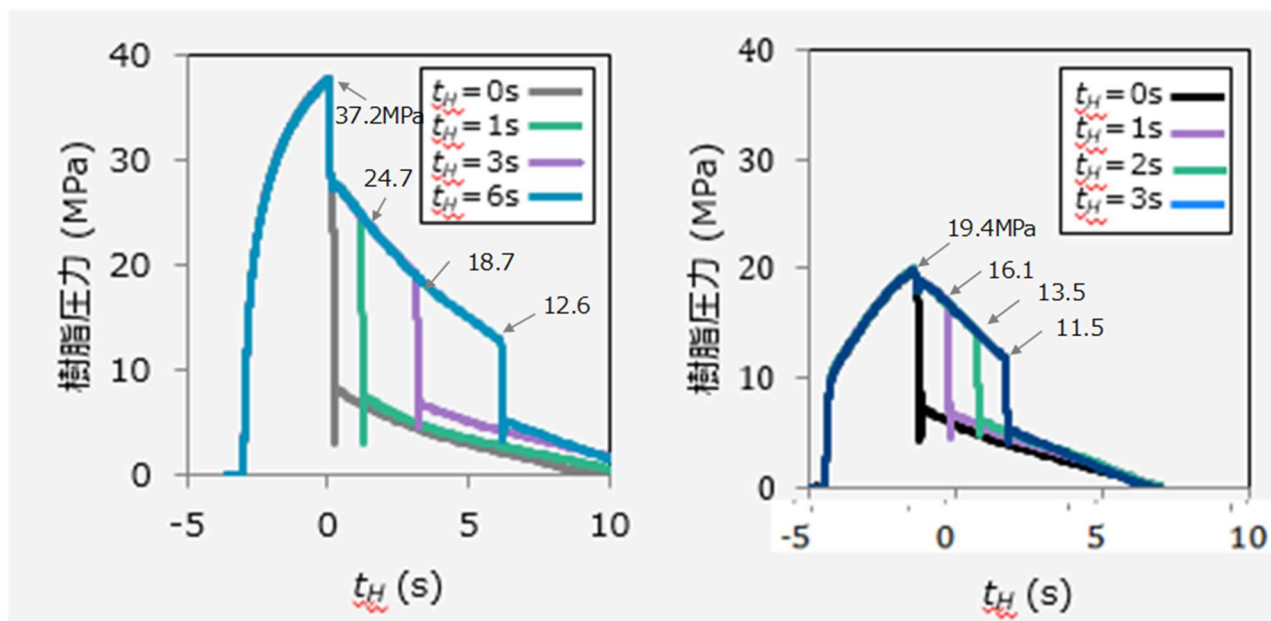


Fig. 2-35 型開きタイミングに対するバリ高さ (射出圧力 30MPa)

Fig. 2-36 に射出成形中の樹脂圧力測定結果を示す。樹脂圧力は射出から保圧完了まで上昇するが、保圧完了後、急激に低下した。また、樹脂圧力は型開きすると更に急激に低下し、例えば射出圧力 50MPa で保圧 0s 後に型開きした場合、型開き前が 37.2MPa であった樹脂圧力が、型開き後 8MPa に低下した。バリ高さと型開き直前の樹脂圧力をまとめた結果を Table 2-9 に示す。



(a)樹脂圧力 50MPa (b)樹脂圧力 30MPa

Fig. 2-36 型開きタイミング t_H に対する樹脂圧力変化

Table 2-9 射出圧力と型開きタイミングに対するバリ高さと高圧型締め解放時の樹脂圧力

保圧完了から 型開きまでの時間(s)	50MPa		30MPa	
	バリ高さ(μm)	樹脂圧力(MPa)	バリ高さ(μm)	樹脂圧力(MPa)
0	210	37.2	30	19.4
1	—	—	10	16.1
2	—	—	0	13.5
3	40	18.7	0	11.5
6	0	12.6	—	—

2.4.3 固化層厚さ (射出成形加工 CAE)

固化層厚さ算出に使用したモデルを Fig. 2-37 に示す。TP 形状以外は 2.2.3 と同じ条件で解析した。保圧完了から高压型締め力を解くまでの時間 t_H に対する壁面から TP 中央までの温度分布を Fig. 2-38 (a), 壁面から 0.8mm までの温度分布を Fig. 2-38 (b)に示す。壁面直近の温度は 76~82℃であることから完全に固化しており, TP 中央は 200℃であることから液体という Fig. 2-3 で示した状態であり, また t_H が長くなる程, 固化領域が成長することも再現された。2.3.3 の結果に従い, 融点である 120℃以下の領域の厚さを固化層厚さとして算出した結果を Table 2-10 にまとめた。固化層厚さは 480~720 μm と計算された。

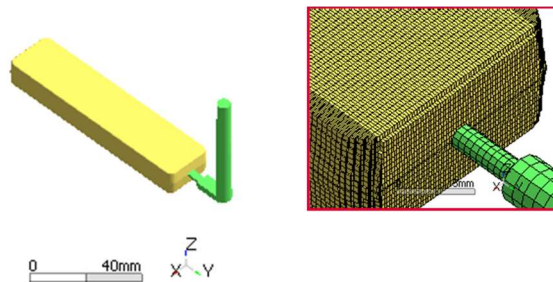
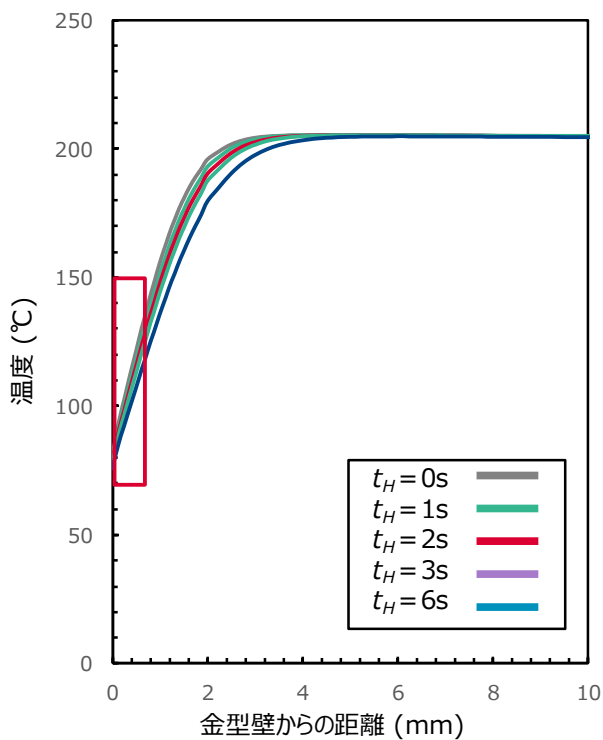
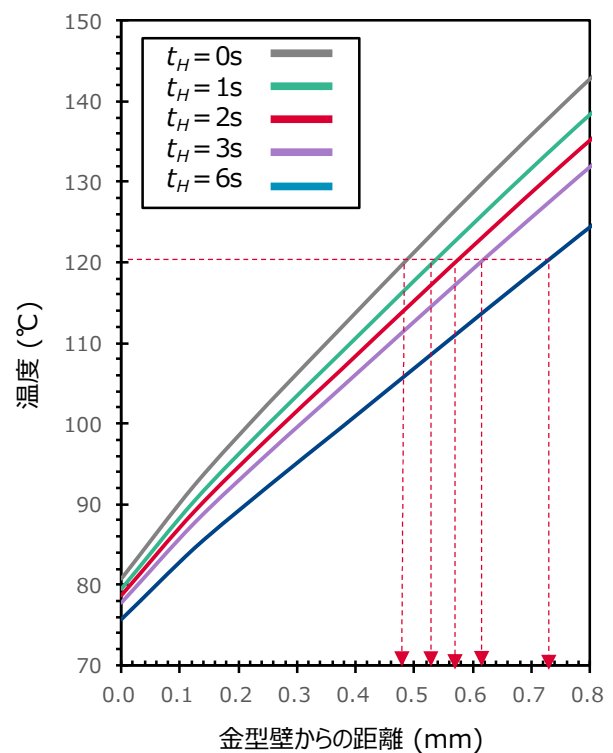


Fig. 2-37 CAE モデル



(a)壁面から 10mm



(b)壁面から 0.8mm

Fig. 2-38 型開きタイミングによる金型壁面付近の樹脂温度分布

Table 2-10 型開きタイミングに対する固化層厚さ

保圧完了から型開き までの時間 t_H (s)	固化層厚さ (μm)
0	480
1	525
2	565
3	620
6	720

2.4.4 バリ発生マップの作成

高圧型締め解放時の樹脂圧力とバリ発生有無 (Table 2-9), 固化層の厚さ (Table 2-10) をプロットした結果を Fig. 2-39 に示す。図中の●はバリが発生せず, ×はバリが発生したことを示している。横井らの結果^[28]と同様, 樹脂圧力が高く, 固化層が薄いほどバリは発生しやすい, という結果が得られた。また今回の実験結果からバリ発生のおしい値を点線で示した。今後, 実験点数を増やすことにより, おしい値の信頼性は向上する。

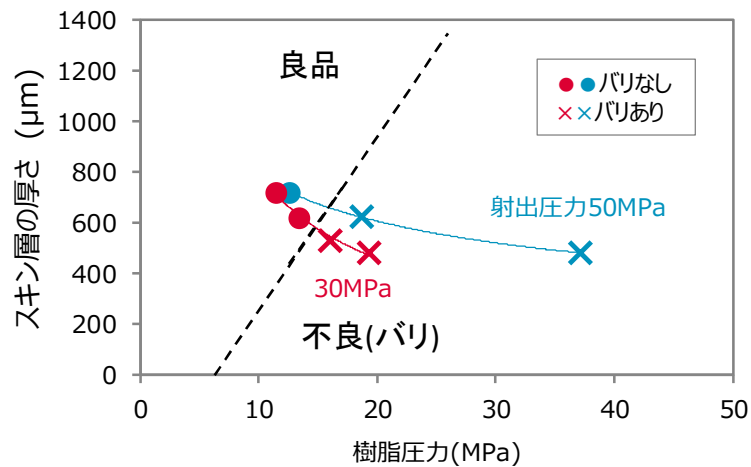


Fig. 2-39 高圧型締め解放直前の樹脂圧力と固化層厚さによるバリ発生マップ

t_H と樹脂圧力に対するバリ発生マップを Fig.2-40 に示す。このマップを予め準備し, 試験実験で樹脂の圧力を計測すれば, その時点でバリが発生しない t_H が明らかになる。例えば射出圧力が 50MPa の場合, t_H が 4 s 以上であればバリは発生せず, 射出圧力が 30MPa の場合は t_H が 2s 以上であればバリは発生しないことがマップから明らかとなった。

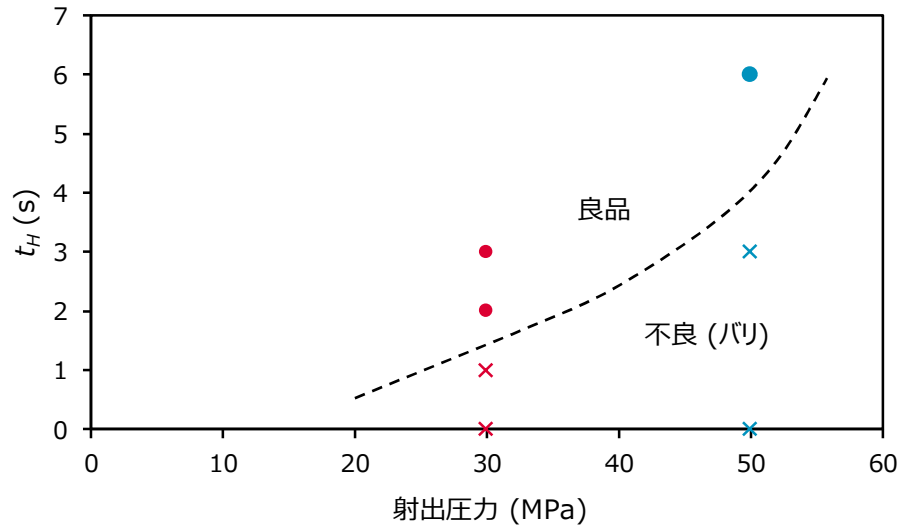


Fig. 2-40 高圧型締め解放直前の樹脂圧力と t_H によるバリ発生マップ

2.5 バリ発生メカニズム

金型が開いた時点のモデル図を Fig.2-41 に示す。金型が開いた部位の固化層は、大気側は解放されているが、キャビティ側は流動層に全面加圧されている。また金型と接する部位は金型で拘束されている。バリが発生する直前の固化層の状態を、構造計算における両端がピン止めされた単純梁の片側に等分布荷重が作用している状態と等価と考えると、固化層のたわみ δ は式(2-10)で表される。

$$\delta = \frac{5wL^4}{384E_s I} \quad (2-10)$$

$$I = \frac{bh^2}{12} \quad (2-11)$$

ここで w は荷重, L は梁の長さ, E_s は固化層のヤング率, I は断面が長方形の断面 2 次モーメント, b , h は長方形の辺の長さである。

固化層は Fig. 2-38 に示すように 80~120°C の温度分布を有するため、温度に強く依存するヤング率も固化層で分布を有する。このような分布を有する融点付近の樹脂のヤング率を計測することは難しい。本章では複合材料のヤング率に関する複合則を用い、ヤング率を材料の体積含有率を元に算出した^[59]。これは荒い仮定ではあるが、バリ発生 の挙動を考察するため、複合則を元に、高圧型締め力を解いた直後の固化層のヤング率を考えた。Fig.2-38 の温度

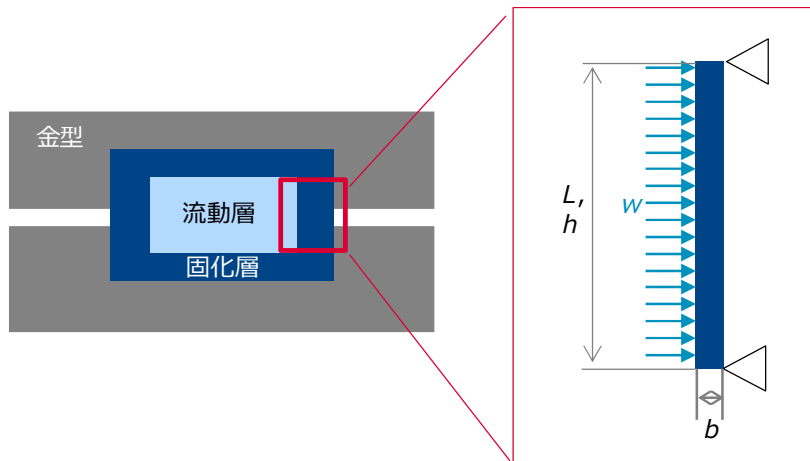


Fig. 2-21 型開き時点のモデル図と単純梁モデル

分布計算結果では、固化層厚さによらず同等の傾きを有しているため、各温度の体積含有率はほぼ同等と考えると、固化層のヤング率は厚さによらずほぼ同等と言える。

Table 2-9, Table 2-10 の結果を b : 固化層厚さ, h : ギャップ量 1mm, w : 樹脂荷重, L : ギャップ量 1mm として式(2-11)にて算出した δ/E_s を Fig. 2-42 に示す。 E_s は固化層のヤング率である。バリが発生した条件を赤で示す。その結果、 δ/E_s が 4 N 以上でバリが発生している。このことより、高圧型締め力を解くことによりバリが発生するメカニズムとしては、上下型のギャップ部の固化層が熔融樹脂の圧力によりたわみ、 δ/E_s が 4N 以上になったときに破断すると考えられる。今後、 E_s を求められれば破断するたわみ量を算出することが可能となる。

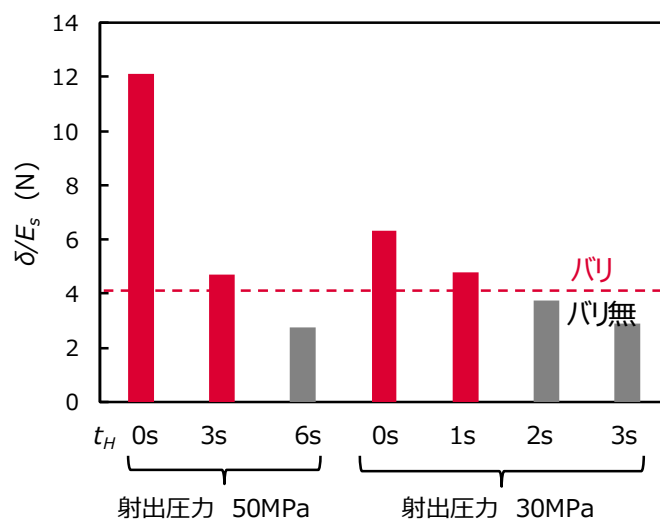


Fig. 2-42 各条件の δ/E_s

2.6 射出成形加工 CAE の効果

射出加工 CAE にてバリが発生しない高圧型締めを解くタイミングを金型製作前に求め、金型修正を行わなかった場合の時間と、実験のみのコストを 110%とした時のコスト比を Fig. 2-43 に示す。2 回の型修正とトライ/評価が不要となったため、16 日が削減され、金型修正分のコスト 10%が削減された。なお、この数値は 2.1.5 項で述べた様に 1 事例であって、条件により異なる。

またバリ発生マップと共に提供された小型射出成形機を用いた同期一貫ライン構成は Fig. 2-44 のようになり、10 ラインが稼働中である。

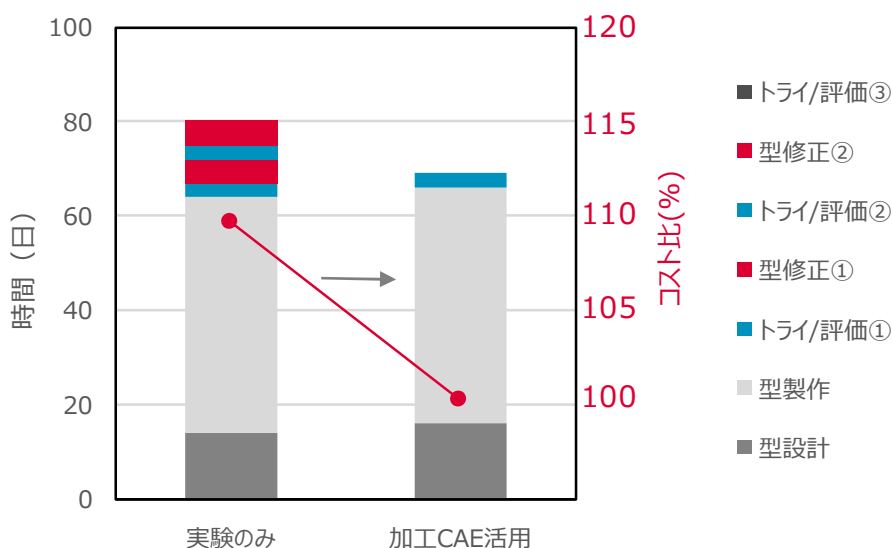


Fig. 2-43 加工 CAE 活用の効果

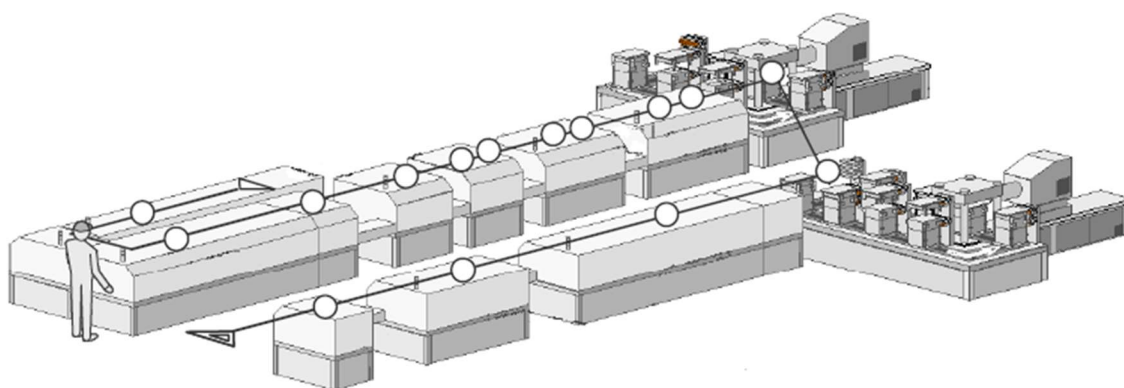


Fig. 2-44 小型射出成形機を用いた同期一貫ライン構成

2.7 結言

従来の射出成形はサイクルタイムが長いことから設備が大型化し、同期一貫生産への適用は困難とされていた。本章で対象とした小型射出成形機は、成形工程を分割することによりサイクルタイムを短縮し、高品質と小型化を両立できる装置である。この成形機成立の技術ポイントは、射出・保圧工程後、高圧型締めを解くタイミングの把握である。タイミングが不適切な場合、バリなどの品質低下や CT が長くなることによるコストアップとなる。最適タイミングを明らかにするには、高圧型締め力を解く直前の樹脂圧力と固化層厚さを明らかにする必要があるが、金型中の固化層厚さを実験的に把握することは困難である。試行錯誤により最適条件を見出そうとすると、生産準備期間が長期化し、バリが悪化し製品競争力が低下する。本章では、妥当性が確認された射出成形加工 CAE と実験により「バリ発生マップ」を作成し、課題である「高圧型締め力の解放タイミング」の短時間把握を可能とした。射出成形加工 CAE の妥当性は型内圧力センサによる充填時間、及び型内フィルムセンサによる樹脂温度の経時変化、成形品のポイド分布により確認した。バリ発生マップの適用により金型修正回数を 3 回から 1 回に削減し、金型コストを 10% 削減可能とし、トライ・評価時間を 16 日間短縮し製品競争力向上につなげた。(Fig.2-45)。

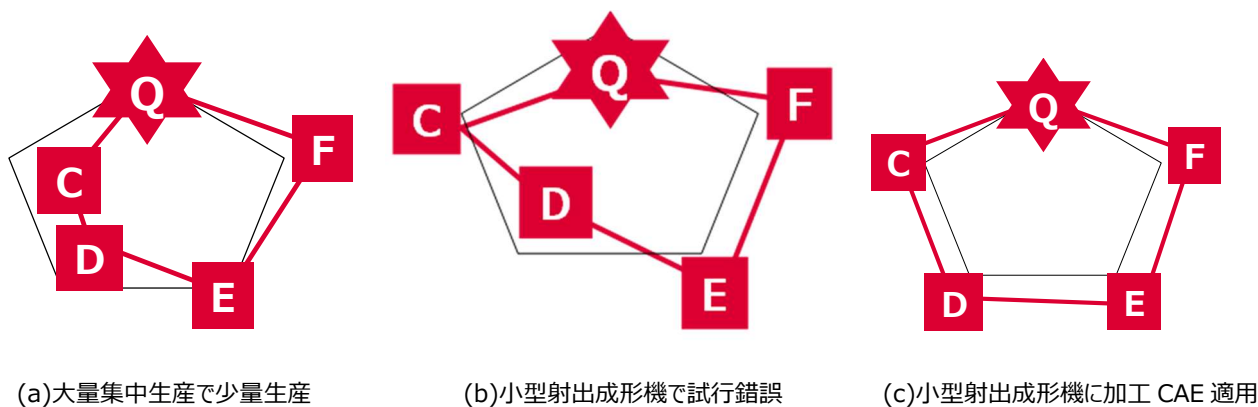


Fig. 2-45 加工 CAE による製品競争力向上

第2章の参考文献

- [1] Anthony L. Andrady, Mike A. Neal: Application and societal benefits of plastics, Philosophical Transactions of the Royal Society B, Vol.364 (2008) 1977-1984
- [2] J. R. Duflou, J. De Moor, I. Verpoest, W. Dewulf: Environmental impact analysis of composite use in car manufacturing. CIRP Annals 58 (2009) 9-12.
- [3] Jun Yanagimoto, Katsuyoshi Ikeuchi: Sheet forming process of Carbon fiber reinforced plastics for lightweight parts. CIRP Annals 61 (2012) 247-250.
- [4] 木村隆嗣, 貴志公博: 民間航空機の素材・加工技術トレンド, 塑性と加工, Vol.56 (2015) 206-211
- [5] 経済産業省 産業技術環境局 研究開発課: 革新的新構造材料等技術開発説明資料 (2014)
- [6] 川口清司, 鈴木昌彦, 松井一馬, 菊山功嗣: 自動車用低騒音ファンの研究, 日本機械学会論文集 B 編, Vol.58 (1992) 162-168
- [7] 今泉賢, 小川瑞樹, 北山二郎, 横井秀俊: 冷却速度制御による精密射出成形法の開発 第2報 各種樹脂で成形した円筒形状部品の収縮特性, 成形加工, Vol.25 (2013) 37-45
- [8] 本当によくわかる射出成形金型設計入門, 青葉堯, 日刊工業新聞社(2010) 12
- [9] James Hollbery, Dan Houston: Natural-fiber-reinforced polymer composites in automotive applications, J. of the Minerals, Vol.58 (2006) 80-86
- [10] 児玉勝洋, 藤原健輔, 山下勝久, 野々村千里, 横山淳士: 射出成形品の表面性状に関する研究 第2報 - 多数個取り金型内の樹脂温度及び圧力の影響, 成形加工, Vol.21 (2009) 640-647
- [11] Li Q. Tang, Constantin Chassapis, Souran Manoochehri: Optimal cooling system design for multi-cavity injection molding, Finite Elements in Analysis and Design, Vol.26 (1997) 229-251
- [12] David Kazmer, Philip Brkan: Multi-cavity pressure control in the filling and packing stages of the injection molding process, Polymer Engineering and Science, Vol.37 (1997) 1865-1879
- [13] J. Kim, S. Ahn, S. V. Atre, S. J. Park, T. G. Kang, R. M. German: Imbalance filling of multi-cavity tooling during powder injection molding, Powder Technology, Vol.257 (2014) 124-131

- [14] R.Spina: Injection moulding of automotive composites: Comparison between hot runner systems for a case study, J. of Materials Processing Technology, vol.155-156 (2004) 1497-1504
- [15] 伊井宏聡, 中山良一: 樹脂部品用超小型ディスク式射出成形機の試作と評価, 日本機械学会関東支部総合講演会講演論文集, Vol.19 (2013) 29-30
- [16] 芦田極, 平野晋太郎, 森田昇: ポータブルマイクロ射出成形機の開発, 生産加工・工作機械部門講演会: 生産と加工に関する学術講演会, Vol.4 (2002) 191-192
- [17] 夏目慎二, 北山哲士: プラスチック射出成形における体積収縮率と型締め力の低減, 日本機械学会 第11回最適化シンポジウム (2014) 2114
- [18] 石畝学, 西村有城, 久野博, 森田裕之, 峯崎正仁: 自己クランプ型と工程分割によるインサート成形のハイサイクル化, 成形加工, Vol.23, No.10 (2011) 605-609
- [19] H. Y. Wong, K. T. Fung, F. Gao: Development of a transducer for in-line and through cycle monitoring of key process and quality variables in injection molding, Sensors and Actuators A, Vol. 141 (2008) 712-722
- [20] J. Zhu, J. C. Chen: Fuzzy neural network-based in-process mixed material-caused flash prediction (FNN-IPMFP) in injection molding operations, Int. J. Advanced Manufacturing Technology, Vol. 29 (2006) 308-316
- [21] 村田泰彦, 菱田智大, 小松拓哉, 新田和男, 齊藤一男, 菊森一洋: 射出成形におけるバリ発生と金型変形との相関関係 (第2報) 成形条件の影響, 成形加工, Vol.25 (2013) 283-289
- [22] J. Z. Zhang: Development of an in-process pokayoke system utilizing accelerometer and logistic regression modeling for monitoring injection molding flash, Int. J. Advanced Manufacturing Technology, Vol. 71 (2014) 1793-1800
- [23] 村田泰彦, 橋本浩幸, 原康博, 清水隆弘, 柴崎良介, 新田和男, 菊森一洋: 射出成形におけるバリ発生と金型変形との相関関係 (第1報) -金型変形計測へのひずみセンサの適用-, 成形加工, Vol.25 (2013) 234-240
- [24] 田代謙, 浜田和孝, 高津亮一, 関口泉: 樹脂成形システムにおける全体最適の取り組み, Quality Engineering, Vol.17 (2009) 451-457

- [25] 佐藤清悟, 海保直人: 射出成形シミュレーションによる品質評価の研究, *Quality Engineering*, Vol.15 (2007) 1140-1146
- [26] M.Ogawa, H.Aoyama, N.Sano: Basic study on automatic determination of injection conditions based on automatic recognition of forming states, *Trans. of the JSME*, Vol.12 (2018) 12
- [27] J.Zhu, J.C.Chen: Fuzzy neural network-based in-process mixed material-caused flash prediction (FNN-IPMFP) in injection molding operations, *International J. of Advanced Manufacturing Technology*, Vol.29 (2006) 308-316
- [28] 横井秀俊, 横溝穂高: 集積熱電対センサによるバリ生成過程の解析 I, *成形加工'97*, 53-55
- [29] T. Ageyeva, S. Horvath, J. G. Kovacs: In-mold sensors for injection molding: on the way to Industry 4.0, *Sensors*, 19 (2019) 3551-3572
- [30] Kistler ホームページ, <https://www.kistler.com/ja/>
- [31] 谷口雅巳, 青木美昭, 平尾康彦, 相原利雄: 二次元平行間流路における溶融樹脂の凝固・結晶化過程の予測に関する研究, *成形加工*, Vol.9 (1997) 393-399
- [32] 平井恒夫, 片山傳生, 平井三友, 経澤昌芳: 射出成形における固化層の生成とその影響, *材料*, Vol.38 (1989) 334-340
- [33] Tong-Hong Wang, Wen-Bin Young: Study on residual stress of thin-walled injection molding, *European Polymer J.*, Vol.41 (2005) 2511-2517
- [34] 岡田有司, 中野亮, 瀬戸雅宏, 山部昌: 3次元樹脂流入 CAE 解析プログラムの開発 第1報 数値解析モデルの妥当性の確認・検証, *成形加工*, Vol.24 (2012) 97-105
- [35] 宮本玲, 松井裕次, 宇田徹, 橋本寿正: 熱拡散率によるポリプロピレン射出成形品の高次構造の評価, *成形加工*, Vol.5 (1993) 261-266
- [36] 正田勲, 縄田輝彦: ポリプロピレン射出成型体の耐傷付き性改良, *成形加工*, Vol.13 (2001) 481-483
- [37] J. C. Viana: Development of the skin layer in injection moulding: phenomenological model, *Polymer*, No.45 (2004) 993-1005

- [38] 大塚正輝, 伊藤浩志: ポリカーボネート薄肉射出成形における金型表面粗さが流動挙動と内部モルフォロジーに及ぼす影響, 成形加工, Vol.24 (2012) 38-43
- [39] 清水憲一, 小池裕基, 山田大貴, 小原田和也, 田中啓介, 菖蒲敬久: 透過 X 線方による短繊維強化樹脂材料の内部応力の評価, 材料, Vol.65 (2016) 657-664
- [40] 中野亮, 塩田忠弘, 開本亮, 滝克彦, 高塩創, 千容星: X 線 CT による繊維配向観察とシミュレーション, 成形加工, Vol.20 (2008) 237-241
- [41] Injection molding of polypropylene: X-ray investigation of the skin-core morphology: W.Wenig, F.Herzog, Applied Polymer Science, Vol.50 (1993) 2163-2171
- [42] The skin-core morphology and structure-property relationships in injection-molded polypropylene: M.R.Kants, H.D.Newman Jr., F.H.Stigale, Applied Polymer, Vol.16 (1972) 1249-1260
- [43] 金田亮, 高橋俊広, 滝口正康, 土方元治, 伊藤浩志: 赤外線透過レンズ用 HDPE 射出成形品の光学特性 – 成形条件と金型表面粗さの影響 –, 成形加工, Vol.29 (2017) 91-93
- [44] 堀川教世, 野村幸弘, 北河亨, 春山義夫, 境田彰芳, 今道高志, 佐々木信也, 深谷倫也: 高弾性タイプ PBO 繊維の引張り及び疲労強度特性, 材料, Vol.57 (2008) 732-738
- [45] S. P. Johnston, G. A. Mendible, R. X. Gao, D. O. Kazmer: Estimation of bulk melt-temperature from in-mold thermal sensors for injection molding, Part A: Method, International Polymer processing (2015) 460-466
- [46] Y. Farouq, V. Nicolazo, A. Sarda, R. Deterre: Temperature measurements in the depth and at the surface of injected thermoplastic parts, Measurement, Vol.38 (2005) 1-14
- [47] P. Thienel, G. Menges: Mathematical and experimental determination of temperature, velocity and pressure fields in flat molds during the filling process in injection molding of thermoplastics, Polymer Engineering and Science, Vol.18 (1978) 314-320
- [48] 松岡孝明, 高橋秀郎: 射出成形冷却過程における金型内樹脂温度の測定と解析, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol. 57 (1991) 1871-1876

- [49] 横井秀俊, 村田泰彦, 塚越洋: 集積熱電対センサによる型内樹脂内部の温度分布計測, 成形加工, Vol.8 (1996) 107-114
- [50] 村田泰彦, 阿部聡, 横井秀俊: 集積熱電対センサによる型内樹脂内部の温度分布計測 第2報 各種成形材料における温度分布, 成形加工, Vol.14 (2002) 257-264
- [51] 阿部聡, 村田泰彦, 横井秀俊: 集積熱電対センサによる型内樹脂内部の温度分布計測 第3報 各種キャビティ条件の検討, 成形加工, Vol.15 (2003) 140-147
- [52] 射出成型機の金型内における溶融プラスチックの流動と固化 (溶融プラスチックの流動と固化層の成長状態の観察): 黒崎晏夫, 佐藤勲, 石井浩一郎, 日本機械学会論文集(C編), Vol.56 (1990) 504-511
- [53] M. Takahashi, I. Ihara: Ultrasonic monitoring of internal temperature distribution in a heated material, J. Applied Physics, Vol.47 (2008) 3894-3898
- [54] C. Cheng, S. Yang, D. Lee: Novel real-time temperature diagnosis of conventional hot-embossing process using an ultrasonic transducer, Sensors, Vol.14 (2014) 19493-19506
- [55] Wen, S.S.L., Jen, C.K., Nguyen, K.T.: Advances in on-line ultrasonic monitoring of the injection molding process using ultrasonic techniques, Int. Polymer process, Vol.14 (1999) 175-182
- [56] 東レエンジニアリング: 3D-TIMON 定期教育テキスト(理論編)
- [57] 岡田有司, 中野亮, 瀬戸雅宏, 山部昌: 3次元樹脂流入 CAE 解析プログラムの開発 第1報 数値解析モデルの妥当性の確認・検証, 成形加工, Vol.24 (2012) 97-105
- [58] 日本ポリプロ ホームページ, <https://www.pochem.co.jp/jpp/product/kaisetsu.html>
- [59] 複合材料入門 第1章 複合材料力学のための弾性学, 材料力学の基礎, 福田博, 日本複合材料学誌, Vol.22 (1996) 19-25

第3章 小型ダイカスト加工機を実現するための加工 CAE 活用

3.1 研究の背景

3.1.1 ダイカスト加工の課題

ダイカストとは溶融金属（溶湯）を精密な金型の中に高速高圧で充填し、高精度で鑄肌の優れた鑄物を短時間に大量に生産する鑄造方式である。鑄造する金属にはアルミニウム合金・亜鉛合金・マグネシウム合金・銅合金などがあるが、特に ADC12 などのアルミニウム合金は軽量で高強度であることから航空・宇宙・輸送機器・電気・通信など幅広い分野で用いられている^{[1]-[3]}。自動車用部品においても高耐圧が求められるポンプ用ケース、高強度と放熱性が求められる制御装置用ケースなどに使用されており、製品機能の高度化に伴いダイカスト品質への要求が一層高まっている。

ダイカスト工程の概要を Fig. 3-1 に示す。溶湯がスリーブと呼ばれる筒に供給され、射出プランジャにより高速高圧でキャビティ内に充填される。溶湯は金型により急激に冷却され、凝固収縮する。この間、凝固収縮による「ひけ巣」、及び高速溶湯が巻込んだ空気などの気体による「巻き込み巣」という鑄巣が発生するため、充填完了後もプランジャで高圧にて加圧し続け、溶湯を鑄巣に補充する（押し湯^{[4][5]}）。鑄巣は強度低下のみでなく、シール部に発生した場合は気密性低下、表面に発生した場合は外観悪化のため、多くの工法が開発されている。例えば半谷ら^[6]は鑄物を予熱下で圧縮すること鑄巣量を低減し、引張強度を向上させた。大西ら^[7]は清浄度の高い溶湯を減圧下で射出することで強度ばらつきを抑制した。井澤らは^[8]局部加圧法により鑄巣のサイズ・量を低減し、疲労強度を向上させた。

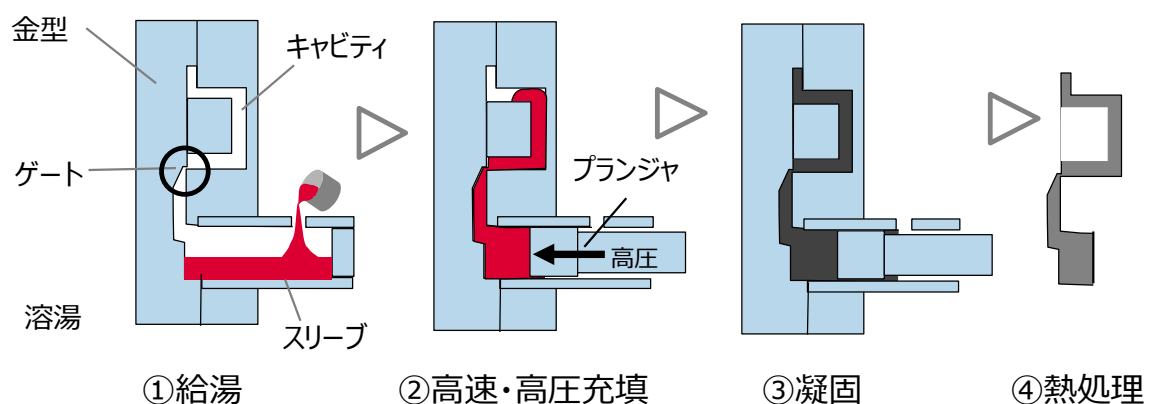


Fig. 3-1 ダイカスト工程概要

桑水流ら^[10]は X 線 CT を用い疲労試験中のき裂進展過程を明らかにした。Avalle ら^[11]は金型方案を検討し、巻込み巣を低減した。

ダイカスト加工品の強度評価にはビッカース硬度が用いられることが多いが、計測できる部位は表面の極一部である。アルキメデス法による密度評価は、製品全体の鑄巣体積を計測することは可能であるが、分布を求めることはできない。それに対し X 線 CT (Computed Tomography) は鑄物全体の 3 次元像を撮像し、内部鑄巣の分布計測が可能である^{[12]-[18]}。ただし、撮影時間が長いため、短時間現象である凝固挙動を明らかにすることはできず、出来栄評価に留まっている。Su ら^[19]はシンクロトン放射光を用い、キャビティ中の 200 μ m 厚さの Al-Cu 合金溶湯を冷却しながら局所加圧し、加圧中の材料挙動を観察した。X 線は金型中の材料挙動を明らかにできる手法であるが、シンクロトン放射光であっても透過できる金型厚さには限界があることや、観察領域が微小といった課題がある。

ダイカストの品質を保証するのは、基本的にプランジャから供給される高圧力であり、高圧力を発生させる機構、及び設備剛性確保のため、ダイカスト加工機は大型になる (Fig. 3-2)。また高圧耐性な金型も数百 kg と大型であり交換にはクレーンが必要なため、ダイカスト加工機は専用建屋に設置されている。大型のダイカスト加工機を専用建屋に設置したラインにて、高機能製品を少量現地生産した場合の製品競争力の 5 項目バランス (品質: Q・コスト: C・納期: D・環境: E・機能: F) を Fig. 3-3 の赤線で示す。ここでは外側ほど競争力が高いとする。黒い線は従来機能の製品を、同ラインにて大量集中生産した場合のレベルである。Q・E は大型ダイカスト加工機を使用するため従来レベルであり、F・D は高機能製品を現地生産することにより向上する。しかし生産数に対して高額な設備を使用による設備償却費増と、専用建屋間の物流のための人工、経費のため C が悪化し、製品競争力が低下する。



Fig. 3-2 大型ダイカスト加工機

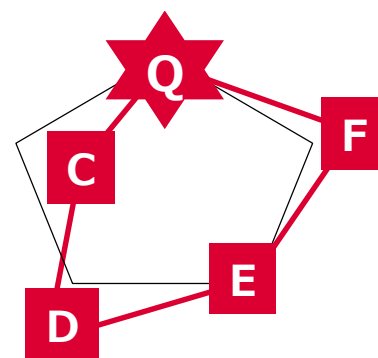


Fig. 3-3 製品競争力の5項目

3.1.2 小型ダイカスト加工機の概要と課題

少量分散生産において製品競争力を向上させるためには、第1章で述べた同期一貫ライン (Fig. 1-15) が有効であり、このライン成立のためには小型で低価格なダイカスト加工機が必須である。ダイカスト加工機の小型化にはこれまで多くの研究がなされてきた。例えば柏井ら^[20]は低圧低速で射出し、全工程を電動で制御することで高品質と設備小型化の両立を提案した。鈴木ら^[21], Maleki ら^[22]は局部加圧により、加圧ピン周辺の溶湯を低圧成形で発生した巣に補充する方法を提案した。その他キャビティ内を減圧し、巻込み巣の発生を抑える方法、固液が共存するスラリーを用いる方法などが開発された^[23]。本章では隣接する小型溶解炉・キャビティ内減圧・粉体離型剤・局部加圧を併用し、低圧力 (設備の小型化) と高品質を両立した波多野ら^[24]の小型ダイカスト加工機を対象とする (Fig. 3-4)。この小型ダイカスト設備の詳細は文献^[24]で述べられているため、ここでは概要のみ記す。

ダイカスト加工機に高圧力が必要な理由は3つある。まず、溶湯の粘度上昇である。従来のダイカスト加工機は溶解炉と離れて設置されており、溶湯を専用容器に移し加工機まで運搬するため、射出までに溶湯温度が低下し、粘度が上昇していた。波多野ら^[24]は溶解炉を小型化し、成形機と隣接することにより溶湯の温度低下を抑え、粘度上昇を防止した。2つ目は水溶性離型剤からの気体の発生である。従来のダイカストでは水溶性離型剤が使用されており、これがキャビティ内で気化し、巻込み巣の原因の1つとなっていた。波多野ら^[24]は離型剤を揮発し難い油脂製の粉体に変更することにより、気体の発生を抑えた。3つ目はキャビティ内に残存する空気である。キャビティ内に空気が

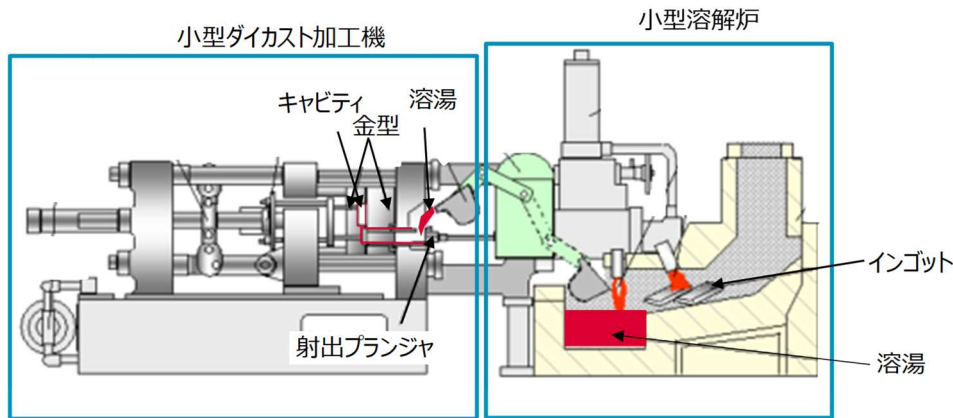


Fig. 3-4 小型ダイカスト設備の構造

存在すると、溶湯が充填するとその空気が圧縮され、数 MPa の背圧が発生し溶湯流動の抵抗となる。波多野ら^[24]は射出前にキャビティを減圧することで、背圧を低下させた。また前述のように押し湯により鑄巣は低減するが、ゲートシール後は溶湯補給がなくなるため、溶湯の凝固収縮が進行すると、ひけ巣が発生する。

局部加圧 (Fig. 3-5) は金型内に設置した加圧ピンを凝固中の鑄物に圧入し、圧入体積分の溶湯を鑄巣に補充し、鑄巣の発生を抑制する方法である^{[21][22]}。加圧ピン挿入の有無による溶湯圧力分布を Fig.3-6 に示す。局所加圧しない場合はゲートシール後、凝固収縮により溶湯圧力が低下するが、局所加圧を行うと溶湯圧力を高圧に保つことができる。その結果、鑄巣に溶湯が補給され、ひけ巣の成長を抑制することができる。加圧ピンの圧力は溶湯を通じて鑄物全体に伝播するが、凝固するとその流路前方には圧力が伝播せず、効果が消滅する。また凝固後に過剰な圧力を作用させれば、鑄物の割れや型開きにより寸法精度が悪化する。効果的に鑄巣を低減するためには、最適な位置に、最適なタイミングで、最適な圧力で加圧ピンを動作させる必要がある。

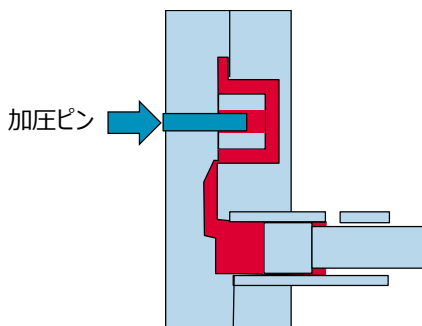


Fig. 3-5 局所加圧モデル図

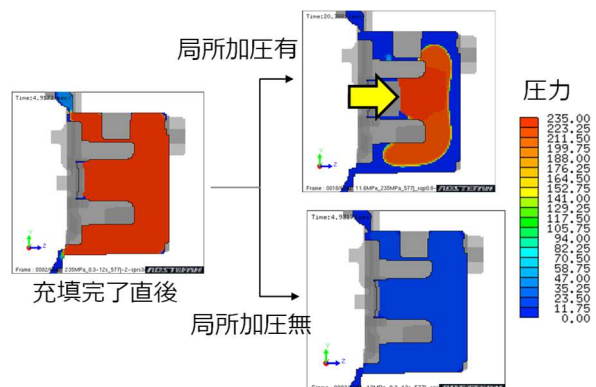


Fig. 3-6 局所加圧による溶湯圧力計算結果

局所加圧条件の最適化については、多くの報告がある。圧力・タイミング・金型温度・射出温度をパラメータとした実験^{[25]-[33]}が行われた。Vijian ら^[34]、Manjunath ら^[35]はパラメータ実験の時間と工数低減のため、タグチメソッドを用い実験水準数を抑えた最適解を求めた。Rao ら^[36]は TLBO と呼ばれるアルゴリズムを使って、スクイズ圧力・溶湯温度・金型温度・タイミングの最適解を求めた。また機械学習で最適解を求めるにはこれらを正確にセンシングし、入力値とする必要があるが、現状ではセンシング方法と膨大なデータの入力と処理には課題がある。またほとんどの報告は、鑄造完了品の評価により最適解を求めているのみで、局所加圧中の材料挙動は考慮していない。更に文献は高圧ダイカスト加工機を用いての検討であるため、本章で扱う低圧の小型加工機では、はるかに鑄巣の発生量は多く、また全体的にひけ巣が発生する。

以上のように、ダイカストの局所加圧の最適条件を得る手法は確立されておらず、更に本章で取り扱う小型ダイカストのようにプロセスウィンドウが狭い加工での最適条件導出は、試行錯誤に陥る可能性がある。小型ダイカスト設備の局所加圧条件の導出が、試行錯誤に陥った場合の製品競争力の 5 項目バランスを Fig. 3-7 に示す。製品機能と、小型設備によるエネルギー消費量が低減したことにより F, E が向上し、設備コストが低下することにより C が向上するが、品質 Q とデリバリ D が悪化し、製品競争力が低下する可能性がある。

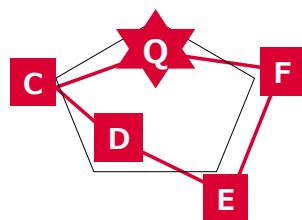


Fig. 3-7 試行錯誤に陥った場合の製品競争力 5 項目

3.1.3 ダイカスト加工 CAE の課題

シミュレーションは仮想空間で試験実験を行う手法であり、試作実験よりも検討時間や費用を削減することが可能である。鑄巣予測については、これまで FEM^[37]、FDM^[38]、SPH^{[39][40]}や、ダイカスト専用にチューニングした Adstefan・Procast・Magma soft^{[41]-[43]}などの商用ソフトを用いた報告や、温度勾配と冷却速度計算からひけ巣

の発生位置を予測する Niiyama パラメータ^[44]の提案などが報告されている。しかし、本章で対象とするひけ巣と巻込み巣が共存する状態での検討は少ない。また、局所加圧ピン動作の最適プロファイルについて述べた報告はない。

シミュレーション結果の妥当性はキャビティ壁面への温度センサの設置^[45]・金型の一部に可視化窓を設ける手法^[46]・材料変更^[47]での確認が報告されているが、鋳物外側の評価に留まっており、鋳物内部を検証した報告はない。これは溶湯が 600℃以上と高温であること、また重厚な金型内部の可視化・計測が困難なためである。そのため、ダイカスト加工シミュレーションの妥当性確認は冷却し、金型から取り出した鋳物の断面観察、または X 線透過像・X 線 CT による評価が一般的である^{[48]-[57]}。巻込み巣体積についても、ガスクロマトグラフィによる鋳物中に含有されるガスの分析が報告されている。例えば濱崎ら^[9]は、アルミニウムに測定できるほど溶解する気体は H₂ のみであり、それ以外のガスは鋳造時に巻き込まれたものとし、H₂ は溶湯に溶解し凝固の際にひけ巣に排出された水素、N₂ はキャビティ内に残存していた空気、C 系は離型剤やプランジャなどの潤滑油に起因しているとし、N₂ と C は巻込み巣、H₂ はひけ巣であると推定し両体積を算出した。

このように金型から取り出した鋳物の分析手法は報告されているが、加工中の材料内部の挙動可視化・計測は報告されていない。

3.1.4 本章の目的と進め方

製品の同期一貫生産を実現するために、小型ダイカスト加工機は必須であるが、低圧加工となるため、品質の低下が懸念される。高圧力を補完する複数の技術の中で、局所加圧はプロファイルを適切に選択しないと、鋳物の割れや金型変形につながる。プロファイル決定には加工中の材料挙動を把握することが必要であるが、前述のように試験実験にて明らかにすることが困難である。試行錯誤に陥った場合、生産準備期間が長期化し、製品競争力が低下することが懸念される。そこで本章では加工 CAE を活用し、「局所加圧ピンのプロファイルを短時間導出すること」を目的とする。

本章における進め方を Fig. 3-8 に示す。数字は各項を示している。本章では、鋳物中に発生するひけ巣と巻込み巣の体積の経時変化を明らかにし、その時点の体積分、局所加圧ピンを圧入し続け、鋳巣と割れ・金型変形を抑制する。まず射出成形後、体積が変化しない巻込み巣は鋳物のガスクロマトグラフィで計測し (3.3.2)、次に経時変化

するひけ巣体積は、加工 CAE により算出する。ここで加工 CAE の妥当性は、計算された温度と実験の比較が困難であったため (3.4.2), 他文献同様, 局所加圧しない場合のひけ巣の発生位置を比較する (3.4.1 (2)). 共存する巻込み巣を除外するため, X 線 CT と画像解析で求めた球形度を指標とし, ひけ巣と巻込み巣のしきい値を提案する (3.4.(1)). しきい値の妥当性は決定木分析により確認する (3.7). なお X 線 CT では現物よりも鑄巣体積を少なく検出するため, 分布の把握には問題ないことをアルキメデス法との比較により確認する (3.4.1 (1)). 求めた巻込み巣体積とひけ巣体積を合わせ鑄巣体積の経時変化とし (3.4.3), その体積に合わせ加圧ピンを圧入した結果を実験にて確認する (3.5.2). 最後に加工 CAE による生産準備期間の短縮を見積もる.

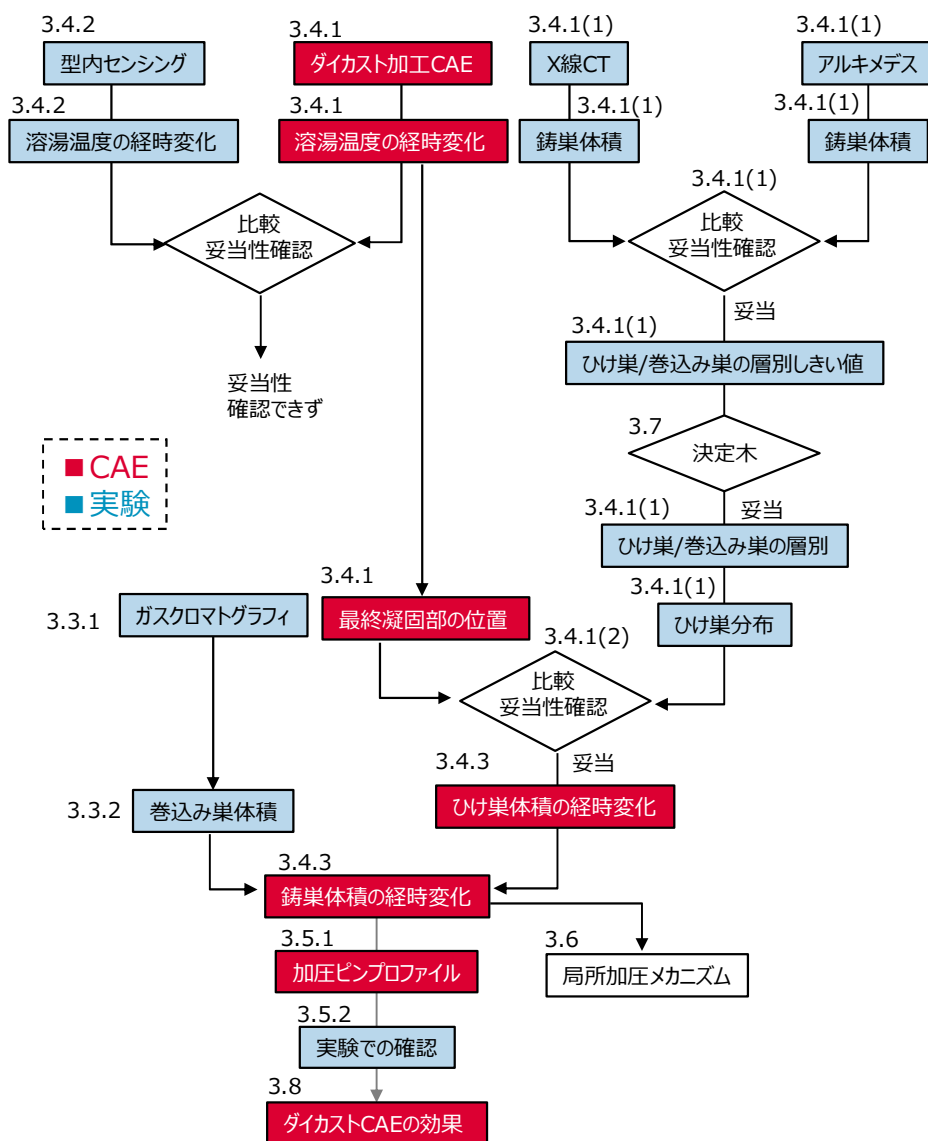


Fig. 3-8 第3章の研究フロー

3.2 対象製品と局所加圧法案

本章では Fig 3-9 に示すポンプ用ハウジングを対象製品とした。ハウジング内は高圧となるため、鋳物内部の巣は強度低下による破壊や、リークといった品質低下につながるため、巣のない高品質な鋳物が要求される。局所加圧の位置は凝固収縮解析を行い算出した Niiyama パラメータ^[44]からハウジング底部中央とし、その部位に突起を追加し、加圧ピンにて加圧することとした。

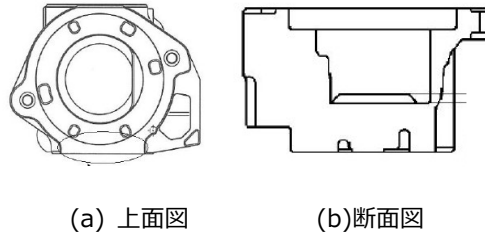


Fig. 3-9 対象製品

局所加圧の目論見を Fig. 3-10 で説明する。赤い部分は溶湯、グレーの部分は凝固物、白い楕円は鋳巣を表している。溶湯は金型キャビティ内に残存していた空気や揮発した離型剤や機械油を巻き込み、金型壁面付近から凝固し巻き込み巣が発生する (Fig. 3-10(a)). 冷却中、凝固収縮と共にひけ巣が発生する。そこで局所加圧の方法としては、まず充填完了直後、巻き込み巣の体積分を局所加圧ピンにて圧入し、加圧された溶湯を巻き込み巣中に充填し巻き込み巣を消滅させる。次に凝固収縮に伴い発生したひけ巣に加圧した溶湯を逐次充填し、ひけ巣を消滅させる。冷却完了直前 (Fig. 3-10 (c)) では、溶湯が残存する領域は局所加圧ピン付近にのみとなり、この領域のひけ巣に供給可能な溶湯が存在しないため、加圧ピン付近にはひけ巣が残存する (Fig. 3-10 (d)). しかしこの領域は局所加圧のために追加した部位のため、次工程で機械加工により除去すれば、鋳巣の無い高品質な鋳物 (Fig. 3-10 (e)) が得られる。この目論見を実現するには、局所加圧ピンを適切に鋳物中に圧入しなければならないが、そのため

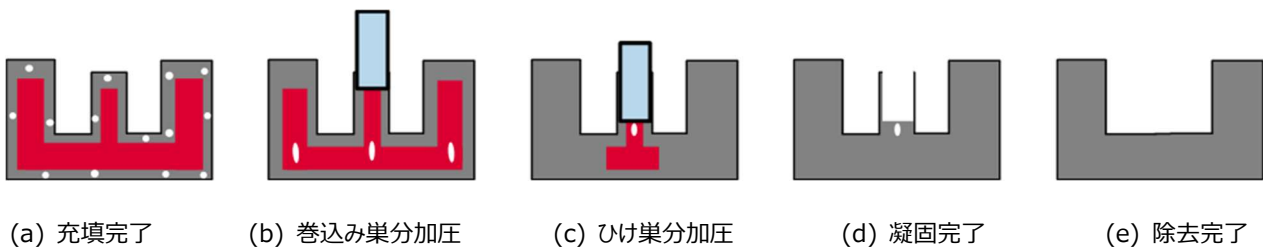


Fig. 3-10 局所加圧の目論見

にはひけ巣と巻込み巣の総体積の経時変化を明らかにする必要がある。

3.3 巻込み巣体積の計測

3.3.1 実験方法

供試材には Table 3-1 に示す化学成分を有するアルミニウム合金 (ADC12) を用い、小型ダイカストシステム^[24] (Fig. 3-4, Fig. 3-11) にて成形した。小型ダイカストシステムは小型ダイカスト加工機¹⁾の他、別に開発された小型熱処理炉、小型溶解炉も隣接設置している。鑄造条件を Table 3-2 に示す。巻込み巣を抑えるためキャビティ内を減圧し、揮発し難い粉体離型剤を使用した。なお本項では局部加圧を行っていない。鑄物に含まれるガス成分の分析は、島津製作所製ガスクロマトグラフ GC-8ART を搭載した共立製ガス量測定装置 GV-700 にて鑄物の一部を真空中で溶解し、その中に含まれているガスを抽出し、圧力の変化によりガス体積を算出し、ガスクロマトグラフにより成分分析をおこなった。

Table 3-1 ADC12 の成分(wt.%)

Cu	Si	Mg	Zn	Fe	Mn	Al
1.9	10.6	0.2	0.8	0.8	0.3	Bal.

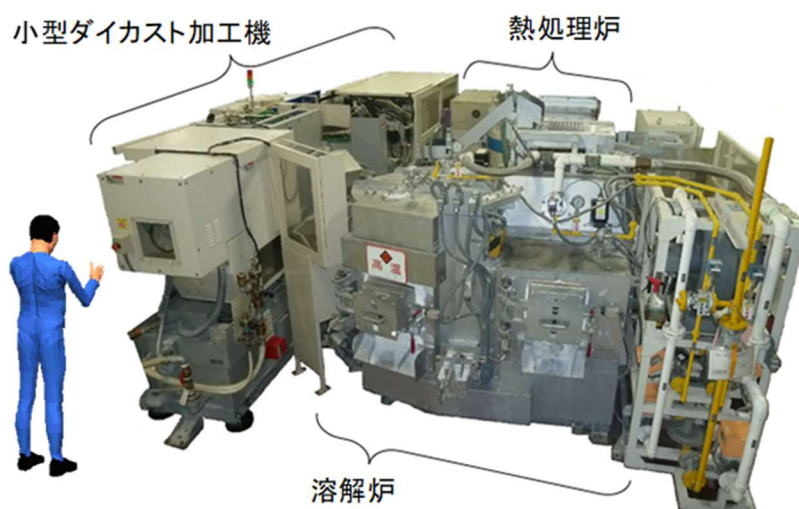


Fig. 3-11 小型ダイカストシステム

Table 3-2 鑄造条件

項目	値
キャビティ内真空度(kPa)	10以下
溶湯温度 (°C)	680
射出速度 (m/s)	2.7
射出圧力 (MPa)	35
離型剤	粉体離型剤 (油脂)

3.3.2 結果

鑄物を Z1～Z3 の3層に分割し、それぞれをガス分析した結果を Fig. 3-12 に示す。Z1～Z3 と同様に H₂ の他、N₂・C 系成分が検出された。濱崎ら^[9]の考えに従い H₂ 以外を巻込み巣の原因となる気体とすると、H₂ 以外の気体の合計は鑄物 100 g 当たり 11.1cm³であった。鑄物全体の重量は 1,134g であるため、室温における巻込み巣の体積を 125.8cm³と推定した。これを気体の状態方程式 (式 (3-1)) を用いて充填完了時点の巻込み巣体積 V_cを計算した。

$$V_c = \frac{P_c T_o}{P_o T_v} V_0 \quad (3-1)$$

ここで P_c, T_cは充填完了時点の溶湯圧力と温度, P_o, T_oは大気圧と室温である。

充填直後のキャビティ内の状態は射出条件とほぼ同等と考え P_c=35MPa, T_c=680°Cとすると、式 (3-1) より充填完了時点の巻込み巣体積 V_cとして 1.27cm³を得た。

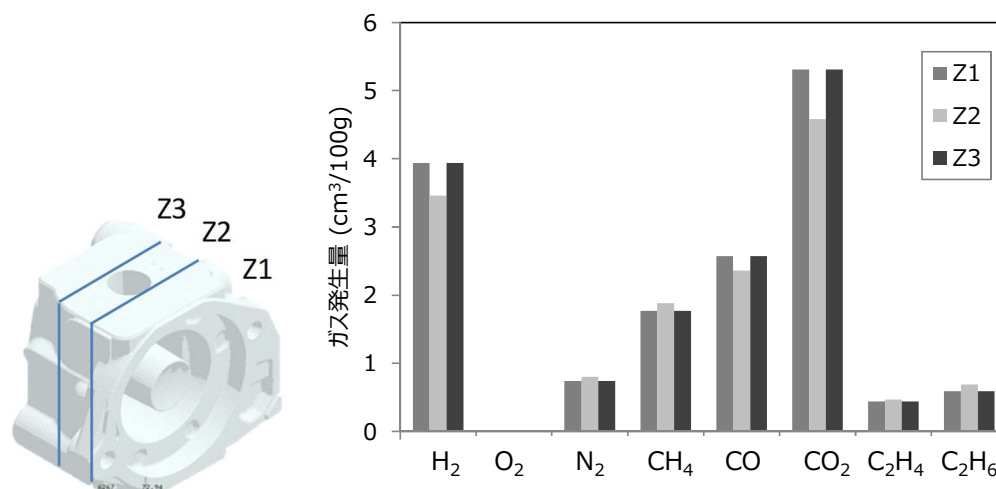


Fig. 3-12 ガスクロマトグラフ結果

3.4 ひけ集積の算出

3.4.1 ダイカスト加工 CAE 方法

ダイカスト加工 CAE は、1.2.3 (1) で述べた様に、溶湯充填中は溶湯の流れを自由表面の移動を伴うニュートン流体の非圧縮性粘性流体として、単層層流の伝熱・凝固を伴う湯流れ・凝固解析を行い、充填完了後は引き続き凝固解析を行うという2段階の計算を連続して行っている。第2章で述べた射出成形解析では Navier-Stokes 式 (式 (3-2)) を簡略化したが、ダイカスト加工 CAE の充填解析は簡略しない。

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + \omega \frac{\partial u}{\partial z} \right) = \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) + \rho F_x - \frac{\partial P}{\partial x} \quad (x \text{方向}) \quad (3-2)$$

ここで u, v, ω は x, y, z 方向の速度成分, ρ は密度, t は時間, F は体積力 (重力), μ は粘性係数, P は圧力である。

凝固解析では、固液共存相における結晶成長の影響を固相率の変化として表現し、凝固潜熱は固相率の増加分だけ潜熱が発生するとする。充填後の伝熱は、鑄造圧力や金型表面状態により異なるが、本章では熱伝達率は一定とする。また凝固温度以上では動粘性係数を一定、凝固温度以下では無限大とし、エネルギー保存則と運動量保存則を解く。

解析に用いた3次元 CAD モデルを Fig. 3-13 に示す。製品の他、局所加圧用の突起や溶湯供給用のランナー、製品外部の湯溜まりであるオーバーフローなどもモデル化している。要素は 1mm の等分割直交格子にて分割し、有限差分法にて計算した。Fig. 3-13 の四角で囲った部位の拡大を Fig. 3-14 に示す。直交格子では製品外形が階段状になってしまうため、SOLA-VOF 法、及び MARS 法を適用し、形状再現性を改善した。成形条件と境界条件を Table 3-3、材料物性値を Table 3-4 に示す。金型温度は 25°C を初期温度とし、25 回連続して充填解析を実施して得られた金型温度分布を初期値とした。これは過去の試作実験の結果より、25 サイクル後、金型温度が安定するという知見による。計算には HP 製 Z840 WORKSTATION、及びダイカスト加工 CAE ソフト：日立産業制御ソリューションズ製 Adstefan を用いた。

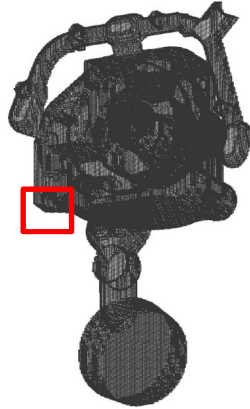


Fig. 3-13 解析モデル

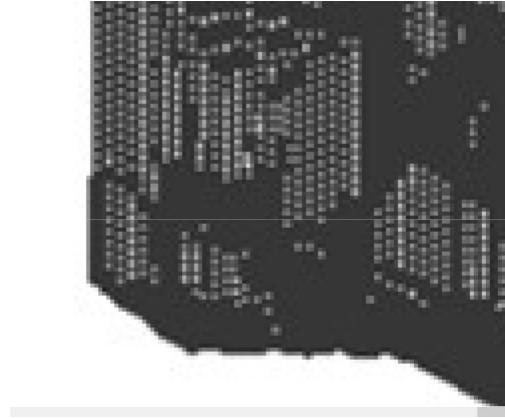


Fig. 3-14 等分割直交格子

Table 3-3 成形条件と境界条件

項目	値
溶湯温度(°C)	680
射出速度 (m/s)	2.7
射出圧力(MPa)	35
金型温度	初期温度25°Cにて 25回連続射出後の温度
熱伝達率 型/鋳物(W/mK)	2100

Table 3-4 ADC12 物性

Parameter	Value
密度 (g/cm ³)	2.8
熱伝導率(W/m°C)	96
比熱(kJ/kg°C)	1.00
動粘性係数(cm ² /s)	0.01
液相線温度(°C)	580
固相線温度(°C)	520
潜熱(J/g)	395

凝固収縮体積の算出には、まず式 (3-3) に示す熱伝導方程式を解き、温度 T を求める。次に得られた温度 T と Fig. 3-15 に示す固相率曲線^[59] から、固相率 f_s を求める。なおこの固相率曲線は、Table 3-1 に示す材料組成を、金属合金物性値計算ソフト JMatPro で計算した結果であり、可視化金型と高速度カメラによる実験で妥当性が確認されている^[59]。次に式 (3-4) より凝固収縮体積 V_{shrink} を算出する。ここで d は要素体積である。凝固収縮

率 r は JMatPro にて計算した固液共存領域の固相の密度 ρ_s : 2.675g/cm³ と液相の密度 ρ_L : 2.580g/cm³ を代入し $r=3\%$ を得た。

$$\rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} + \omega \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \theta \quad (3-3)$$

ここで u, v, ω は x, y, z 方向の速度成分, ρ は密度, C_p は比熱, κ は熱伝導率, θ は逸散エネルギーである。

$$V_{shrink} = \sum (f_s \times d) \times r \quad (3-4)$$

$$r = (\rho_s - \rho_L) / \rho_s \quad (3-5)$$

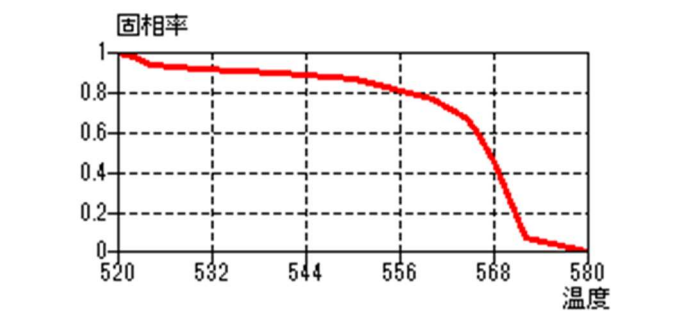


Fig. 3-15 固相率曲線

3.4.2 ダイカスト加工 CAE の結果

冷却完了直前の固相率分布を Fig. 3-16 に示す。Z1~Z3 は Fig. 3-17 に示した各分割品の上面の固相率分布, 点線は 27 ブロックの分割位置である。固相率 80%以上を固体とみなし, 80%以下の部分の固相率をコンターバーに示す割合で着色した。この着色部位を最終凝固部とする。

なお, このモデル作成時間と計算時間は約 1.2 時間であり, 目標の 16 時間以内を満足している。

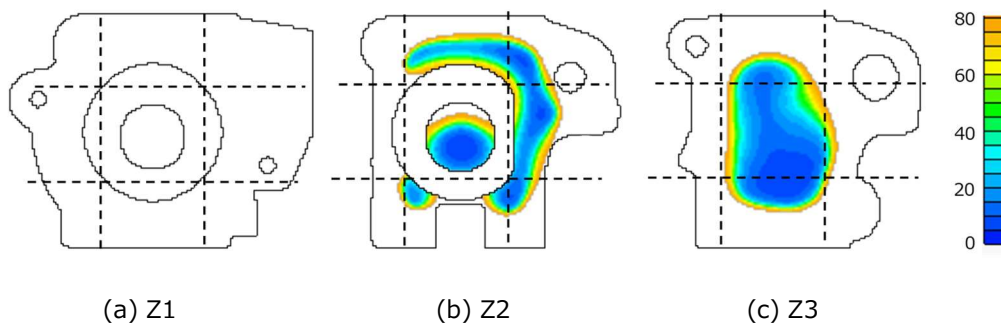


Fig. 3-16 最終凝固部 (着色部位)

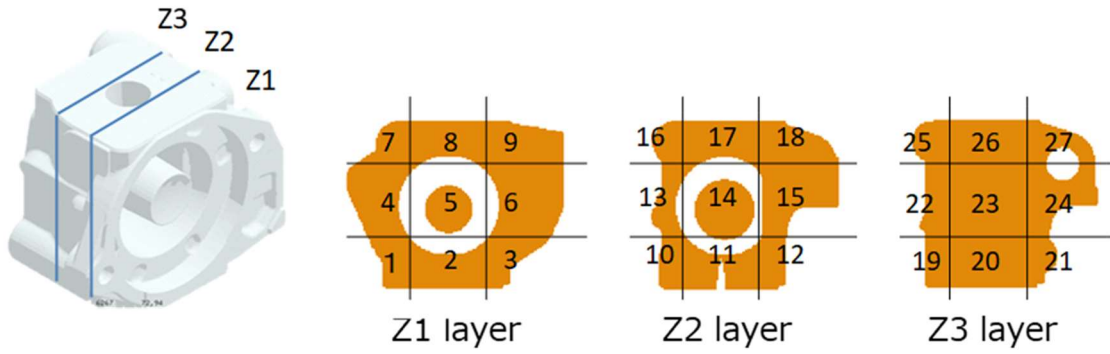


Fig. 3-17 ブロック No.

各ブロックの固相率を Fig. 3-18 に示す。なお固相率が低いほど溶湯が残存しており、ひげ巣が発生しやすい状態であることを示している。ブロック No.11・No.14・No.15・No.20・No.23 にひげ巣発生が多く発生することが予想される。

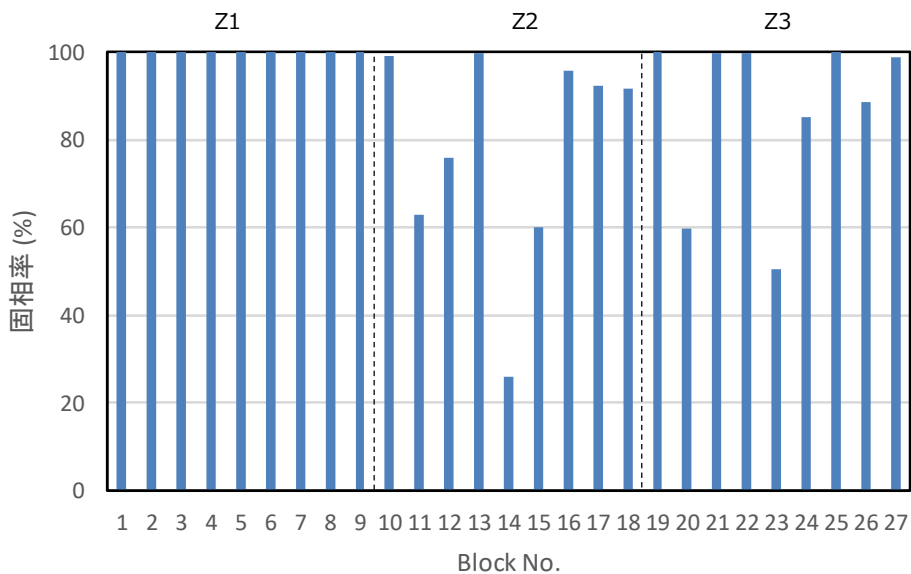


Fig. 3-18 各ブロックの固相率

次に鋳物全体の凝固収縮体積、つまりひげ巣体積の経時変化を Fig. 3-19 に示す。凝固収縮体積は時間と共に増加し、20s 後には 13cm^3 で飽和した。

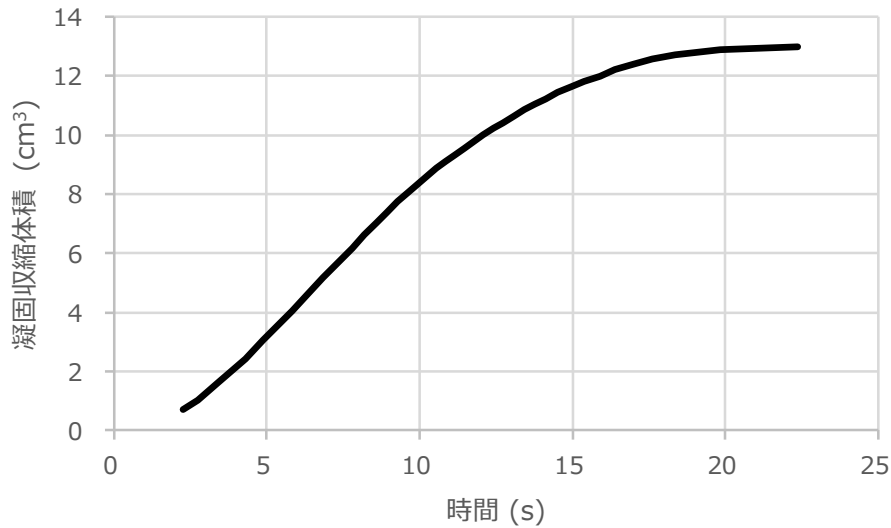


Fig. 3-19 凝固収縮体積の計算結果

3.4.3 ダイカスト加工 CAE の妥当性評価

ダイカスト加工 CAE にて計算する温度 T の妥当性を実験するため, Fig. 3-20 に示すように金型に微細な穴をあけ, 熱電対, または光ファイバをキャビティ内に挿入し, ダイカスト加工中の溶湯温度計測を試みたが, 妥当な温度計測結果は得られなかった.

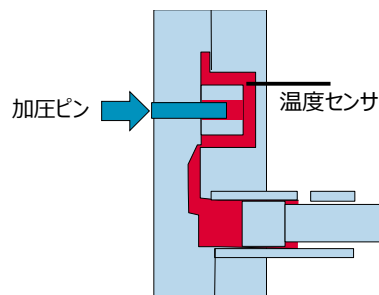


Fig. 3-20 温度計測方法

文献^{[48]-[57]}ではダイカスト加工 CAE による温度計算結果の妥当性は, ひげ巣の発生位置で行われている. これはひげ巣は最終凝固部に発生することに基づいている. そこで本章でも実験により得られたひげ巣の発生位置と, 凝固解析で得られた最終凝固部が一致すれば, 温度計算は妥当とすることとする. しかし, 本章で扱う小型ダイカスト加工機と

従来加工機との相違点として、従来の高圧ダイカストのひげ巣の発生位置は限定的で、発生量も少量であるのに対し、小型ダイカスト機では鋳物全体に大量のひげ巣が発生する。そのため巻込み巣を除外し、ひげ巣のみの分布を定量的に明らかにする必要がある。

ひげ巣と巻込み巣の形状の例を Fig. 3-21 に示す。一般的に、両者は形状で層別される^{[9][58]}が、断面観察という破壊評価であるため、鋳物全体を評価することはできない。そこで本章では非破壊計測手法である X 線 CT と画像解析を用い、鋳物全体のひげ巣分布の定量化に取り組んだ。

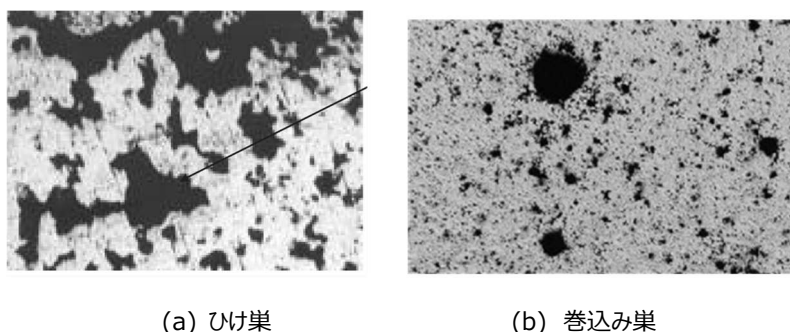


Fig. 3-21 ひげ巣と巻込み巣の例（断面観察結果）

(1) ひげ巣分布の把握

・実験方法

3.3.1 で述べた条件でダイカスト加工した鋳物中の鋳巣を、島津製作所製マイクロフォーカス X 線 CT 装置 SMX-225CT にて計測した。撮像条件を Table 3-5 に示す。解像度は $200\mu\text{m}/\text{ピクセル} \cdot 158\mu\text{m}$ ピッチで撮像し、直径 $300\mu\text{m}$ 以上の空洞を鋳巣として検出した。検出した鋳巣は VG 社製 VG studio により画像解析し、各鋳巣の位置、及び体積・形状を求めた。

Table 3-5 X 線 CT 撮像条件

項目	値
管電圧(kV)	210
管電流(μA)	240
解像度($\mu\text{m}/\text{pixel}$)	200
撮像ピッチ(μm)	158
最小検出直径(mm)	0.30

・X線 CT による鑄巣分布の計測結果

X線 CT による鑄巣分布を Fig. 3-22, 体積分布を Table 3-6, まとめを Table 3-7 に示す。巣の総体積は 55.42mm^3 であり, 鑄物の体積 $22,135.41\text{mm}^3$ の 0.25% であるが Fig. 3-22 の画像では鑄物のほとんどが巣のように見える。これは巣をイメージとして見やすくする様, 実際のサイズより大きく表現しているためである。90%以上が 0.6mm^3 未満の微小な巣であったが, 最大 8.51mm^3 の大きな巣も存在していた。鑄物全体に多くの鑄巣が発生しており, 文献^{[43]-[57]}のように巣の発生位置と加工 CAE 結果と比較し, 妥当性を評価することは困難であった。

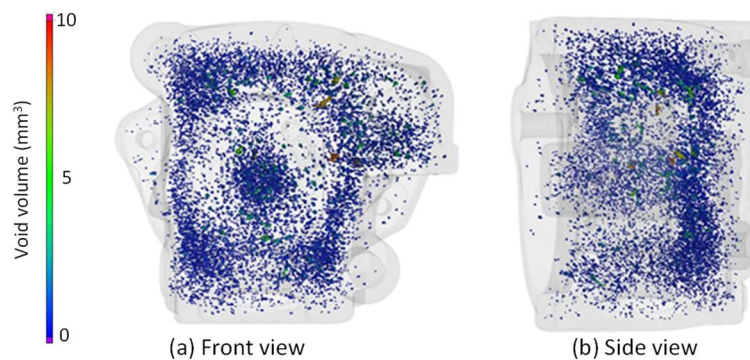


Fig. 3-22 巣の X 線 CT 像 (体積)

Table 3-6 巣の体積分布

Range (mm^3)	Number
0.07~0.59	8761
0.60~0.69	145
0.70~0.79	89
0.79~8.51	346

Table 3-7 鑄物中の巣のまとめ

Parameter	Value (mm^3)
Total volume	55.42
Max	8.51
Min	0.07
Average	0.26
3σ	1.10
Number	9,341

・X線 CT 結果の妥当性評価

3.3.1 で述べた条件でダイカスト加工した鋳物を**エラー！参照元が見つかりません。**のように 27 分割し、各ブロックの密度をアルキメデス法で計測した結果を**エラー！参照元が見つかりません。**、27 ブロックの結果を統合した結果を Table 3-8 に示す。全てのブロックで真密度 2.738g/cm^3 を下回り、鋳巣が多く含まれていることがわかった。また 27 個のブロックの見かけの体積を足し合わせた体積は 373.0cm^3 であったが、カット前の鋳物の体積が 426cm^3 であったことより、ブロック分割により 12.4%が消失したと考えられる。

消失体積を考慮すると、分割前の鋳物中には 15.3cm^3 ($15,300\text{mm}^3$) の鋳巣が含有されたと推定されるが、X線 CT で得られた鋳巣体積 55.42mm^3 (Table 3-7) はそれを大きく下回った。この原因は X線 CT では 0.3mm 以下の巣は検出していないこと、画像解析にて鋳巣でないと判断された鋳巣の存在、及び画像処理による巣の体積計算の誤差によるものと考えられる。

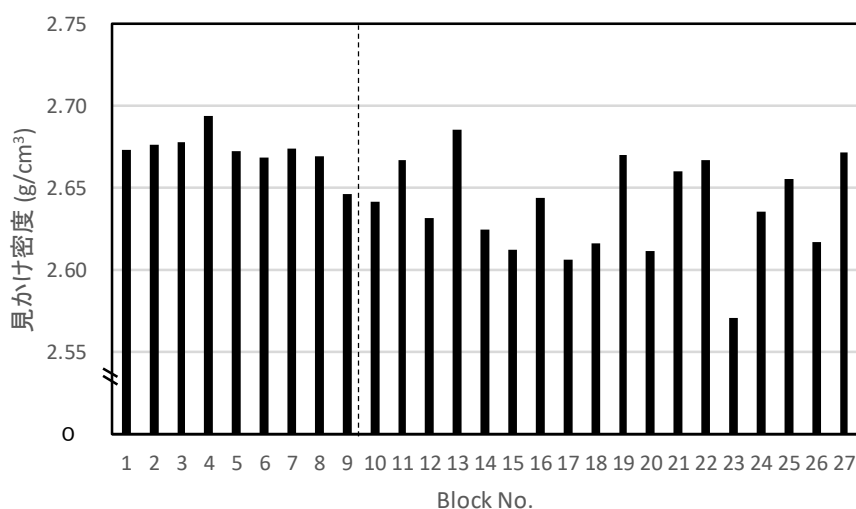


Fig. 3-23 アルキメデス法による見かけ密度 (局所加圧なし)

Table 3-8 アルキメデス法のまとめ

空気中の重量	1011.9g
水中の重量	630.0g
見かけの体積	373.0cm^3
材料の真の体積	369.6cm^3
鋳巣体積	13.4cm^3

例えば Fig. 3-24 は X 線 CT の観察結果の例であるが、緑色は巣と判定したが、赤で囲った部分は低輝度、または 0.3mm 以下であったため巣ではないと判断したため、これらが鑄巣であった可能性がある。また鑄物は 100mm 以上の厚い部分もあり、X 線が透過し難く、検出できなかった巣もあると考えられる。更に解像度は 200 μ m/pixel であり、特に小径のポイド体積算出が不正確であったと考えられる。三輪田^[60]・Kastner ら^[18]は内部欠陥検出に X 線 CT は有効であるが、欠陥検出しきい値・解像度・サンプル厚さにより結果が異なると述べている。今回、鑄巣の分布を明らかにするため鑄物全体を非破壊で撮像したが、検出下限を挙げるためには小ブロックに分解しての計測・撮像条件の最適化・画像の解像度向上・撮像ピッチの縮小が有効である。



Fig. 3-24 X 線 CT 観察結果の例

X 線 CT で検出した鑄巣をブロック別に分割した結果を Fig. 3-25 に示す。ここで R_v は式 (3-6) で計算される鑄物体積に対する巣体積の割合である。 V_v は X 線 CT で求めたブロック中の巣の総体積、 V_{AL} は各ブロック体積から V_v を除いた材料の体積である。

$$R_v = \frac{V_v}{V_{AL}} \times 100 (\%) \quad (3-6)$$

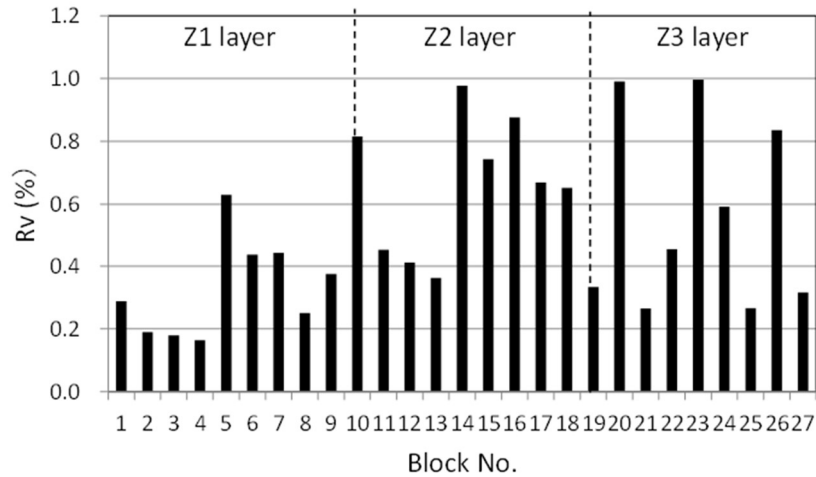


Fig. 3-25 各ブロックの鑄巣率 R_v (X線CT結果)

X線CTとアルキメデス法で得た鑄巣体積を、ブロックごとに比較した結果を Fig. 3-26 に示す。決定係数 R^2 は 0.7617 と高くはないものの、両者には相関があると言える。また X線CT は画像解析により、巣 1 個ずつの特徴を数値化することができる。本章における鑄物全体の巣を分離するためには、この特徴量が必要である。そこで本章では X線CT の計測精度向上は今後の課題とし、今回得られた X線CT の結果にて鑄巣の層別を行うこととした。

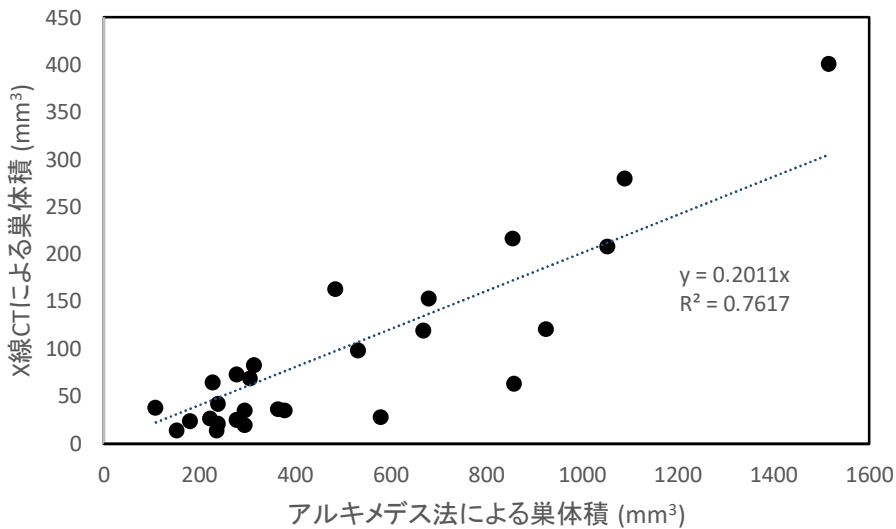


Fig. 3-26 X線CTとアルキメデス法による1ブロック中の巣総体積の比較

・ひけ巣と巻込み巣の層別 (X線CT結果)

濱崎ら^[9]は SEM による鑄巣の断面観察により、鑄巣の内部がスムーズであれば巻込み巣、デンドライドが観察されればひけ巣とした。形状に差が生じる原因は、巻込み巣は気体を取り込んでいるため球形になる確率が高く、ひけ巣は溶湯が徐々に固化し最後に残った部位が空間になるため、空間内部が不定形のデンドライド構造となるためである。これらの形状は高木の断面観察による結果^[58]、桑水流ら^[10]による放射光 CT 観察結果も同様であった。このように断面観察により鑄巣の層別は可能であるが、鑄物全体の評価はできない。一方、X線CTは全項で述べた様に検出下限に課題は残るものの、本章で扱う程度の大きさのアルミニウム系材料であれば鑄物全体の撮像が可能で、鑄巣分布を明らかにできる。そこで本章では巻込み巣は球形、ひけ巣は不定形と仮定し、X線CTの結果を画像解析して得た「球形度 (Sphericity)」で層別することとした。ここで球形度とは、対象物と同体積を有する球の表面積と、対象物の表面積の比であり、球であれば 1、球でなくなるほど球形度は小さくなる。

まず巻込み巣とひけ巣を区別する球形度のしきい値を決めるため、複数個の鑄物の X線CTの結果から巣 100 個を無作為に抽出し、形状からひけ巣と巻込み巣に層別し、それぞれの球形度をプロットした。その結果と巣の形状例を Fig. 3-に示す。ここで○は計測値、●は平均値である。また、これらをまとめた結果を Table 3-9 に示す。

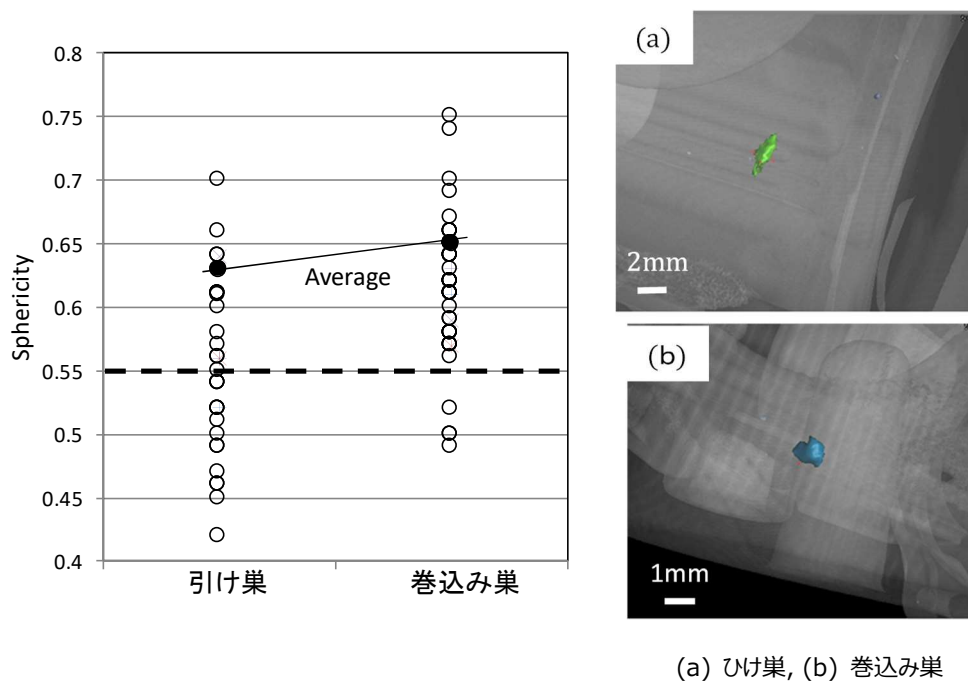


Fig. 3-27 ひけ巣と巻込み巣の球形度と形状例

Table 3-9 ひげ巣と巻込み巣の数, 及び総体積

球形度	ひげ巣		巻込み巣	
	<0.55	≥0.55	<0.55	≥0.55
数量	28	13	3	56
総体積(mm ³)	26.5	5.4	2.0	16.0

巻込み巣の方が球形度が大きく、球形に近い傾向であることは確認できたが、ひげ巣と巻込み巣を層別する明確なしきい値は得られなかった。そこで巻込み巣 59 個中、56 個 (95%) の球形度が 0.55 以上である点に着目し、本章では球形度 0.55 未満は、ひげ巣とみなすこととした。また球形度 0.55 以上は巻込み巣とひげ巣が混在するため、0.55 以上の巣の体積を合計した総体積が、

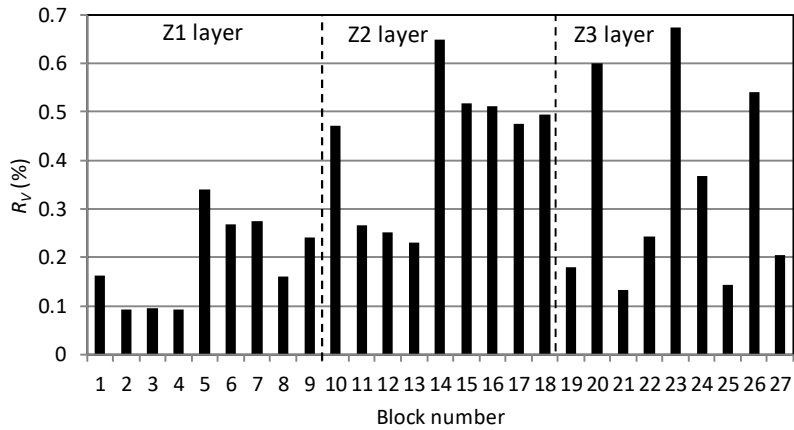
$$\text{ひげ巣} : \text{巻込み巣} = 5.4\text{mm}^3 : 16.0\text{mm}^3 = 1 : 3$$

であったことより、本章では球形度 0.55 以上の巣は、総体積の 1/4 をひげ巣、3/4 を巻込み巣とみなし、議論を進めることとした。このしきい値を用いて層別すると、鋳物中に含まれるひげ巣と巻込み巣の総体積は Table 3-10 に示すようにひげ巣が 1651.99mm³、巻込み巣が 812.69mm³となった。しきい値である球形度 0.55 の妥当性は、3.7 項で検討する。

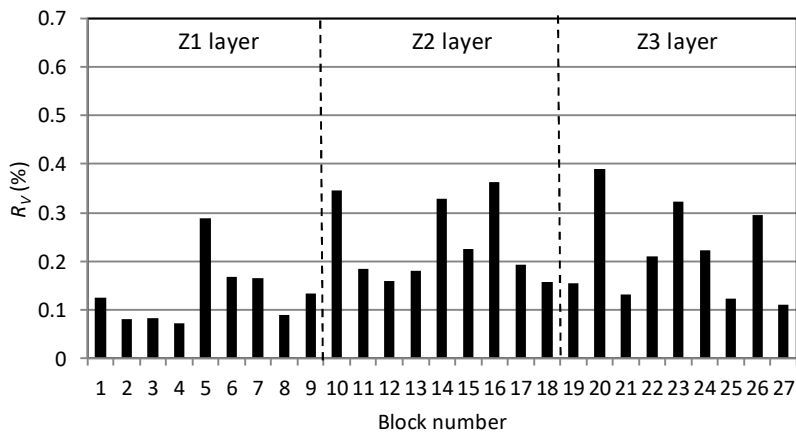
Table 3-10 分類されたひげ巣と巻込み巣の総体積

	ひげ巣	巻込み巣
総体積(mm ³)	1651.99	812.69

ひげ巣と巻込み巣のしきい値が設定されたため、鋳物全体の巣を層別し、両者の分布を巣率 R_v で定量的に表した結果を Fig. 3-28 に示す。



(a) ひげ巣率



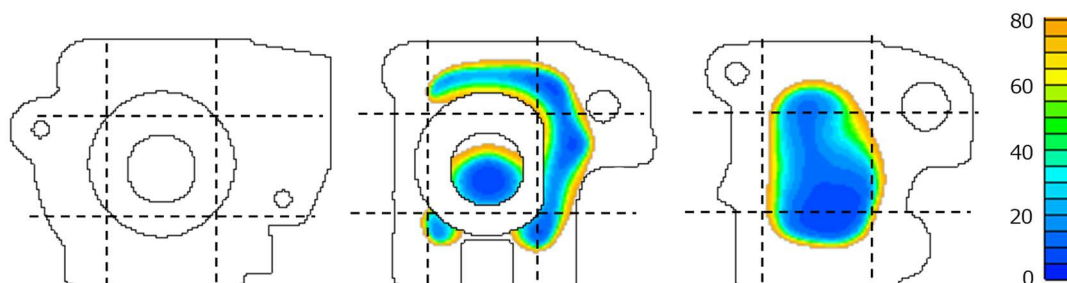
(b) 巻き込み巣率

Fig. 3-28 鋳物中の鋳巣の割合 : R_v

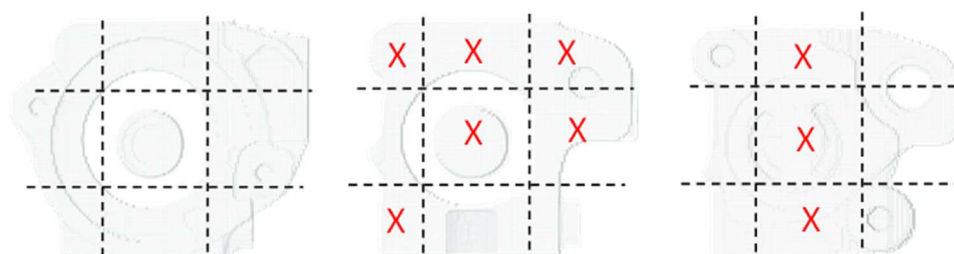
(2) 加工 CAE 結果の妥当性評価

3.4.1 で述べたように加工 CAE によるひげ巣体積は、式 (3-2) に示す熱伝導方程式により計算した温度と、固相曲線から固相率を求め、固相率に要素体積を掛けた固相体積に凝固収縮率を掛けることで算出している。固相曲線と凝固収縮率の妥当性は実験的に確認されているが^[59]、温度は確認できない。そこで本項ではダイカスト加工 CAE の妥当性確認を他文献^{[48]-[57]}同様、加工 CAE で求めた最終凝固位置と、X 線 CT で求めたひげ巣密度で比較することとした。

加工 CAE により得られた最終凝固位置は 3.4.1 で述べた様にブロック No. 11・No.14・No.15・No.20・No.23 であったのに対し、実験結果でひけ巣率が高いブロックは No. 14・No.15・No.20・No.23・No.26 であり、全ては一致しなかった。両者の分布を Fig.3-29 に示す。



(a) 最終凝固部 (加工 CAE 結果)



(b) ひけ巣率が高い領域 (実験結果)

Fig. 3-29 最終凝固部とひけ巣分布の比較

エラー！参照元が見つかりません。 (b) の×は、ひけ巣率が高かったブロックを示している。これらを比較するとブロック No.は完全には一致しなかったものの凡その傾向としては一致しているため、最終凝固部とひけ巣が多い領域は一致しているとした。今後、この結果のレベルアップを図るためには、X線CTによる鑄巣の検出精度向上、球形度 0.55 以上の巻込み巣とひけ巣の割合の精度向上が必要である。

また加工 CAE で得られたひけ巣体積 13.0cm^3 (Fig. 3-19) と、ガス分析で得られた巻込み巣体積 1.27cm^3 (3.3.2 項) の合計 14.27cm^3 は、アルキメデス法で得られた鑄巣体積 15.3cm^3 (3.4.3) と誤差 7%で、凡そ一致した。

以上、ひけ巣分布と鑄巣体積が実験結果と一致したことより、ダイカスト加工 CAE の結果は妥当とする。

3.5 ダイカスト加工 CAE による局所加圧プロフィールの導出

3.5.1 局所加圧ピンプロフィール導出の考え方

局所加圧の考え方は 3.2 項で述べたように、充填完了時点で、金型壁面に近い領域に発生している巻込み巣の体積分の加圧ピンを圧入し、巻込み巣に溶湯を充填し消滅させる。次に凝固の進行と共に発生するひけ巣体積分に合わせ、徐々に加圧ピンを圧入し、ひけ巣に溶湯を充填し消滅させる。そして最終的に凝固する位置を突起部内とすれば、次工程で突起部を除去すれば鑄巣のない高品質な鑄物を得る、というものである。

加圧ピンの圧入量 ℓ を式 (3-7) にて計算した結果を Fig.3-30 に示す。ここで S_p は加圧ピンの直径であり、今回は $\phi 23\text{mm}$ である。巻込み巣を消滅させるため、できるだけ早く 2mm 圧入し、その後、プロフィールに従い 33mm 圧入すれば、鑄物中の巣が消滅するとともに、過剰な荷重による金型変形やクラックは発生しないはずである。

$$\ell = (V_{shrink} + V_c) / S_p \quad (3-7)$$

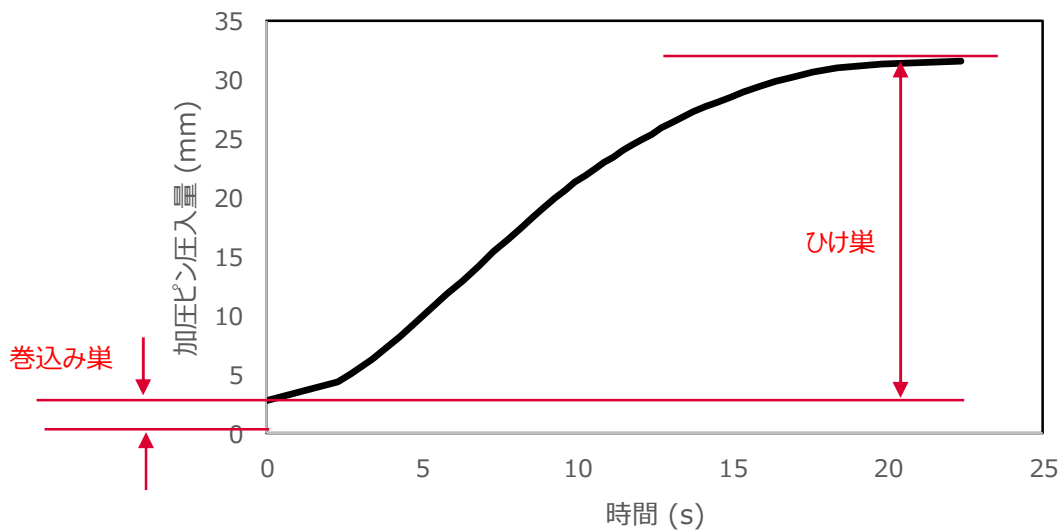


Fig. 3-30 加圧ピンのプロフィール (計算)

3.5.2 製品への適用結果

Fig. 3-30 の加圧ピンプロファイルの効果を実験にて確認した。Fig. 3-31 に実験での局所加圧ピンの動き (赤線) をモニタした画面を示す。ほぼ狙い通りに圧入された。このことは製品の突起部のバリの高さが 33mm であったことから確認された。鋳物の X 線 CT 像を Fig. 3- に示す。鋳巣は 3 個が検出されたが (Table 3-11), 強度・シール性への影響もない位置での発生であった。アルキメデス法による各ブロックの見かけ密度を Fig. 3- に示す。全ての位置で真密度 $\rho_t : 2.738\text{g/cm}^3$ と同等となった。また詳細は記載しないが、鋳物に変形、クラックなどは発生していなかったことより、加圧条件は適切であったと考えられる。

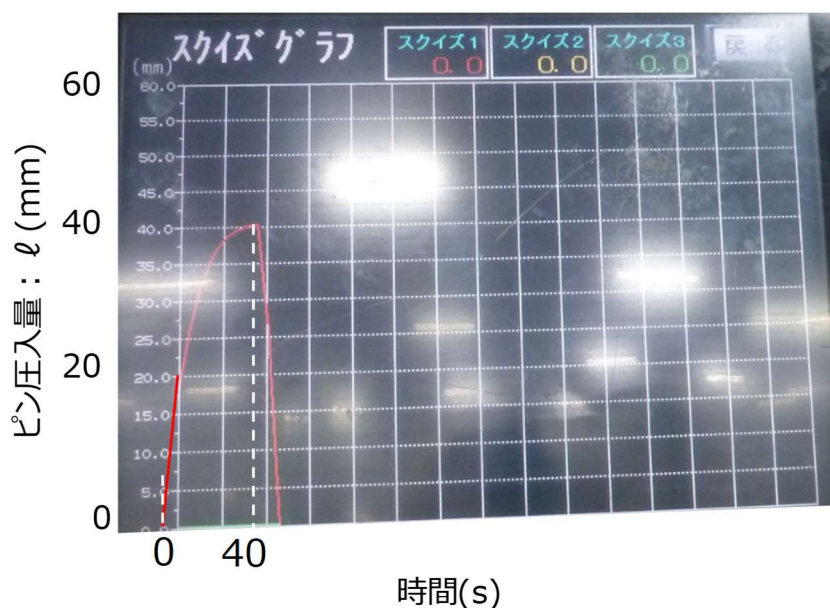


Fig. 3-31 加圧ピン圧入プロファイル (実験)

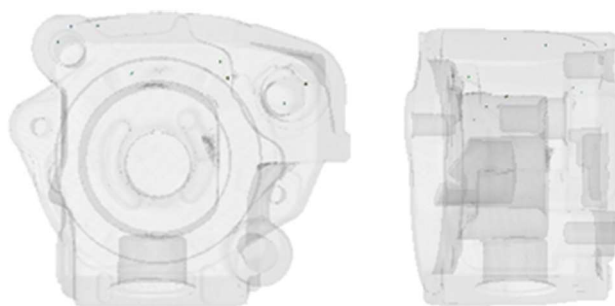


Fig. 3-32 局部加圧後の鋳巣分布

Table 3-11 局所加圧品の鑄巣 (X線 CT)

体積 (mm ³)	球形度
0.12	0.65
0.15	0.53
0.11	0.49

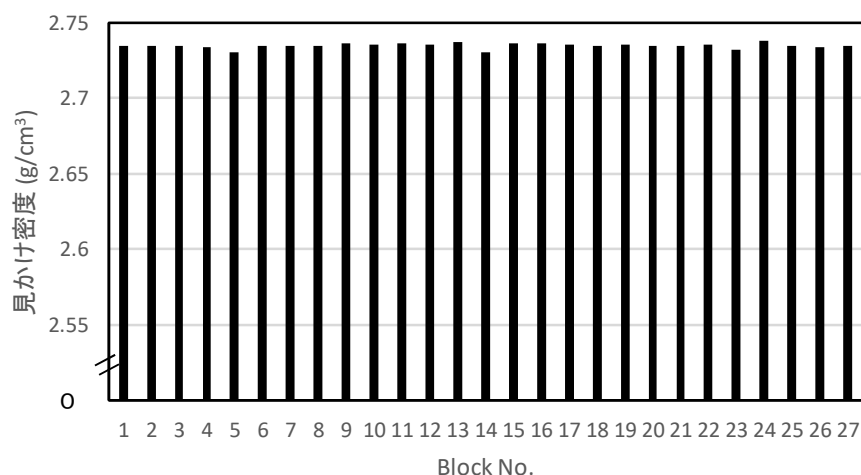


Fig. 3-33 アルキメデス法による見かけ密度 (局所加圧あり)

3.6 局所加圧による鑄巣削減メカニズムの推定

Fig. 3-に加圧ピンの圧入深さの違いによる、鑄巣を X線 CT で観察した結果を示す。圧入が深くなる程、鑄巣が減少することが確認できた。圧入深さ 33mm と 15mm の時の凝固収縮体積と加圧ピン圧入体積、及び凝固収縮体積から加圧ピン体積を引いた体積を計算した結果を Fig. 3-に示す。圧入深さ 33m の時は凝固収縮体積と同じ体積の圧入を加圧ピンで行ったため、ひげ巣は発生しなかったと考えられる。また実験では確認できないが、工程中、常にひげ巣は発生していないと推定される。一方、圧入深さ 15mm の時は、常に凝固体積収縮体積よりも少ない体積を圧入しているため、加工中、常にひげ巣が発生し、最終的には鑄物中に 8cm³ のひげ巣が発生した。

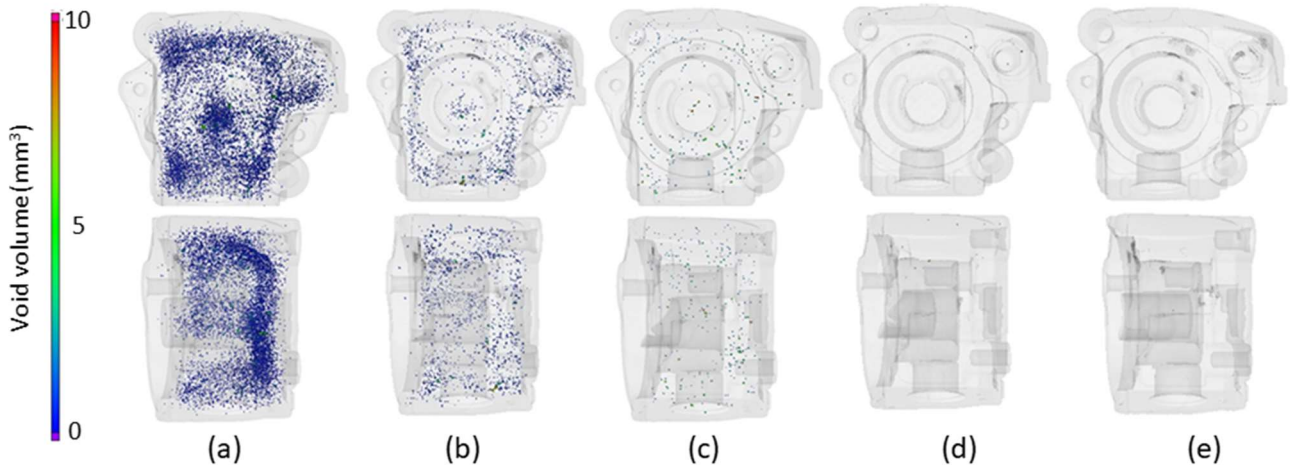


Fig. 3-34 加圧ピン圧入深さに対する鑄巣分布 (X線CT)

(a)1mm, (b) 15mm, (c) 23mm, (d) 33mm, (e) 39mm

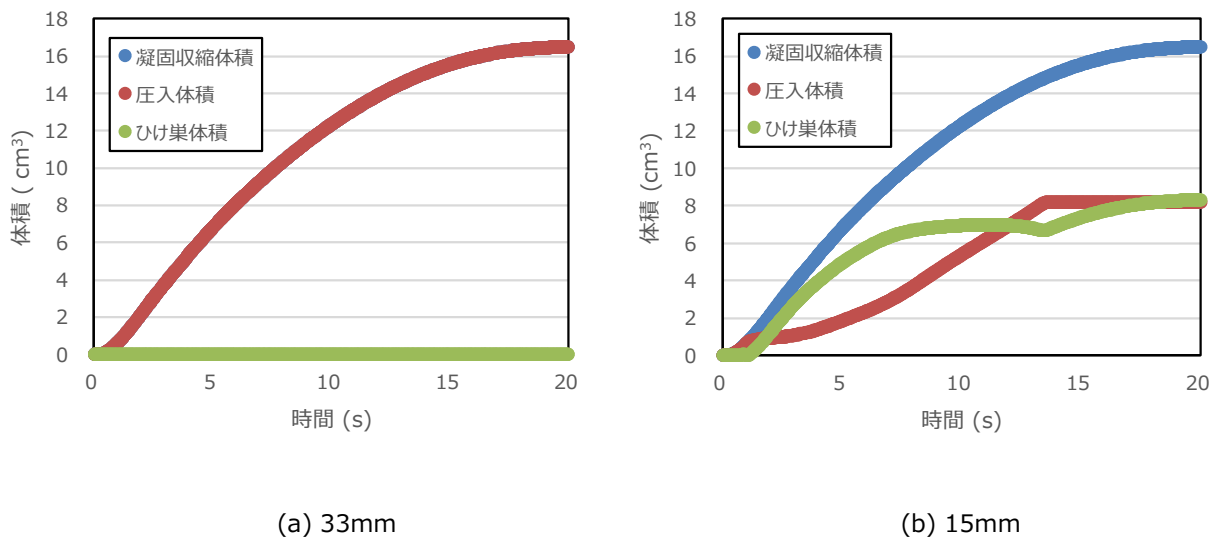


Fig. 3-35 加圧ピン圧入量によるひげ巣発生の違い (加工CAE)

またこの時の溶湯圧力の計算結果を Fig. 3-, Fig. 3-に示す。圧入量 33mm, 15mmとも 7.5s までは同じ領域の溶湯が加圧されているが、圧入量 15mm ではひげ巣が発生している。このことより、ひげ巣に溶湯を充填するためには 6MPa は不十分であり、12MPa が必要である。また 15mm は 13s 以降、加圧していない。これは Fig. 3-に示すように加圧ピンが停止したためである。しかしこの時点では凝固収縮体積の増加も緩やかになってい

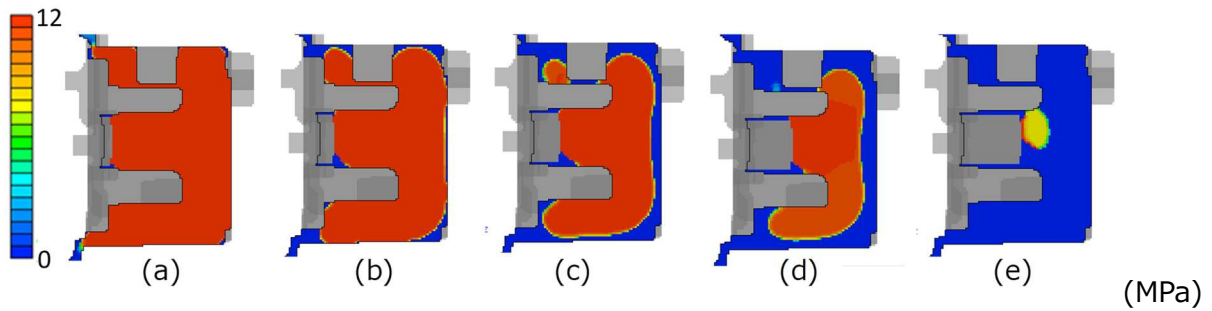


Fig. 3-36 加圧ピン圧入量 33mm の時の溶湯圧力 (計算結果)

(a) 2.5s, (b) 5s, (c) 7.5s, (d) 13s, (e) 20s

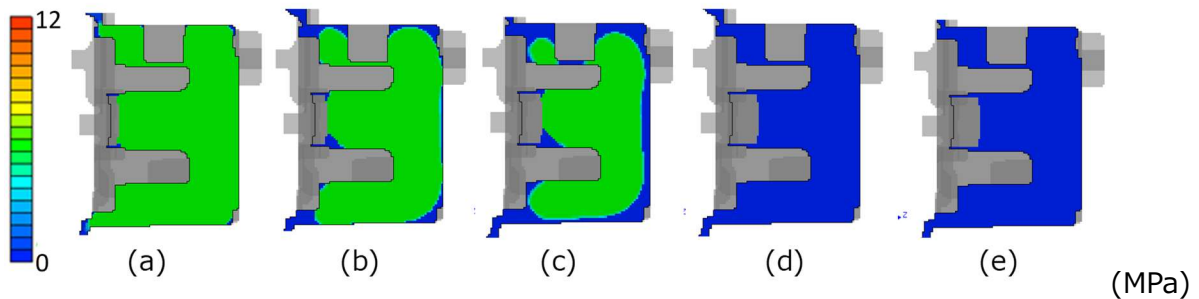


Fig. 3-37 加圧ピン圧入量 15mm の時の溶湯圧力 (計算結果)

(a) 2.5s, (b) 5s, (c) 7.5s, (d) 13s, (e) 20s

るため、ひけ巣体積の増加も緩やかになっている。このことより、ひけ巣を抑えるためには凝固収缩量体積が急激に増加する約 10s までの加圧ピンの動作が重要であると言える。また今回、局所加圧ピンの位置を中央としたが、この位置であれば鋳物全体の溶湯が加圧されていることが確認できた。このように圧力分布を計算することで、加圧ピン位置を評価も可能となる。

3.7 ひけ巣と巻込み巣層別のしきい値の妥当性検討

エラー! 参照元が見つかりません。に示す分布の特徴から球形度 0.55 未満はひけ巣と仮定したが、その妥当性を Random Forests で検討した。Random Forests とは、複数の決定木を用いたクラス識別方法であり、決定木とはクラス識別方法の 1 つで、訓練サンプルから木構造をとった識別ルールを構築する方法である^[61]。分割前後で式 (3-

8) に示す Gini 係数の減少量が最大となる分割を選択する。ここで K はクラス数, $P(C_i)$ はノードへ分岐するサンプルがクラス i に属する確率である。

$$Gini = \sum_{i=1}^K P(C_i)(1 - P(C_i)) = \sum_{i=1}^K P^2(C_i) \quad (3-8)$$

3.4.3 項と同じデータ (X 線 CT で得た巣の画像 100 個を無作為に抽出し, 巻きみ巣と形状に分類) を用い, 説明変数には Table 3-12 に示す特徴量を用いた。ここでサイズとは欠陥を囲む四角形の枠の大きさ, PCA 長とは主成分分析 (PCA) から計算された主軸の長さの 2 倍, 隙間とは 2 つの欠陥の外接球の面間の最小距離, 稠密度とは欠陥の面積とその体積の割合, Voxel は欠陥を構成するボクセルの量, エッジ距離とは欠陥から鋳物表面までの最小距離のことである。

100 個の巣を対象として, 巣の層別の仮定の精度を確認した。まず, 各特徴量の予測変数の重要度を求めた。Fig. 3- に示すように, 球形度・体積・PCAE 最大長さ・稠密度・エッジ距離が重要であることがわかった。次にこの 5 つの特徴量を決定木分析により解釈した。その結果, 重要度と同様に球形度が第一分岐として発生し, 更に球形度 0.555 をしきい値とすることで巻きみ巣は 100%, ひげ巣を 90% 層別された (Fig. 3-)。

Table 3-12 クラスタリング用説明変数

大きさ	半径	位置	中心X	形状	稠密度
	直径		中心Y		球形度
	体積		中心Z		
	Voxel		エッジ距離		
	面積		隙間		
	サイズX		位置X		
	サイズY		位置Y		
	サイズZ		位置Z		
	PCA長 1				
	PCA長 2				
	PCA長 3				
	PCA最大長さの割合				
	PCA最小長さの割合				

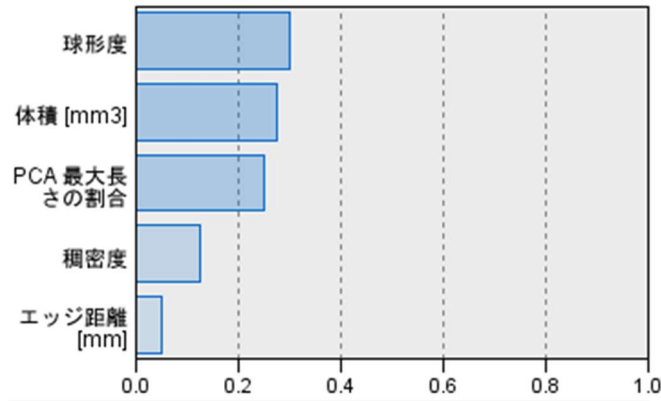


Fig. 3-38 予測変数の重要度

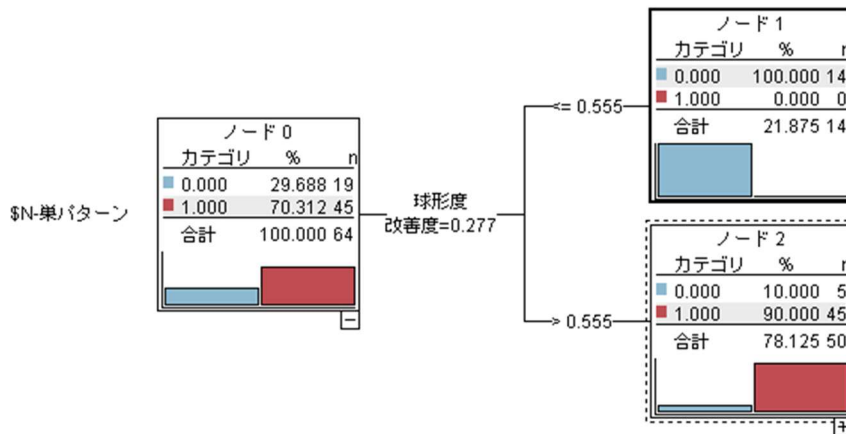


Fig. 3-39 鑄巣の決定木分析結果

以上の分析により、本章で提案した球形度によるひけ巣と巻込み巣の層別は妥当であると考えた。しかし、その比率については成形条件によって異なるため、製品により見直しが必要である。

3.8 ダイカスト加工 CAE の効果

ダイカスト加工 CAE の効果は対象とする製品の複雑さ・製造地域・作業者の能力などにより異なるが、本章で用いたポンプ用ケース程度の複雑さを有する製品を、日本国内でベテラン作業者が実施した場合と加工 CAE を用いた場合と比較した結果を Fig. 3 に示す。本章で求めたダイカスト加工 CAE による局所加圧プロファイルを設計段階で行うため、CAE 用モデル準備・CAE の実施・CAE 結果の確認におよそ 2 日かかるが、その後の試作実験による確認と評価の回数を従来の 3 回から 1 回に短縮できるため、検討日数は従来の 91 日から 24%減の 69 日に短縮できた。また金型

修正コストを金型コストの5%とすると、金型修正回数3回を削減したことにより金型コストを15%低減した。なお、この前提が更に複雑な製品、製造地域に金型修正のための工場がなかった場合、作業者の知見が不十分で修正回数が増えた場合は、更に検討日数が増加することになる。

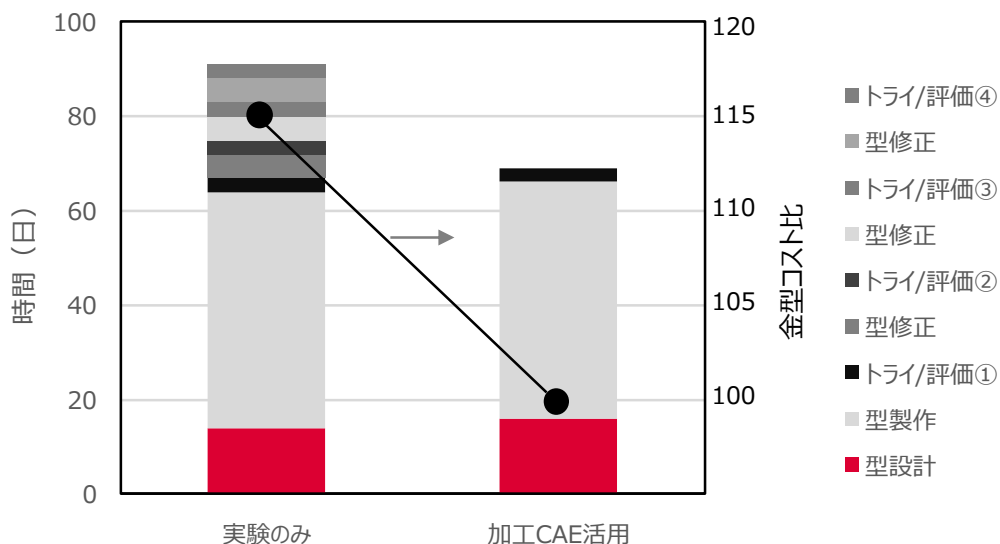


Fig. 3-40 加工 CAE の効果

また局所加圧プロフィールと共に提供された小型ダイカスト加工機を用いた同期一貫ライン構成は Fig. 3-のようになり、現在、87 ラインが稼働中である。

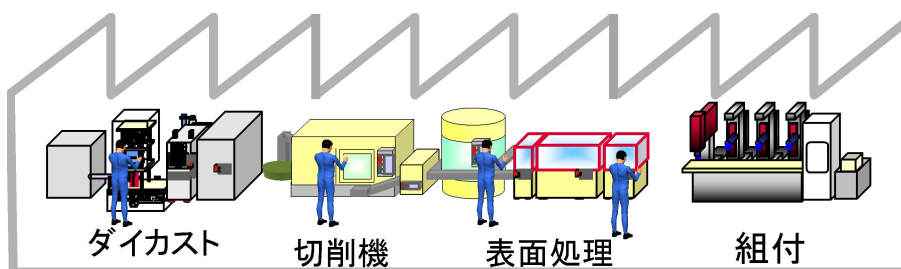


Fig. 3-41 小型ダイカスト加工機を用いたライン構成

3.9 結言

ダイカストでは鋳物内部に発生する巣を防止するため、設備が大型化し、また高温やオイルミストといった環境的問題から専用建屋へ設置が必須であったため、少量分散生産の実現が懸念されていた。その問題を解決する小型ダイカ

スト設備が構想された。本章では、巣低減のキーとなる「局所加圧ピンのプロファイルの短時間導出」を目標とし、ダイカスト加工 CAE でひげ巣体積を計算し、ガス分析で求めた巻込み巣体積を加えることで鑄巣体積の経時変化を明らかにし、その体積に合わせて局所加圧ピンを挿入する手法を提案し、従来よりも生産準備期間を 24%削減した。

ダイカスト加工 CAE による温度解析結果の妥当性は、鑄巢中に析出するひげ巣分布との比較により確認した。鑄物中に共存する巻込み巣を層別するため、X 線 CT と画像解析により鑄巣形状を数値し、両者を区別するしきい値についても決定木分析を用いて妥当性を把握した。

小型ダイカスト加工機にて高機能製品を少量分散生産した場合の製品競争力の 5 項目バランスを Fig. 3-に示す。従来の大型ダイカストよりもコスト、環境、デリバリの点で優れた生産が可能となり、製品競争力を向上させることができた。

今後の課題としては、加工 CAE の妥当性を確認するための凝固中の材料内部の温度計測がある。今回は温度計測手法がなく、ひげ巣という出来栄えでの比較となったが、高温・高圧下でも温度計測可能なセンサが開発されれば、加工 CAE による温度計算結果の妥当性を確認することができる。また今回は局所加圧ピン 1 本の製品を対象としたが、数本用いる製品もある。その場合、各加圧ピンの相互作用を考慮する必要があり、更に複雑な現象を計算できる加工 CAE のアルゴリズムの開発も必要である。

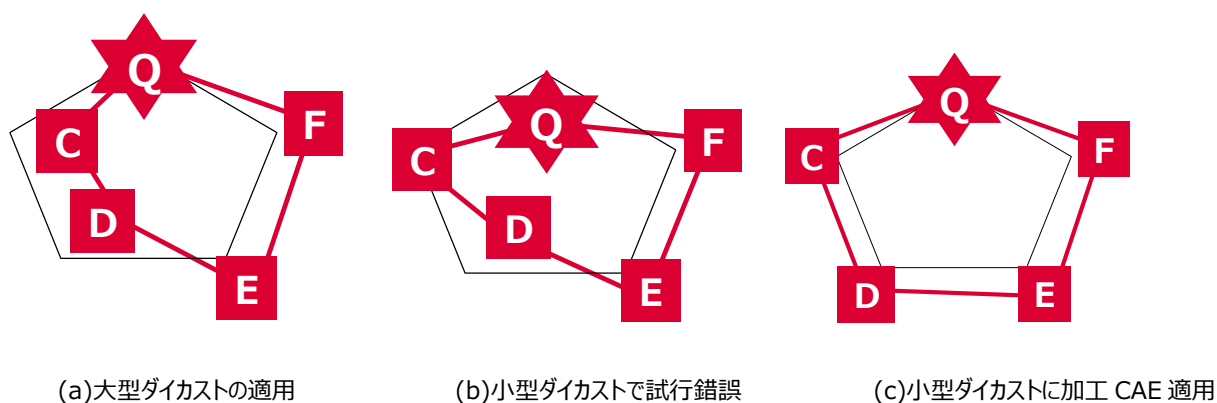


Fig. 3-42 少量分散生産の各条件における 5 項目バランス

第3章の参考文献

- [1] B.S. Sybgm, I.S. Kim: The molding analysis of automobile parts using the die-casting system, J. of Materials Processing tech., Vol.201 (2008) 635-639
- [2] S.W. Youn, C.G. Kang, P.K. Seo: Thermal fluid/solidification analysis of automobile part by horizontal squeeze casting process and experimental evaluation, J. Materials Processing Tech., Vol.146 (2004) 294-302
- [3] G. Song, A. Atrens, M. Dargusch: Influence of microstructure on the corrosion of diecast AZ91D, Corrosion Science, Vol.41 (1998) 249-273
- [4] ダイカスト研究部会編: ダイカストの鑄造欠陥・不良及び対策事例集 (日本鑄造工学会) (2000)
- [5] 中江秀雄: 鑄造工学 (産業図書) (1995)
- [6] 半谷禎彦, 高橋俊也, 北原総一郎, 桑水流理, 宇都宮登雄, 吉川暢宏: ダイカストの引張強度に及ぼす鑄巣低減圧縮処理の影響, 鑄造工学, Vol.81 (2009) 218-221
- [7] 大西修嗣, 鷹合徹也, 飯塚康夫, 影山望: ダイカスト製品の内部品質と実体強度に及ぼす溶湯処理方法の影響, 鑄造工学, Vol.68 (1996) 572-578
- [8] 井澤龍介, 梅澤修, 桑田浩: 局部加圧による ADC12 合金ダイカストの疲労強度向上, 鑄造工学, Vol.86 (2014) 294-300
- [9] 濱崎昌典, 宮原広郁: ADC12 合金ダイカスト製品におけるポロシティの分布と押し湯効果の解析, 鑄造工学, Vol.84 (2012) 612-617
- [10] 桑水流理, 松村圭悟, アギアルデソウザ ヴィニシウス, 小林正和, 戸田裕之: 低サイクル疲労を受けるアルミニウム鑄造合金の三次元き裂発生挙動, 軽金属, Vol.64 (2014) 570-575
- [11] M. Avalle, G. Belingardi, M. P. Cavatorta, R. Doglione: Casting defects and fatigue strength of a die cast aluminium alloy: a comparison between standard specimens and production components, International J. of Fatigue, Vol.24 (2002) 1-9

- [12] M. Luetje, M. wicke, I. Bacalcoa, A. Brueckner-Foit, A. Geisert, M. Fehlbier: 3D characterization of fatigue damage mechanisms in a cast aluminum alloy using X-ray tomography, *Inter. J. of Fatigue*, Vol.103 (2017) 363-370
- [13] 田中栄人, 金澤賢一, 矢野賢一, 川谷龍勢, 小倉純一: X線 CT 画像を用いたアルミニウム合金ダイカストの鑄巣欠陥判別システムの開発, *鑄造工学*, Vol. 88 (2016) 85-91
- [14] 半谷禎彦, 北原総一郎, 桑水流理, 吉川暢宏: X線 CT 画像を用いたダイカスト内鑄巣面積分布に対するフラクタル解析, *鑄造工学*, Vol.80, No.5 (2008) 284-289
- [15] J. Kastner, B. Harrer, G. Requena, O. Brunke: A comparative study of high resolution cone beam X-ray tomography and synchrotron tomography applied to Fe- and Al-alloys, *NDT&E International*, Vol.43 (2010) 599-605
- [16] J.P. Weiler, J.T. Wood, R.J. Klassen, E. Marie, R. Berkmortel, G. Wang: Relationship between internal porosity and fracture strength of die-cast magnesium AM60B alloy, *Materials Science and Engineering A*, Vol.395 (2005) 315-322
- [17] P. Hermanek, S. Garmignato: Reference object for evaluating the accuracy of porosity measurements by X-ray computed tomography, *Case Studies in Nondestructive Testing and Evaluation*, Vol.6 (2016) 122-127
- [18] J. Kastner, B. Plank, Dietmar Salaberger, Jakov Sekelja: Defect and porosity determination of fibre reinforced polymers by X-ray computed tomography, 2nd international symposium on NDT in aerospace (2010) We.1.A.2
- [19] T. C. Su, C. O'Sullivan, T. Nagira, H. Yasuda, C. M. Gourlay: Semi-solid deformation of Al-Cu alloys: A quantitative comparison between real-time imaging and coupled LBM-DEM simulations: *Acta Materialia*, Vol.163 (2019) 208-255
- [20] 柏井茂雄, 大中逸雄, 池田孝史, 香川雅彦: カウンターピストンによる密閉吸引式電動射出ダイカストマシンの開発, *鑄造工学*, Vol.84 (2012) 451-455

- [21] 鈴木治男：スクイズ併用ダイカスト鑄造法の開発，*鑄物*，Vol.60 (1988) 737-741
- [22] A. Maleki, B. Niroumand, A. Shafyei: Effects of squeeze casting parameters on density, macrostructure and hardness of LM13 alloy, *Materials Science and Engineering: A*, Vol.428 (2006) 135-140
- [23] 西直美：日本におけるダイカストの現状と展望，*鑄造工学*，Vol.80 (2008) 677-683
- [24] 波多野智之，高木博巳，原田英明，肥後徳仁，西川浩司：地球環境にやさしい省エネルギーダイカスト技術の開発，*鑄造工学*，Vol.82 (2010) 223-229
- [25] E. Hajjari, M. Divandari: An investigation on the microstructure and tensile properties of direct squeeze cast and gravity die cast 2024 wrought Al alloy, *Materials and Design*, Vol. 29 (2008) 1685-1689
- [26] E. S. Kim, K. H. Lee, Y. H. Moon: A feasibility study of the partial squeeze and vacuum die casting process: *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.105 (2000) 42-48
- [27] D. YMaeng, J. HLee, C. W. Won, S. S. Cho, B. S. Chun: The effects of processing parameters on the microstructure and mechanical properties of modified B390 alloy in direct squeeze casting, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.105 (2000) 196-203
- [28] S. Kleiner a, O. Beffort a, A. Wahlen b, P. J. Uggowitzer: Microstructure and mechanical properties of squeeze cast and semi-solid cast Mg-Al alloys, *Journal of Light Metals*, Vol.2 (2002) 277-280
- [29] A. Maleki, B. Niroumand, A. Shafyei: Effects of squeeze casting parameters on density, macrostructure and hardness of LM13 alloy, *Materials Science and Engineering A*, Vol.428 (2006) 135-140
- [30] L. J. Yang: The effect of casting temperature on the properties of squeeze cast aluminium and zinc alloys, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.140 (2003) 391-396
- [31] K. M. AminNadeem, A. Mufti: Investigating cooling curve profile and microstructure of a squeeze cast Al-4%Cu alloy: *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.212 (2012) 1631-1639
- [32] S-W Kim, G. Durrant, J-H Lee, B. Cantor: The effect of die geometry on the microstructure of indirect squeeze cast and gravity die cast 7050 (Al-6.2Zn-2.3Cu-2.3Mg) wrought Al alloy: *Journal of Materials Science*, Vol.34 (1999) 1873-1883

- [33] E. S. Kim, K. H. Lee, Y. H. Moon: A feasibility study of the partial squeeze and vacuum die casting process, *J. of Materials Processing Technology*, Vol. 105 (2000) 42-48
- [34] P. Vijian, V. P. Arunachalam: Optimization of squeeze cast parameters of LM6 aluminium alloy for surface roughness using Taguchi method: *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 180, (2006) 161-166
- [35] M. Patel G. C., Prasad Krishna, M. B. Parappagoudar: Optimization of squeeze cast process parameters using taguchi and grey relational analysis: *Procedia Technology*, Vol.14 (2014) 157-164
- [36] R.V. Rao, V.D. Kalyankar, G. Waghmare: Parameters optimization of selected casting processes using teaching-learning-based optimization algorithm: *Applied Mathematical Modelling*, Vol.38 (2014) 5592-5608
- [37] Lewis R.W, Postek E.W., Gethin D.T.: A finite element model of the squeeze casting process, *International Journal of Numerical Methods for Heat and Fluid Flow*, Vol.16 (2006) 539-572
- [38] Sun Z. Z., Yu A., Hu H., Han L. H.: Mathematical modelling of squeeze casting of magnesium alloy AM50: *Defect and Diffusion Forum*, Vol.297 (2010) 105-110
- [39] Paul W. Clery, Joseph Ha, Mahesh Prakash, Thang Nguyen: Short shots and industrial case studies: Understanding fluid flow and solidification in high pressure die casting, *Applied Mathematical Modelling*, Vol.34 (2010) 2018-2033
- [40] Paul W. Cleary: Extension of SPH to predict feeding, freezing and defect creation in low pressure die casting, *Applied Mathematical Modelling*, Vol. 34 (2010) 3189-3201
- [41] Xu C. L., Li L. Y., Research and simulation of the temperature on multi squeeze casting, *Advanced Materials Research*, Vol.497 (2012) 339-343
- [42] Xu C. L., Ying F. Q.: Research on numerical simulation of filling velocity of indirect squeeze casting in shaping the thin walled work piece, *Applied Mechanics and Materials*, Vol.48 (2011) 964-970
- [43] 鯉淵卓也, 茅根佳孝, 山県司 : 鑄造シミュレーションシステム ADSTEFAN, *鑄造工学*, Vol.86 (2014) 906-910

- [44] E. Niiyama, T. Uchida, M. Morikawa and S. Saito: A method of shrinkage prediction and its Application to steel casting practice, *49th International Foundry Congress (1982) Paper No.10*
- [45] 杉山義雄, 岩堀弘昭, 米倉浩司, 大河内祥晴: アルミニウムダイカストの溶湯圧力伝播と鑄物品質, *鑄物*, Vol.66 (1994) 412-417
- [46] 山縣裕: 鑄造における型内現象の見える化, *鑄造工学*, Vol.58 (2017) 913-917
- [47] 田中孝一, 寺嶋一彦, 野村宏之: 減圧下におけるダイカスト湯流れ挙動, *鑄物*, Vol.65 (1993) 277-283
- [48] 李紹敏, 峯憲一郎, 三中西信治, 安齋浩一: スクイズキャスティングでの加圧による溶湯補給を考慮したひけ巣の量的数値予測, *鑄造工学*, Vol.78 (2006) 641-647
- [49] 恩田祐, 西川真一, 村上弘文, 神戸洋史, 大中逸雄: 低温鑄込み ADC14 合金ダイカストの湯流れ模様とポロシティ: *鑄造工学*, Vol.75 (2003) 17-22
- [50] 万里, 野村宏之: 局部加圧した亜共晶アルミニウム合金凝固挙動の解析, *鑄造工学*, Vol. 75 (2003) 391-396
- [51] 大塚幸男: ダイカストの巻込み・ひけ巣欠陥予測シミュレーションの実験検証と精度向上, *鑄造工学*, Vol.85 (2013) 92-98
- [52] 濱崎昌典, 宮原広郁: ADC12 合金の凝固組織とダイカストプロセスにおけるひけ巣臨界条件, *鑄造工学*, Vol. 84 (2012) 375-382
- [53] 高橋勇, 内田敏夫, 安齋浩一: ひけ巣量予測手法を用いた押し湯形状の自動最適設計, *鑄造工学*, Vol.78 (2006) 661-667
- [54] Q. Dong, J. Zhang, B. Wang, X. Zhao: Shrinkage porosity and its alleviation by heavy reduction in continuously cast strand, *J. of Materials Processing Technology*, Vol.238 (2016) 81-88
- [55] S. Kulasegaram, J. Bonet, R.W. Lewis, M. Profit: High pressure die casting simulation using a Lagrangian particle method, *Communications in numerical methods in engineering*, Vol.19 (2003) 679-687
- [56] M. Merlin, G. Timelli, F. Bonollo, G.L. Garagnani: Impact behavior of A467 alloy for low- pressure die casting automotive wheels, *J. of Materials processing Technology*, Vol.209 (2009) 1060-1073

- [57] K. Domkin, J.H. Hattel, J. Thorborg: Modeling of high temperature and diffusion controlled die soldering in aluminum high pressure die casting, J. of Materials Processing Technology, Vol.209 (2009) 4051-4061
- [58] 高木博己：デンソーにおけるダイカスト部品の高品質化の取り組み, デンソーテクニカルレビュー, Vol.11 (2006) 59-66
- [59] 飯見秀紀, 亀山吉朗, 鈴木芳雄, 長縄由紀子, 加藤鋭次, 野村宏之：ダイカスト湯流れの可視化検証による解析精度向上, デンソーテクニカルレビュー, Vol. 6 (2001) 100-106
- [60] 三輪田靖彦：X線 CT による形状計測とボリウムモデリングの現状と課題, 精密工学会誌, Vol.82 (2016) 497-501
- [61] 飯山将晃：使える! 統計検定・機械学習Ⅳ – Random Forests を用いたパターン認識, システム制御情報, Vol.59 (2015) 71-76

第4章 小型揺動鍛造機実現のための加工 CAE 活用

4.1 研究の背景

4.1.1 冷間鍛造の課題

鍛造加工とは、プレス機械を用いて金型に設置した材料に圧縮荷重を加えることにより、材料を金型に沿わせて流動させ、複雑な形状の製品を高速・高精度で生産できる加工方法である。特に室温で成形する冷間鍛造は、熱間鍛造・温間鍛造と比較し材料の流動性は劣るが、特殊な形状の部品を高精度に成形できるという特徴がある^{[1]-[3]}。密閉鍛造の場合、加工終期において拘束係数が高まり、パンチ荷重が急速に上昇する (Fig.4-1) ため、高圧力が生成できる大型プレス鍛造機 (Fig.4-2) が使用されている。大型プレス機は加工中の振動、騒音が大きいこと^[4]、また金型交換にはクレーン作業が必要なため専用建屋に設置されており、組付けなど精度が要求される工程を含む同期一貫ライン^[5]への適用は困難であった。従来大型プレス鍛造機を従来ラインに適用し、高機能製品を少量現地生産した場合の製品競争力の5項目バランスを Fig. 4-3 に示す。黒い線が従来大量集中生産のレベル、赤い線が今回のレベルである。外側ほど、競争力が高いことを示している。また品質は他の項目よりも重要であるため、星印で示している。従来の射出成形機は設備価格が高額で、物流のための人工、経費が必要なため、コストが悪化するが、供給先と近いためデリバリは向上する。加工品質は従来と同等で高い。

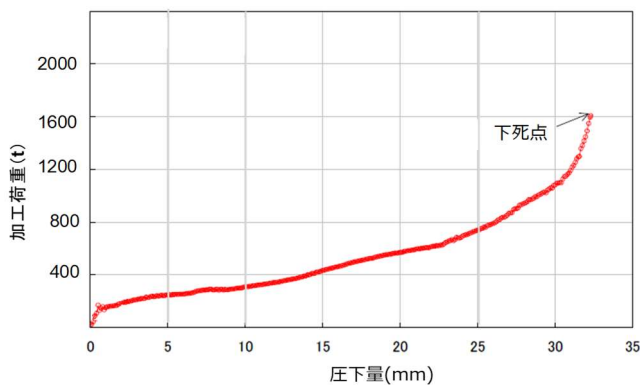


Fig. 4-1 冷間鍛造における加工荷重の例



Fig. 4-2 従来の大型プレス鍛造機

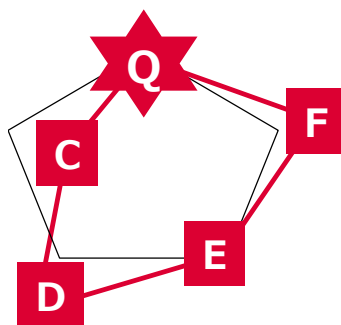


Fig. 4-3 大型プレス加工機の5項目

4.1.2 小型揺動鍛造機の概要と課題

少量生産において製品競争力を向上させるためには、第1章で述べた様に同期一貫ライン (Fig.1-15) が有効であり、ライン成立のためには小型で低価格な加工機が必須である。小型鍛造加工機はこれまで多くの開発がなされている。例えば製造する製品毎に必要な最小限の工数と荷重を見積り、ミニマムな専用設備^[6]、単工程用の小型加工機を複数台組み合わせて使用する事例^[7]、低周波振動を付加し加工荷重を低減する工法^[8]、異なる応力成分の重ね合わせにより加工方向の応力成分を低減する工法^[9]などが報告されている。回転加工は工具、または素材を回転させて逐次加工を行うため加工力が低く、設備の小型化が可能である^[10]。回転加工の一種である揺動鍛造 (Fig. 4-4) は、揺動運動する円錐面を持つ上型に素材を押し当て、圧延の様に素材を部分的に加工し、また素材に対しては揺動運動をしながら円周方向に順次加工する方法であり、加工荷重が従来の 1/5~1/10 と大幅に低いため、設備を小型化できる。また騒音・振動が極めて少なく、金型も小型で交換が容易^{[11][12]}であるため同期一貫ラインへの適用も可能である。本章では揺動鍛造を対象に研究を進めることとする。

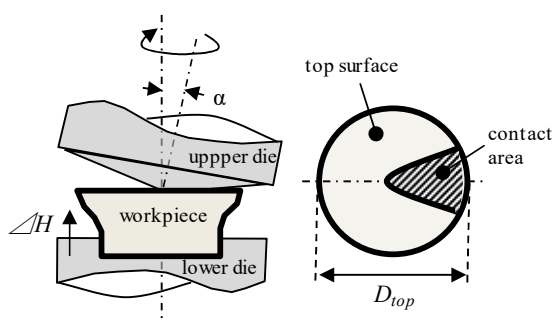


Fig. 4-4 揺動鍛造の概念図と上型と素材の接触部位

揺動鍛造は 1980 年頃、欧州で開発された加工方法である。揺動鍛造の特徴は変形が上型側に集中した不均一塑性変形で、所謂「マッシュルーム形状」になることである^{[13][14]}。1980 年代にはそれを抑える研究が多くなされた。久保ら^[15]による加工荷重と素材厚みの制御、中村ら^[16]による揺動 1 回転当たりの圧縮量制御による不均一変形の抑制が報告されている。また特徴的な変形メカニズムを明らかにするために、格子線ひずみ解析法により材料内部の流動状態とひずみ分布の計測^[17]、幾何学シミュレーションによる上型と素材の接触領域を求める理論式の導出^[18]、測定ピンを挿入した金型を用いた実験との比較^[19]、リング状ワークの加工荷重、トルクと塑性変形を計算と実験で比較した事例^[20]、メタルフローの観察による内部の変形領域の形成過程の推定^[21]、圧力測定用プラテンを用いた揺動鍛造中の圧力測定^[22]が報告されている。

1990 年以降は計算のためのハード、ソフトが進化し、揺動鍛造加工挙動の三次元解析が可能となり、不均一変形のメカニズム解析が報告された。例えば片山ら^[23]、Liu ら^[24]は剛塑性 FEM による接触領域および三次元的な変形特性の解析を行った。その他、弾塑性 FEM による成形パラメータの寄与度の計算^{[25][26]}、プレスとの比較^{[27][28]}、金型破壊予測^[29]が報告された。またそれまでは素材上面の変形が注目されていたが、下型に設けた溝への材料流動挙動計測も行われた^[30]。素材としては円柱の他、リング形状^[31]、アルミニウム合金^[32]、低炭素鋼が報告されている^[33]。ギア類など複雑形状を有する製品への適用も進んでいる^{[32], [35]-[37]}。三次元解析は可能となったものの多大な計算コストを要するため、遺伝的アルゴリズムを用いて最適金型形状を求める研究も報告されている^[34]が、入力変数は金型キャビティ形状や素材形状であり、精度を上げるためには鍛造加工中の材料センシングが必要である。これらの研究から、揺動鍛造は従来の全面鍛造と比較し、大幅に加工荷重が大幅に低減され小型化できるものの、変形制御が難しい加工方法であると言える。

いずれの研究も形状と各パラメータの関係を述べるか、成形条件を固定し出来栄を評価しているのみで、所望の形状を得るための指針は確立されていない。揺動鍛造の最適条件導出が試行錯誤に陥った場合の製品競争力の 5 項目バランスを Fig. 4-5 に示す。小型設備によるエネルギー消費量の低下、及び製品機能向上により E、F が向上し、設備コストが低下したことにより C が向上するが、Q・D が悪化し製品競争力を失う懸念がある。

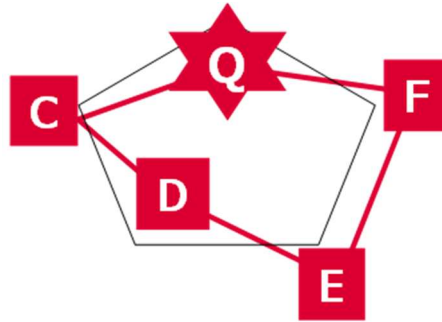


Fig. 4-5 試行錯誤に陥った場合の小型揺動鍛造機の5項目

一方、塑性加工 CAE は成形条件に対する変形や内部応力分布を計算可能であるが、非線形解析のため多大な計算コストを要する。一般的には三次元を二次元問題に近似し、計算負荷を下げるが行われるが、加工部が連続的に移動する揺動鍛造の変形挙動を二次元化することは困難である。結果が得られるまでに時間かかる加工 CAE ではメリットが少なく、従来からのノウハウを生かした試作実験にて最適条件・最適金型構造を行うことが多いが、現地生産ではノウハウが少なく生産準備に手間取る可能性がある。

4.1.3 本章の目的と進め方

同期一貫生産を実現するために小型揺動鍛造加工機は必須であるが、変形制御が難しい。揺動鍛造加工の変形は揺動 1 回転当たりの圧縮量： ΔH に大きく影響することは既に報告されているが、 ΔH と変形し易さの関係は明らかになっていない。本章では「揺動 1 回転当たりの圧縮量を短時間に求めること」を目的とする。そのためには ΔH と変形し易さの関係を明らかにする必要があるが、単純モデルの実験と塑性加工 CAE を組み合わせ、変形し易さを示す指標としきい値を提案する。本章における進め方を Fig. 4-6 に示す。数字は各項を示している。

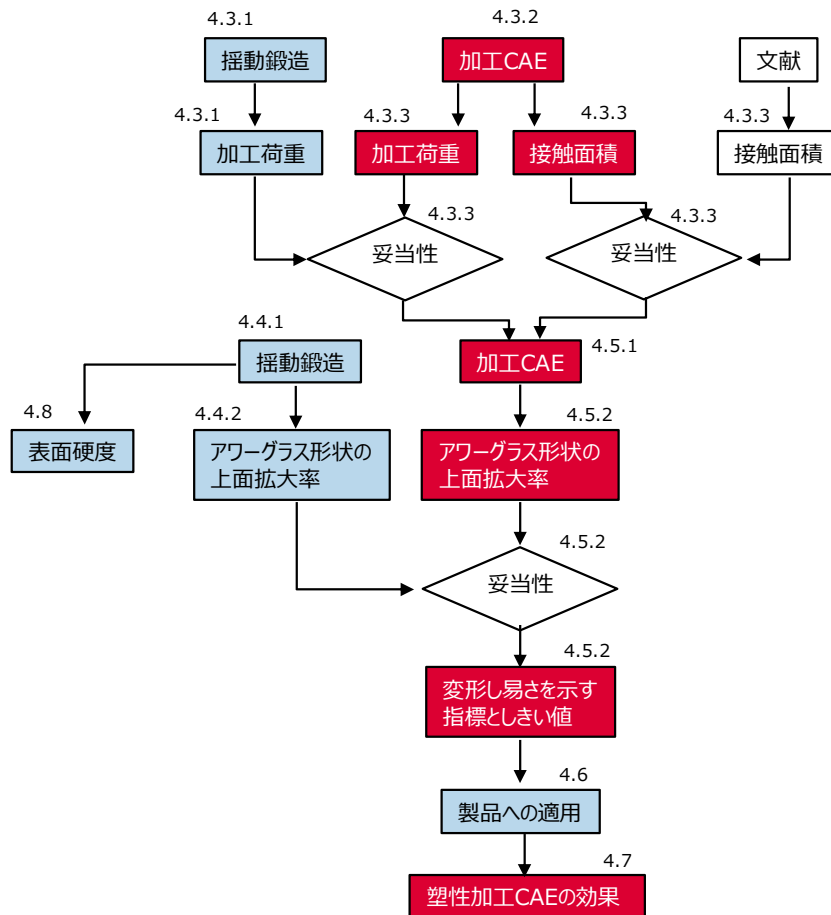


Fig. 4-6 第4章の研究フロー

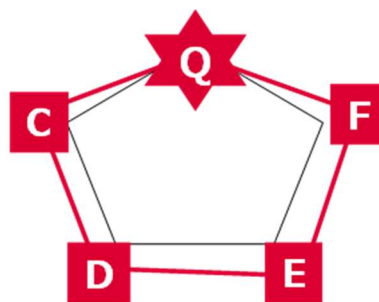


Fig. 4-7 塑性加工 CAE により最適条件取得期間が短縮された場合の5項目

4.2 対象製品

本章で扱う製品（バリ除去前）を Fig. 4-8 に示す。6本の爪が放射上に伸びた形状である。製品機能上、高い寸法精度が求められる。特に爪先部の形状は重要で、黄色の楕円で囲んだような材料未充填とならない加工条件・金型構造が求められる。



Fig. 4-8 対象製品（バリ除去前）と材料未充填の例

4.3 塑性加工 CAE の妥当性評価

揺動鍛造の特徴は Fig. 4-4 に示すように連続する局所加工である。加工面積は揺動 1 回転当たりの圧縮量： ΔH が大きくなる程、大きくなる^[19]。加工荷重と加圧面積の間には式 (4-1) の関係があることが知られている^[38]。

$$P_f = C \cdot k \cdot S_f \quad (4-1)$$

ここで P_f : 加工荷重, k : 平均変形抵抗, S_f : 加工面積, C : 拘束係数である。この式より, C と k が一定であれば, 加工面積は加工荷重に比例すると言える。そこで本章では変形抵抗を実験的に求め, 拘束係数が加工中, 変化する難しい据込みを用いて加工荷重を計測し, その結果を塑性加工 CAE 結果と比較し, 妥当性を評価することとした。

4.3.1 実験方法

Table 4-1 の組成から成るφ55mm, 高さ 70mm の円柱を, 深さ 5mm の深さを持つ灰皿状の下型にセットし Table 4-2 に示す条件で揺動鍛造加工した。揺動 1 回転当たりの圧縮量: ΔH は 0.06mm/rev と 1mm/rev の 2 種類とし, 加工荷重 P_f を設備に内蔵されたロードセルにて計測した。

Table 4-1 材料組成

C	Si	Mn	P	S	Al
0.04	0.04	0.31	0.013	0.006	0.037

Table 4-2 成形条件

パラメータ	値
素材の直径(mm)	55
素材の高さ(mm)	70
圧縮量(mm)	25
揺動一回転当たりの圧縮量(mm/r)	0.06, 1
上型の傾角(度)	2

4.3.2 塑性加工 CAE 方法

1.2.3 (1) で述べた剛性方程式を有限要素法により離散化し計算した。解析モデルを Fig. 4-9 に示す。実験同様、下型に深さ 5mm の溝を設け、その上に素材をセットし下型ごと上方に移動させた。上型は実験同様、2 度の傾角を有している。素材は弾塑性体で 3 次元 tetra 要素とし、計算中、要素形状の歪み、または素材への金型の食い込み量が多くなった場合、自動的にリメッシュするように設定した。金型は剛体で三角形 shell 要素にて分割した。素材の材料物性を Table 4-3、各種パラメータを Table 4-4 に示す。変形抵抗は、実験と同素材の円柱の圧縮試験で求めた Fig. 4-10 を使用し、ひずみ 1 以上は外挿した。加工荷重は素材に作用する z 方向の力として求めた。計算機は Z840 Workstation (HP) を用い、鍛造専用 CAE ソフト FORGE (Transvalor 社製) を用いた。

全面プレス鍛造では加工中、素材は上型と全域が接触し加圧される。それに対し揺動鍛造は Fig. 4-4 に示すように、素材上面の一部のみが上型で加圧され、その加圧部が滑らかに素材上面を移動する。計算はまず上型と素材の接触判定を行い、接触していると判定された領域に荷重を付与し、塑性変形解析を行う。接触の判定方法は金型の節点と素材の各節点の距離を計算し、その中から最小距離を見つけ、その距離が正であり、かつ規格値よりも小さければ接触、大きければ接触していないとする。距離が負の場合は、金型が素材に食い込んでいることになるので、リメッシュを行い、再度、接触判定を行う。接触判定の計算コストは膨大になるため、金型の階層化法^[39]を利用した。金型の階層化法とは、最初に金型表面の三角形要素の重心を中心として、三角形の頂点までの最小距離を半径とする球を定義する方法である。これらの球の内、互いに最も接近している球を含有する上位の球が定義される。このような操作を 3 回繰り返す、金型の階層構造を作成する。3 階層目の球群の中で素材の節点と最も近い球を特定し、それに含まれる 2 階層目の球群に対し計算し、更にその中で最も近い球を設定し、それに含まれる 1 階層目の球群に対して同じ計算を行い、最小距離の節点を抽出する。なお接触判定の規格値はメッシュサイズの 1/3 とした。

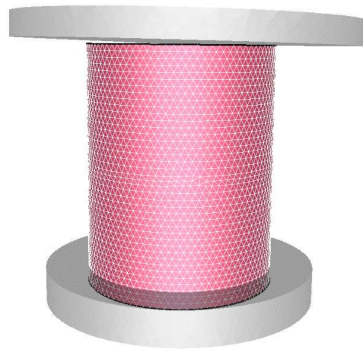


Fig. 4-9 CAE モデル

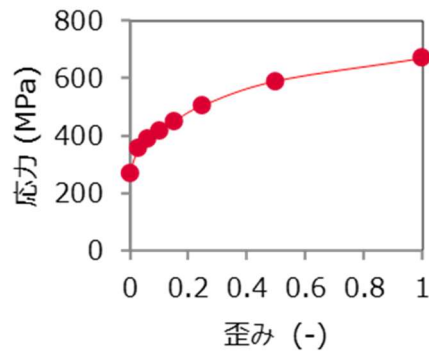


Fig. 4-10 変形抵抗

Table 4-3 材料物性

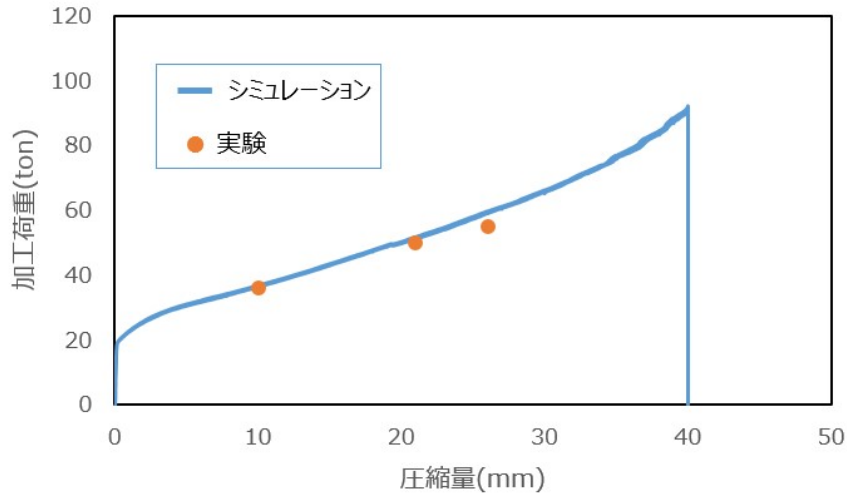
パラメータ	値
密度 (g/cm ³)	7.8
ヤング率 (GPa)	206
ポアソン比 (-)	0.3
降伏点 (MPa)	300

Table 4-4 パラメータ

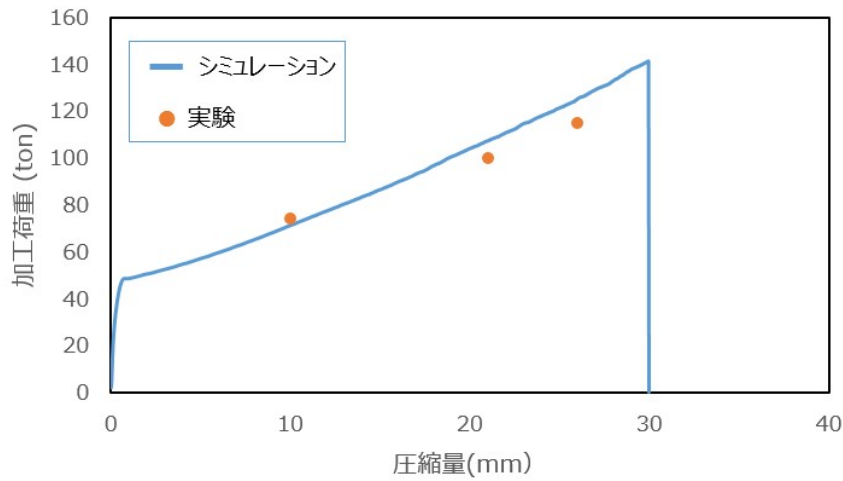
パラメータ	値
初期直径 (mm)	55
初期高さ (mm)	55
圧入量 (mm)	40
揺動 1 回転当たりの圧入量 (mm/rev)	0.06, 1
上型の傾角 (°)	2
摩擦係数	0.1

4.3.3 計算結果と妥当性評価

まず圧縮量に対する加工荷重 P_f の計算結果を Fig. 4-11 の青線で示す。 $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$ では 91ton, $\Delta H=1\text{mm/rev}$ では 140ton であった。 ΔH の小さい方が加工荷重が小さくなることから、久保らの結果^[15]と一致した。実験で得られた加工荷重を Fig. 4-11 の●印で示す。圧縮量が大きくなるほど加工 CAE 結果と実験の差が大きくなったが、相対誤差は最大で 8.7% ($\Delta H=1\text{mm/rev}$, 圧縮量 26mm の時) 内とおよそ一致した。圧縮量が大きくなるほど誤差が大きくなった理由としては、高ひずみ領域は外装した変形抵抗曲線を使用したこと、及び 40 回程度、行われたリメッシュの影響 (体積減 0.15%) が考えられる。リメッシュ回数削減の削減、及び高ひずみ領域の変形抵抗の実測により、計算精度は向上すると考えられる。



(a) $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$



(b) $\Delta H=1\text{mm/rev}$

Fig. 4-11 シミュレーションと実験の加工荷重の比較

次に素材と上型の距離の計算結果を Fig. 4-12 に示す。青い領域が距離 0 であり、接触領域である。 $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$ で素材上面の約 30%、 $\Delta H=1\text{mm/rev}$ で約 80%が上型と接触しているという結果が得られた。揺動鍛造における素材と金型の接触面積の実験は、蘇^[19]らの報告がある。蘇らは $\Delta H=0.038\text{mm/rev}$ にて円筒素材を揺動鍛造し、金型に剣山状に設置した加圧ピンにて接触面積を計測し、扇型に約 20%が接触していることを明らかにした。本章で用いた $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$ の約半分であること、及び距離 0 でも加圧ピンが加圧されない場合

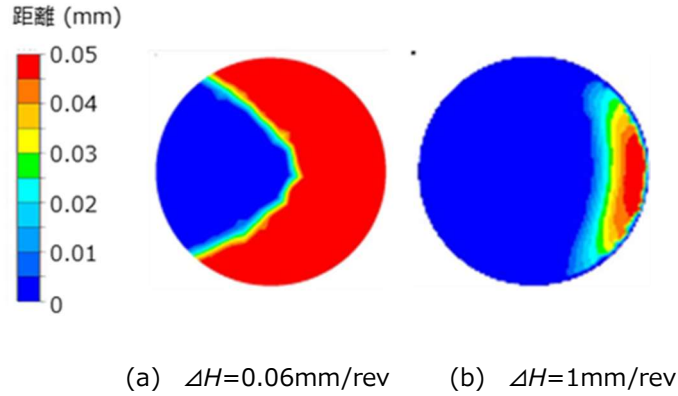


Fig. 4-12 揺動加工中の上型と素材の距離

があるため、直接比較はできないものの、接触領域の形状が扇型であり、値も 20%と 30%と近いことより、加工面積の計算結果は妥当と判断した。

以上、述べた様に上型との接触面積、加工荷重が実験結果とほぼ一致したことより、今回、用いる塑性加工 CAE を変形指針の導出に使用することは問題ないと判断した。

4.4 単純モデルを用いた揺動鍛造の変形指針の導出

久保ら^[15]、Han ら^[25]によると揺動鍛造における変形挙動は、揺動 1 回転あたりの圧縮量 ΔH と素材の形状比 (H/D) に依存する。本章でも ΔH を中心に、円柱を用い基礎実験を行った。

4.4.1 実験方法

Table 4-5 に示す組成を有する低炭素鋼で、初期直径 D_0 : 55mm 一定の初期高さ L_0 : 30, 55, 70mm の 3 種類の円柱素材を準備した。表面にはボンデ処理を行った。素材を直径 55mm、深さ 5mm の溝が形成された灰皿状の下型に固定し、 $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$ 、または 1mm/rev にて 3~40mm の圧縮量になるよう下型ごと上昇させ、揺動回転する上型で成形した (Table 4-6)。評価は外観形状、及び式 (4-2) で示す上面拡大率 $\eta(D_E)$ で比較した。ここで D_E はノギスで計測した除荷後の上面直径である。

$$\eta(D_E) = \frac{D_E - D_0}{D_0} \times 100 \quad (\%) \quad (4-2)$$

Table 4-5 材料組成

C	Si	Mn	P	S	Al
0.04	0.04	0.31	0.013	0.006	0.037

Table 4-6 成形パラメータ

項目	値
初期直径 (mm)	55
初期高さ (mm)	30, 55, 70
圧縮量 (mm)	3~4 0
揺動 1 回転当たりの圧縮量 (mm/r)	0.06, 1
上型の傾角 (度)	2

4.4.2 実験結果

揺動鍛造にて所望の圧縮量 R_E まで圧縮した成形品の外観を Fig. 4-13, 及び Fig. 4-14 に示す。揺動鍛造加工品の形状は上面のみが拡大したマッシュルーム形状 (M) が特徴的^[15]とされていたが、それ以外にアワーグラス形状 (H), ボウル形状 (B) の 3 種類に分類された。











$L_0 \backslash R_E$	3	8	13	15	26	31
30	 M	—	 B	—	—	—
55	 M	 M	 M	—	—	—
70	—	 M	 M	 M	 M	 M

Fig. 4-13 $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$ の成形品外観








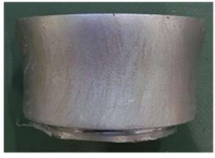
$L_0 \backslash R_E$	3	10	20	25	30
30	—	 B	—	—	—
55	—	 M	 B	—	—
70	 M	 M	 H	 H	 H

Fig. 4-14 $\Delta H = 1 \text{ mm/rev}$ の成形品外観

ここで 3 種類の形状の定義を Fig. 4-15 で説明する。「マッシュルーム形状: M」とは素材の上面は変形しているが、下型側は変形していない形状、「アワーグラス形状: H」とは素材の上面と下型側が共に変形し、上面と下型側との間がくびれている形状、「ボウル形状: B」とは素材の上型側が最も変形し、下型側まで滑らかに拡大している形状と定義する。Fig. 4-13, Fig. 4-14 の各写真の下に形状分類記号, M, H, B を記す。

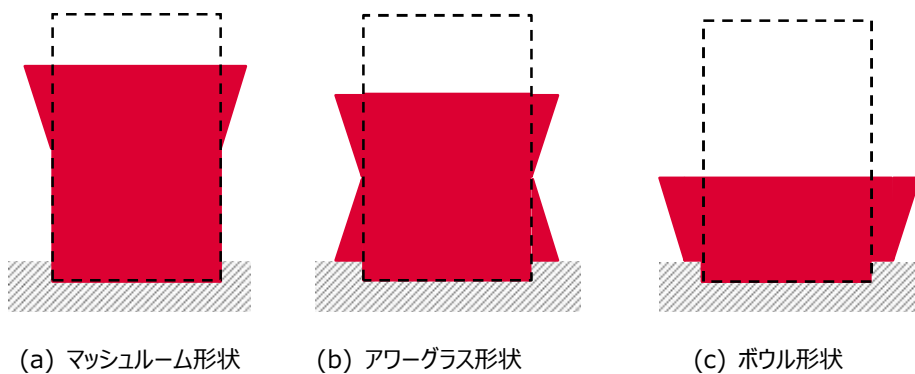


Fig. 4-15 揺動鍛造で成形される形状分類

参考として $D_0 = 55 \text{ mm}$, $L_0 = 55 \text{ mm}$ の円柱を $R_E = 3 \sim 20 \text{ mm}$, 全面プレス鍛造した時のモデル図を Fig. 4-16, 所望の圧縮量 R_E まで圧縮した成形品の外観を Fig. 4-17 に示す。どの条件においても中央が変形した「バレル

形状]になっている。全面プレス鍛造では圧縮量，素材形状によらずバレル形状となるが，揺動鍛造では成形条件や圧縮量，素材のアスペクト比により3種類の形状になる。

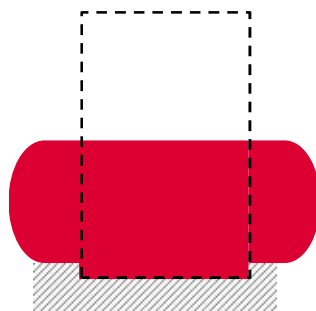


Fig. 4-16 全面プレス鍛造で成形されるバレル形状





L_0 \ R_E	3	8	13	20
55				

Fig. 4-17 全面プレスの成形品外観

揺動鍛造加工における圧縮量 R_E に対する上面拡大率 $\eta(D_E)$ を Fig. 4-18 にまとめた。どの条件においても R_E が大きくなる程， $\eta(D_E)$ が大きくなった。このグラフに M, H, B の形状の分類を重ねたところ，3 領域に層別できるとわかった (Fig. 4-19)。

ここで特徴的なのはアワーグラス形状とボウル形状は，マッシュルーム形状を経てそれらの形状になるということである。アワーグラス形状となった $L_0=70\text{mm}$ ， $\Delta H=1\text{mm/rev}$ ， $R_E=31\text{mm}$ の加工途中の圧縮量 R_P に対する上面拡大率 $\eta(D_{RP})$ を Fig. 4-20 に示す。

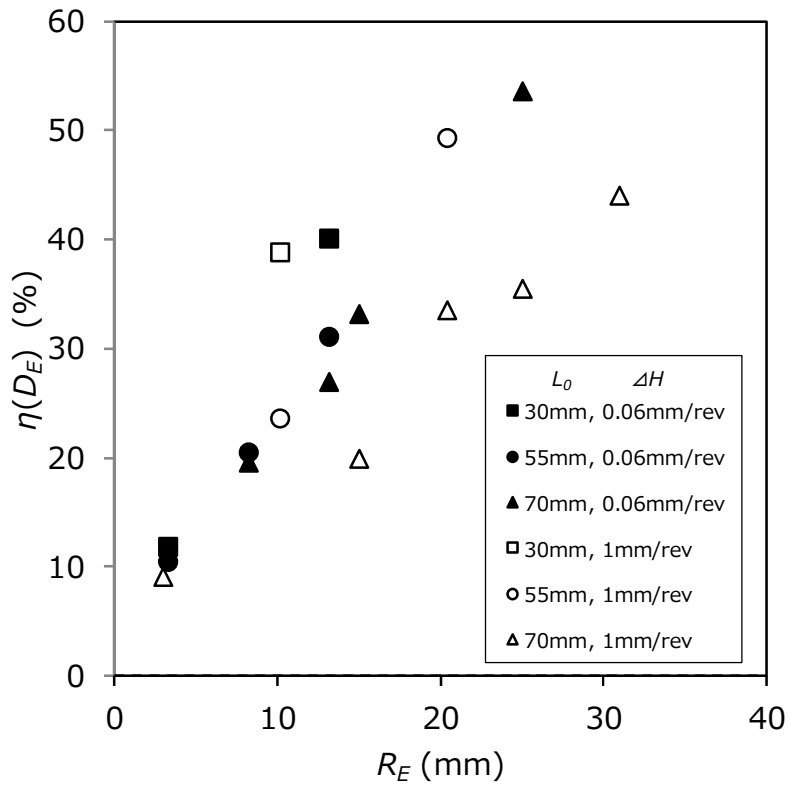


Fig. 4-18 圧縮量 R_E に対する上面拡大率 $\eta(D_E)$

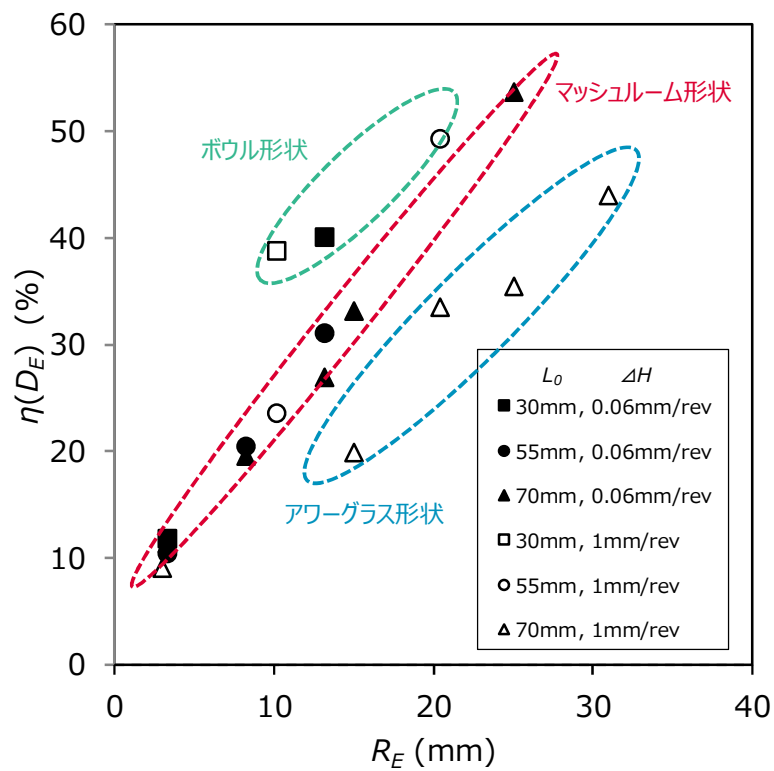


Fig. 4-19 揺動鍛造品の形状による分類

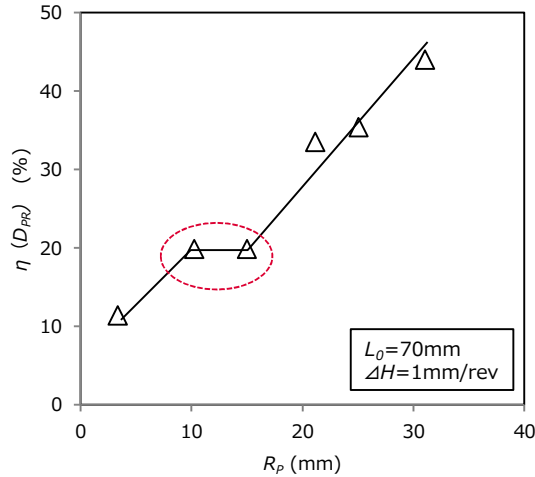


Fig. 4-20 実験で得られたアワーグラス形状に至るまでの上面拡大率: $\eta(D_{RP})$

圧縮量 R_p の増加と共に $\eta (D_{RP})$ が大きくなるが、上面の拡大が停止するプラトー領域 ($R_p=10\sim 15\text{mm}$ の赤で囲った領域) があることがわかった。このプラトー領域以前では M 形状、以降は H 形状であることから、プラトー領域では上面は変形せず、下型側が変形する状況、つまり軸方向全体に塑性変形が拡大する状況を経て、アワーグラス形状の特徴である素材中央のクビレを形成したと考えられる。

アワーグラス形状となるメカニズムを明らかにできれば、変形領域を制御し所望の形状を得るための指針が得られると考え、シミュレーションにより素材の応力、及び歪みを塑性加工 CAE にて解析することとした。

4.5 アワーグラス形状形成過程の解析

4.5.1 解析方法

4.3.2 で述べた塑性加工 CAE 方法と同じ条件で、初期形状 $D_0=55\text{mm}$, $L_0=70\text{mm}$ の円柱を、31mm 圧縮した。この時、揺動 1 回転当たりの圧縮量 ΔH は 1mm/r とした。成形条件のまとめを Table 4-7 に示す。材料物性は Table 4-3 と同じである。

Table 4-7 アワーグラス成形条件

項目	値
初期直径(mm)	55
初期高さ(mm)	70
圧縮量(mm)	31
揺動 1 回転当たりの圧縮量(mm/rev)	1
上型の傾角(度)	2

4.5.2 解析結果と考察

解析にて得られた形状から圧縮量 R_p における上面直径 D_p を計測し、式 (4-3) にて $\eta(D_{RP})$ を計算した結果を Fig. 4-21 に示す。

$$\eta(D_{RP}) = \frac{D_p - D_0}{D_0} \times 100 \quad (\%) \quad (4-3)$$

実験値からは圧縮量が 5mm ずれたものの、解析においてもプラトー領域が存在することがわかった。また圧縮量 $R_E=31\text{mm}$ 時点の上面拡大率 $\eta(D_E)$ は実験で 43%であったのに対し、解析では 47%と相対誤差 9.3%であったことより、解析結果は妥当と判断した。

$\Delta H=0.06\text{mm/rev}$ の加工面における接触面、von Mises 相当応力、最大主応力 (σ_1)、最小主応力 (σ_3) の分布を Fig. 4-22 に示す。補助線として (a) で得られた接触領域の境界を (b) ~ (d) に点線で追記した。ここで主応力は値の大きい方から順に「最大主応力」・「中間主応力」・「最小主応力」と定義し、最小主応力は主応力

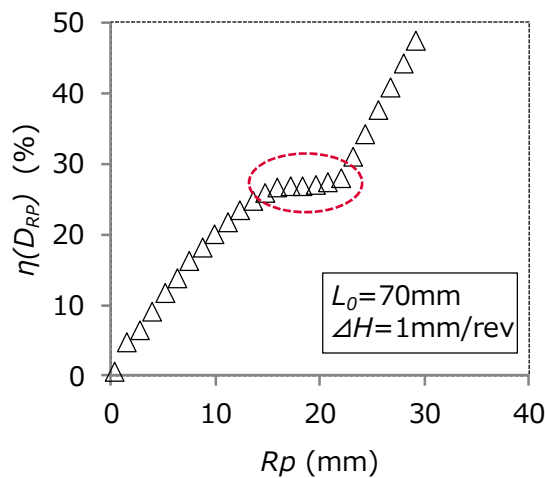


Fig. 4-21 アワーグラス形状に至るまでの上面拡大率 $\eta(D_{RP})$

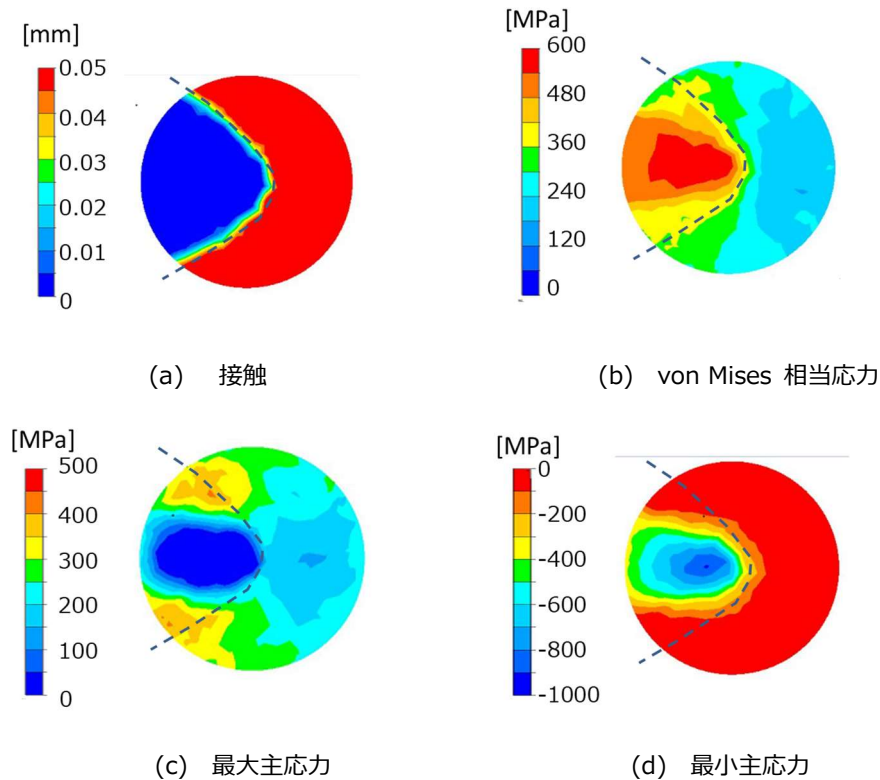


Fig. 4-22 素材上面の接触と応力分布

の最小値で、圧縮応力の評価に使われる。

相当応力分布より、接触領域は均一に変形するのではなく、素材の中心寄りが大きく変形することがわかった。この位置は蘇らの実験結果^[19]ともほぼ一致する。また相当応力が高い領域は、最小主応力の絶対値が 600MPa 以上の領域とほぼ一致する。このことより接触領域内の-600MPa を下回る圧縮応力が、変形の駆動力ではないかと考えた。そこで変形のしやすさを示す評価指標として最小主応力 σ_3 に着目し、圧縮量 R_p に対する揺動加工面全体の σ_3 の中の絶対値としての最大値を Fig. 4-23 に示す。Fig. 4-21 で上面が拡大した領域の σ_3 は-1500~-900MPa であり、プラトー領域であった $R_p=15\sim 21\text{mm}$ では-600~-400MPa であった。前者は揺動鍛造特有の表面に応力が集中した状態であり、後者は応力が徐々に下面に浸透した状態であり、この上面の σ_3 の絶対値が大きい時、上面拡大すると考えられる。

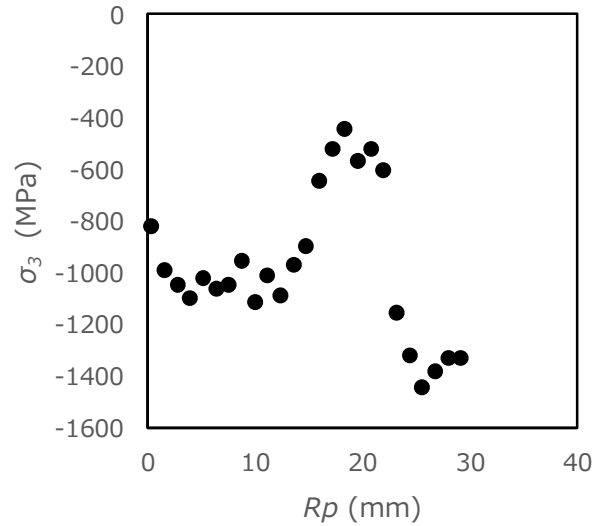


Fig. 4-23 圧縮量 R_p に対する最小主応力 σ_3 変化

σ_3 による変形のし易さを一般化するため、Mises 相当応力で規格した相当応力 σ_{eq} で除した無次元化最小主応力: σ_3/σ_{eq} を R_p に対してプロットした結果を Fig. 4-24 に示す。 $R_p = 15\sim 21\text{mm}$ (赤四角) が上面の拡大しないプラトー領域であるが、その範囲でのみ σ_3/σ_{eq} が-1.2を上回っていることがわかった。また σ_3/σ_{eq} が-1.2となった時点が、下型まで応力が浸透した瞬間を示している。そこで揺動鍛造における材料変形の指針として、「 σ_3/σ_{eq} が-1.2を下回る (圧縮側に大きい) 場合に变形する」という仮説を立て、ボウル形状、及びマッシュルーム形状においても適合するか確認した。

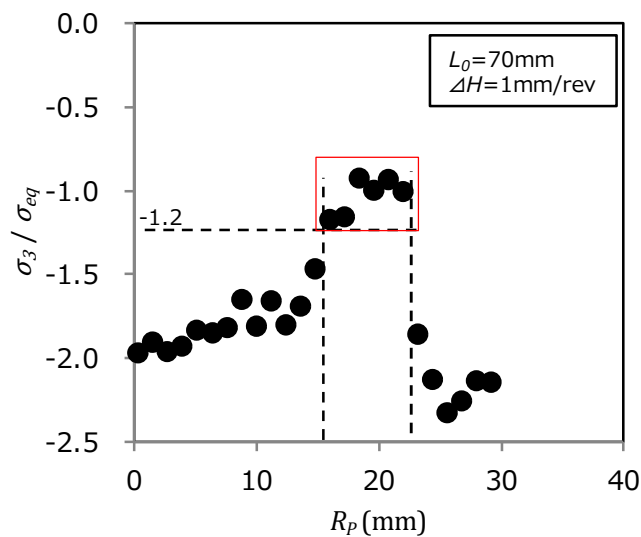


Fig. 4-24 アワーグラス形状 形成過程の σ_3/σ_{eq} 変化

ボウル形状, 及びマッシュルーム形状の圧縮量 R_p に対する σ_3/σ_{eq} を Fig. 4-25, Fig. 4-26 に示す. ボウル形状の σ_3/σ_{eq} は $-1.8 \sim -2.4$ であり, マッシュルーム形状でも σ_3/σ_{eq} は $-1.8 \sim -2.2$ と常に -1.2 を下回っていた. ボウル形状, 及びマッシュルーム形状の形成過程には, アワーグラス形状でみられたような上面拡大が停止する領域はないため, 両形状においても「 σ_3/σ_{eq} が -1.2 を下回る場合に变形する」という仮説が当てはまった.

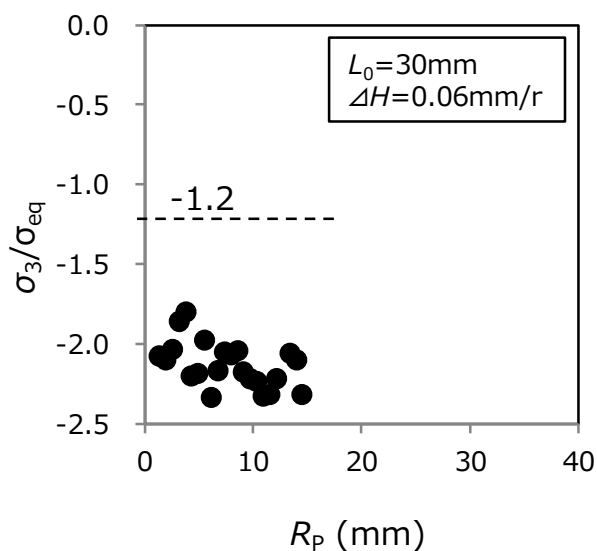


Fig. 4-25 ボウル形状 形成過程の σ_3/σ_{eq} 変化

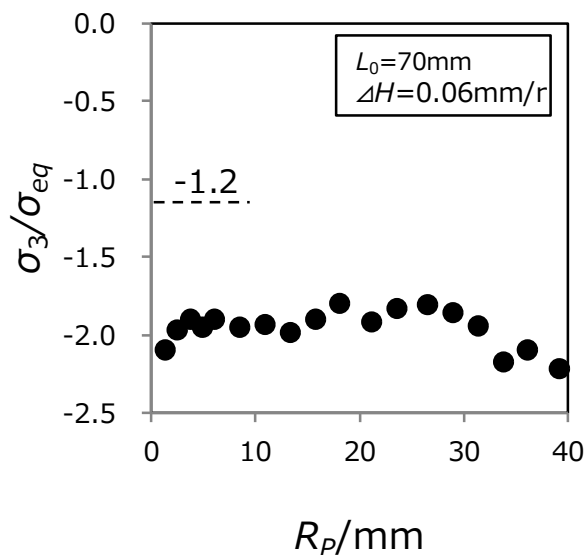
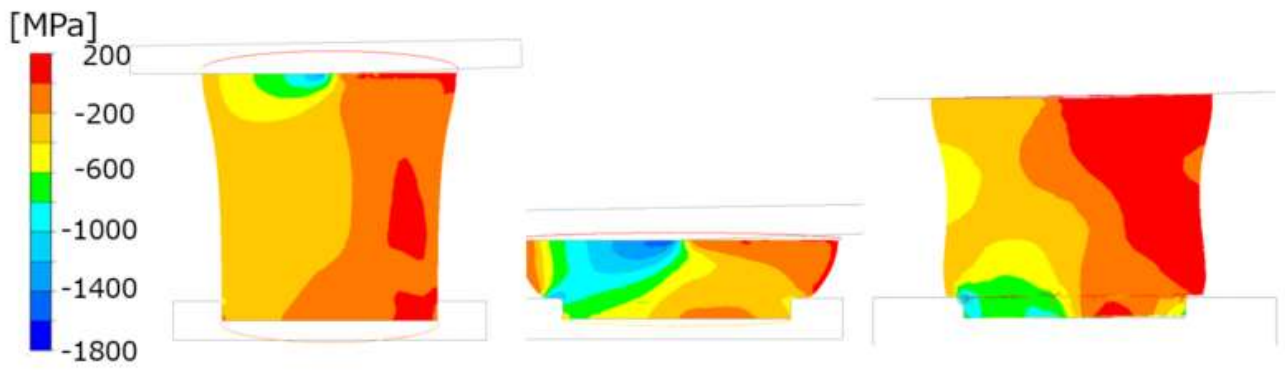


Fig. 4-26 マッシュルーム形状の形成過程の σ_3/σ_{eq} 変化

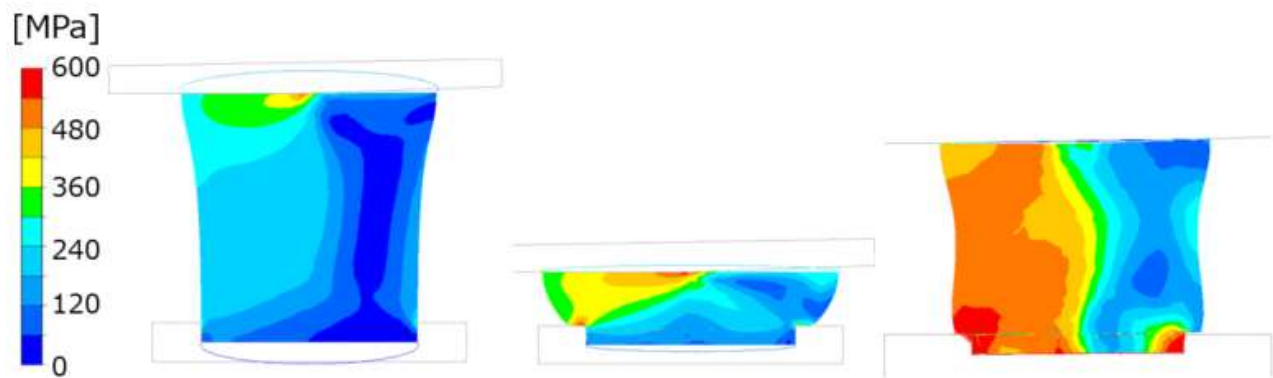
Fig. 4-27 にマッシュルーム形状 (左), ボウル形状 (中), アワーグラス形状 (右) の形成中, 上型が素材左側を圧縮しているタイミングにおける σ_3 , σ_{eq} , σ_3/σ_{eq} 分布 (断面) を示す. どの形状も圧縮されている左側の応力が高くなっているが, その高い領域はマッシュルーム形状・ボウル形状では素材上面, アワーグラス形状では素材下面であった. マッシュルーム形状における σ_3/σ_{eq} が-1.2 を下回る領域は上面付近と素材右側であるが, 後者は実験においてその領域は変形していない. またボウル形状では, ほぼ全域において σ_3/σ_{eq} が-1.2 を下回っているが, 下型の溝内部は実験では変形していない. 「揺動鍛造において材料を変形させるためには $\sigma_3/\sigma_{eq} < -1.2$ が必要」という仮説だけでは, 変形し易さを表現できないことが分かった. 仮説が当てはまらない領域の特徴は, 相当応力が小さく, その結果, σ_3/σ_{eq} の絶対値が大きくなっている. そこで σ_{eq} が降伏応力以上という限定を仮説に加え, 「揺動鍛造において材料を変形させるためには, $\sigma_3/\sigma_{eq} < -1.2$, かつ σ_{eq} が降伏点 (300MPa) 以上」とすると, 全ての形状の変形し易さを表現できた.

また下型側を変形させるためには, ΔH を 1mm/rev 程度と大きくし, 圧縮応力を深く浸透させることが有効であり, 上型側を変形させるためには, ΔH を 0.06mm/rev と小さくし, 圧縮応力を浸透させないことが有効である. 更に ΔH の大小により変形領域が上下に移動することは知られていたが, 今回の検討で σ_3/σ_{eq} の軸方向分布が変化するためであることがわかった. また全面プレス鍛造では Fig. 4-17 に示すように常にバレル形状となるが, 揺動鍛造では ΔH , L_o を変化させることより, 変形領域を制御できる. これは揺動鍛造加工のメリットと言える.

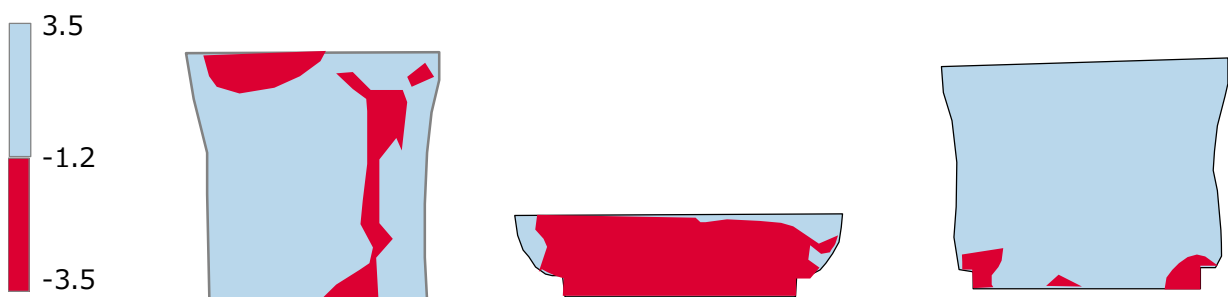
Fig. 4-28 に圧縮量 R_p に対する相当塑性歪み分布を示す. $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$ の場合, R_p が小さい場合は上面のみに歪みが発生するが, R_p の増加と共に歪みが下型側に進行すると共に, 下型溝との接触部に大きな歪みが発生する. $R_p = 13\text{mm}$ にて, 上面からの歪みと下型側からの歪みが合体するが, 軸方向の中央付近に歪みが 0 の領域が発生し, この位置にアワーグラス形状の特徴であるくびれを生じる. 一方, $\Delta H=1\text{mm/rev}$ の場合, $\Delta H=0.06\text{mm}$ 同様, R_p が小さい時点は上ぶ面側のみが歪むが, R_p が 10mm 以上では大部分の歪みが 0.2~0.4 と一定になり, 下部まで連続的に変形したボウル形状となる.



(a) σ_3



(b) σ_{eq}



(c) σ_3/σ_{eq}

Fig. 4-27 各形状の応力分布

左：キノコ形状, 中：ボウル形状, 右：アワーグラス形状

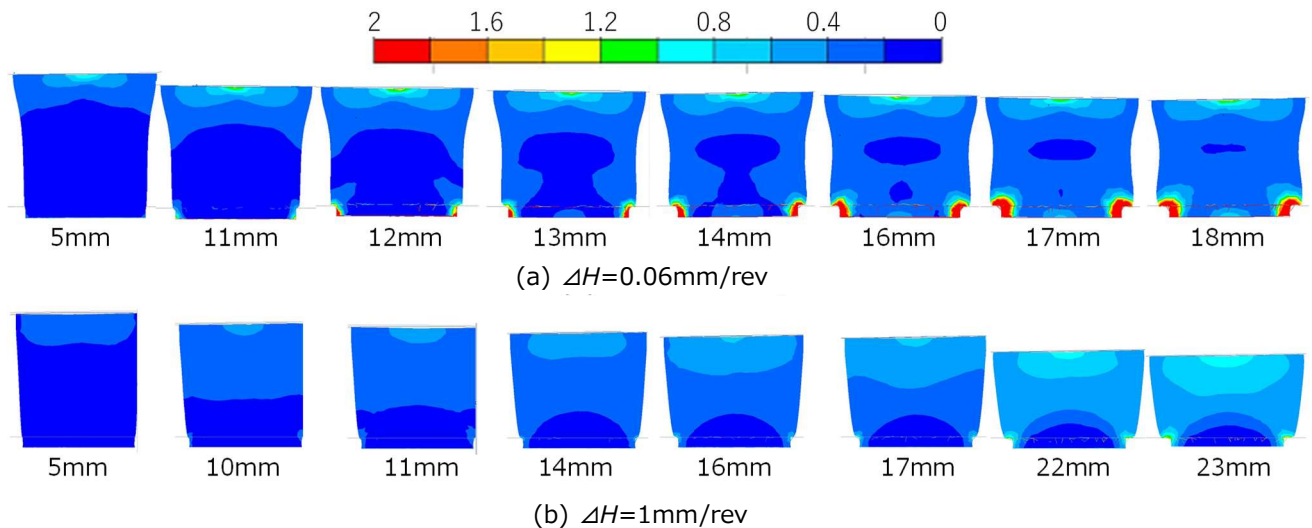


Fig. 4-28 圧縮量 R_p に対する相当塑性歪み分布

揺動 1 回転当たりの圧縮量 ΔH と変形領域を Fig. 4-29 にまとめた。 L_T は素材上面から変形領域までの距離、 L_B は素材下面から変形領域までの距離で、それぞれ素材の初期直径 D_0 で無次元化した。 ΔH が 0.06mm/rev の場合、 $L_T/D_0=0.65$ 、 $L_B/D_0=0.31$ までの領域が変形するが、その間の変形量は小さく、くびれとなる。それに対し $\Delta H=1$ mm/rev の場合は全ての領域が変形する。本章では ΔH を 0.06 と 1mm/rev の 2 条件としたため不確定な領域が多いが、今後、 ΔH を増やすことにより揺動鍛造における変形領域を明確にすることができる。

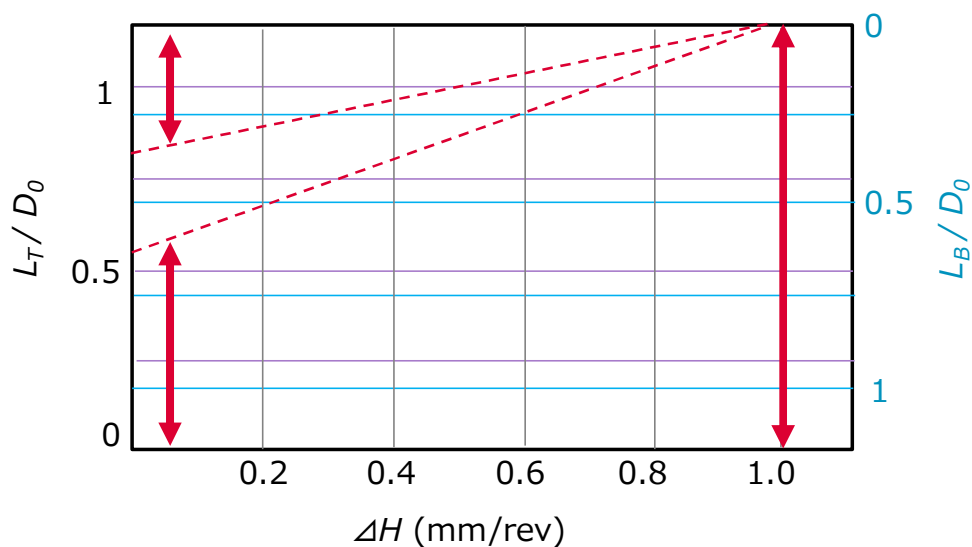


Fig. 4-29 ΔH に対する変形領域

4.6 製品への適用結果

対象製品は Fig. 4-8 に示す爪が伸びた形状である。この形状を得るための成形条件を検討した (Fig. 4-30)。左側が加工前、右側で加工後、グレー部が素材を表している。成形前半では下型側にボス形状を生成し、後半で素材を径方向に変形させ爪形状を生成する加工プロセスである。素材の初期形状は、 σ_3/σ_{eq} の軸方向における位置を制御することを狙い、 $L_0=58\text{mm}$ と高めに設定し、初期直径 D_0 はボス部の直径とした。形状に大きく影響する ΔH は Fig.2-29 より、基本的には全領域が変形する $\Delta H=1\text{mm/rev}$ を用い、プロセス後半は爪部の厚さに対応した上面から 30mm が変形可能な $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$ を選択した。 ΔH を 1 から 0.06mm/rev にするタイミングは $\sigma_3/\sigma_{eq} < -1.2$ の領域が爪の底面に到達した時点とした。成形条件を Table 4-8 に示す。

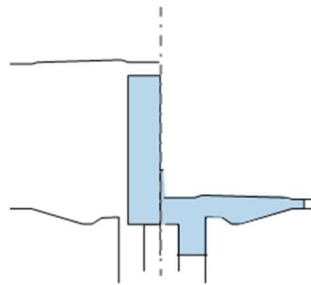


Fig. 4-30 成形プロセス案

Table 4-8 製品の成形条件

項目	値
初期直径(mm)	44
初期高さ(mm)	58
圧縮量(mm)	39
揺動 1 回転当たりの圧縮量(mm/rev)	1、0.06

この案の妥当性を塑性加工 CAE にて確認した。下死点では金型内に材料が隙間なく充填するため、材料流動の違いは不明であるため、下死点の手前で成形を止めた形状で比較することとした。加工前半に当たる $\Delta H=1\text{mm/r}$ で成形した応力分布の計算結果を Fig. 4-31 に示す。 σ_{eq} が 300MPa 以上、かつ $\sigma_3/\sigma_{eq} < -1.2$ を Fig. 4-31 (c) の赤の領域で示す。下型側が赤になっていることより、変形領域になることが予想される。また圧縮が進むにつれ、素材高さが低くなり、中心部も変形領域となるが、爪の先端は $\sigma_3/\sigma_{eq} \geq -1.2$ であるため変形しないと予想される。

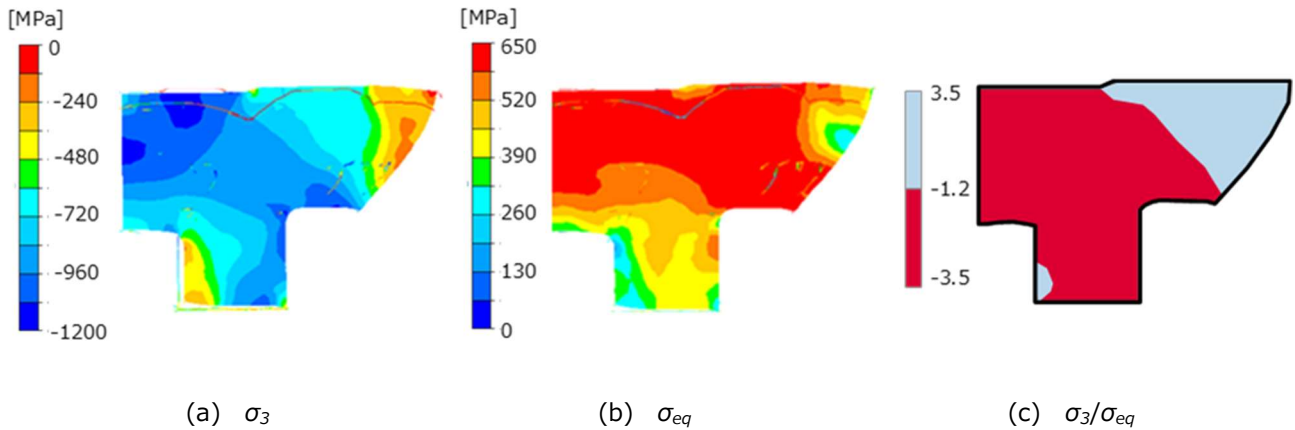


Fig. 4-31 $\Delta H=1\text{mm/rev}$ の応力分布

本成形条件にて実機を成形した成形品の外観と断面観察結果を Fig. 4-32 に示す。下型側に材料が充填されていることを確認した。



Fig. 4-32 $\Delta H=1\text{mm/rev}$ で成形した結果

プロセス後半では $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$ で成形する。その時の応力分布を Fig. 4-33 に示す。下型内の $\sigma_3/\sigma_{eq} < -1.2$ の領域が減少し、下型側の変形が抑えられている。それに対して上型側では $\sigma_3/\sigma_{eq} < -1.2$ となり、下死点まで圧縮すれば爪部に材料が充填されると予想される。本 CAE の計算時間は 14 時間であり、1.3 で述べた目標の 16 時間以内は達成した。

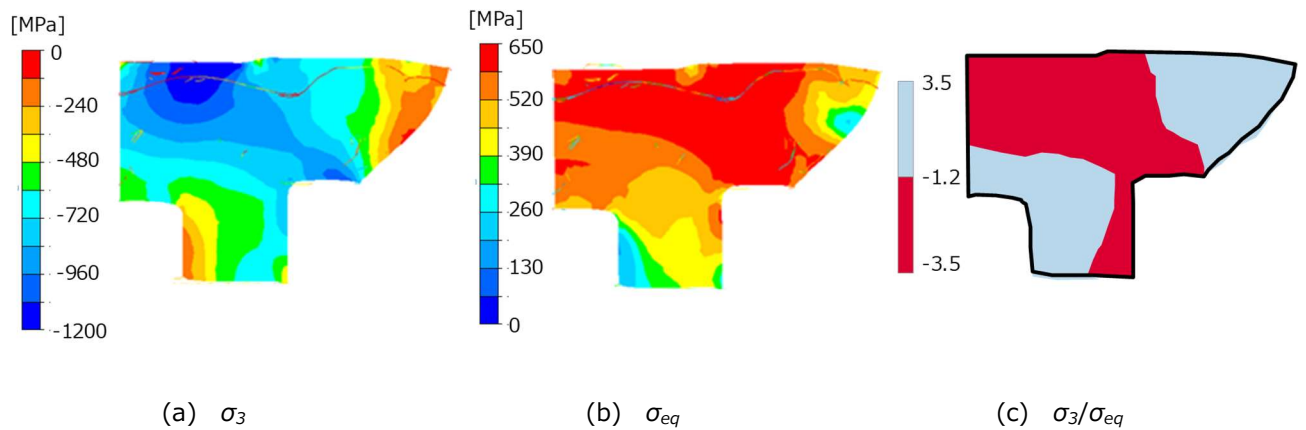


Fig. 4-33 $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$ の応力分布

以上の2段階の成形により成形した結果を Fig. 4-34 に示す。なお、本写真はバリを除去し、成形品を半分にカットした断面である。爪部末端まで材料が充填していることを確認した。

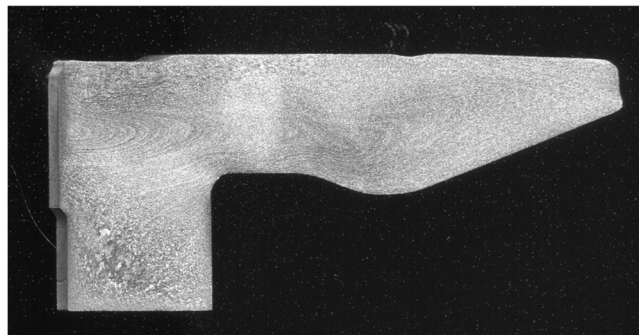


Fig. 4-34 最終形状

また Fig. 4-35 の左図に示すように、上面において爪状に拡大した部位の向かい合った2先端の距離から、中央の上型で固定される円状の部位を除いた長さを D_{RP} とし、式 (4-2) で上面の上面拡大率: $\eta(D_{RP})$ を計算した結果、及び CAE で上述の円状領域を除いた部位内で σ_3 絶対値が最大となる要素を抽出し、その要素の σ_3/σ_{eq} を R_P に対してプロットした結果を Fig. 4-35 の右図に示す。▲で示す $\eta(D_{RP})$ は $R_P = 10\text{mm}$ 以上で拡大し始め、それと共に σ_3/σ_{eq} が -1.2 を下回るようになり、モデル実験で得られた指針: 揺動鍛造における材料変形のためには「 σ_{eq} が降伏応力以上、かつ $\sigma_3/\sigma_{eq} < -1.2$ が必要」と合致したため、爪部が変形したと考えられる。

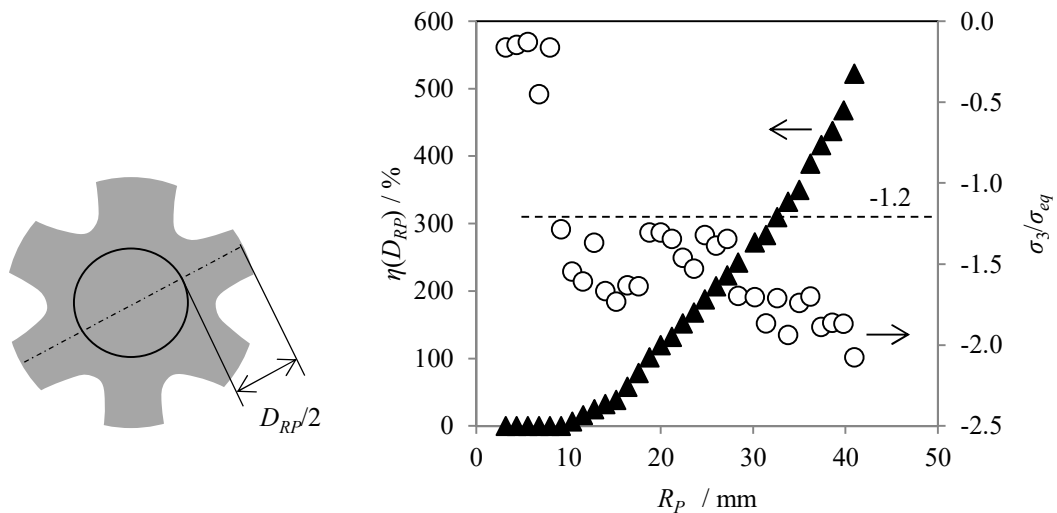


Fig. 4-35 製品形状での圧縮量 R_p に対する上面拡大率 $\eta(D_{RP})$: ▲, σ_3/σ_{eq} : ○

4.7 塑性加工 CAE の効果

塑性加工 CAE の効果は対象とする製品の複雑さ、製造地域、作業者の能力などにより異なるが、本章で用いた自動車部品 (Fig. 4-8) 程度の複雑さを有する製品を、日本国内でベテラン作業者が実施した場合と加工 CAE を用いた場合を比較した結果を Fig. 4-36 に示す。本章で求めた塑性加工 CAE による変形解析を設計段階で行うため、CAE 用モデル準備、CAE の実施、CAE 結果の確認におよそ 3 日かかるが、その後の試作実験による確認と評価の回数を従来の 2 回から 1 回に短縮できるため、検討日数は従来の 45 日から 22% 減の 35 日に短縮できた。また金型修正コストを金型コストの 5% とすると、金型修正回数 1 回を削減したことにより金型コストを 5% 低減した。なおこの前提が更に複雑な製品、製造地域に金型修正のための工場がなかった場合、作業者の知見が不十分で修正回数が増えた場合は、更に検討日数が増加する。

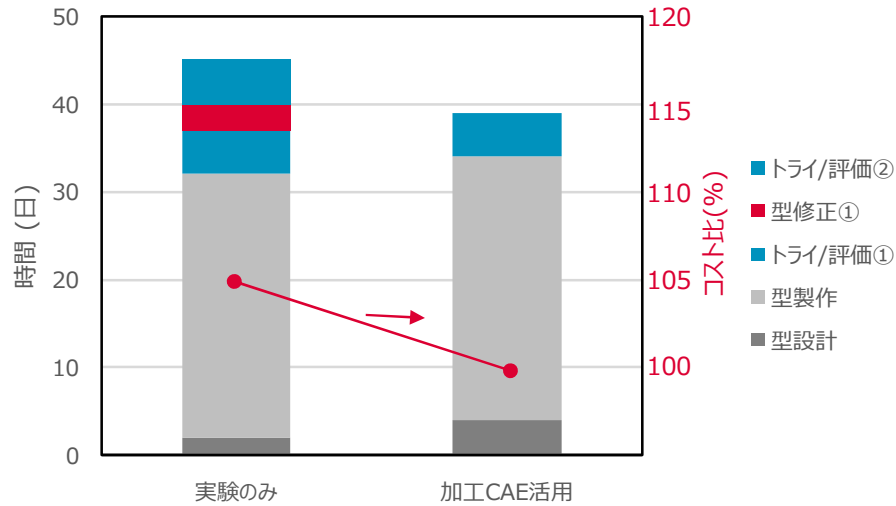


Fig. 4-36 加工 CAE の効果

4.8 揺動鍛造のその他のメリット

Fig.4-37 の左写真に示す揺動鍛造加工面のビッカース硬度を Fig. 4-37 に示す. 加工前の素材の硬度は 110HV である. 位置による差はあるものの加工後の方が高硬度であり, また A~E のどの位置においても $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$ の方が高硬度であった.

加工面の金属組織を光学顕微鏡で断面観察した結果を Fig. 4-38 に示す. 写真の上側が上型との接触面である. 素材の初期結晶が約 $40\mu\text{m}$ の粒状結晶であったのに対し, 揺動鍛造成形品の金属結晶はパンケーキ状につぶれ

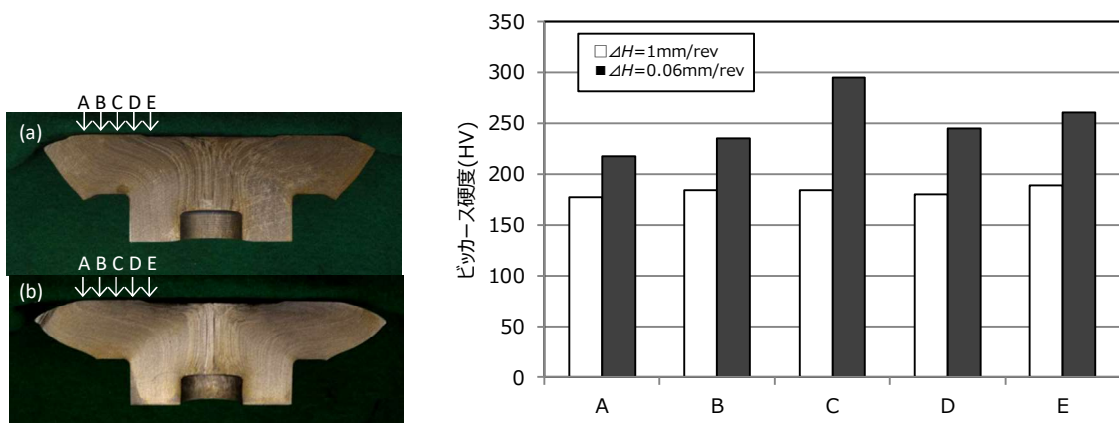


Fig. 4-37 製品の表面硬さ

(a) $\Delta H=1\text{mm/rev}$, (b) $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$

ていた。これは全面プレスが成形後も粒状結晶 (Fig. 4-40) であることと大きく異なっている。SIM (Scanning Ion Microscopy) にて拡大し、結晶粒子の短辺方向の長さを測定したところ、 $\Delta H=1\text{mm/rev}$ では $0.53\mu\text{m}$ 、 $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$ では $0.38\mu\text{m}$ と、 ΔH が小さい方が軸方向に薄くつぶれることがわかった (Fig. 4-39, Fig. 4-41, Fig.4-42)。

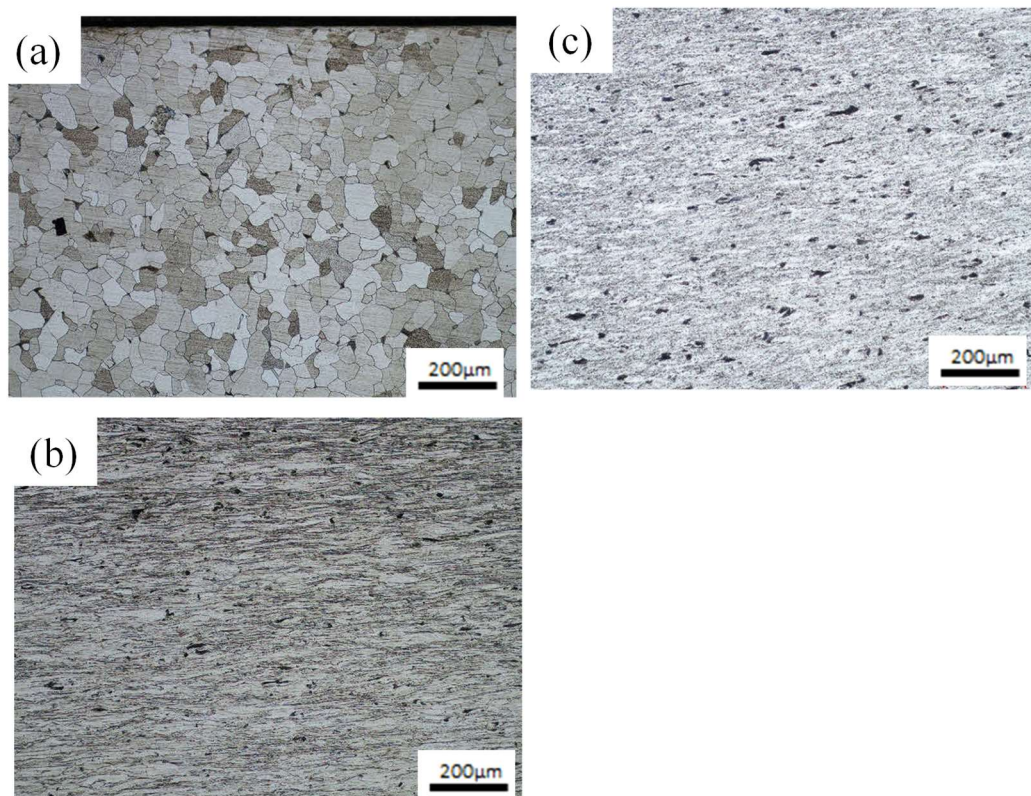
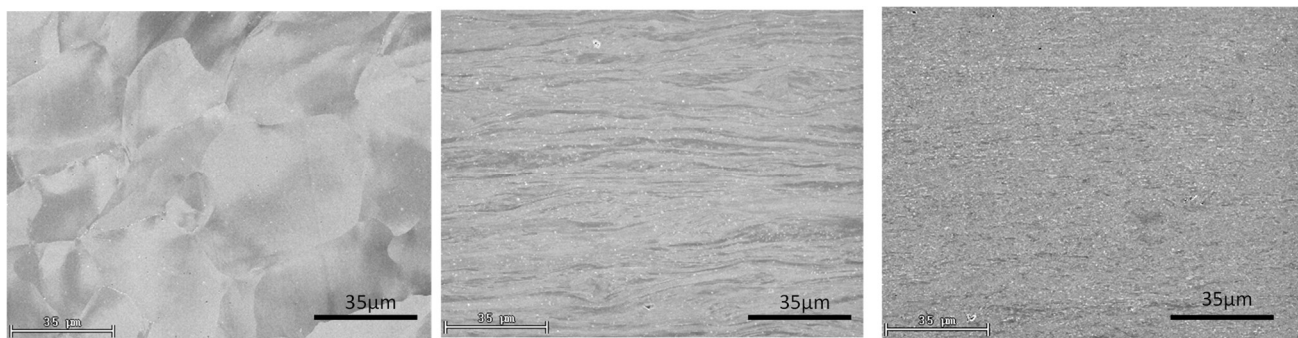


Fig. 4-38 金属結晶組織 断面観察結果

(a) 未加工素材, (b) 揺動鍛造 $\Delta H=1\text{mm/rev}$, (c) 揺動鍛造 $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$

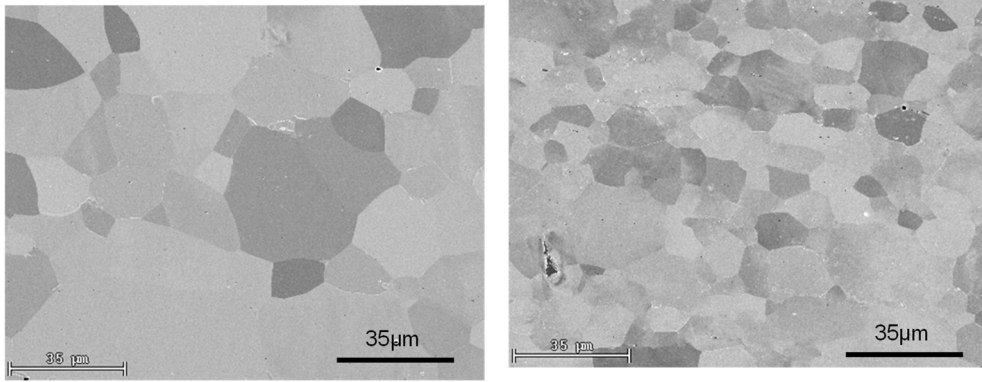


(a) 未加工素材

(b) 揺動鍛造 $\Delta H=1\text{mm/rev}$

(c) 揺動鍛造 $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$

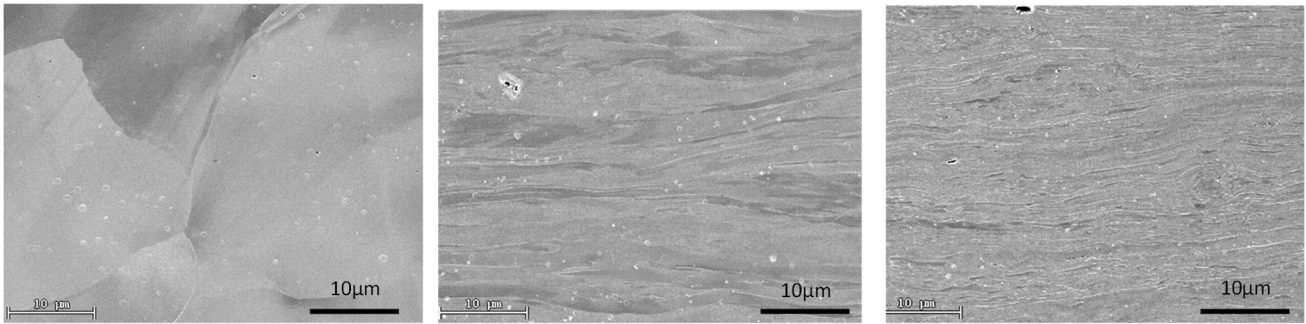
Fig. 4-39 金属結晶組織 SIM 断面観察結果 (低倍)



(a) 未加工

(b) 全面プレス

Fig. 4-40 全面プレス品の金属結晶組織 SIM 観察結果 (低倍)

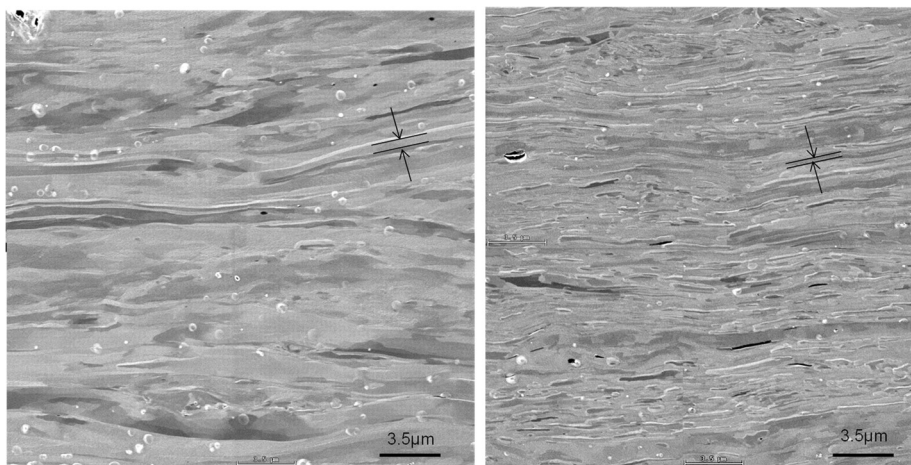


(a) 未加工

(b) 揺動鍛造 $\Delta H=1\text{mm/rev}$

(c) 揺動鍛造 $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$

Fig. 4-41 金属結晶組織 SIM 断面観察結果 (中倍)



(a) 揺動鍛造 $\Delta H=1\text{mm/rev}$

(b) 揺動鍛造 $\Delta H=0.06\text{mm/rev}$

Fig. 4-42 金属結晶組織 SIM 断面観察結果 (高倍)

結晶微細化強化では結晶粒をサブミクロンオーダーに微細化することにより強化されると言われているが^[40]、今回の揺動鍛造品においてもサブミクロンとなっているため、結晶微細化強化による硬化の可能性がある。

4.9 結言

鍛造加工では金属素材を金型キャビティ形状に沿わせ、塑性変形させることで所望の形状を得る加工方法であるが、高い加工荷重を用いるため設備が大型化した。また振動などの環境的問題から専用建屋へ設置が必須であったため、少量分散生産の実現が懸念されていた。その問題を解決するため、揺動鍛造に注目し、「変形領域制御のキーとなる揺動 1 回転当たりの圧縮量 ΔH を短時間導出」とし、塑性加工 CAE により「 σ_{eq} が降伏応力以上、かつ $\sigma_3/\sigma_{eq} < -1.2$ 」の領域が変形し易いという指標、及びしきい値から変形マップを作成し、従来よりも生産準備期間を 22% 削減した。なお本章で使用した塑性加工 CAE の妥当性は、揺動鍛造の特徴である上型と素材の接触面積と加工荷重を比較し確認した。

更に揺動鍛造加工面が高硬度になることを示した。これは金属結晶子の観察より結晶微細化強化の可能性が考えられたが、加工硬化の寄与度と層別するには更に検討が必要である。焼入れなどの追加工程なく、表面が硬化することを生かし、今後、更に低コストな部品製造へ繋がる可能性がある。

最後に揺動鍛造にて高機能製品を少量分散生産した場合の製品競争力の 5 項目バランスを Fig. 4-43 に示す。従来の大型プレス鍛造機よりもコストと環境が向上し、高品質が得られるまでの時間が短縮され、製品競争力を向上させることができた。

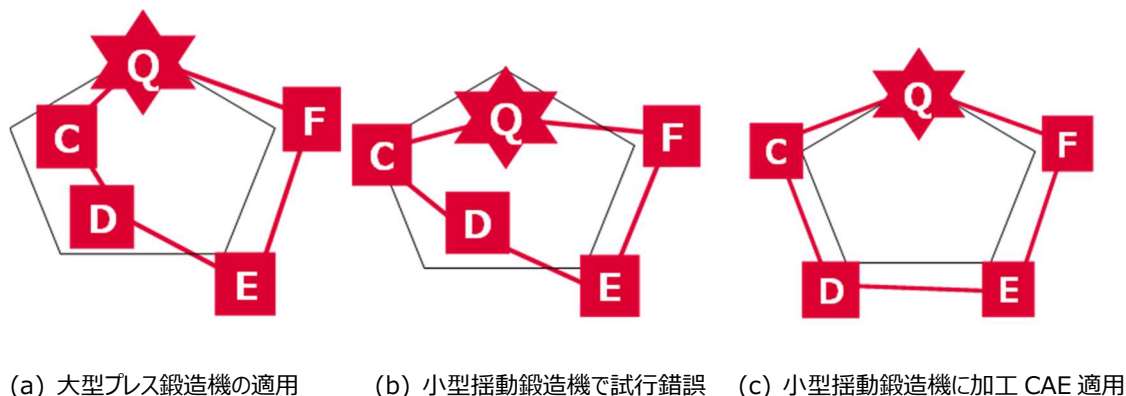


Fig. 4-43 少量分散生産の各条件における 5 項目バランス

第4章の参考文献

- [1] S. Fujikawa, H. Yoshioka, S. Shimamura: Cold- and warm-forging applications in the automotive industry, J. of Materials Processing Technology, Vol.35 (1992) 317-342
- [2] J.C. Choi, Y. Choi; Precision forging of spur gears with inside relief, Inter. J. of Machine Tools and Manufacture, Vol.39 (1999) 11575-1588
- [3] J. Guo, L. Liu, Y. Sun, Q.LI, X. Ren, Q. Yang: Parameter optimization during forging process of a novel high-speed-steel cold work roll, J. of Materials Engineering and Performance, Vol.25 (2016) 188-198
- [4] 阪本正悟：アルミニウム合金の制御鍛造による部品軽量化の取り組み, 塑性と加工, Vol.56 (2015) 525-529
- [5] Y. Yamazaki, K. Shigematsu, S. Kato., F. Kojima., H. Onari, S. Takata.: Design method of material handling systems for lean automation-Integrating equipment for reducing wasted waiting time, CIRP Annals, Vol.66 (2017) 449-452
- [6] 森下弘一, 末次一英, 平井豊, 田中秀明, 田渡正史, 橋本秀之：グローバル生産に向けた小ロット・コンパクト鍛造ラインの開発, 塑性と加工, Vol.52 (2011) 1247-1251
- [7] 安藤弘行：板鍛造プレス機械の動向, 塑性と加工, Vol.51 (2010) 652-656
- [8] 前野智美, 小坂田宏造, 森謙一郎：荷重振動による板鍛造における摩擦低減, 塑性と加工, Vol.50 (2009) 951-955
- [9] Tomoyoshi Maeno, Ken-ichiro Mori, Yuki Ichikawa: Prevention of seizure in inner spline backward extrusion by low-cycle oscillation using servo press, Procedia Engineering, Vol.81 (2014) 1860-1865
- [10] P. W. Bridgman: On torsion combined with compression, J. of Applied Physics, Vol.14 (1943) 273-283
- [11] わかりやすい鍛造加工, 日本塑性加工学会 鍛造分科会編 (2005)
- [12] 小坂田宏造, 石川孝司, 小野宗憲, 森下弘一, 安藤弘行：精密鍛造, 日刊工業新聞社 (2010)
- [13] P. Groche, D. Fritsche, E.A. Tekkaya, J.M. Allwood, G.Hirt, R. Neugebauer: Incremental bulk metal forming, Annals of the CIRP, Vol.56 (2007) 635-656
- [14] Rajiv Shivpuri: Past developments and future trends in the rotary or orbital forging process, J. of Materials Engineering and Performance, Vol.22 (2013) 55-71

- [15] 久保勝司, 平井幸男, 小木曾史郎, 伊藤正治: 試作された回転鍛造機の性能解析－回転鍛造法に関する研究 I－, 塑性
と加工, Vol.14 (1973) 648-655
- [16] 中村守, 久保勝司, 平井幸男: 回転加工における不均一成形成の研究, 塑性と加工, Vol.24, No.240 (1983) 730-736.
- [17] 中村敬一, 村上硯哉, 大谷吉春, 小林勝: すえこみー押し同時加工における材料流れの格子方による解析, 塑性と加工,
Vol.29 (1988) 1030-1035
- [18] 李明哲, 佐久田博司, 小林勝: 回転鍛造加工における上型と被加工材の接触領域の解析, 塑性と加工, Vol.32 (1991)
294-300.
- [19] 蘇洪興, 川井謙一, 葉山益次郎: 回転鍛造の圧力分布, 塑性と加工, Vol.29 (1988) 1119-1124
- [20] J. Oudin, Y. Rvalanrd, G. Verwaerde, J.C. Gelin: Force, torque and plastic flow analysis in rotary upsetting
of ring shaped billets, International Journal of mechanical science, Vol.27 (1985) 761-780
- [21] P.M. Standring, J.R. Moon, E. Appleton: Plastic deformation produced during indentation phase of rotary
forging, Metals Technology, April (1980) 159-166
- [22] J.B. Hawkyard, C.K.S. Gurnani, W. Johnson: Pressure-distribution measurements in rotary forging,
Journal mechanical engineering science, Vol.19 (1977) 135-142
- [23] 片山辰作, 河部徹, 和田知之: 剛塑性 FEM による回転鍛造の変形特性解析, 塑性と加工, Vol.44, 513 (2003) 38-42.
- [24] G. Liu, S.J. Yuan, A.R. Wang, D.C. Zhou: Explanation of the mushroom effect in the rotary forging of a
cylinder, J. of Materials Processing Technology, Vol.151 (2004) 178-182
- [25] X.H. Han, L. Hua, X.J. Wan: Effect of equivalent feed amount per revolution on cold rotary forging
process by 3D elastic-plastic dynamic explicit FE method, Ironmaking Steelmaking, Vol.39 (2012) 10-19.
- [26] Xinghui Han, Liu hua: Plastic deformation behaviors of cold rotary forging under different contact
patterns by 3D elastic-plastic FE method, Materials Transactions, Vol.50 (2009) 1949-1958
- [27] Xinghui Han, Liu Hua: Comparison between cold rotary forging and conventional forging: J. of
mechanical Science and Technology, Vol.23 (200) 2668-2678

- [28] J. Nowak, L. Madej, S. Ziolkiewicz, A. Plewinski, F. Grosman, M. Pietrzyk: Recent development in orbital forging technology, *International journal of material forming*, Vol.1 (2008) 387-390
- [29] J.J. Sheu, C.H. Yu: The die failure prediction and prevention of the orbital forging process, *J. of Materials processing Technology*, Vol.201 (2008) 9-13
- [30] 片山辰作, 垣内正和, 河部徹, 和田知之: 回転鍛造による溝充填加工の材料流動挙動, *塑性と加工*, Vol.44 (2003) 540-544
- [31] X.H. Han and L. Hua: Deformation characteristics and mechanisms of the cold rotary forging of a ring workpiece: *J. Strain Analysis*, Vol.45 (2016) 97-114
- [32] Grzegorz Samolyk: Investigation of the cold orbital forging process of an AlMgSi alloy bevel gear, *J. of Materials Processing Technology*, 213 (2013) 1692-1702
- [33] Wuhao Zhuang, Lin Hua, Xinghui Han, Liying Dong: Distribution of microstructure and Vickers hardness in spur bevel gear formed by cold rotary forging, *Advances in mechanical engineering*, Vol. 2014 (2014) ID 809276
- [34] 森敏彦, 李蘇洋: 鍛造工程設計のためのニューラルネットワーク構築に関する検討, *精密工学会誌*, Vol.72 (2006) 337-341
- [35] Xiaobin Deng, Lin Hua, Xinghui Han, Yanli Song: Numerical and experimental investigation of cold rotary forging of a 20CrMnTi alloy spur bevel gear, *Materials & Design*, Vol.32 (2011) 1376-1389
- [36] G.Li, J.T.Jinn, W.T.Wu, S.I. Oh: Recent development and applications of three-dimensional finite element modeling in bulk forming processes, *J. of Material Processing Technology*, Vol.113 (2001) 40-45
- [37] P.M. Standing: Characteristics of rotary forging as an advanced manufacturing tool, *Proc. Instn. Mech. Engrs*, Vol.215 Part B (2001) 935-945
- [38] 長田修次, 柳本潤: 基礎からわかる塑性加工, コロナ社 (1997) 95
- [39] FORGE リファレンスマニュアル, SCSK 社

[40] Cherukuri, B. Nedkova, T.S. & Srinivasan, R.: A Comparison of the properties of SPD-processed AA-6061 by equal-channel angular pressing, multi-axial compressions/forgings and accumulative roll bonding, Mater. Sci. Eng., A, 410-411 (2005) 394-397

第5章 本研究の総括

5.1 本論文で得られた成果

自動車を取り巻く環境は地球温暖化対策、新興国の台頭、CASE と大きく変化しているが、環境に対する企業責任を果たしつつ、高品質で高機能の製品を低価格で納期通りに納めることが製品競争力となることは不変である。従来、自動車及び自動車部品メーカーは、製品の高機能化・高品質化のためメーカー内・メーカー間で擦り合わせしながら、じっくり技術開発を進めてきたが、進化の早い電子・電気製品に合わせ素早くアップデートすることが求められている。さらに高速加工できる大型設備により大量集中生産し、低コスト化な製品を各消費地に輸出してきたが、近年は世界各地での少量分散生産にシフトしている。少量分散生産に大量集中生産用の生産ラインを適用すると、大型設備の償却費や物流費、中間在庫が増大し、更に CO₂ 排出量の観点からも好ましいとは言えない。世界各地での消費量に見合った少量分散生産を実現するために、これに適した生産ライン・生産設備を実現する必要がある。同期一貫ラインは生産ラインの全工程を連結し、サイクルタイムを同期化することで物流費を削減し、中間在庫を最小化する生産方式である。この生産方式を実現するためには、素形材加工の大型設備を小型化し同一建屋に設置する必要があるが、これらの加工方法は高圧力により品質を保証しているため、設備の小型は品質の低下を招く。

本論文で対象とした小型加工機は、小型化と高品質を両立可能である。しかし、小型射出成形機・小型ダイカスト加工機・小型揺動鍛造機のプロセスウィンドウは従来の大型加工機よりも狭く、更に金型内の材料挙動把握が困難なため、特に加工専門家の少ない現地では最適生産条件の導出が試行錯誤となり、生産準備が長期化し、製品競争力が低下する懸念がある。そこで本論文では加工 CAE を用い、最適条件を短時間で導出する方法を議論した。以下にその結果をまとめる。

5.1.1 最適条件の短時間導出方法

小型加工機の最適条件を導出するためには、高圧型締め力の解放タイミング・局所加圧ピンプロファイル・揺動 1 回転当たりの押し込み量といった、加工における課題を明らかにする必要がある。次に、その課題を解決するための実験・加工 CAE 方法を検討するが、その手法の妥当性確認が本論文で拘った最も重要なことである。第 2 章においては、射出成形加工 CAE にて成形中の固化層厚さを算出するため、樹脂流動の妥当性を固有技術的に確認し、また固

化層の厚さの定義と成形中の樹脂温度を、フィルムセンサと圧力センサにて確認した。また第 3 章においては、ダイカスト加工 CAE にて成形中のひけ巣体積を算出するため、巻込み巣を除いたひけ巣の分布と体積を、X 線 CT とアルキメデス法にて確認した。第 4 章においては、塑性加工 CAE にて成形中の応力分布を算出するため、金型/素材の接触面積と加工荷重を、文献とロードセルにて確認した。妥当と判断された加工 CAE を用い、固化層厚さ・ひけ巣体積・無次元化最小主応力を計算し、最適条件が短時間で把握できるバリ発生マップ・局所加圧プロファイル・ ΔH に対する変形領域を作成する。これらのマップを利用すれば、専門家の少ない現地であっても最適条件を短時間で把握できる。

5.1.2 技術成果

第 2 章では小型射出成形機の高圧型締め力の解放タイミングを、射出成形加工 CAE にて求めることに取り組んだ。

(1) 解放タイミング: t_H と射出圧力から成るバリ発生マップを作成し、良品条件を短時間で得ることを可能とした。

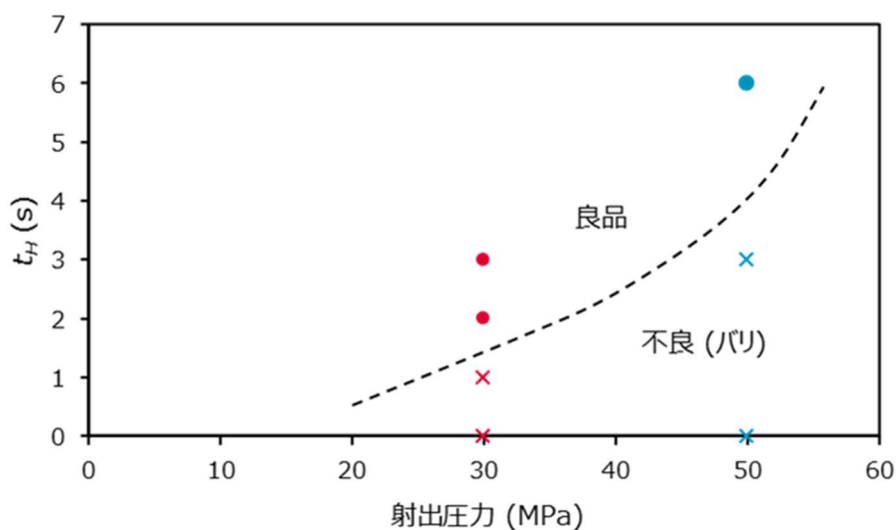


Fig. 5-1 高圧型締め力解放タイミング

(2) 射出成形加工 CAE で求めた固化層厚さと、実験にて求めた樹脂圧力とバリ発生の関係を示すマップを作成し、固化層厚さと樹脂圧力とバリ発生関係を示した。

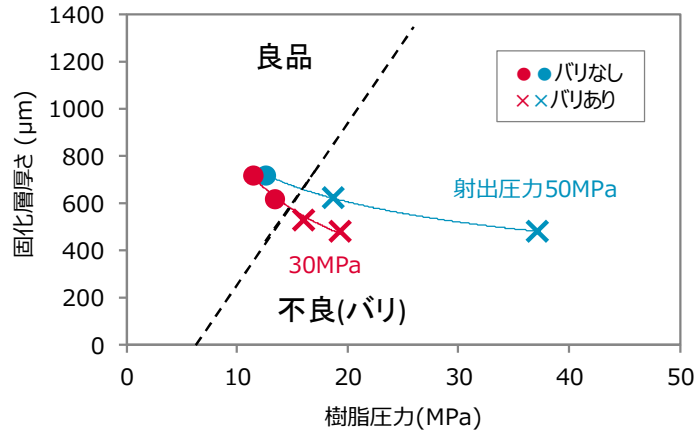


Fig. 5-2 樹脂圧力と固化層厚さによるバリマップ

- (3) 成形品の断面観察より得た固化層厚さと、射出成形加工 CAE にて求めた温度分布より、加工 CAE における固化層の定義は「樹脂融点以下の領域」であることを明らかにした。
- (4) 射出成形加工 CAE の温度計算結果の妥当性確認のため、フィルムセンサを自作し、金型壁面から 0.51mm の位置の樹脂温度計測し、加工 CAE で求めた温度分布が妥当であることを明らかにした。
- (5) 自作したフィルムセンサは簡易に製作でき、高応答で高精度の計測が可能のため、金型内温度計測全般に使用可能である (温度範囲: -40~300℃)。
- (6) 高圧型締め力を解くことによりバリが発生するメカニズムとして、上下型のギャップ部の固化層が熔融樹脂の圧力によりたわみ、 δ/E_s が 4N 以上になったときに破断すると推定した。今後、固化層のヤング率: E_s が求められれば破断するたわみ量を算出することが可能となる。

第 3 章では小型ダイカスト成形機の鑄巣を減らすための局所加圧プロファイルを明らかにする指標としきい値を、ダイカスト加工 CAE にて求めることに取り組んだ。

- (1) ダイカスト加工 CAE から求めた鑄物全体の凝固収縮体積の経時変化と、ガスクロマトグラフィーにて求めたガス体積より局所加圧ピンのプロファイルを作成した。このプロファイルで局所加圧した鑄物の鑄巣は品質上、問題ないレベルにまで低減し、試行錯誤なく高品質の製品を得ることを可能とした。

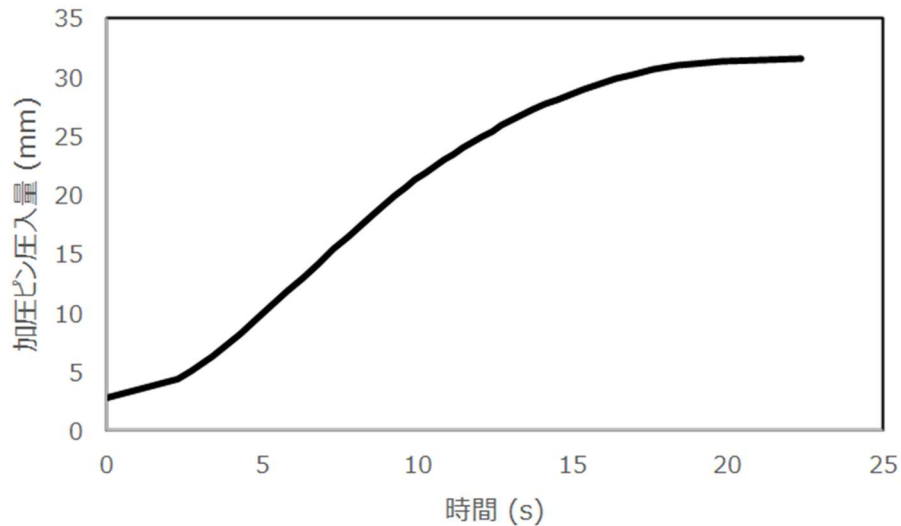


Fig. 5-3 加圧ピンのプロファイル (加工 CAE 結果)

- (2) ひけ巣と巻込み巣を層別する方法として、X線 CT と画像解析から計算した球形度を提案し、実験結果より「球形度 0.55 未満はひけ巣。球形度 0.55 以上の巣は、総体積の 1/4 をひけ巣、3/4 を巻込み巣とみなす」という指針を提案した。この指標により铸件全体の層別を可能とした。なお、球形度 0.55 をしきい値とすることは、Random Forest にて妥当性を確認した。
- (3) 铸件評価に対する X 線 CT の利用は、分布評価には有効であるが、アルキメデス法との比較より、铸件体積の絶対値評価には適していないことを明らかにした。絶対値評価のためには欠陥検出しきい値、解像度、サンプル厚さを最適化する必要がある。
- (4) 局所加圧による铸件低減メカニズムは、適切な圧力を有する溶湯の補給であることを、加工 CAE による溶湯圧力の経時変化計算結果から明らかにした。

第 4 章では小型揺動鍛造機の変形形状を制御するための指標としきい値を、塑性加工 CAE にて求めることに取り組んだ。

- (1) 揺動鍛造加工の課題である揺動 1 回転当たりの圧縮量と変形領域を明らかにするマップを作成し、成形条件を短時間で得ることを可能とした。

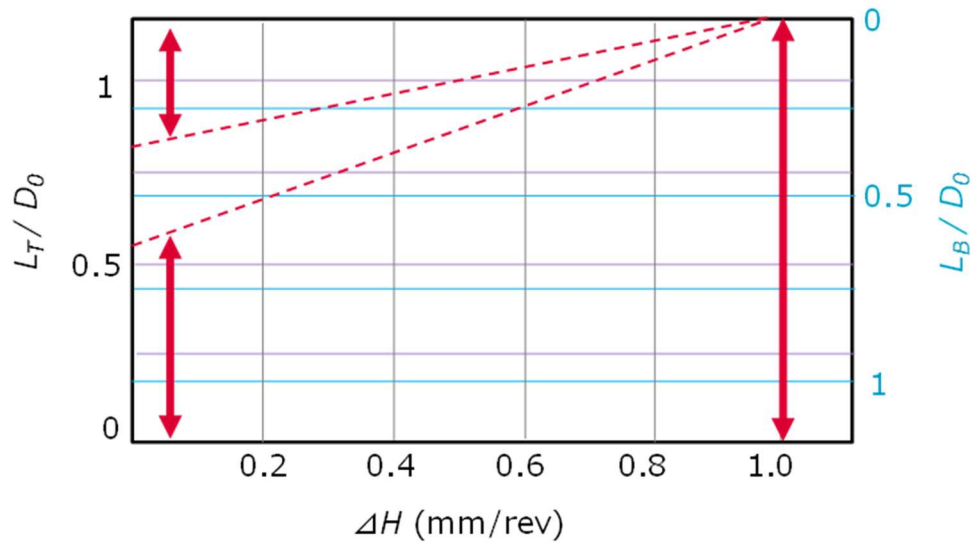


Fig. 5-4 揺動 1 回転当たりの圧縮量: ΔH に対する変形領域 (加工 CAE 結果)

- (2) 基礎実験と塑性加工 CAE による応力分布計算結果より, 揺動鍛造における変形領域の指針として「 σ_{eq} が降伏応力以上, かつ無次元化最小主応力: $\sigma_3/\sigma_{eq} < -1.2$ であること」を見出した. この指針は揺動鍛造に限らず, 鍛造全般に使用できると考えられる.
- (3) 硬度測定と金属結晶子の観察より, 揺動鍛造表面には結晶微細強化が起こっている可能性を示唆した.

5.1.3 デリバリに関する効果

小型加工機のプロセスウィンドウを, 加工 CAE を活用して求めた効果を示す. なお効果は製品の複雑さ, 製造地域, 作業者の能力などにより異なるが, 本論文では日本国内でベテラン作業者が試験実験で最適条件を抽出した場合と, 加工 CAE を用いた場合を比較した.

第 2 章では射出成形加工 CAE の活用により, 検討日数を試作実験のみの 83 日から 17%減の 69 日に短縮できることを示した. また金型修正コストを金型コストの 5%とすると, 金型コストを 10%削減できることを示した.

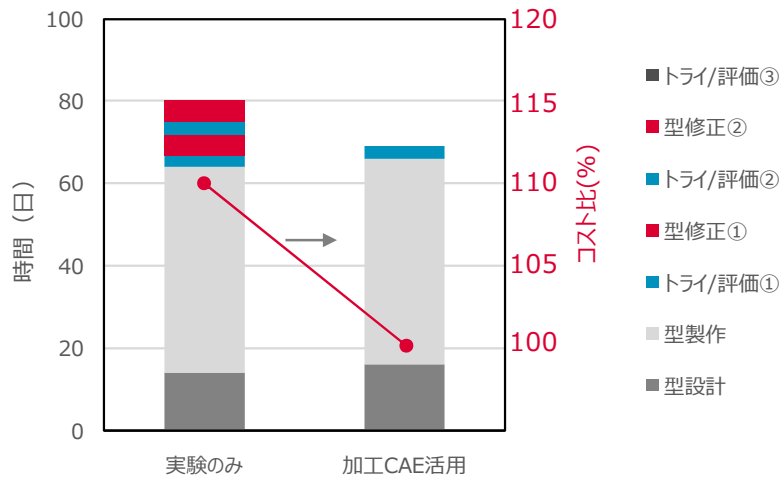


Fig. 5-5 射出成形加工 CAE 活用の効果

第3章ではダイカスト加工 CAE の活用により、検討日数を試作実験のみの 91 日から 19%減の 74 日に短縮できることを示した。また金型修正コストを金型コストの 5%とすると、金型コストを 15%削減できることを示した。

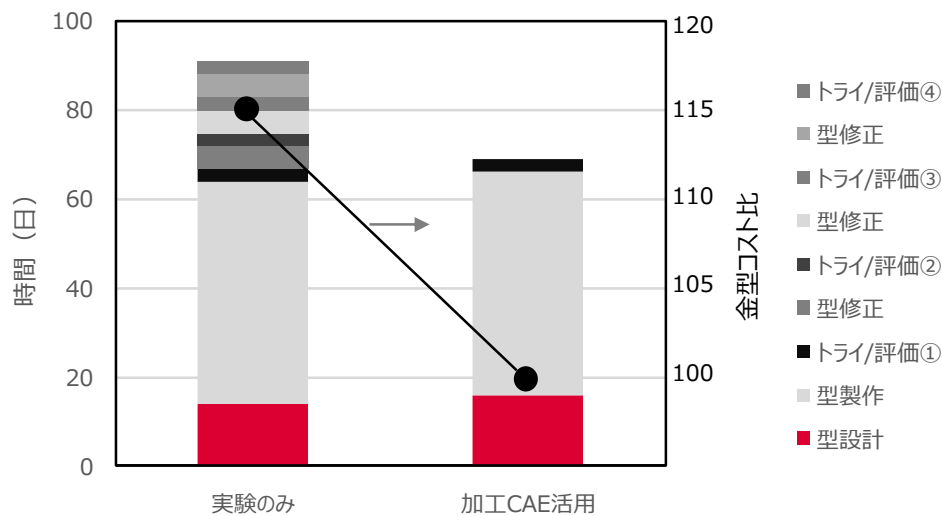


Fig. 5-6 ダイカスト加工 CAE 活用の効果

第4章では塑性加工 CAE の活用により、検討日数を試作実験のみの 45 日から 19%減の 35 日に短縮できることを示した。また金型修正コストを金型コストの 5%とすると、金型コストを 5%削減できることを示した。

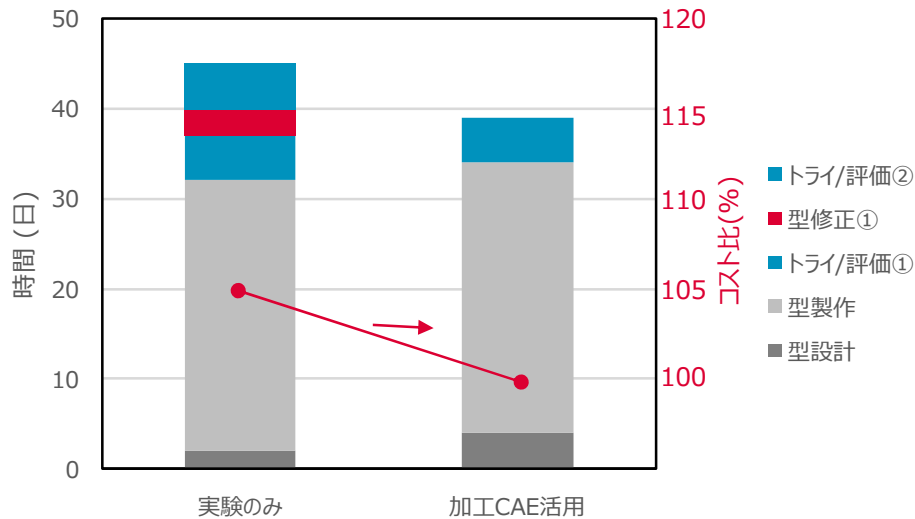


Fig. 5-7 塑性加工 CAE 活用の効果

5.2 小型加工群と加工 CAE の将来展開

2013 年現在、産業部門、及び運輸部門は年間 429 百万トン、及び 101 百万トンもの CO₂ を排出している。環境にやさしい工場や CO₂ 排出量を抑えた製品を供給することは、企業の社会的責任である。本論文で扱った小型加工機群はこれらを実現する有効なツールである。本論文においては少量分散生産への適用を前提としたが、鋳造、鍛造、射出成形を専業とする工場にも適用可能である。環境省によると鋳造、鍛造は中小企業が 8 割以上であるが、これらの企業が設備更新時に小型加工機を採用すれば、第 1 章で述べたような産業部門の CO₂ 排出量が抑えられる可能性があり、また設備投資も抑えられるので企業としても有利である。

小型加工機の基本コンセプトは「無駄の排除」である。大型加工機では十分なエネルギーを使用していたが、小型加工機では「必要な個所に、必要な量を、必要な時間だけ」エネルギーを供給する。このコンセプトは他の分野にも適用できる。例えば、サービス部門であれば、多忙な支店に、多忙な時期だけ従業員をシフトし、固定費を削減するなどである。しかし、このコンセプトを有効に使うためには、現状の課題分析と指標・しきい値が不可欠である。サービス部門であれば全支店の情報を集めるとともに、多忙を表す指標を策定し、多忙かどうかの「しきい値」を設定するなどである。小型加工機では加工 CAE を用い金型内を可視化し、圧力が必要なタイミングを固化層厚さや凝固収縮量・無次元化最小主応力で表現し、しきい値を設定した。このように無駄の排除のためには、現状分析が不可欠である。

現状分析の方法としては可視化、センシングが有効であるが、現実的には計測が困難な場合が多い。例えば本論文で扱った素形材加工は加工部が厚い金属壁に囲まれ可視化し難い上に、内部は高温、高圧で可視化窓やセンサを仕込むには限界がある。第2章では固化層のヤング率を計測できず、固化層の破壊に至るひずみ量を算出できなかった。第3章ではキャビティ内の温度を計測することができず、ひけ巣分布での比較検証で妥当性を把握した。第4章は金型と素材の接触面積を求めることが困難であった。また本論文では取り扱っていないが、金型レス加工として脚光を浴びている3DプリンタなどのAdditive manufacturingにおいても、熔融部は材料内部であり更に高速現象であるため、解放されている上部からの観測だけでは限界がある。また製品の不具合は動作中に発生する。例えば回転体の引っ掛かりは、製品を分解してしまえば部品ごとの相対位置がわからなくなり、原因解明に時間がかかる。加工中、及び製品動作中の材料・部品の挙動を可視化、センシングする手法の確立が望まれる。また第2章ではX線CTを用い鑄巣全体分布を可視化した。しかし、検出可能サイズの限界・寸法精度に課題があった。しかし、非破壊で観測できる点は非常に有効であり、画像解析と共に今後の計測技術の向上が期待される。

しかし、どのようにセンシング手法が進化したとしても、試作実験だけでは現象を明らかにすることは困難である。例えば鍛造品の割れの原因が、前工程の残留応力である場合、部品各位置の残留応力を把握することは困難である。加工CAEを含めたシミュレーションは試作実験で明らかにできない応力などを可視化できる有効なツールであり、日々、進化している。本論文では最適条件の短時間把握を目的としたため、連続体理論に基づく加工CAEを使用した。今後、ハード・ソフトの進化により、より実現象に近いモデルで短時間計算が可能になっていく。またマルチスケールシミュレーションのように複数のシミュレーションを連携させることで、入力値の確からしさを向上させ、より現物に近い結果が得られるようになる。これはメーカー単独では難しく、例えば材料メーカーから加工メーカー、組付けメーカーと組織をつなぐことにより、最終製品の品質予測の精度を上げることが期待される。ただし、シミュレーション結果の妥当性を何らかの方法で確認することは大前提である。

センシングがシミュレーションの結果を進化させることも期待できる。例えば、第2章では金型内の温度計測を行う温度センサを開発し妥当性確認に使用したが、センシングした温度をシミュレーションの入力値とすることで、実機に近い結果が得られる。金型内部のセンシング手法が進化することにより、シミュレーション結果の妥当性もより明確に把握することができる。更により実機に近づけるため、シミュレーションに新しいアルゴリズムを追加することにもつながる。また第3章で

は成形品の巣を X 線 CT で計測したが、X 線 CT で得られた内部情報を、3D 計測にて得た外形と組み合わせてシミュレーションモデルとすることにより、設計 CAD モデルでは表現できなかった欠陥を考慮した不具合を正確に表現することができる。

更にシミュレーションは生産方式を変えつつある。2011 年の「インダストリー4.0」の公布以来、IoT や機械学習などデータサイエンスによるスマート工場化が推進され、現実世界をセンシングし、サイバー空間でデータ蓄積し分析・シミュレーションすることが現実となっている。センシングで得られた製造条件を加工 CAE の入力条件とし、結果を解析し、よりよい機能、品質が得られる製造条件を瞬時にフィードバックできればより良い機能、品質の製品を製造することができる。例えば塑性加工中の圧力を金型中に組み込んだセンサにより常時計測し、通常と異なる圧力を検知した場合は不良と判断し、その圧力と不良モード（例えば割れ）が紐づけできれば金型交換や、材料の確認など直ぐに対応できる。また機械加工で従来と異なる微小振動を検出すれば、故障の予兆判断が可能となる。現在の生産方式では、出来上がったものを検査、評価することで良・不良を決めている。加工途中の製造条件をセンシングし、すぐさま解析し、より良品に近づく条件を加工機にフィードバックすれば、良品しかできない工場も可能である。

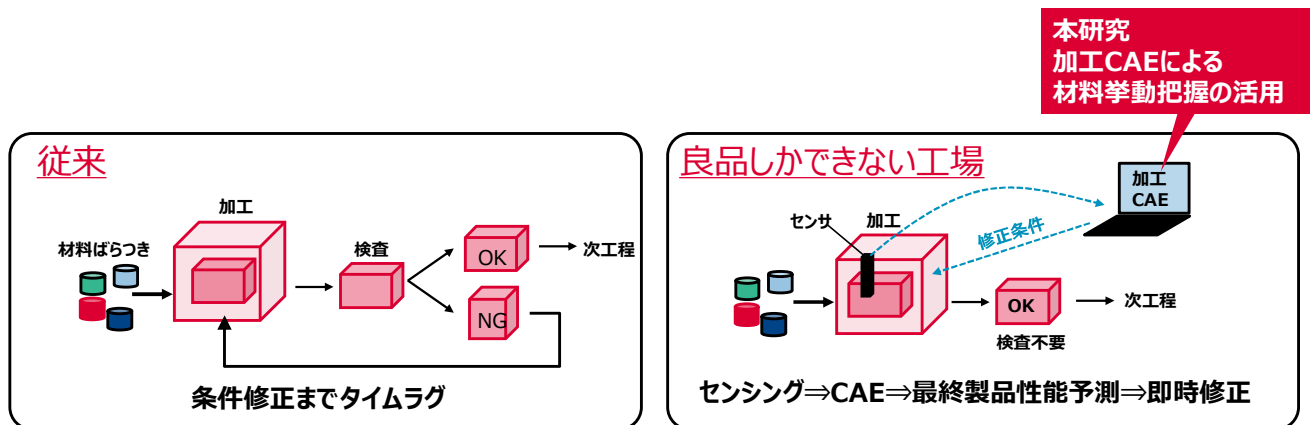


Fig. 5-8 良品しかできない工場

ビッグデータ解析では入力と出力をダイレクトにつなぎ、人知を超えた入力条件を得ることも可能と言われているが、シミュレーションにより現象を正しくとらえた上で新しい入力条件を決める方が、よりよい品質・新しい技術開発につながるはずである。このようにシミュレーション技術だけでなく、ハード、センシング技術、画像解析技術の進化が合わさり、現物に近いシミュレーション結果が短時間で得られるようになれば、良品しかできない夢の生産ラインが可能になってくる。この

ような夢のラインを成立させるためには、その加工、現象にふさわしいシミュレーションモデルを選択することと、シミュレーション結果からどの項目を評価指標として使用し、良否のしきい値を設定することが重要である。これは正に本論文で検討した内容であり、本論文の成果は次世代の夢の生産ラインにも生かすことができる。

自動車業界は 100 年に一度の変革期と言われており、電動化、自動運転といった技術変革やカーシェアリング、インターネットとの接続など自動車に求められるニーズが高度化、高難度化している。更に環境問題や市場の変化も加わり、Q, C, D, E, F の 5 項目全てをこれまでの高いレベルで満足する製品、製造方法が求められている。そのような中、今後も新しい価値を創造し、世界に届けることで人々の快適で便利な暮らしに貢献する自動車用部品を開発、製造できるよう、今後も研究開発に精進していく。

謝 辞

本研究は 2013 年から 2020 年にわたり株式会社デンソーにおいて行った研究を、東京大学 大学院工学系研究科機械工学専攻 柳本潤教授のご指導のもとでまとめたものであります。

柳本潤教授には本研究の遂行から論文としてまとめあげるまで、懇切丁寧なご指導を賜りました。更に研究の進め方・姿勢・論理的思考など研究者として重要な資質を勉強させていただきました。心より感謝申し上げます。また貴重な時間を割いて本学位論文の副査をお努めいただき、多大なご指導を賜りました東京大学 新野俊樹教授、泉聡志教授、杉田直彦教授、古島剛准教授、長藤圭介准教授に心よりお礼を申し上げます。

また著者が現在、勤務しています株式会社デンソーにおいて、学位取得を勧めてくださったとともに、研究にご配慮くださいました黒田吉孝理事に心から感謝申し上げます。また、東京大学 柳本潤教授とのつながりを付けてくださったと共に、直属の上司として励ましてくださいました部品エンジニア部 杉山聡担当部長に感謝いたします。また、研究環境、学位取得のご配慮をいただきました生産革新センター 山崎康彦経営役員・部品エンジニア部 森田浩充部長・計測技術部 塩屋浩司部長に感謝いたします。

本研究を推進するにあたり、生産技術研究開発部 CAE 技術推進課の長縄由紀子さん・杉浦陽子さん・山口真佐子さんのご協力がなければ本研究は成立しませんでした。心から感謝いたします。

職場で実験や CAE の相談に乗っていただいた、生産技術開発研究部 西井清明室長・横井秀郎担当係長・杉本裕太郎さん・飯見秀紀担当係長・荒井毅室長、部品エンジニア部 平岩尚樹室長・長谷部潤さん・平田裕司担当係長、計測技術部 大賀義高担当係長をはじめ、会社の多くの方々にご協力をいただきました。本研究は皆様のご協力無くしては完成しませんでした。ここに改めて厚くお礼申し上げます。

最後に、仕事と学位取得の両立において、生活面・精神面で支え続け、励まし続けてくれた父 広邦・母 加奈子に感謝いたします。

本論文に関する公表文献

I. 論文

1. 加藤千景, 横井秀郎, 西井清明, 柳本潤: 揺動鍛造条件が製品形状および表面硬度に及ぼす影響, 塑性と加工, Vol.58, No.672 (2017) 60-65
2. 加藤千景, 飯見秀紀, 杉浦陽子: 小型ダイカスト設備のための局部加圧条件の最適化, 鑄造工学, Vol.89, No.12 (2017) 744-749
3. Chikage Kato, Naoki Hiraiwa, Tsuyosi Arai, Jun Yanagimoto: Multi-station molding machine for attaining high productivity in small-lot productions, CIRP Annals, Vol.67, No.1 (2018) 293-296

II. 口頭発表

1. 加藤千景, 長縄由紀子: 揺動鍛造による材料硬さ向上, 平成 26 年度塑性加工春季講演会
2. 加藤千景, 横井秀郎, 杉本裕太郎, 黒田吉孝: 揺動鍛造による材料硬さ向上, 平成 27 年度塑性加工春季講演会
3. Chikage Kato, Naoki Hiraiwa, Tsuyosi Arai, Jun Yanagimoto: Multi-station molding machine for attaining high productivity in small-lot productions, 68th CIRP General Assembly

III. 本論文で対象とした少量分散加工機群に関連する受賞

1. 機械振興協会 第 8 回新機械振興賞・経済産業大臣賞
デンソー, 東洋機械金属, 宮本工業所: 省エネ小型低圧ダイカストシステム
2. プラスチック成形加工学会 2011 年度 青木固技術賞

デンソー 石畝学, 西村有城, 久野博, 森田裕之, 峯崎正仁: 自己クランプ型と工程分割によるインサート成形
ハイサイクル化

3. 日本塑性加工学会 2014 年度学会大賞

デンソー, 旭サナック, 森鉄工: 大きさ 1/N 加工機群による同期一貫生産システムの開発

Notation

u, v, w	x, y, z 方向の速度成分	W_a	空気中での重量
ρ	密度	V_c	充填完了時点の巻込み巣の体積
t	時間	P_c	充填完了時の溶湯圧力
σ	応力テンソル	T_c	充填完了時の溶湯温度
F	体積力	P_o	大気圧
C_p	比熱	T_o	室温
T	温度	V_{shrink}	凝固収縮体積
κ	熱伝導率	r	凝固収縮率
θ	逸散エネルギー	ρ_s	固液共存領域の固相の密度
μ	粘度	ρ_L	固液共存領域の液相の密度
p	圧力	V_{solid}	固体体積
V_s	比容積	L	潜熱
H	キャビティの厚さ	f_s	固相率
Q	流量	d	要素体積
L	潜熱	K	クラス数
τ	せん断速度	$P(C_i)$	ノードへ分岐してくるサンプルがクラス i に属する確率
S	流動コンダクタンス	P_f	加工荷重
j, k, l	x, y, z 方向の変位成分	S_f	加工面積
ε	ひずみ	C	拘束係数
γ	せん断ひずみ	k	平均変形抵抗
λ, μ	ラーメ定数	ΔH	揺動 1 回転当たりの圧縮量
G	横弾性係数	D_0	初期直径
H'	加工硬化係数	L_0	初期高さ
Q	熱量	$\eta(D_E)$	上面拡大率
h	熱伝達率	D_E	除荷後の上面直径
T_r	金型近傍の樹脂温度	R_E	圧縮量
T_m	金型温度	R_p	加工途中の圧縮量
t_H	保圧完了から高圧型締め力の解除時間	$\eta(D_{RP})$	加工途中の上面拡大率
R	気体定数	σ_3	最小主応力
R_v	鋳物中の巣の割合	σ_{eq}	von Mises 相当応力
ρ_t	真密度	σ_3/σ_{eq}	無次元化最小主応力
V_v	鋳物中の鋳巣の総体積	E_s	固化層のヤング率
V_{AL}	鋳物中の材料（巣を含まない）の総体積		
V_a	見かけ体積		