

Title	塑性加工の無潤滑・微量潤滑化に関する基礎研究
Author(s)	松本, 良
Citation	大阪大学, 2003, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/722
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

Osaka University

塑性加工の無潤滑・微量潤滑化
に関する基礎研究

2003年1月

松本 良

Fundamental Study of Dry and Semi-Dry Metal Forming

Ryo MATSUMOTO

Abstract

Since metal forming induces high friction and heat generation between the tools and the work-piece, lubrication is a critically important factor for reducing the forming pressure and avoiding seizure in many forming processes. Recently, however, it has become to be considered that many kinds of lubricants are not good for the environment, and dry metal forming process without lubrication, semi-dry metal forming process by spraying slight lubricants and non-polluting lubricants are desired to be developed. Dry metal cutting without lubrication has already become possible through the recent development of coating methods for cutting tools, for example, CVD (Chemical Vapor Deposition) and PVD (Physical Vapor Deposition) processes. If dry metal forming is realized, the influence to the environment and the cost of manufacturing could be reduced dramatically. For attaining dry metal forming, it is essentially important to choose appropriate combinations of coating material of tool surface, work-piece material and working condition.

In this study, the coefficient of friction was determined with the ring compression test, in which a ring specimen is compressed between flat parallel tools and the friction is measured through the change of the inner diameter of the ring. This test has been frequently used for estimating the friction in forging without large expansion of billet surface. In chapter 2, in order to measure the coefficient of friction accurately in the high friction range by the ring compression test, an optimum shape of ring specimen is searched for by using the rigid-plastic finite element simulation (RIPLS-Forge). The ring specimens having a ratio of outer diameter (D_0): inner diameter (d_0): height (h_0) = 6: 3: 2 are usually used. This shape is suitable for measuring the coefficient of friction (μ) lower than about 0.1, because the deformation of ring is sensitive to the friction in this range. But this shape is not suitable for higher coefficients of friction as dry metal forming. The sensitivity of the shape change to the coefficients of friction and the limiting reduction (the reduction in height at which the hole of the ring diminishes under extremely high friction $\mu = 1.0$) were evaluated for various ring shapes. A new ring shape was determined to be

$D_0: d_0: h_0 = 3: 1: 1$ for measuring the coefficient of friction higher than 0.1. The sensitivity of this shape is about 2.5 times as great as that of the current shape, but the limiting reduction decreases from 60% to 40%.

In chapter 3, by using the determined specimen shape for the high friction range, the frictional behaviour of some working metals sliding over the tool surfaces without lubricant is studied. The work-piece materials are pure aluminum (A1050), pure copper (C1020) and carbon steel (S45C). As for tool surfaces, the cemented tungsten carbide (WC) tools are coated with TiC, TiN, TiCN, TiAlN and DLC (Diamond Like Carbon) by CVD or PVD process.

Except for DLC, the coated material does not give influence to the coefficient of friction significantly. It is found that DLC coated tool is effective to reduce the friction with aluminum billet, but it is not good for copper billet. In the case of compressing aluminum billets at room temperature with DLC coated tool, the coefficient of friction decreases as the reduction in height increases. On the other hand, when WC tool without coating is used, the friction decreases with the reduction in height, but it increases again at higher reductions. In the case of compression of heated work-pieces at 200°C with the tools kept at room temperature, DLC coated tool gives a low coefficient of friction irrespective of the reduction in height, but WC tool exhibits monotonous increase in friction with the reduction in height.

The coefficient of friction increases linearly with roughness of the tool surface irrespective of the coated material. The roughness of the tool surface is an essentially important factor in dry metal forming and it is necessary to polish the tool surface to a mirror surface. It is confirmed through the FEM simulation results that the nominal coefficient of friction in ring compression is significantly changed by the inclination angle of the roughness curve of the tool surface. It is shown that the roughness of the work-pieces after compression without lubrication depends on the roughness of tool and it increases when a liquid lubricant is used.

Frictional behaviour under semi-dry condition is measured with the ring compression test in chapter 4. A small quantity of mist lubricant (less than 3.0g/m²) is sprayed onto WC tool surfaces by mist spraying system for metal cutting, and the aluminum billets are compressed at room temperature and 200°C. It is found that spraying a small quantity of lubricant (0.50g/m²) is effective in reducing the friction in comparison with that for compression without lubrication. The coefficient of friction with the aluminum billet –

WC tool under semi-dry condition ($0.25 - 0.50\text{g/m}^2$ mist lubricant) is as low as the aluminum billet – DLC coated tool under dry condition. On the other hand, the roughness of the work-pieces after compression increases as the quantity of the trapped lubricant increases and becomes $R_a = 0.20 - 1.0\mu\text{m}$ which is of the same order as the lubricant film thickness. Furthermore, surface profiles of the aluminum billet after upsetting is measured, and the behaviour of the trapped mist lubricant during upsetting is discussed.

Since magnesium alloys have smaller impact to the environment, magnesium alloys are increasingly used for lightweight structural and functional parts in automotive and electronic industries. The magnesium alloys have an advantage of the lowest density among the practically used metals and have high specific strength and electromagnetic interference shielding capability. Die casting and thixoforming are commonly used methods for mass production of magnesium alloy parts. Since liquid magnesium alloys are flammable, it is desirable to produce magnesium alloy parts by forging. The strength and toughness of the forged products are higher than those of the cast ones.

Magnesium alloys are brittle at room temperature and cannot be forged at room temperature, but are possible to be forged at the temperatures higher than 200°C , and heavy oxidation of billet takes place at the temperatures higher than 400°C . The forgeability and frictional property of magnesium alloy has not been examined yet. Since the magnesium alloys do not adhere to the tool surfaces during several forgings without lubrication, warm forging of magnesium alloy may be possible without lubrication or with only simple lubrication.

In order to realize precision forging of magnesium alloys, the frictional behaviour of wrought magnesium alloy ZK60 (Mg–6%Zn–0.5%Zr) is studied in chapter 5. At room temperature, the friction test of ZK60 sliding over the surfaces of WC tool and coated with TiC+TiCN+TiN and DLC is carried out. It is found that the DLC coated film is effective to keep the coefficient of friction as low as 0.10, and results a low rate of adhesion with magnesium alloy. For warm forging, ring compression tests are carried out at temperatures from 200°C to 300°C under dry and thin film lubricating conditions. When WC tools are used without lubrication, the coefficient of friction for ZK60 is between 0.25 and 0.35. In ring compression test, DLC coating on tool surface causes a low friction with ZK60 under dry condition.

It is also examined the lubrication in warm forging of magnesium alloy, and several liquid lubricants are applied onto the tool surfaces by controlling the film thickness. When

the lubricant film is $0.50\mu\text{m}$ thickness, the coefficient of friction for ZK60 decreases from 0.35 to 0.10. It is considered that although the friction of magnesium alloy in warm forging is high under dry condition, appropriate tool coating and low amount of lubricant will reduce the friction effectively.

In chapter 6, a new warm forging method of magnesium alloy is proposed by taking its material properties into consideration. Since the ductility of magnesium alloy is low at room temperature, the forming operation is conducted at elevated temperatures. When a magnesium billet is heated, it is important to avoid its temperature drop before forging, because magnesium alloy has a high thermal conductivity and a low thermal capacity. To solve this problem, the magnesium billet is sandwiched between high temperature tools and is heated up to the tool temperature by heat transfer from the high temperature tools. Since the flow stress of the magnesium alloy exhibits significant work softening, a high peak of load tends to appear at the beginning of the forging process. In order to reduce the peak forming load, the billet shape is so chosen that initial straining is caused without restraining the flow in the early stage of the process and then die filling is attained with a low flow stress. In this study, the proposed warm forging method is confirmed to be valid by the finite element simulation and the experiment using a servo controlled press.

Finally, the concluding remarks for the present study are given in chapter 7.

目次

第1章 緒言	1
1.1 塑性加工における環境対策	1
1.2 無潤滑・微量潤滑化への取組み	1
1.2.1 工具表面処理技術	1
1.2.2 切削加工における無潤滑・微量潤滑化	3
1.2.3 塑性加工における無潤滑・微量潤滑化	4
1.3 マグネシウム合金の鍛造加工	5
1.4 本論文の概要	8
参考文献	9
第2章 高摩擦域用リング圧縮試験	15
2.1 まえがき	15
2.2 リング圧縮試験法	15
2.3 剛塑性有限要素法	17
2.4 剛塑性有限要素解析結果	19
2.4.1 計算条件	19
2.4.2 高摩擦域用リング形状の決定	21
2.5 新旧形状の比較	25
2.5.1 摩擦係数測定値の比較	25
2.5.2 試験片 - 工具接触面のすべり速度分布	25
2.6 まとめ	26
参考文献	27
第3章 無潤滑塑性加工における摩擦特性	29
3.1 まえがき	29
3.2 実験方法	29
3.3 工具被覆物質の影響	32
3.4 炭素鋼の酸化膜の影響	34
3.4.1 酸化膜の作成	34
3.4.2 酸化膜の摩擦特性	36
3.5 工具表面粗さの影響	38

3.5.1	実験結果	38
3.5.2	工具表面粗さのモデル化	39
3.5.3	剛塑性有限要素シミュレーションによる 工具表面粗さの考察	40
3.6	無潤滑切削加工	41
3.6.1	実験方法	41
3.6.2	表面被覆工具の効果	42
3.6.3	すくい面での接触面圧に関する考察	44
3.7	実用化への検討	45
3.8	まとめ	45
	参考文献	46
第4章	ミスト微量潤滑すえ込み加工	47
4.1	まえがき	47
4.2	ミスト状潤滑油の噴霧	47
4.2.1	ミスト潤滑油供給装置	47
4.2.2	ミスト状潤滑油の工具表面への付着量・付着面積の測定	48
4.3	ミスト微量潤滑リング圧縮試験	50
4.3.1	実験方法	50
4.3.2	実験結果	51
4.4	ミスト潤滑の噴霧・潤滑状態に関する考察	52
4.4.1	潤滑油滴高さと平均潤滑膜厚	52
4.4.2	薄膜潤滑における摩擦測定	53
4.4.3	ミスト状潤滑油の潤滑機構	56
4.5	極微量潤滑における潤滑油粘度に関する考察	59
4.5.1	潤滑油粘度が摩擦におよぼす影響	59
4.5.2	加工中の潤滑油の発熱についての検討	59
4.6	極微量潤滑鍛造における表面被覆工具の効果	60
4.7	実用化への検討	61
4.8	まとめ	62
	参考文献	62

第5章	マグネシウム合金の温間鍛造における潤滑・摩擦	64
5.1	まえがき	64
5.2	マグネシウム合金および工具材料	65
5.3	すべり試験	65
5.3.1	試験方法	65
5.3.2	らせん状すべり試験結果	67
5.3.3	同一円周状すべり試験結果	69
5.3.4	接触面の温度に関する考察	71
5.4	無潤滑温間鍛造における摩擦測定	72
5.5	マグネシウム合金用液体潤滑油の評価	75
5.5.1	固体潤滑と液体潤滑の比較	75
5.5.2	実験方法	75
5.5.3	液体潤滑油の評価	76
5.6	まとめ	78
	参考文献	78
第6章	マグネシウム合金の温間鍛造法の開発	80
6.1	まえがき	80
6.2	マグネシウム合金の変形特性	80
6.2.1	端面拘束圧縮試験法	80
6.2.2	マグネシウム合金の変形能と変形抵抗曲線	81
6.3	工具熱伝達を利用した温間鍛造	83
6.3.1	マグネシウム合金の加熱・潤滑方法	83
6.3.2	すえ込み圧縮実験	84
6.3.3	潤滑および摩擦への影響	85
6.4	熱伝導有限要素シミュレーションによる温度解析	86
6.4.1	熱伝導有限要素法	86
6.4.2	加熱特性の解析結果	88
6.5	変形特性を考慮したマグネシウム合金の鍛造	90
6.5.1	予ひずみを与えた鍛造法の提案	90
6.5.2	後方押し出しの有限要素シミュレーション	91
6.6	ACサーボプレスによるマグネシウム合金の型鍛造	95
6.6.1	有限要素シミュレーションによる加熱・変形解析	95

6.6.2	実験方法	99
6.6.3	実験結果および実用化への検討	100
6 . 7	まとめ	102
	参考文献	102
第7章	結 言	104
	謝 辞	

第1章 緒言

1.1 塑性加工における環境対策

現在，環境保護は重要な課題であり，環境対応加工の早急な実現が強く望まれている．塑性加工においては，潤滑油を全く使用しない無潤滑（ドライ）加工，極微量の潤滑油を使用する極微量潤滑（セミドライ）加工，無害な潤滑油の開発が進められている[1-3]．また消費電力を低減した工作機械の開発[4]，加工中の騒音低減についての研究[5]も行われており，さまざまな面から環境対応加工の開発が進められている．

潤滑油については，塩素を含まない塩素フリーの潤滑油，加工後に洗浄が不要な無洗浄油（揮発性潤滑油），白色系潤滑油，水潤滑などが開発され，環境負荷の低減が試みられている[6-9]．また冷間鍛造では，リン酸塩・石鹼処理（ボンデ・ボンダリユーベ処理）が環境的に大きな問題であり，ボンデ・ボンダリユーベ処理に代わる潤滑油の開発が望まれているが，ボンデ処理と同等の潤滑効果は得られていない[10]．無潤滑および微量潤滑化については，工具では硬質膜の工具表面への被膜処理[11]，加工材料では自己潤滑特性を持つ新素材の開発[12]，あるいは無潤滑化に対応した加工プロセスの開発が行われている．しかしながら，いずれについても研究・開発段階であり，実用化はほとんどなされていない．

本章では，塑性加工，切削加工における無潤滑，微量潤滑化についての研究背景，そしてリサイクル性が高く，環境に優しいマグネシウム合金の加工の研究背景を述べ，最後に本論文の概要について説明する．

1.2 無潤滑・微量潤滑化への取組み

1.2.1 工具表面処理技術[11,13-23]

工具表面へのコーティング処理は超硬合金や高速度工具鋼の表面に TiC，TiN，TiAlN 等の硬質薄膜を形成し，被膜物質の硬度と工具母材のじん性を得ることで工具寿命の向上が図られている．工具表面への被膜蒸着処理法には，CVD（Chemical Vapor Deposition）法と PVD（Physical Vapor Deposition）法があり，主に切削加工用工具に適用されている．

CVD 法には熱 CVD 法とプラズマ CVD 法があり，熱 CVD 法は約 1000°C での反応ガスの熱化学反応で被膜を形成し，最も古くから開発されており，工業的に普及している．母材との密着性が PVD 法に比べて良く，細い穴の内部にまで均一に被膜処理可能であるが，被膜表面が微細な結晶の突起で覆われるため，被膜形成

後にラッピング処理が必要である。また被膜処理中，工具母材温度を高温（約 1000℃）にするため，母材と被膜との熱膨張率の違いによる残留応力が生じる。一方，プラズマ CVD 法は約 500℃ で成膜可能で，反応ガスをプラズマ化し非平衡状態にしてプラズマ相による化学反応を利用する。

PVD 法は真空もしくは所定のガス雰囲気の中で薄膜材料をイオン化させて成膜する気相法であり，イオンプレーティング，スパッタリング等がある。CVD 法と比較して 550℃ 以下で成膜可能であるため，母材強度が維持でき耐欠損性においては優れるが，耐摩耗性は低下する。また細い穴の内部にまで均一に被膜処理することは困難である。さらに被膜中に圧縮残留応力が生じるため，被膜のき裂発生を防止する効果がある。

TiC，TiCN，TiN は成膜が容易であり，CVD 法，PVD 法の両方で成膜可能である。TiC は高硬度，耐摩耗性に優れ，一方，TiN は TiC と比較して硬度は劣るが，熱化学的に安定する。TiCN は TiC，TiN の配合比により，硬度と熱化学的安定度を調整可能である。一方，TiAlN は PVD 法でのみ実用化されており，TiN に比べて耐酸化性に優れ，高硬度であるため，ドリル，エンドミル等の切削加工用工具に使用されている。

CrN は PVD 法で成膜され，耐摩耗性，耐焼付き性，耐酸化性に優れているため，熱間鍛造用金型への適用が期待されている。また厚い被膜を作成することが可能であるが，膜表面の粗度が大きくなるためラッピング処理が必要である。

DLC (Diamond Like Carbon，ダイヤモンド状炭素膜) はアモルファス物質であり，プラズマ CVD 法あるいは PVD 法で成膜される。炭素を主成分とした硬質膜であり，低摩擦係数，耐摩耗性，摺動時に相手材の摩耗を防ぐ等の特徴を持つ。特にアルミニウムの摺動試験において優れた特性を示し，アルミニウム加工用工具として注目されている。しかしながら，低じん性，工具母材との密着性が低く，はく離が生じやすいため，厚膜化が困難であり，改善策として，工具母材と DLC 被膜との間に Ti，Si 等の中間層を形成する方法や DLC と WC(炭化タングステン)を交互に積層する WC/C が開発されている。

ダイヤモンド膜は高硬度物質であるが，難加工性，工具母材との密着性の低さのために，切削加工用工具以外にはあまり使用されていない。

1.2.2 切削加工における無潤滑・微量潤滑化

切削加工では塑性加工より以前から無潤滑化への取組みがさかんに行われており、現在、一部実用化されている[24]。切削加工における潤滑油は、工具 - 被削材間の潤滑、切削点の冷却、切りくずの排除のために使用され、切削加工の効率、加工精度を維持するためには、必要不可欠と考えられている。しかしながら、潤滑油の有害性のみならず、潤滑油の供給に全エネルギー消費の約 30% を占め、また潤滑油関連の費用が全加工費用の十数% となり、工具費用を上回ることもあるため、使用量を削減することが強く望まれている[25,26]。

無潤滑切削加工（ドライカッティング）は、Ti 系、Cr 系、ダイヤモンド系の表面被覆工具の開発により進められ、無潤滑に適する工具被覆物質と被削材との組み合わせが調べられている[27-29]。優れた切削性を有する鋳鉄や非鉄金属の加工については一部実用化されており、アルミニウム合金や超耐熱合金等の難削材についても無潤滑化が強く望まれている[30-32]。またドリルやエンドミルに TiAlN、DLC を被膜処理して、無潤滑穴あけ加工、エンドミル加工を行った研究[33,34]や無潤滑切削加工では潤滑油による切りくずの排除が行えないため、切りくずの排出性を考慮した工具形状の研究が行われている。一方、無潤滑切削加工では工具の温度上昇が激しく、焼付きが生じるため、耐熱性に優れる切削加工用工具の開発、工具内部に冷却水用の流路を設け冷却水を循環させて工具冷却を行う吸熱工具が開発されている[35,36]。しかし、潤滑油を用いる湿式加工と比較して工具摩耗の増大、工具刃先の温度上昇、加工面粗度の悪化が激しく、実用化に向けて解決すべき課題も多い。

そこで従来の湿式加工と比較して、1/1000 ~ 1/10000 の極微量の潤滑油（数 ml/h ~ 数 10ml/h）の使用で潤滑効果が非常に大きい MQL (Minimal Quantity Lubricants) 加工が注目されている[37-40]。MQL 加工では極微量のミスト状潤滑油を高圧空気とともに噴霧することで、潤滑のみならず、冷却、切りくずの排除を行う。潤滑油の噴霧状態の観察、噴霧装置の開発[41]、MQL 加工に対応した工作機械の開発[42]が行われ、旋削加工、エンドミル加工に適用されている。また無潤滑では工具への凝着が問題となる軟質材について、表面被覆工具と MQL 加工を組み合わせることにより、湿式加工と同等の切削性能を得られることも考えられる。以上のように、MQL 加工は実用化について最も可能性の高い加工法であるが、潤滑機構については解明されていない[24]。

潤滑油使用量の削減のためのその他の手法として、冷風加工[43]、窒素ガス加工[44]などがある。冷風加工は冷風を切削点に吹付け、切削部近傍を零度以下に低下

させ、被削材をもろく、刃先温度を低くして、工具寿命の増大を図っている。窒素ガス加工は窒素を切削点に吹付け雰囲気制御を行うことで工具摩耗を小さくできるが、その原因については解明されていない。

1.2.3 塑性加工における無潤滑・微量潤滑化

塑性加工は切削加工と比較して加工面圧が高い場合が多く、工具寿命の低下、素材の工具への焼付きが生じやすいため、無潤滑化は今までほとんど検討されていない。しかしながら、環境保護、潤滑油のコスト削減の面から、無潤滑、微量潤滑化の早期実現が強く望まれている。

無潤滑塑性加工は無潤滑切削加工で使用される表面被覆工具を塑性加工用工具に利用することで研究が進められている[11,20,45]。塑性加工用工具は切削加工用工具と比較して大きく、複雑な形状であるため、工具被膜処理が困難な場合が多い。また加工面圧が高い状態で被加工材のすべりが生じるため、工具母材と被膜との密着強度の向上が大きな課題である。基礎摩擦試験により TiC 等の硬質膜と被加工材との摩擦、摩耗特性および焼付き性が調べられている[46,47]。また疲労強度や有限要素解析により被加工材への押込み時における硬質膜の界面はく離箇所、寿命を評価した研究もある[48,49]。

塑性加工用工具表面への硬質膜の皮膜処理は、樹脂成形用金型、冷間圧延用ロール、板材のプレス加工用工具で研究されている[50,51]。古閑らはアルミニウム合金の打抜き加工に TiCN, CrN, DLC 被覆工具を用いて、無潤滑加工において DLC 被覆工具の有効性を示している[52]。DLC 被覆は工具母材との密着強度が低くはく離が生じやすいが、低摩擦特性を示し塑性加工用工具への適用が期待されている[20,45]。DLC 被覆工具を用いて、アルミニウム合金の無潤滑、微量潤滑引抜き加工[53]やマグネシウム合金の無潤滑深絞り加工[54]、打抜き加工[55]の研究が行われている。

一方、金型材料では応力集中を防ぐため、金型の表層部と内部で硬度、じん性を傾斜的に変化させた超硬合金が開発されている[56]。WC-Co 傾斜超硬合金を用いることで高硬度、高靱性を有した金型作製が可能となり、金型の長寿命化のみならず、摩擦係数を大幅に低減する効果を持つ。

工具開発以外の無潤滑、微量潤滑化の手法として、素材にポリエステルフィルム等をプレコート処理して無潤滑加工を行った研究[57]や超音波振動を工具に付加することにより、工具 - 被加工材間への潤滑油供給を促進、潤滑油の使用量削減を目指した研究[58]がある。

境界潤滑における潤滑機構の基礎研究は古くから行われているが、微量潤滑での塑性加工についてはほとんど検討されていない。多量の潤滑油を供給した場合の塑性加工中の潤滑機構については、工具 - 被加工材界面での潤滑油の閉じ込め、温度上昇、潤滑油粘度の影響など多くの研究が行われている[59-61]。

以上のように塑性加工の無潤滑、微量潤滑化は研究、開発段階であるが、実用化に向けて避けられない重要な課題である。

1.3 マグネシウム合金の鍛造加工

マグネシウム合金は実用構造金属材料中、最軽量（鉄の約 1/4、アルミニウムの約 2/3）、高比強度（鉄の約 2 倍、アルミニウムの約 1.3 倍）であり、切削性や振動吸収性、放熱性、電磁波シールド性等に優れた特性を持つ[62]。さらに比較的容易に再溶解可能なことから、リサイクル性の良い材料である。自動車分野では車体構造の軽量化を目指し、鉄やアルミニウムの代替材料としてマグネシウム合金が注目されている[63,64]。また家電分野ではノートパソコンや携帯型の MD プレーヤーの筐体にプラスチックの代替材料として、マグネシウム合金を用いた製品が増加している[65,66]。しかし、マグネシウムは化学的に極めて活性な金属であり、粉塵爆発や水との接触による爆発的燃焼を起こすため、取扱いには細心の注意が必要である。

現在、マグネシウム合金を使用した大量生産製品の製造は、ダイカストやチクソモールディングの鋳造法が主流である[67-69]。ダイカストは高圧鋳造プロセスであり、アルミニウム、亜鉛等で古くから行われている。Fig. 1.1 に示すように、形式としてコールドチャンバー、ホットチャンバーがあり、自動車部品等の大型製品はコールドチャンバーにより、家電製品等の小型製品はホットチャンバーにより製造される。溶融したマグネシウムは空気に接触すると燃焼するため、六フッ化硫黄（ SF_6 ）を含む防燃ガスにより溶解雰囲気（雰囲気）をシールドする必要があるが、六フッ化硫黄ガスは地球温暖化物質であり、地球温暖化係数が CO_2 の数万倍であるため、二酸化硫黄（ SO_2 ）ガスへの代替が検討されている[70]。

一方、チクソモールディングは、1980 年代半ばに米国の DOW CHEMICAL 社と BATTELE 研究所により開発された低融点合金の半溶融射出成形法であり、1996 年に初めて製品へ実用化された新しい加工法である[69,71]。チクソモールディングは Thixotropy と Injection Molding を組み合わせた造語である。Fig. 1.2 にチクソモールディング装置の構造を示す。ホッパーから投入されたマグネシウムチップは、シリンダ内部で加熱されながらスクリュウの回転により、半溶融状態で金型

に注入される。ダイカストと比較して、利点として、

- (1) ひげ巣等の欠陥が少なく、薄肉成形が可能である。
- (2) 空隙率の低い成形品を加工できるため、機械的性質も良い。
- (3) 不活性ガスである Ar ガスを少量使用するだけでよく、地球環境に優しい。

などがある。一方、課題として、

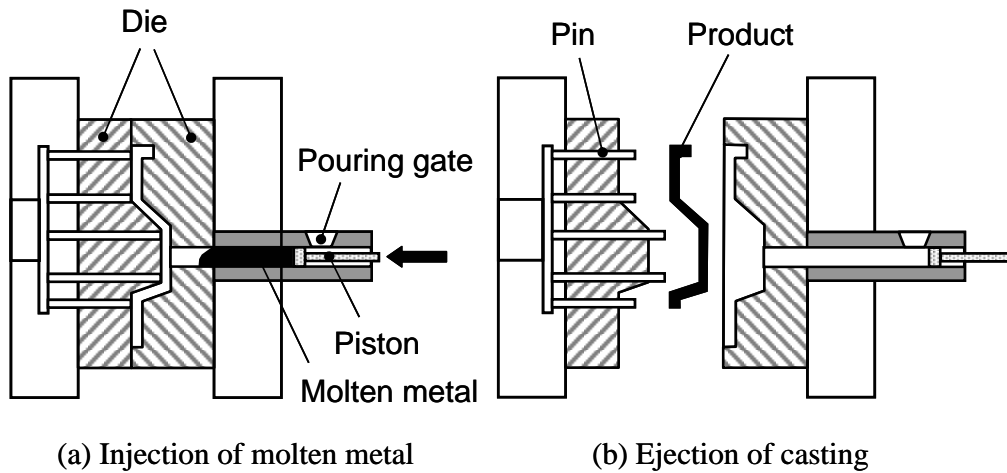


Fig. 1.1 Schematic of die casting machine (cold chamber machine)

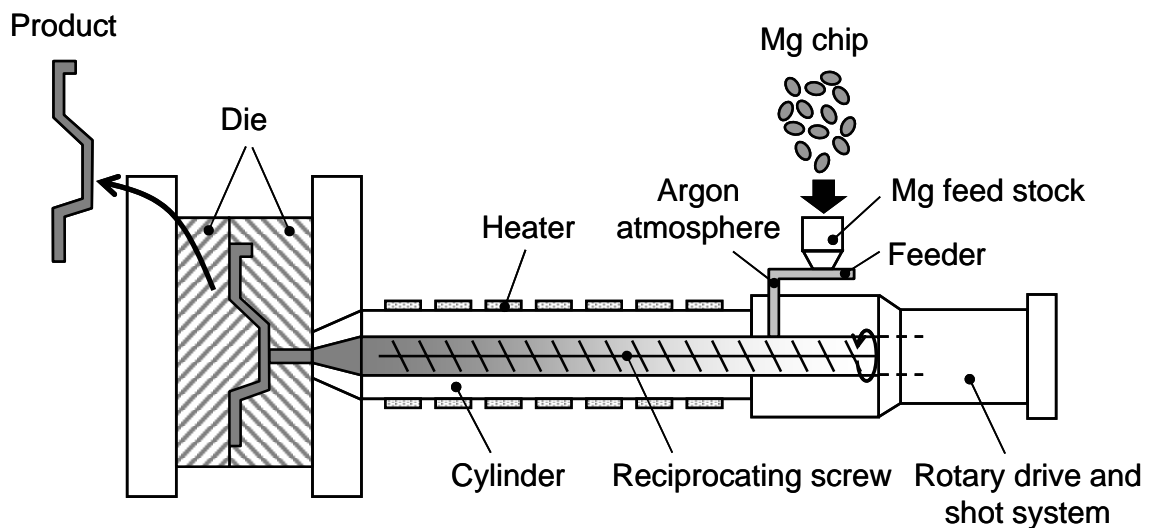


Fig. 1.2 Schematic of thixoforming machine

- (1) 原料コストが高い。
- (2) 材料の流動制御が難しく、成形条件が限られている。
- (3) 高速射出のため、設備コストが高い。

などがあり、現在、固液共存状態でのマグネシウム合金の材料特性や、シリンダ、金型内での材料流動について研究が行われている。さらにチクソモールドィングで予成形後、型内で鍛造加工を行い、チクソモールドィングと鍛造加工を組み合わせた加工法も提案されている[72]。

一般にダイカストやチクソモールドィングの鑄造法は、固体状態で加工を行う塑性加工に比べて、生産性が悪く、成形品の機械的強度も良くない。マグネシウム合金の塑性加工が望まれているが、マグネシウムは結晶構造が最密六方格子であり、室温付近における塑性加工性が著しく悪いため、ほとんど実用化されていない[73]。またマグネシウムの超塑性現象は 200~450°C、ひずみ速度 $10^{-5} \sim 10^{-2} \text{s}^{-1}$ で起こり、結晶粒径を微細にするほど、より高速で超塑性が起こることが分かったが、生産ラインでの実用的な加工速度には遠く及ばない[74,75]。さらに材料開発では、数%のリチウムを添加した Mg-Li 合金が開発され、結晶構造を体心立方格子にすることで室温での塑性加工性が向上することが確認されたが、Mg-Li 合金板がまだ量産されておらず実用化には至っていない[76]。

マグネシウム合金は 200°C 以上で急激に延性が向上するため、加熱状態での塑性加工が可能であり、深絞り等の板材成形の研究が進められている[54,77]。鍛造加工は、

- (1) 生産性が高い。
- (2) 鍛造品の機械的強度が良い。
- (3) 肉厚が部分的に違う形状（ボス部等）の加工が可能である。

ことから、マグネシウム合金の鍛造加工に期待がよせられている。今までマグネシウム合金の鍛造は精度をあまり期待できない熱間鍛造であり、切削後加工が不可欠であったが、精密鍛造が可能になれば、鍛造品を直接製品として使用できる可能性がある[78]。しかし精密鍛造において重要な鍛造性の評価データ、摩擦特性等の基礎データはわずかに調べられているのみで、加熱方法、潤滑方法を含む鍛造プロセスの開発も行われていない[79-82]。

1.4 本論文の概要

塑性加工では環境対策として、無潤滑（ドライ）化、微量潤滑（セミドライ）化、無害な潤滑油の開発が期待されているが、いずれも研究・開発段階である。本論文では、無潤滑塑性加工を実用化するために、硬質膜を被膜処理した塑性加工用工具による無潤滑塑性加工、ミスト潤滑による極微量潤滑塑性加工における摩擦特性についての基礎研究を行う。また軽量、高強度、さらにリサイクル性に優れ、環境負荷が小さいマグネシウム合金の摩擦特性および鍛造加工法を開発を行う。以下に本論文の構成を示す。

第2章では、鍛造加工等での摩擦係数測定に広く使用されるリング圧縮試験において、高摩擦域においても高精度で摩擦係数が評価できる初期試験片形状について、剛塑性有限要素解析により決定する。

第3章では、表面被覆工具を用いた無潤滑塑性加工における摩擦特性について述べる。摩擦係数はリング圧縮試験により測定し、第2章で決定した高摩擦域用試験片を用いる。工具被覆物質と被加工材との適切な加工条件、工具表面粗さ、素材表面の酸化物が摩擦におよぼす影響について調べ、アルミニウム合金の無潤滑加工における DLC 被膜の効果を示す。また塑性加工の無潤滑化の実現性について検討する。

第4章では、ミスト噴霧による極微量潤滑塑性加工について述べる。ミスト状潤滑油の工具表面への噴霧状態を調べ、極微量潤滑における潤滑油量と摩擦、被加工物の表面粗さの関係を示す。またミスト微量潤滑の潤滑機構について、摩擦試験後の被加工物の表面状態から考察する。さらにミスト微量潤滑での摩擦特性と第3章での無潤滑摩擦特性との比較を行い、無潤滑での表面被覆工具の効果について考察する。

第5章では、マグネシウム合金の無潤滑および微量潤滑における摩擦特性を明らかにするため、すべり試験、リング圧縮試験を行う。第3章で使用した表面被覆工具を用いて、無潤滑加工での摩擦特性について調べ、DLC 被膜の有効性を示す。またマグネシウム合金の鍛造加工における潤滑方法について述べ、液体潤滑油の評価を行う。

第6章では、マグネシウム合金の精密鍛造を目指し、マグネシウム合金の材料特性を利用した温間鍛造法について述べる。加熱炉を使用しないビレットの加熱方法、加工軟化特性を利用した鍛造法を提案し、モデル実験、有限要素解析を行う。また AC サーボプレスを用いた型鍛造を行い、実用化について検討する。

第7章では、本論文における総括を示す。

参考文献

- [1] D. Allen, D. Bauer, B. Bras, T. Gutowski, C. Murphy, T. Piwonka, P. Sheng, J. Sutherland, D. Thurston and E. Wolff: Environmentally benign manufacturing: trends in Europe, Japan, and the USA, Trans. ASME, J. Manufacturing Science and Engineering, **124**-4(2002), 908-920.
- [2] 井川正治, 岩坪正隆, 宮崎国利: 環境対応のためのドライ加工への取組み, 機械技術, **47**-5(1999), 18-22.
- [3] W.J. Bartz: Lubricants and the environment, Tribology Int., **31**/1-3(1998), 35-47.
- [4] 幸田盛堂: 工作機械のトライボロジーと環境対策, トライボロジスト, **46**-7(2001), 542-547.
- [5] 山形知絵子, 大津雅亮, 小坂田宏造: プレスモーション制御による打抜き騒音の低減, 平成 14 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2002), 161-162.
- [6] 木村茂樹: 塩素フリー塑性加工用潤滑剤の開発動向, 第 196 回塑性加工シンポジウムテキスト, (2000), 53-61.
- [7] 片岡征二: 塑性加工のトライボロジーと環境対策, トライボロジスト, **46**-7(2001), 509-515.
- [8] 片岡征二: 環境負荷低減のためのこれからの潤滑技術, 第 196 回塑性加工シンポジウムテキスト, (2000), 1-12.
- [9] 横田秀雄: 切削油剤のトライボロジーと環境対策, トライボロジスト, **46**-7(2001), 528-533.
- [10] 石原貞男, 森下弘一: 環境に優しい車造りにおける鍛造技術の動向, 日本塑性加工学会鍛造分科会第 70 回研究集会資料, (2000), 1-10.
- [11] 大原久典: 金型用各種硬質被覆膜, 第 84 回塑性加工学講座テキスト, (2001), 95-104.
- [12] 山根八洲男, 田中隆太郎, 鳴瀧則彦: BN 添加鋼の被削性, 精密工学会誌, **64**-9(1998), 1370-1374.
- [13] 山本 勉: 塑性加工用超硬合金の諸特性, 第 26 回鍛造実務講座テキスト, (1999), 7-14.
- [14] 多賀康訓: 耐摩耗被膜, 潤滑, **28**-11(1983), 821-826.
- [15] 榎本祐嗣, 三宅正二郎: 薄膜トライボロジー, (1994), 東京大学出版会, 100-110, 190-195.
- [16] S. Hogmark, S. Jacobson and M. Larsson: Design and evaluation of tribological coatings, Wear, **246**/1-2(2000), 20-33.

- [17] U. Wiklund and M. Larsson: Low friction PVD titanium-carbon coatings, *Wear*, **241**-2(2001), 234-238.
- [18] 田中章浩: 硬質薄膜の作製技術とトライボロジー, *トライボロジスト*, **46**-7(2001), 558-563.
- [19] 池田 孜, 佐藤廣士: PVD 法によって作製した Ti-Al-N 系硬質膜の高温酸化特性と耐摩耗性, *日本金属学会誌*, **57**-8(1993), 919-925.
- [20] 熊谷 泰: DLC コーティング膜の塑性加工への応用, *塑性と加工*, **38**-435(1997), 304-308.
- [21] 川名淳雄: DLC コーティングの特徴と適用例, *型技術*, **16**-1(2001), 70-74.
- [22] 赤理孝一郎: DLC 膜の密着性向上技術, *トライボロジスト*, **47**-11(2002), 809-814.
- [23] 斎藤秀俊: ダイヤモンド膜から DLC 膜まで - その構造と物性 -, *トライボロジスト*, **47**-11(2002), 795-801.
- [24] 松原十三生: 環境対応加工技術の現状と課題, *精密工学会誌*, **68**-7(2002), 885-889.
- [25] F. Klocke and G. Eisenblätter: Dry cutting, *Annals of the CIRP*, **46**/2(1997), 519-526.
- [26] 岩田重広: 環境対応型の水溶性切削油剤 - その開発動向 -, *精密工学会誌*, **68**-7(2002), 919-922.
- [27] W. Grzesik and P. Nieslony: The influence of thin hard coatings on friction in the orthogonal cutting process, *Trans. NAMRI/SME*, **28**(2000), 113-118.
- [28] F. Klocke and T. Krieg: Coated tools for metal cutting – features and applications, *Annals of the CIRP*, **48**/2(1999), 515-525.
- [29] M.S. Sulonen and A.S. Korhonen: TiN-coatings deposited by triode ion plating on tools and dies, *Annals of the CIRP*, **35**/1(1986), 133-136.
- [30] 新谷一博, 加藤秀治, 馬場義樹, 伊藤正朝, 塩谷外司: 球状黒鉛鋳鉄加工における(Ti, Al)N コーテッド工具の切削特性, 1998 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1998), 292.
- [31] 福井康雄: アルミ合金のドライカッティング, 2001 年度精密工学会秋季大会学術講演会シンポジウム資料, (2001), 150-155.
- [32] 板倉勝利, 有浦泰常, 黒田基文, 重川英文, 山本恵一, 猪谷彦太郎: 超耐熱合金インコネル 718 の切削加工におけるコーテッド超硬工具の摩耗特性, 1999 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1999), 494.
- [33] 山田保之, 青木太一, 田中裕介, 阿部和正, 池内 寛, 一宮夏樹, 早崎 浩:

- (Al, Ti)N コーティド高速度鋼ドリルの切削性能, 1997 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1997), 148.
- [34] 戸井原孝臣: コーティングエンドミルによるドライ切削加工, 2000 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2000), 190.
- [35] 神 雅彦, 渡辺健志, 村川正夫: 吸熱工具によるドライ切削, 1999 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1999), 92.
- [36] 神 雅彦, 野口裕之, 村川正夫: 吸熱工具を用いたドライ切削システムの開発, 2000 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2000), 188.
- [37] M. Rahman, A.S. Kumar and M.U. Salam: Experimental evaluation on the effect of minimal quantities of lubricant in milling, *Int. J. Mach. Tools & Manuf.*, **42**-5(2002), 539-547.
- [38] 佐藤潤幹, 稲崎一郎, 若林利明: 極微量切削液供給による旋削加工, *日本機械学会論文集 (C 編)*, **62**-604(1996), 4696-4701.
- [39] A.R. Machado and J. Wallbank: The effect of extremely low lubricant volumes in machining, *Wear*, **210**/1-2(1997), 76-82.
- [40] 稲崎一郎: MQL 切削の技術動向, *トライボロジスト*, **47**-7(2002), 519-525.
- [41] 鈴木 繁: MQL 切削油供給システムの動向, *トライボロジスト*, **47**-7(2002), 538-543.
- [42] 槇山 正: MQL 切削用工作機械の動向, *トライボロジスト*, **47**-7(2002), 533-537.
- [43] 横川宗彦: 冷風加工に関する研究, 1999 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1999), 97.
- [44] 鵜飼 久: 窒素ガスを使用したドライ加工技術, *精密工学会誌*, **68**-7(2002), 890-894.
- [45] 角谷 透, 森河和雄, 三尾 淳, 片岡征二: DLC 膜の塑性加工工具への適用, *トライボロジスト*, **47**-11(2002), 821-826.
- [46] K. Kitamura, M. Takeuchi and T. Mizuno: Wear test by cross cylinders subjected to in-plane stress in cold forming, *Proc. 7th Int. Conf. Technology of Plasticity*, (2002), 79-84.
- [47] 小豆島明, 青木幸史朗, 岩田博行: TiN 改質材のトライボロジー特性, *日本機械学会第 8 回材料・材料加工技術講演会講演論文集*, (2000), 179-180.
- [48] Ch. Hinsel, M. Celeghini, U. Engel and M. Geiger: Improved fatigue strength of cold forging tools by surface and coating technologies, *Proc. 6th Int. Conf. Technology of*

- Plasticity, (1999), 271-278.
- [49] K. Hayakawa, T. Nakamura, S. Tanaka and K. Harada: A testing method for estimation of adhesion strength of interface between forging tool and coated hard film, Proc. 7th Int. Conf. Technology of Plasticity, (2002), 799-804.
- [50] 古閑伸裕, 佐々木哲夫, R. Paisarn, 豊嶋 歩: 樹脂成形加工用硬質膜コーテッド金型の離型力低減効果, 平成 11 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1999), 43-44.
- [51] Y. Jimbo and A. Azushima: Lubrication characteristics of physical vapor deposition TiN-coated roll for high productivity in cold rolling of low-carbon steel sheet, Wear, **249**/5-6(2001), 415-421.
- [52] 古閑伸裕, 村川正夫, 熊谷 泰: アルミニウム板の打抜き加工におけるコーテッド工具の有用性について, 平成 7 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1995), 81-82.
- [53] 林 正弘, 神 雅彦, 野口裕之, 村川正夫: セミドライ/ドライ引抜き加工に関する研究, 平成 14 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2002), 237-238.
- [54] 古閑伸裕, R. Paisarn: 硬質膜コーテッド工具による AZ31 マグネシウム合金板の無潤滑深絞り加工, 塑性と加工, **42**-481(2001), 145-149.
- [55] 古閑伸裕, 羽斗一成, R. Paisarn: 硬質膜コーテッド工具によるマグネシウム合金板の打抜き・シェービング加工, 平成 14 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2002), 19-20.
- [56] 桜井久之: 自動車における鍛造品の動向, 第 29 回鍛造実務講座テキスト, (2002), 1-6.
- [57] 今津勝宏: 金属缶の成形における環境に優しい潤滑技術, 第 196 回塑性加工シンポジウムテキスト, (2000), 37-44.
- [58] 村川正夫: 環境負荷低減のための硬質被膜工具および超音波振動付加工工具の利用, 第 196 回塑性加工シンポジウムテキスト, (2000), 13-20.
- [59] 大矢根守哉, 小坂田宏造: 高速圧縮加工時における潤滑剤の閉込めの機構, 日本機械学会論文集 (第 3 部), **34**-261(1968), 1001-1008.
- [60] 小豆島明, 坪内昌生, 工藤英明, 吉田憲明, 峯村 憲: 塑性変形中の材料 - 工具界面におけるマイクロ塑性流体潤滑の直接検証, 塑性と加工, **30**-347(1989), 1631-1638.
- [61] 片岡征二, 菅野恵介, 木原諄二: ミクロプールから境界潤滑部への潤滑油の導入, 塑性と加工, **29**-327(1988), 368-373.

- [62] M.M. Avedesian and H. Baker: Magnesium and magnesium alloys, ASM Specialty Handbook, (1999), 3-6.
- [63] 真鍋 明: マグネシウム合金の自動車への適用, 第 56 回軽金属シンポジウムテキスト, (1999), 55-63.
- [64] T. Sano, A. de Winter, T. Saiki, S. Horikoshi, S. Fuchizawa and S. Sado: Reduction of environmental impact attained by magnesium alloys for automotive components, Proc. 6th Int. Conf. Technology of Plasticity, (1999), 589-594.
- [65] 上田修治: 家電製品, 工業材料, **46-10**(1998), 118-121.
- [66] 西川幸男: 家電製品におけるマグネシウム合金部品の応用と加工技術, 第 207 回塑性加工シンポジウムテキスト, (2001), 101-108.
- [67] B.L. Mordike and T. Ebert: Magnesium; properties – applications – potential, Materials Science & Engineering Ser. A, **302-1**(2001), 37-45.
- [68] 鎌土重晴, 小島 陽: ダイカスト用マグネシウム合金の特性と動向, まてりあ, **38-4**(1999), 285-290.
- [69] 斉藤 研: マグネシウム合金の射出成形法, まてりあ, **38-4**(1999), 321-324.
- [70] 白井正勝: ダイカスト, 工業材料, **46-10**(1998), 106-108.
- [71] 附田之欣, 中津川勲, 斉藤 研: チクソモールディング, 工業材料, **46-10**(1998), 109-112.
- [72] 辻 和也: Mg 合金のチクソモールディング技術, 第 29 回鍛造実務講座テキスト, (2002), 77-81.
- [73] 鎌土重晴, 小島 陽: マグネシウム合金の材質と加工性, 第 207 回塑性加工シンポジウムテキスト, (2001), 65-72.
- [74] 渡辺博行, 細川裕之, 向井敏司, 相澤龍彦: マグネシウム合金およびその複合材料における超塑性を可能にする材料プロセス, まてりあ, **39-4**(2000), 347-353.
- [75] H. Watanabe, T. Mukai and K. Higashi: Superplasticity in a ZK60 magnesium alloy at low temperatures, Scripta Materialia, **40-4**(1999), 477-484.
- [76] H. Takuda, T. Enami, K. Kubota and N. Hatta: The formability of a thin sheet of Mg-8.5Li-1Zn alloy, J. Mater. Process. Technol., **101/1-3**(2000), 281-286.
- [77] E. Doege and G. Kurz: Development of a formulation to describe the work softening behaviour of magnesium sheets for heated deep drawing processes, Annals of the CIRP, **50/1**(2001), 177-180.
- [78] 渡辺 洋, 濱 葆夫: マグネシウム合金の鍛造法による薄肉ミニディスクケ

- ースの開発, 第 207 回塑性加工シンポジウムテキスト, (2001), 87-92.
- [79] N. Ogawa, M. Shiomi and K. Osakada: Forming limit of magnesium alloy at elevated temperatures for precision forging, *Int. J. Mach. Tools & Manuf.*, **42**-5(2002), 607-614.
- [80] 古閑伸裕, 羽斗一成: マグネシウム合金の鍛造加工の試み, 第 53 回塑性加工連合講演会講演論文集, (2002), 103-104.
- [81] H. Chen and A.T. Alpas: Sliding wear map for the magnesium alloy Mg-9Al-0.9Zn (AZ91), *Wear*, **246**/1-2(2000), 106-116.
- [82] 松岡 敬, 坂口一彦, 向井敏司, 松山雅和, 吉岡 亮: ZK60 マグネシウム合金の摩擦・摩耗特性に及ぼす結晶粒径の影響, *材料*, **51**-10(2002), 1154-1159.

第2章 高摩擦域用リング圧縮試験

2.1 まえがき

リング圧縮試験は荷重の計測を必要とせず，圧縮前後の試験片内径と高さを測定するだけで摩擦係数あるいは摩擦せん断係数が簡便に求められるため，鍛造加工等の塑性加工における摩擦係数の測定に多く利用されている[1-3]．リング圧縮試験では，潤滑油が試験片 - 工具間に閉じ込められやすく，通常，摩擦係数 $\mu = 0.1$ 程度の潤滑が良好なときの試験が多い．しかしながら，無潤滑塑性加工では摩擦係数の値が高くなり，また熱間加工では摩擦係数の値が $\mu = 0.2$ 近傍となることが多い．しかし，高摩擦域では摩擦係数に対する内径の変化割合が小さくなるため，高摩擦域においても高精度で摩擦係数が評価できる形状が求められている．本章では，リング状試験片の外径，内径，高さ比を変化させて，圧縮中の変形特性を剛塑性有限要素シミュレーションにより調べ，高摩擦域に適したリング初期試験片形状を決定する．

2.2 リング圧縮試験法

鍛造加工では摩擦特性をリング圧縮試験により測定することが多い．リング圧縮試験は久能木[4]によって提案され，Male [5]，工藤[6]らによって発展された．リング圧縮試験は荷重の計測を必要とせず，圧縮前後のリング状試験片の内径と高さを測定するだけで，摩擦係数あるいは摩擦せん断係数が簡便に求めることができる．1000°C程度まで加熱した状態での摩擦試験も行われており[7]，温・熱間鍛造における摩擦評価法としても有効な試験法である．また圧縮荷重を測定することで，摩擦係数だけでなく変形抵抗も求める方法を提案されている[8]．さらにリング圧縮試験において，初期リング状試験片形状が接触面圧，変形状態におよぼす影響[9-11]や試験片 - 工具間での熱伝達が摩擦におよぼす影響[12,13]についても調べられている．

リング圧縮試験は Fig. 2.1 に示すようにリング状試験片を平行工具間で圧縮し，摩擦状態によって変形後のリング形状が異なることを利用し，摩擦係数を求める方法である．リング圧縮では摩擦が小さい場合は，圧縮後のリング内径 d が広がって初期内径 d_0 よりも大きくなるが，摩擦が大きくなると，試験片 - 工具接触面に中立点が現れ，リング内径が小さくなる．アルミニウム合金 (A1050) のリング状試験片を，室温，無潤滑で圧縮したものを Fig. 2.2 に示す．圧縮率 $\Delta h/h_0$ と内径変化率 De の関係を表す摩擦係数検定曲線 (Fig. 2.3) に測定結果をプロットして摩

摩擦係数 μ を求める。摩擦係数検定曲線は有限要素シミュレーション等を用いてあらかじめ求めておく。ここで圧縮率 $\Delta h/h_0$ と内径変化率 De は圧縮前後のリング高さを h_0, h として、

$$\Delta h/h_0 = \frac{h_0 - h}{h_0} \times 100 \quad \% \quad (2.1)$$

$$De = \frac{d}{d_0} \quad (2.2)$$

により与えられる。

一般に初期リング形状は、外径 D_0 ：内径 d_0 ：高さ $h_0 = 6:3:2$ の形状が用いられる。この形状では、 $\mu = 0.10$ 以下では摩擦係数に対するリング内径の変化割合が大きく高精度に測定することが可能であるが、 $\mu = 0.20$ を越える高摩擦域では、摩擦係数に対するリング内径の変化割合が小さくなり、その評価は困難になる。

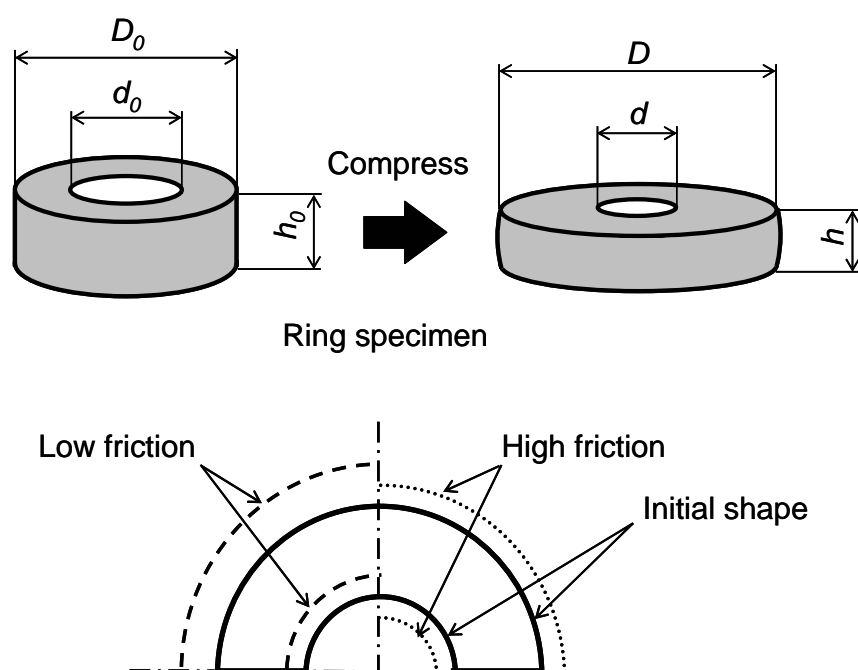
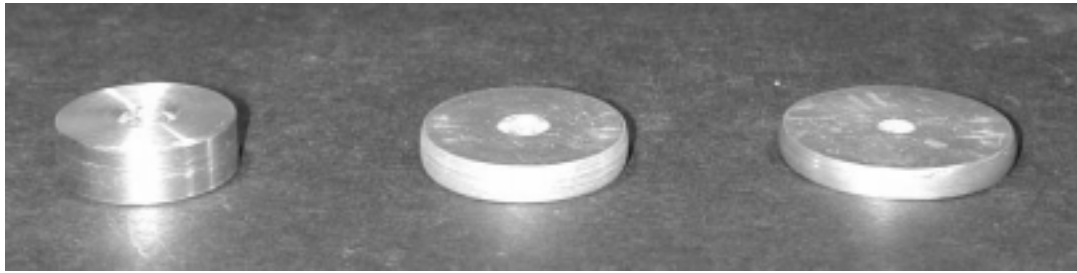


Fig. 2.1 Deformation of ring specimen during compression



(a) Before compression (b) $\Delta h/h_0 = 30\%$ (c) $\Delta h/h_0 = 60\%$

Fig. 2.2 Shape change of ring specimen in ring compression test
(aluminum alloy, forming temp.: room temp., dry condition, $\mu = 0.16$)

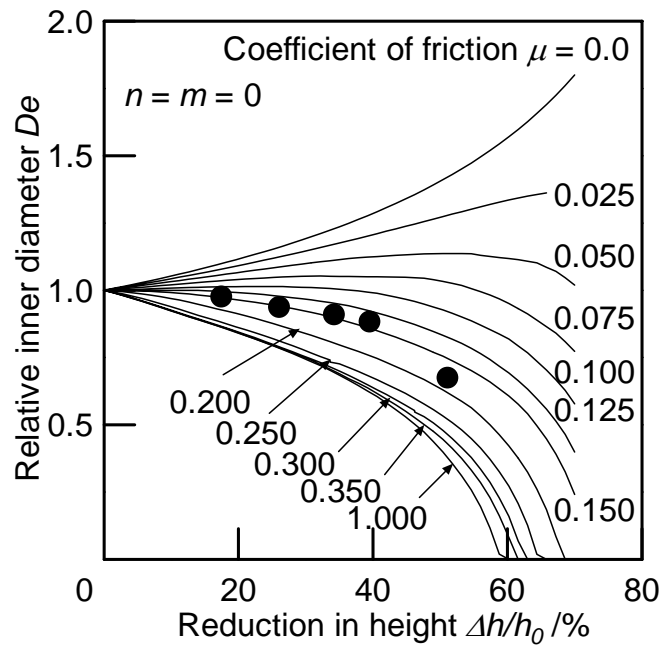


Fig. 2.3 Calibration curve of current shape of ring specimen ($D_0: d_0: h_0 = 6: 3: 2$)

2.3 剛塑性有限要素法

通常の金属材料の塑性加工解析においては、降伏条件として Mises の降伏条件が一般的に用いられる。Mises の降伏条件は静水圧応力に依存しないため、塑性体積ひずみ速度が常に一定となり、塑性体積ひずみ速度から静水圧応力を計算することができない。剛塑性有限要素法では、この問題を解決するために数種類の方法が提案されている[14]。圧縮特性法は材料にわずかな圧縮性を与え、その結果、

体積一定条件を緩和させることで応力計算の問題点を解決する[15]．本研究では，2次元軸対称変形を取扱い，ねじり成分を零とする．相当応力を $\bar{\sigma}$ ，静水圧応力を σ_m として，降伏条件を，

$$\bar{\sigma}^2 = \frac{1}{2} \left\{ (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 + 6\tau_{rz}^2 \right\} + g\sigma_m^2 \quad (2.3)$$

と仮定し，静水圧応力 σ_m の影響を取入れる．Eq. (2.3)は Mises の降伏条件にわずかに静水圧応力依存性を持たせたものとなる．静水圧応力 σ_m が降伏条件におよぼす影響はないため， g が十分小さい正の定数 ($g = 0.0001 \sim 0.01$) であるとして，Mises の降伏条件式を近似している．

速度場は，汎関数

$$\Phi = \int_V \bar{\sigma} \dot{\varepsilon} dV - \int_{S_i} T_i u_i dS \quad (2.4)$$

を最小にすることによって求める．ここで， V は素材の全体積， S_i は外力が与えられる素材表面， T_i は外力， u_i は工具速度である．Eq. (2.4)の第1項は塑性変形仕事を表し，第2項は外力による仕事を表す． g に正の小さな値を与え，汎関数 Eq. (2.4)を最小にすることによって体積一定条件も近似的に満足した速度場が得られる．体積一定の項が相当ひずみ速度の中に入っているため，最小化の取扱いが簡単になる．剛塑性有限要素法では，ひずみ速度依存性を汎関数 Eq. (2.4)に直接取込むことができるため，ひずみ速度依存性の影響を比較的容易に取扱える．汎関数を最小にする速度場を求めるために，全節点において節点速度で偏微分し，零とする．各要素の体積，要素表面をそれぞれ V_e ， S_e として，Eq. (2.4)より，

$$\begin{aligned} \frac{\partial \Phi}{\partial u_i} &= \sum \int_{V_e} \bar{\sigma} \frac{\partial \dot{\varepsilon}}{\partial u_i} dV - \sum \int_{S_e} T_i dS \\ &= \sum \int_{V_e} \left(\frac{\partial \dot{\varepsilon}}{\partial \varepsilon_r} \frac{\partial \varepsilon_r}{\partial u_i} + \frac{\partial \dot{\varepsilon}}{\partial \varepsilon_\theta} \frac{\partial \varepsilon_\theta}{\partial u_i} + \dots \right) \bar{\sigma} dV - \sum \int_{S_e} T_i dS \\ &= \sum \int_{V_e} [B]^T [D] [B] dV \{u\} - \{T\} = 0 \end{aligned} \quad (2.5)$$

となり，節点速度を変数とする非線形連立方程式である．ただし，

$$\{\bar{\sigma}\} = [D] \{\dot{\varepsilon}\} \quad (2.6)$$

$$\{\dot{\varepsilon}\} = [B] \{u\} \quad (2.7)$$

である．非線形連立方程式 Eq. (2.5)を解き，節点速度場を求めることにより，素材内部のひずみ速度分布や応力分布を求めることができる．

2.4 剛塑性有限要素解析結果

2.4.1 計算条件

本研究では，剛塑性有限要素シミュレーションシステム：RIPLS-Forge [16,17] を用いて計算を行った．Fig. 2.4 に示すように，リング状試験片の圧縮をモデル化し，対称性を考慮して試験片の中心を通る断面の 1/4 のみを計算した．計算における 1 ステップの圧縮増分を 1.4% とし，圧縮率 $\Delta h/h_0 = 70\%$ まで計算した．要素数は 200 ~ 500 とし，各要素が正方形になるように分割した．摩擦状態は摩擦応力 τ_f が摩擦せん断応力 $k = \bar{\sigma}/\sqrt{3}$ より小さいとき Amonton の法則に従うものと仮定した．高接触圧力域では，摩擦応力は摩擦せん断応力に等しく，一定になる．つまり，接触圧力を p とすると，

$$\tau_f = \mu p \quad (\mu p < \bar{\sigma}/\sqrt{3}) \quad (2.8)$$

$$\tau_f = \bar{\sigma}/\sqrt{3} \quad (\mu p > \bar{\sigma}/\sqrt{3}) \quad (2.9)$$

と表され，高摩擦域では Eq. (2.9) となる．

次に材料特性として，変形抵抗曲線を，

$$\bar{\sigma} = a \cdot \bar{\varepsilon}^n \cdot \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right)^m \quad (2.10)$$

と仮定する．ただし， $\bar{\sigma}$ は変形抵抗， $\bar{\varepsilon}$ は塑性ひずみ， $\dot{\bar{\varepsilon}}$ はひずみ速度， $\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ は標準ひずみ速度であり， $\dot{\bar{\varepsilon}}_0 = 1$ とする n 値 m 値による内径変化率に対する変動は，圧縮率が $\Delta h/h_0 = 40\%$ を越えると内径変化率に多少の変化が生じる．試験片形状を変化させたときの摩擦係数検定曲線のふるまいおよび工具表面粗さの摩擦への影響を調べることを目的とするため，材料特性は固定した．したがって，変形抵抗曲線 Eq. (2.10) を，

$$\bar{\sigma} = 1 \quad / \text{MPa} \quad (2.11)$$

とした．リング状試験片の初期外径 D_0 ，高さ h_0 を変化させ，それぞれについて摩擦係数を変化させて，リング状試験片の変形特性について調べた．Table 2.1 に計算条件を示す．

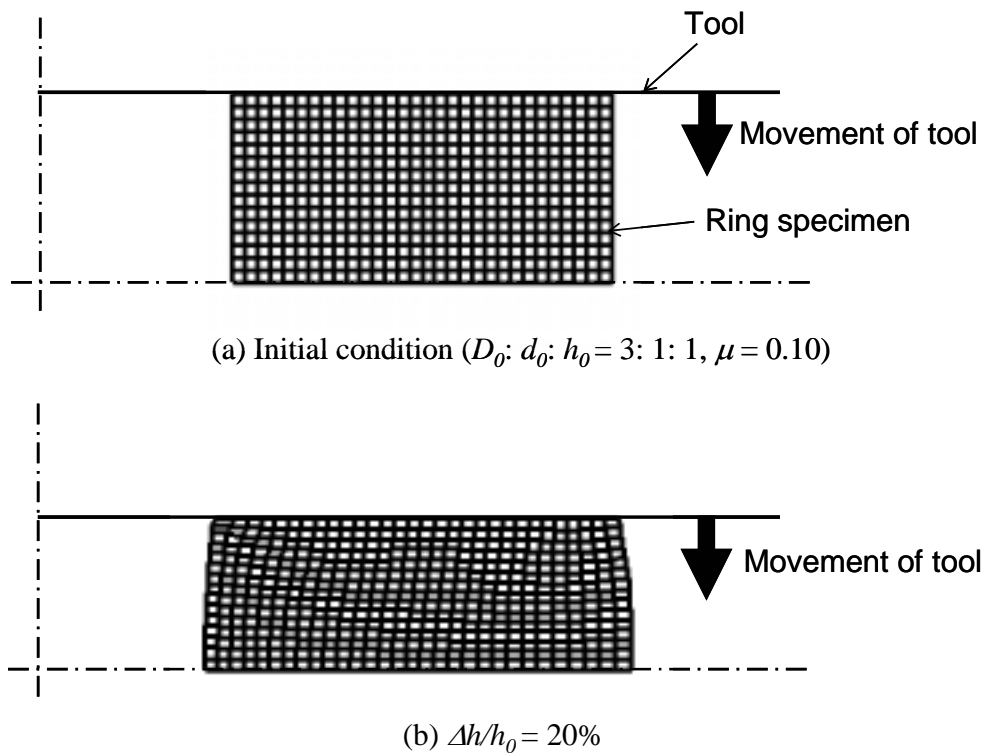


Fig. 2.4 Finite element model for ring compression

Table 2.1 Calculating condition of ring compression

Initial ring specimen	Outer diameter D_0 /mm	20–75
	Inner diameter d_0 /mm	15
	Height h_0 /mm	5–75
Flow stress $\bar{\sigma}$ /MPa		1
Number of element		200–500
Coefficient of friction μ		0–1.0
Reduction in height $\Delta h/h_0$ /%		0–70
Reduction in height per deformation step /%		1.4
Tool speed /mm·s ⁻¹		150

2.4.2 高摩擦域用リング形状の決定

剛塑性有限要素シミュレーションを用いて、リング圧縮試験で高摩擦域においても高精度に測定可能な初期リング形状を求める。Fig. 2.5 に示すように測定限界圧縮率と高摩擦域での摩擦係数に対するリング内径の変化割合 ΔDe を評価基準とする。 $\mu p > \bar{\sigma}/\sqrt{3}$ の高摩擦域では、摩擦応力を $\bar{\sigma}/\sqrt{3}$ 一定とするため、摩擦係数 μ の違いによる摩擦応力の値の変化はない。したがって、 $\mu = 1.0$ を高摩擦域の代表値とする。内径 d が 0 になると、それ以上の圧縮率で摩擦係数の測定が不可能になる。そこで、 $\mu = 1.0$ で内径変化率 $De = 0$ になるときの圧縮率を測定限界圧縮率と定義する。

Fig. 2.6 に初期リング形状と測定限界圧縮率の関係を示す。一般に用いられるリング形状 ($D_0: d_0: h_0 = 6: 3: 2$) は、初期外径 D_0 /内径 $d_0 = 2$ 、初期高さ h_0 /内径 $d_0 = 2/3$ である。初期外径 D_0 /内径 d_0 が大きくなるほど、また初期高さ h_0 /内径 d_0 が小さくなるほど測定限界圧縮率は減少することが分かる。また圧縮方向に垂直な面の断面の縦/横比 = 3 以上となる初期リング形状では、Fig. 2.7 に示すように座屈が生じ、測定限界圧縮率を求めることはできない。本研究では、測定限界圧縮率を $\Delta h/h_0 = 40\%$ と定める。

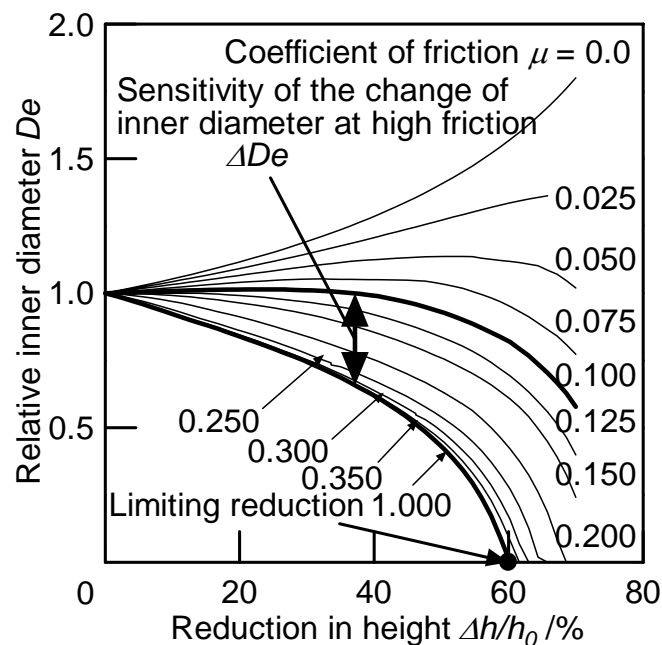


Fig. 2.5 Sensitivity evaluation of calibration curve for ring compression test
(current shape $D_0: d_0: h_0 = 6: 3: 2$)

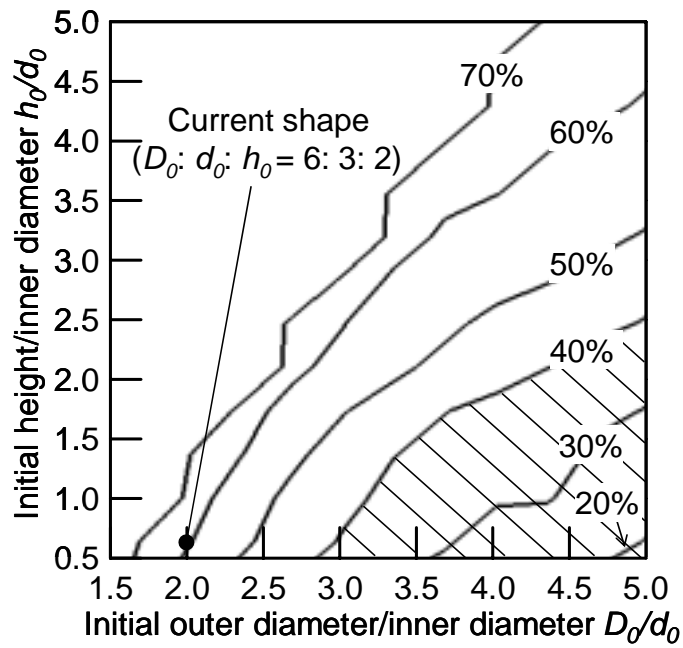


Fig. 2.6 Mapping of limiting reduction of measurement in ring compression test on initial $h_0/d_0 - D_0/d_0$ diagram

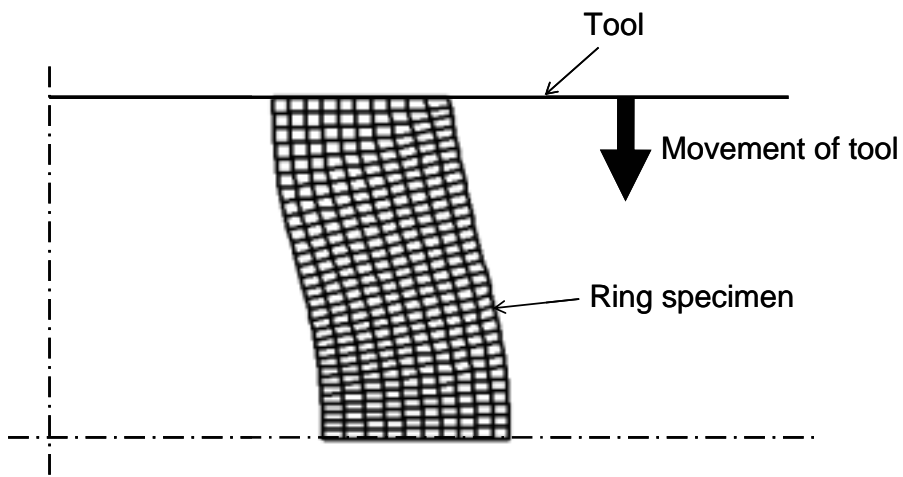


Fig. 2.7 Buckling of ring specimen ($D_0: d_0: h_0 = 5: 3: 6$, $\Delta h/h_0 = 27\%$, $\mu = 0.10$)

次に高摩擦域での摩擦係数に対するリング内径の変化割合を評価する．各圧縮率における内径変化率差 ΔDe を，

$$\Delta De = De_{0.1} - De_{1.0} \quad (2.12)$$

と定義する．ここで， $De_{0.1}$ は $\mu = 0.10$ のときの内径変化率， $De_{1.0}$ は $\mu = 1.0$ のときの内径変化率で，同圧縮率の下で $De_{0.1}$ ， $De_{1.0}$ を計算する．また通常形状の内径変化率差 ΔDe_0 に対する比 $\Delta De/\Delta De_0$ が大きいほど，高摩擦域での摩擦係数に対するリング内径の変化割合が大きく，高摩擦域で高精度に測定できるものとする．

Fig. 2.8 に初期試験片形状と圧縮率 $\Delta h/h_0 = 40\%$ での $\Delta De/\Delta De_0$ の関係を示す．初期外径 D_0 /初期内径 d_0 が大きくなる(つまり試験片 - 工具接触面積が大きくなる)ほど，また初期高さ h_0 /初期内径 d_0 が小さくなるほど，摩擦係数検定曲線の広がりは大きくなるのが分かる．したがって高摩擦域で高精度に測定できる初期リング形状は， $\Delta De/\Delta De_0$ の値が大きく，測定限界圧縮率が $\Delta h/h_0 = 40\%$ 以上となる形状の中から選ばれたい．Fig. 2.8 より高摩擦域用初期リング形状を，外径 D_0 ：内径 d_0 ：高さ $h_0 = 3: 1: 1$ と決定する．新形状の摩擦係数検定曲線を Fig. 2.9 に示す．新形状は，高摩擦域での摩擦係数に対するリング内径の感度 ΔDe は約 2.5 倍になるが，測定限界圧縮率は $\Delta h/h_0 = 60\%$ から 40%に減少する．

以上より，初期の試験片 - 工具接触面積が大きいほど摩擦係数に対するリング内径の変化割合が大きくなり，高摩擦域での摩擦係数を高精度に導出できる．しかし測定可能な圧縮率が小さくなり，高圧縮率での圧縮試験が不可能になる．高摩擦域に適した初期リング形状を考える際，まず測定限界圧縮率を設定し，測定限界圧縮率以上での圧縮が可能な初期リング形状の中で，摩擦係数検定曲線の広がり最も大きくなるものを求めればよい．

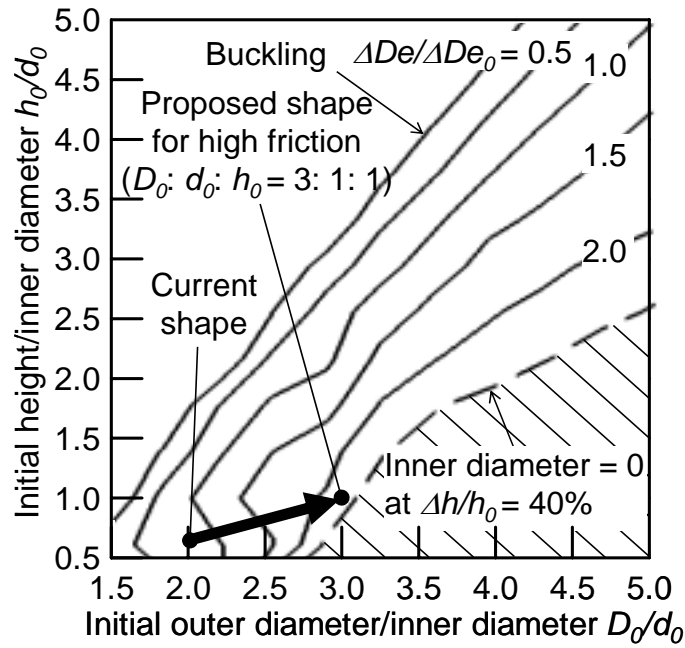


Fig. 2.8 Mapping of sensitivity of inner diameter change after $\Delta h/h_0 = 40\%$ compression in ring compression test on initial $h_0/d_0 - D_0/d_0$ diagram

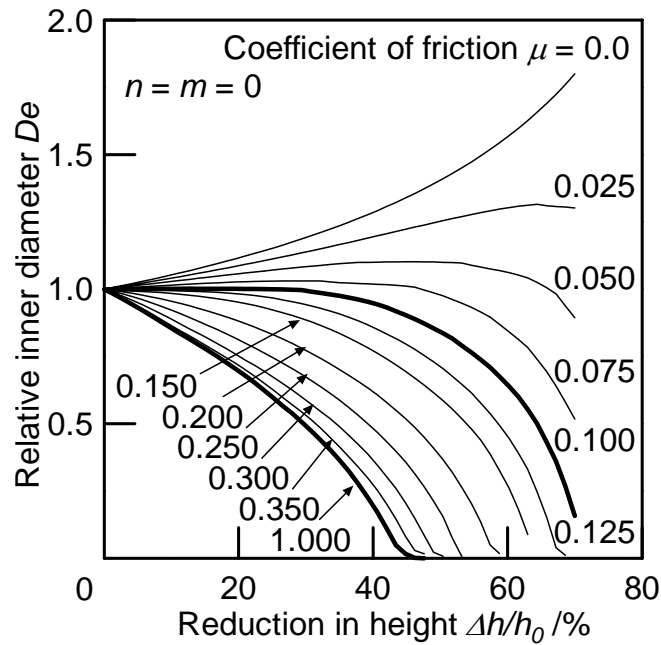


Fig. 2.9 Calibration curve for proposed ring shape ($D_0: d_0: h_0 = 3: 1: 1$) in ring compression test

2.5 新旧形状の比較

2.5.1 摩擦係数測定値の比較

2.4.2 節で決定したリング形状 ($D_0 : d_0 : h_0 = 3 : 1 : 1$) と一般に用いられるリング形状 ($D_0 : d_0 : h_0 = 6 : 3 : 2$) を用いて, 同加工条件 (圧縮率 $\Delta h/h_0 = 40\%$) で摩擦係数を測定した。試験片は炭素鋼 (S45C), アルミニウム合金 (A1050), 銅合金 (C1020) を用いて, 室温および 1000°C でリング圧縮試験を行った。Fig. 2.10 に測定結果を示す。両形状で摩擦係数に大きな差異はみられず, $D_0 : d_0 : h_0 = 3 : 1 : 1$ のリング形状は, $\mu = 0.10$ 以下の低摩擦域においても, 正確に測定が可能であるものと考えられる。

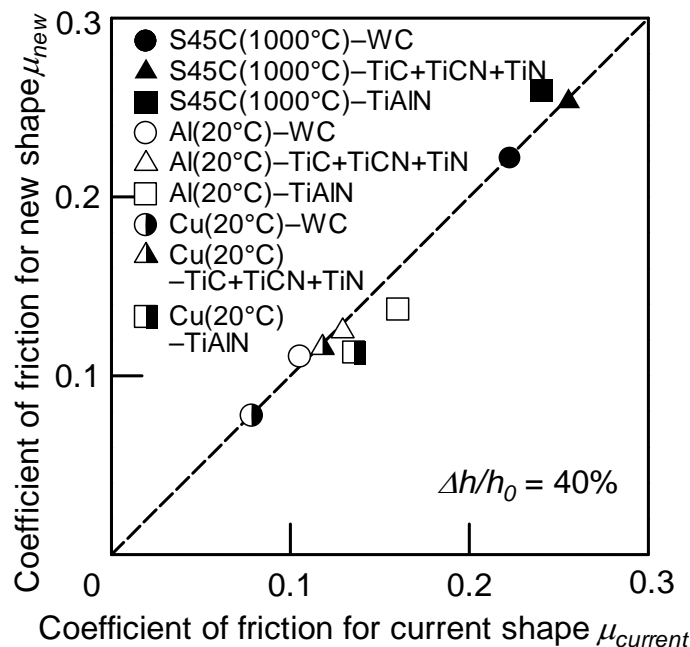


Fig. 2.10 Comparison of measured value of coefficient of friction obtained from currently used shape ($D_0 : d_0 : h_0 = 6 : 3 : 2$) and newly determined shape ($D_0 : d_0 : h_0 = 3 : 1 : 1$) of specimens

2.5.2 試験片 - 工具接触面のすべり速度分布

次に試験片 - 工具接触面のすべり速度分布を比較する。剛塑性有限要素シミュレーションを用いて, 新旧形状いずれも初期リング試験片高さを $h_0 = 5.0\text{mm}$, 摩擦係数 $\mu = 0.20$ として, Table 2.1 と同様の計算条件で解析を行った。Fig. 2.11 に圧縮率 $\Delta h/h_0 = 42\%$ でのすべり速度の分布を示す。高摩擦用リング形状 ($D_0 : d_0 : h_0 =$

3: 1: 1)の方が，一般に用いられるリング形状 ($D_0 : d_0 : h_0 = 6: 3: 2$) よりもすべり速度が大きい．またすべり速度が 0 となる中立点の位置は，高摩擦用リング形状の方がリング内径側に位置することが分かる．

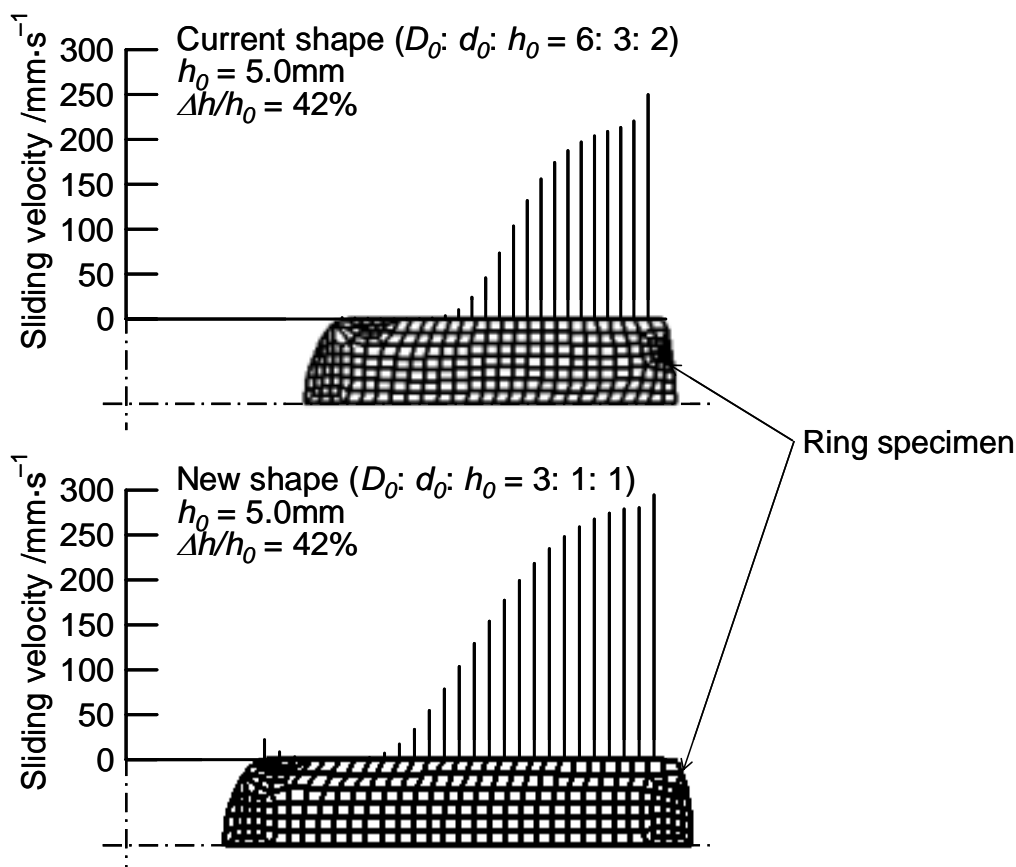


Fig. 2.11 Sliding velocity of currently used shape ($D_0 : d_0 : h_0 = 6: 3: 2$) and newly determined shape ($D_0 : d_0 : h_0 = 3: 1: 1$) of specimens (FEM)

2.6 まとめ

本章では，リング圧縮試験において高摩擦域での摩擦係数測定の高精度化を図るため，リング状試験片の外径，内径，高さ比を変化させて，圧縮中の変形特性を剛塑性有限要素シミュレーションにより詳細に調べた．限界圧縮率と摩擦に対するリング内径の変化率から，外径 D_0 : 内径 d_0 : 高さ $h_0 = 3: 1: 1$ のリング形状が高摩擦域で高精度に摩擦係数を測定するために適した初期試験片形状であることが分かった．

参考文献

- [1] 小坂田宏造, 大矢根守哉: 冷間鍛造における潤滑と摩擦におよぼす加工速度の影響, 日本機械学会論文集 (第3部), **36**-284(1970), 673-680.
- [2] 堂田邦明: 塑性加工を対象とした摩擦試験法, 塑性と加工, **34**-393(1993), 1091-1099.
- [3] 中村 保, 張 志良, 伊藤 優, 木村 紘, 飯田清三郎: 各種鍛造向け摩擦試験法によるアルミニウム合金の冷間鍛造用潤滑剤の潤滑性能比較評価, 塑性と加工, **41**-477(2000), 1031-1035.
- [4] 久能木真人: 軸方向圧縮荷重を受ける中空円筒の塑性変形について, 科学研究所報告, **30**-2(1954), 63-92.
- [5] A.T. Male and M.G. Cockcroft: A method for the determination of the coefficient of friction of metals under conditions of bulk plastic deformation, J. Inst. Metals, **93**(1964-1965), 38-46.
- [6] 工藤英明: 圧縮加工, 塑性と加工, **9**-87(1968), 268-275.
- [7] 村木重節, 渡部 章, 小坂田宏造: リング圧縮試験による高温加工での摩擦係数の測定, 第32回塑性加工連合講演会講演論文集, (1981), 507-510.
- [8] 小坂田宏造, 白石光信, 村木重節, 徳岡雅康: リング圧縮試験による変形抵抗測定法, 日本機械学会論文集 (C編), **55**-516(1989), 2213-2220.
- [9] 工藤英明: 鍛造および押出加工に関する塑性力学的研究 (第4報 軸対称問題の実験), 東京大学航空研究所集報, **1**-4(1959), 247-299.
- [10] S.B. Petersen, P.A.F. Martins and N. Bay: An alternative ring-test geometry for the evaluation of friction under low normal friction, J. Mater. Process. Technol., **79**/1-3(1998), 14-24.
- [11] X. Tan, P.A.F. Martins, N. Bay and W. Zhang: Friction studies at different normal pressures with alternative ring-compression tests, J. Mater. Process. Technol., **80-81**(1998), 292-297.
- [12] N.T. Rudkins, P. Hartley, I. Pillinger and D. Petty: Friction modelling and experimental observations in hot ring compression tests, J. Mater. Process. Technol., **60**/1-4(1996), 349-353.
- [13] K. Andersson, S. Kivivuori and A.S. Korhonen: Effect of the heat-transfer coefficient in ring-compression tests, J. Mater. Process. Technol., **62**/1-3(1996), 10-13.
- [14] S. Kobayashi, S. Oh and T. Altan: Metal forming and the finite-element method, (1989), Oxford University Press, 73-132.

- [15] K. Osakada, J. Nakano and K. Mori: Finite element method for rigid-plastic analysis of metal forming – formulation for finite deformation, *Int. J. Mech. Sci.*, **24**-8(1982), 459-468.
- [16] 小坂田宏造, 山田將之: 「実践・パソコンによる塑性加工の計算」, *塑性と加工*, **35**-397(1994), 105-111.
- [17] 小坂田宏造, 山田將之: 「実践・パソコンによる塑性加工の計算」, *塑性と加工*, **35**-399(1994), 327-332.

第3章 無潤滑塑性加工における摩擦特性

3.1 まえがき

塑性加工では素材 - 工具間での摩擦や接触部の発熱による加工力の増大，素材の工具への焼付きを防止するため，潤滑油が使用される．しかしながら，近年，潤滑油の有害性が問題となっており，植物油や塩素を含まない潤滑油など無害な潤滑油の開発[1,2] 極微量の潤滑油を噴霧する極微量潤滑(セミドライ)加工[3,4]，潤滑油を用いない無潤滑(ドライ)加工[5,6]が注目されている．また無潤滑化，極微量潤滑化は環境への影響を少なくするだけでなく，潤滑油のコスト削減にもつながる[7]．無潤滑加工では工具摩耗が大きくなり，工具寿命の低下，工具への焼付きによる素材の表面性状の悪化などが問題である．切削加工では，TiC，TiN等の硬質膜をCVD法，PVD法により被膜処理した表面被覆工具(コーティッド工具)の開発により，潤滑油を用いないドライカッティングが可能となりつつある[8,9]．一方，塑性加工では無潤滑または極微量の潤滑は望ましいが，研究初期段階であり[10,11]，環境保護の面から早急に実現することが望まれている．

本章では，無潤滑塑性加工での摩擦特性を明らかにすることを目的とする．摩擦特性はリング圧縮試験により測定する．工具には超硬合金表面にCVD法，PVD法により，TiC，TiN，TiC+TiCN+TiN，TiAlN，DLCがそれぞれ被膜処理された表面被覆工具を用いる．工具被覆物質と被加工材との適切な加工条件，工具表面粗さ，素材表面の酸化物が摩擦におよぼす影響を調べる．また無潤滑切削加工を行い，無潤滑での塑性加工，切削加工の摩擦状態の違いについて考察する．

3.2 実験方法

試験片は工業用純アルミニウム(A1050)，純銅(C1020)，0.45%炭素鋼(S45C)を用いて，第2章で決定した高摩擦域においても高精度に測定可能な形状(外径 D_0 :内径 d_0 :高さ $h_0=3:1:1$)になるように， $D_0=21.0\text{mm}$ ， $d_0=7.0\text{mm}$ ， $h_0=7.0\text{mm}$ のリングに旋削加工した．試験片圧縮面の表面粗さは，摩擦に大きく影響するものと考えられるため，平均粗さ $R_a=1.0\mu\text{m}$ 以下にし，圧縮前にエタノールで脱脂した．

圧縮前に試験片から工具への熱伝達を防ぐため，Fig. 3.1に示すように，試験片にあらかじめ脚(針金)を取付け，圧縮前は工具上に約10mm浮いた状態に保った．ただし，脚が試験片の変形に影響をおよぼさないことを確認した．

工具は工具母材に超硬合金(WC:85%，Co:15%)を用いて，平均粗さ $R_a=0.02\mu\text{m}$

に研磨処理した。一方，表面被覆工具は超合金表面に CVD 法または PVD 法によって，TiC，TiN，TiC+TiCN+TiN，TiAlN を膜厚 2.0～7.0 μm で被膜処理した。ここで，TiC+TiCN+TiN は工具母材上に TiC，TiCN，TiN の順に被膜され，表面は TiN である。これらの 4 種類の表面被覆工具は，被膜処理のままでは平均粗さ $R_a = 0.03 \sim 0.18 \mu\text{m}$ であり，表面粗さの摩擦への影響を取除くため， $R_a = 0.02 \mu\text{m}$ に研磨処理した。また DLC (Diamond Like Carbon) はプラズマ CVD 法により，膜厚 0.04 μm で被膜処理し，平均粗さ $R_a = 0.02 \mu\text{m}$ である。工具特性を Table 3.1 に示す。

リング圧縮試験は室温および加熱状態で行った。試験片の加熱には電気マuffle 炉を用いて，大気またはアルゴン雰囲気調整された炉内で約 6 分間加熱した。ただし，試験片温度は熱電対を取付け，所定の温度に調節した。試験片の圧縮には機械プレスを用いた。実験条件を Table 3.2 に示す。



Fig. 3.1 Ring specimen

Table 3.1 Characteristic of tool coating materials

Tool coating material	Coating method	Roughness of tool $R_a / \mu\text{m}$	Thickness of coated material $/ \mu\text{m}$
TiC	CVD	0.02, 0.03	5.0–7.0
TiN	PVD	0.02, 0.05	2.0–4.5
TiC+TiCN+TiN	CVD	0.02, 0.13	4.0–7.0
TiAlN	PVD	0.02, 0.18	2.0–4.5
DLC	Plasma CVD	0.02	0.04

Table 3.2 Experimental condition of ring compression test

Specimen material	Pure aluminum (A1050), Pure copper (C1020), 0.45% carbon steel (S45C)
Ring specimen size outer diameter: inner diameter: height /mm	$D_0: d_0: h_0 = 21.0: 7.0: 7.0$
Roughness of specimen $R_a / \mu\text{m}$	S45C: 1.0 Al, Cu: 0.5
Heating atmosphere (for oxidation)	For thick scale: air For slight scale: argon
Heating time in furnace /s	360
Forming temperature /°C	Room temp., 200, 1000
Forming atmosphere	Air
Reduction in height $\Delta h/h_0 / \%$	10–60
Base tool material	Cemented tungsten carbide (WC: 85%, Co: 15%)
Tool coating material	TiC, TiN, TiC+TiCN+TiN, TiAlN DLC (Diamond Like Carbon)
Roughness of tool $R_a / \mu\text{m}$	0.02–0.18
Thickness of coated material / μm	0.04–7.0
Tool temperature /°C	Room temp.
Compression speed / $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$	150

3.3 工具被覆物質の影響

無潤滑塑性加工において工具被覆物質が摩擦におよぼす影響を調べるため、室温および加熱状態で摩擦係数を測定した。試験片に炭素鋼 (S45C)、アルミニウム合金 (A1050)、銅合金 (C1020) を用いて、表面粗さを $R_a = 1.0\mu\text{m}$ 以下にした。工具は表面粗さ $R_a = 0.02\mu\text{m}$ に鏡面仕上げにして、表面粗さが摩擦におよぼす影響を取除いた。室温における圧縮率 $\Delta h/h_0 = 35\%$ での摩擦係数を測定した結果を Fig. 3.2 に示す。アルミニウム合金は表面被覆工具を用いると、超硬工具を用いる場合より摩擦係数は低くなる。一方、銅合金は表面被覆工具を用いることで、超硬工具を用いる場合より摩擦係数は高くなる。また炭素鋼では超硬合金と工具被覆物質による摩擦係数の差はみられない。したがって、本実験で用いた工具被覆物質は、アルミニウム合金との摩擦的な相性は良いが、銅合金との相性は良くない。

DLC 被覆工具以外の表面処理方法 (TiC, TiN, TiC+TiCN+TiN, TiAlN) は、摩擦係数の値に大きな差はない。DLC 被覆工具を用いた場合、アルミニウム合金では表面粗さが同程度の超硬工具を用いた場合に比べ、摩擦係数が低くなる。一方、銅合金では摩擦係数が高くなる。したがって、DLC 被覆工具は加工材料により摩擦が大きく変化する。

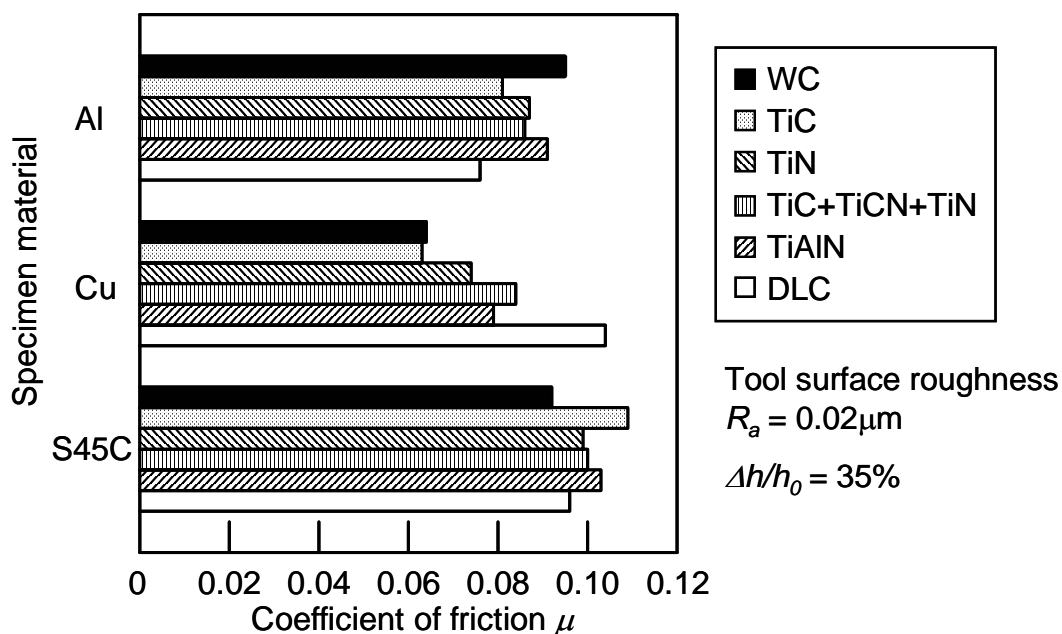


Fig. 3.2 Effect of tool coating material on coefficient of friction at room temperature

アルミニウム合金の無潤滑塑性加工において、DLC 被膜は工具表面処理の効果
 が大きいとみられるため、DLC 被覆工具と超硬工具を用いて、圧縮率と摩擦係数
 の関係を調べた。摩擦係数の測定結果を Fig. 3.3 に示す。室温でのアルミニウム -
 DLC 被覆工具間の摩擦係数は、圧縮率の上昇とともに単調に下がる。一方、アル
 ミニウム - 超硬工具間の摩擦係数は圧縮率 $\Delta h/h_0 = 40\%$ までは下がるが、高圧縮率
 では摩擦係数は再び大きくなる。また工具は室温のまま、アルミニウム試験片
 を 200°C に加熱した場合、超硬工具では圧縮率の上昇とともに摩擦係数が大きく
 上昇するが、DLC 被覆工具では室温と同じである。

次にリング圧縮における圧縮率と最大接触面圧の関係を Fig. 3.4 に示す。ただし、
 最大接触面圧は最大荷重と圧縮後の試験片圧縮面の面積から求めた。室温、 200°C
 に加熱した場合ともに、DLC 被覆工具は超硬工具に比べて面圧が低くなる。高圧
 縮率では室温と 200°C に加熱した場合で面圧に大きな差がみられない。同じ工具
 で比較すると、圧縮率が高くなるほど加工時間が長く、試験片と工具の接触時間
 が長くなる。試験片から工具への熱伝達量が試験片の塑性発熱量より大きくなり、
 試験片温度が下がる。一方、室温で加工した場合、塑性発熱により試験片温度が
 上昇する。その結果、室温と 200°C に加熱した場合で加工中の試験片温度に差が
 なくなるため、面圧に差がみられないものと考えられる。

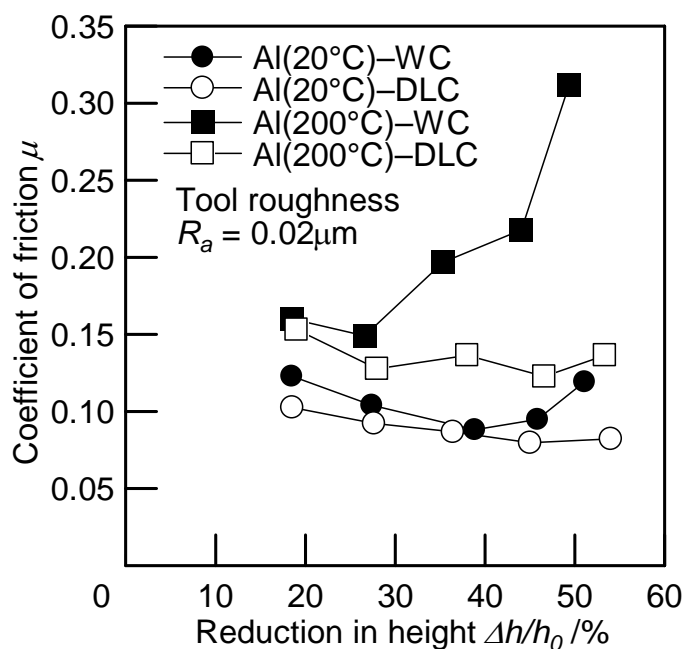


Fig. 3.3 Effect of reduction in height on coefficient of friction for aluminum billet sliding over WC tool and DLC coating

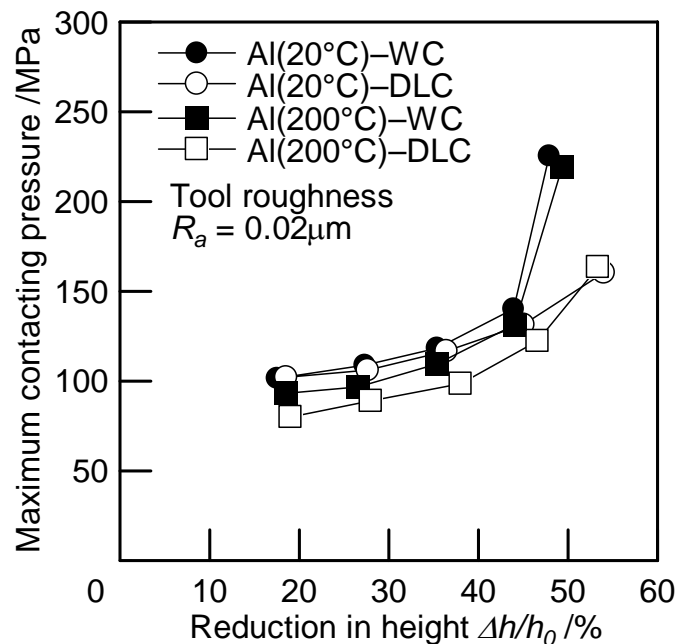


Fig. 3.4 Maximum contacting pressure in ring compression of aluminum billet with WC and DLC coated tools

以上より、無潤滑塑性加工では工具表面への硬質膜の皮膜処理は有効であるが、摩擦を低減するためには被加工材料に適した工具被覆物質を開発することが重要である。アルミニウム合金の無潤滑塑性加工では、DLC 被覆工具は特に加工度が高い範囲で摩擦、加工荷重を小さくする。DLC 被膜はアルミニウム合金の加工に適した被膜処理であることが分かる。

3.4 炭素鋼の酸化膜の影響

3.4.1 酸化膜の作成

試験片を高温に加熱すると、試験片表面に酸化膜が付着する。無潤滑加工では、酸化膜が工具に直接接触するため、酸化膜が摩擦におよぼす影響は大きいと考えられる。試験片に炭素鋼 (S45C) を用いて、大気およびアルゴン雰囲気調整した炉内で加熱、酸化させ、Fig. 3.5 に示すように酸化膜が付着した状態とほとんど酸化膜が付着しない状態にした。ただし、酸化膜の厚さは加熱前と加熱後室温まで冷却した試験片の寸法をそれぞれ測定したが、アルゴン雰囲気中で酸化させたものは非常に薄い酸化膜 (1nm のオーダー) のため、測定が不可能であった。大

気中で酸化させた炭素鋼 (Fig. 3.5(a)) の表面成分を Fig. 3.6 に示す . 試験片表面に酸化物が厚さ約 0.12mm 存在することが分かる .

リング圧縮試験は 1000°C と室温で行い , 熱間 , 冷間加工で酸化膜の影響を調べた . ただし , 冷間加工では試験片を炉内で加熱し酸化させた後 , 室温まで空冷してから圧縮試験を行った .

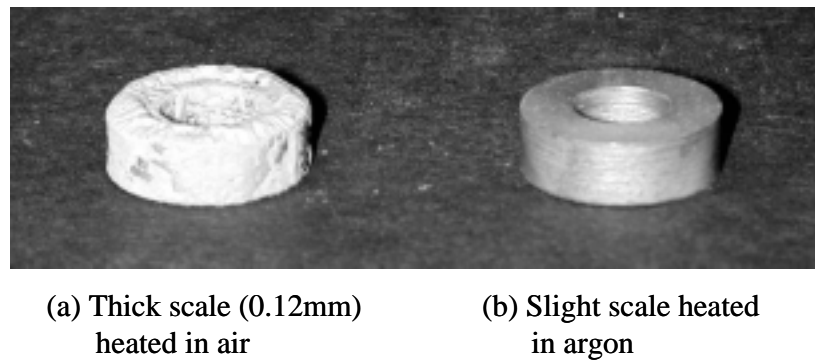


Fig. 3.5 0.45% carbon steel specimen with slight and thick scale

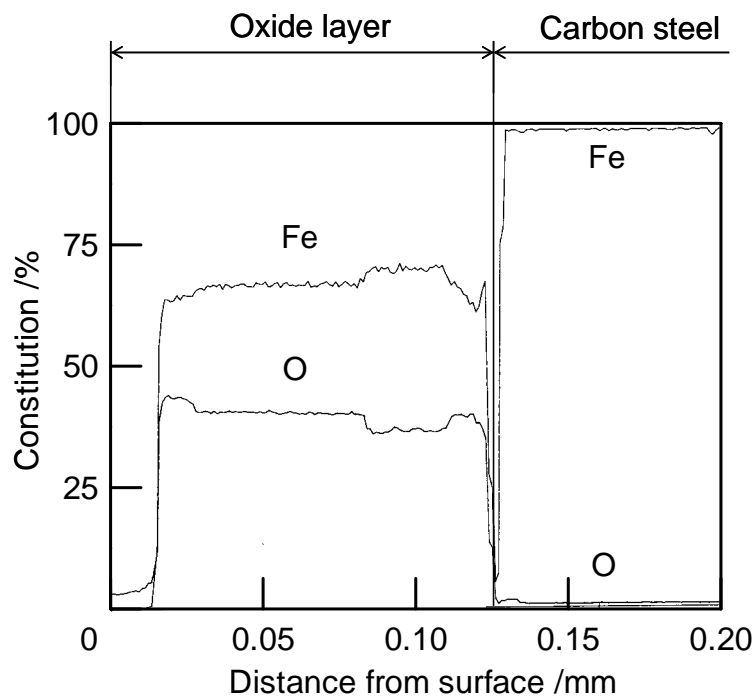


Fig. 3.6 Chemical composition of oxide layer on 0.45% carbon steel billet

3.4.2 酸化膜の摩擦特性

炭素鋼試験片を 1000°C で加工した際に炭素鋼表面に付着する酸化膜が摩擦におよぼす影響を調べた。摩擦係数の測定結果を Fig. 3.7 に示す。工具被覆物質による摩擦係数の変化はほとんどみられない。酸化膜が付着した試験片の方が、酸化膜がほとんど付着していない試験片に比べて摩擦係数は低い。熱間加工では炭素鋼の酸化膜は摩擦を低くすることが分かる。継目無鋼管のせん孔圧延では、せん孔中にプラグ表面に付着する酸化膜が素管からの伝熱防止、焼付きを防止し、さらに潤滑効果があるため、酸化膜を利用している[12-14]。したがって、炭素鋼の無潤滑熱間加工では酸化膜を潤滑剤として利用することで、摩擦を小さくできるものと考えられる。

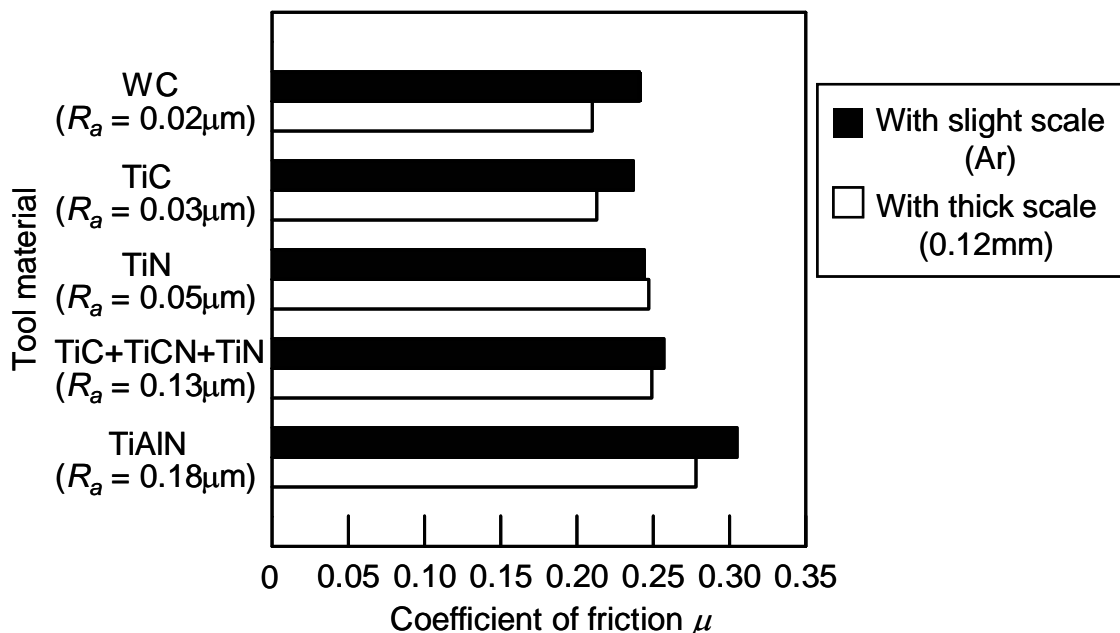


Fig. 3.7 Effect of oxide layer over carbon steel billet on coefficient of friction in hot forging with WC and coated tools

次に炭素鋼試験片を大気およびアルゴン雰囲気中で 1000°C に加熱し，室温まで空冷して加工した際，炭素鋼表面に付着する酸化膜が摩擦におよぼす影響を調べた．摩擦係数の測定結果を Fig. 3.8 に示す．熱間加工と同様，工具被覆物質による摩擦係数の差はほとんどみられない．酸化膜が付着していない試験片は，摩擦係数 $\mu =$ 約 0.10 と低い．一方，酸化膜が付着した試験片は，非常に薄い酸化膜が付着したもので $\mu = 0.18$ ，厚さ約 0.12mm の酸化膜が付着したもので $\mu = 0.25$ 程度と非常に摩擦が高くなる．室温の加工では酸化膜が摩擦を非常に高め，酸化膜自体の摩擦が測定されたと考えられる．切削加工では切削面が絶えず新生面に接触しており酸化膜の影響がないため，摩擦が小さくドライカッティングが可能であると考えられる．一方，塑性加工では素材 - 工具接触面が必ずしも新生面ではなく酸化物などの不純物が付着しており，これらが摩擦を大きくするものと考えられる．したがって，炭素鋼の冷間塑性加工では加工前にビレットに付着した酸化物などの不純物を取除くことが必要である．

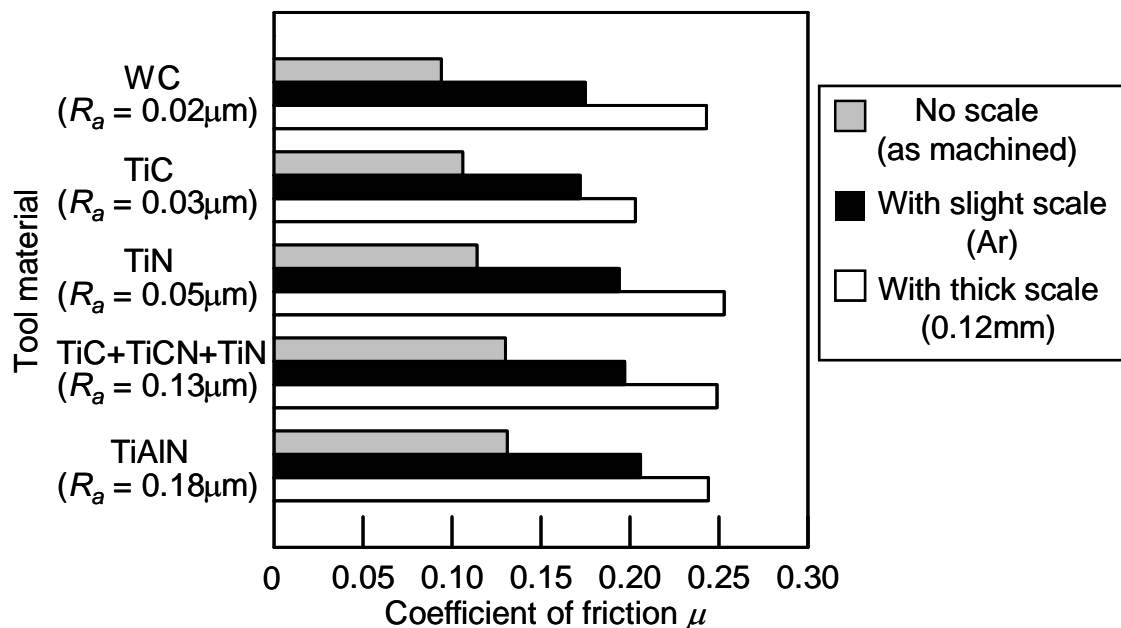


Fig. 3.8 Effect of oxide layer over carbon steel billet on coefficient of friction in cold forging with WC and coated tools

3.5 工具表面粗さの影響

3.5.1 実験結果

試験片にアルミニウム合金(A1050),銅合金(C1020),工具に表面粗さ $R_a = 0.02 \sim 0.18\mu\text{m}$ の表面被覆工具を用いて,工具表面粗さが摩擦におよぼす影響を室温で調べた.摩擦係数の測定結果を Fig. 3.9 に示す. DLC 被覆工具を除いて,摩擦は工具被覆物質によらず工具表面粗さの増大とともに大きくなる.無潤滑塑性加工では工具表面が被加工物に直接接触するため,工具表面粗さが摩擦におよぼす影響は大きいことが分かる.したがって,表面被覆工具を被膜処理後に鏡面仕上げにすることにより,アルミニウム合金,銅合金の無潤滑塑性加工が実現できる可能性が高い.

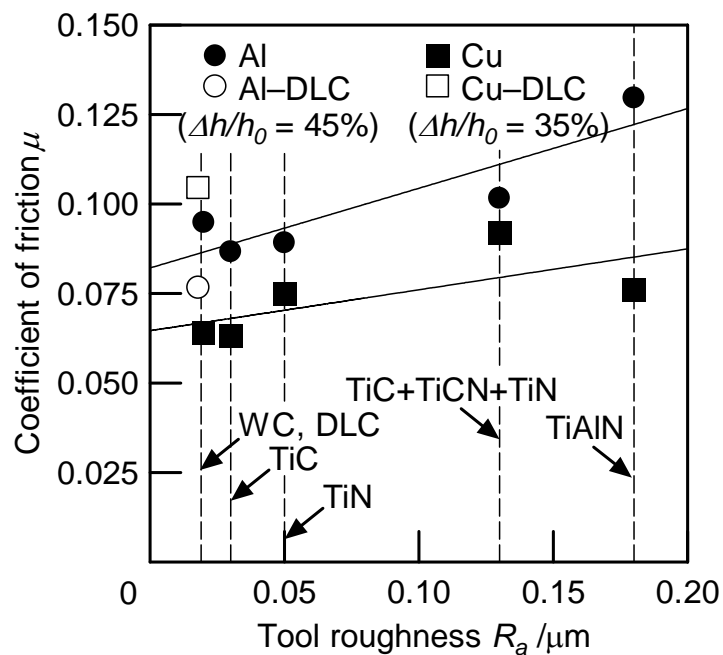


Fig. 3.9 Effect of tool roughness on coefficient of friction at room temperature

3.5.2 工具表面粗さのモデル化

剛塑性有限要素シミュレーションを用いて、工具表面粗さが摩擦におよぼす影響を調べるため、Fig. 3.10 に示すような工具表面粗さのモデルを用いた。工具はモデル(A)~(D)の4段階に工具表面の凹凸角度を変えたものと粗さを考慮しない平工具の合計5種類を用いた。しかしながら、微視的な表面粗さを幾何学的にモデル化することが不可能であるため、最大高さ $R_y = 100\mu\text{m}$ 、平均粗さ $R_a = 25\mu\text{m}$ とした。これは実験で使用した工具表面粗さの約100~1000倍の非常に大きな粗さである。しかし、熱の影響のない塑性変形では相似則が成り立つため、このモデルでは工具表面粗さを実際のものと同程度にした場合、1/100~1/1000程度の大きさの試験片を圧縮したものと同等である。試験片寸法により摩擦特性が変化しないと仮定すると、このモデルを用いて摩擦特性の傾向を把握できるものと考えられる。

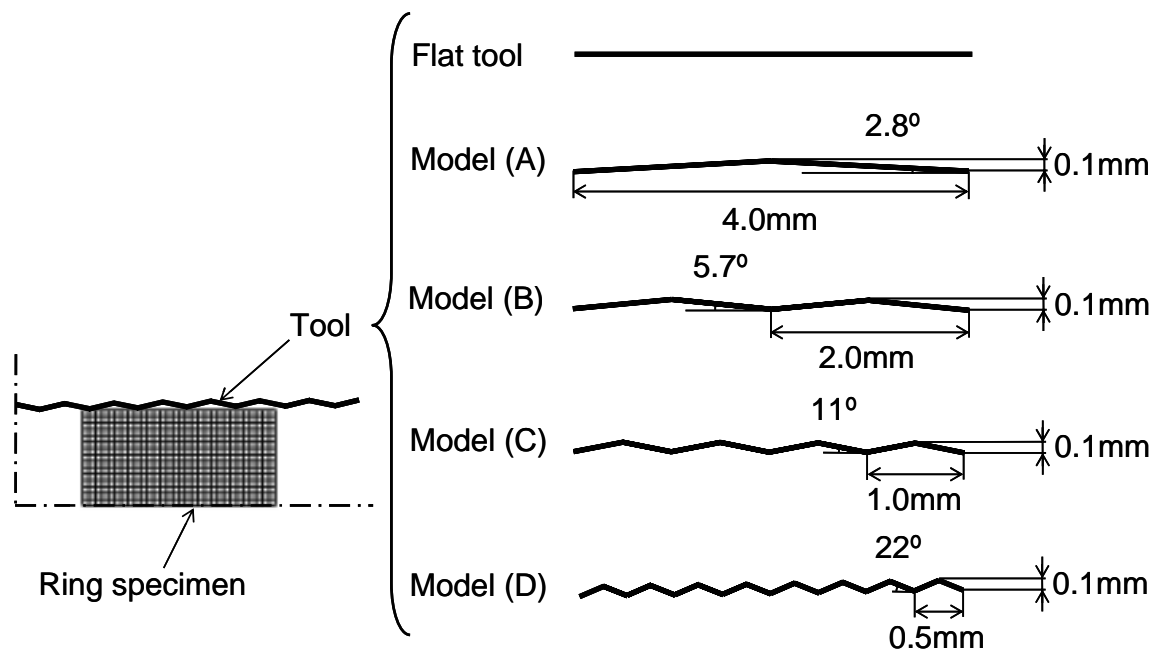


Fig. 3.10 Surface roughness model for FEM simulation of ring compression

3.5.3 剛塑性有限要素シミュレーションによる工具表面粗さの考察

工具表面粗さを変化させてリング状試験片を圧縮する場合のシミュレーションにおいて、変形抵抗式は $\bar{\sigma} = 1\text{MPa}$ 、摩擦条件は摩擦係数 $\mu = 0.10$ とした。各計算ステップでの圧縮率 $\Delta h/h_0$ と内径変化率 De の関係から、摩擦係数検定曲線を用いて“みかけの”摩擦係数を計算した。計算結果を Fig. 3.11 に示す。圧縮率 $\Delta h/h_0 = 20\%$ 以下の圧縮初期では、表面の凹凸に材料が充満される過渡状態であり、またリング内径のわずかな変化による摩擦係数の変化は大きいため、摩擦係数が大きく変化する。しかし、リング内径の変化による摩擦係数の変化が明確に表れる圧縮率 $\Delta h/h_0 = 20\%$ 以上の範囲では、工具表面の凹凸角度が大きいほど摩擦係数が大きくなること分かる。

摩擦が試験片の大きさによって変化せず、摩擦を支配する因子が工具表面の凹凸角度であると考え、実験結果との比較から、工具表面の凹凸角度は、 $2 \sim 5^\circ$ と推定される。相似則から、この角度を実際の工具表面に置き換えると、凹凸の周期 $10 \sim 20\mu\text{m}$ 程度となり、本解析による工具表面粗さの影響の考察は妥当であることが分かる。

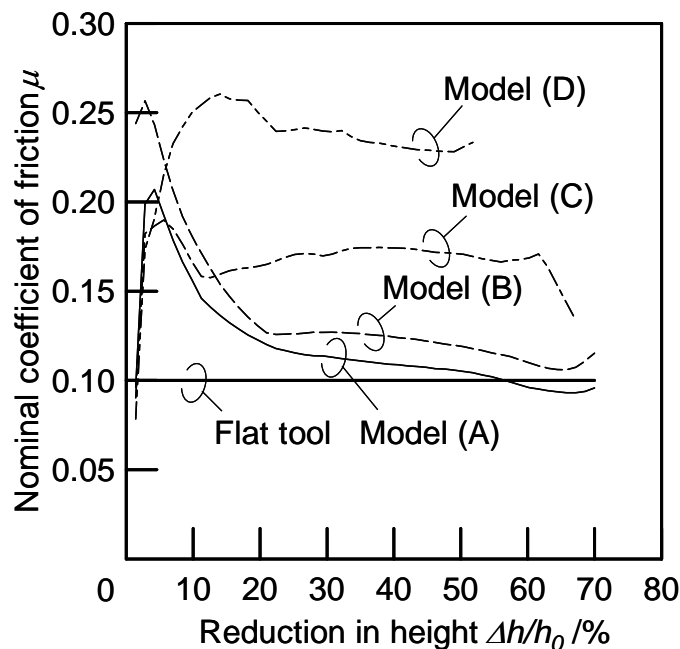


Fig. 3.11 Nominal coefficient of friction estimated in ring compression by serrated tool when constant coefficient of friction ($\mu = 0.10$) is assumed for sliding between tool and billet surfaces

3.6 無潤滑切削加工

3.6.1 実験方法

無潤滑塑性加工と無潤滑切削加工との比較を行うため、表面被覆工具を用いて無潤滑切削加工における摩擦を測定した。工具は超硬合金 (WC : 91 ~ 93% , Co : 4 ~ 6%) を工具母材にして、工具表面に無潤滑リング圧縮試験で使用した工具と同様の被膜処理を行った表面被覆工具を用いた。工具表面粗さは、超硬工具は $R_a = 0.16\mu\text{m}$, DLC 被覆工具以外の表面被覆工具は被膜処理のみの場合、 $R_a = 0.14 \sim 0.16\mu\text{m}$, 被膜処理後、ラッピング処理を行った場合、 $R_a = 0.02 \sim 0.05\mu\text{m}$, DLC 被覆工具は被膜処理のみで $R_a = 0.02\mu\text{m}$ である。一方、被削材は工業用純アルミニウム (A1050) を使用して、Fig. 3.12 に示すようなパイプ材断面の切削加工を無潤滑で行った。切削速度は $V_c = 9.24\text{m/min}$, 工具送り速度は $V_f = 0.014\text{m/min}$ として、切削工具にかかる主分力 F_p , 背分力 F_t からすくい面での摩擦係数 μ を、

$$\mu = F_t / F_p \quad (3.1)$$

と求めた。切削条件を Table 3.3 に示す。

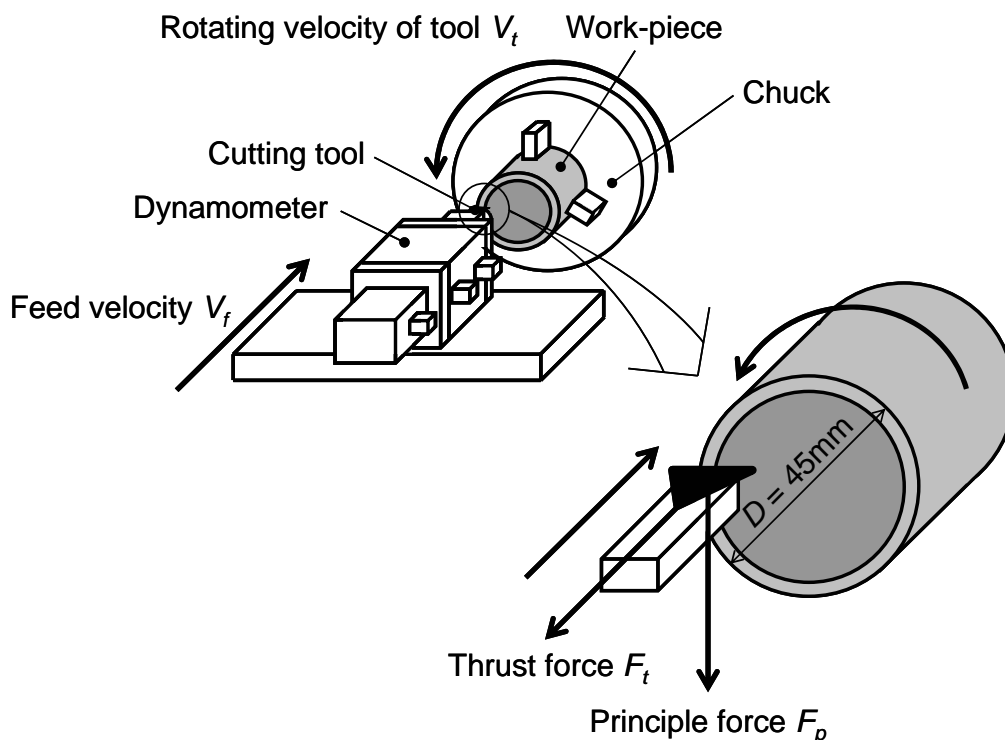


Fig. 3.12 Cutting test for aluminum pipe

Table 3.3 Experimental condition for cutting test

Work-piece	Pure aluminum (A1050)
Work-piece diameter /mm	Outer diameter $D = 45$ Inner diameter $d = 39$
Base tool material	Cemented tungsten carbide (WC: 91-93%, Co: 4-6%)
Tool coating material	TiC (CVD), TiN (PVD), TiC+TiCN+TiN (CVD), TiAlN (PVD), DLC (Plasma CVD)
Roughness of tool $R_a / \mu\text{m}$	0.02–0.16
Cutting velocity $V_c / \text{m}\cdot\text{min}^{-1}$	9.24
Feed velocity $V_f / \text{m}\cdot\text{min}^{-1}$	0.014
Rotating velocity of tool V_t / rpm	440
Work-piece temperature /°C	Room temp.
Tool temperature /°C	Room temp.

3.6.2 表面被覆工具の効果

無潤滑切削加工において表面被覆工具を用いた場合のすくい面での摩擦係数の測定結果を Fig. 3.13 に示す。いずれの工具を用いた場合も摩擦係数は $\mu = 1.0 \sim 2.0$ となり、塑性加工での摩擦係数 $\mu = 0.10 \sim 0.30$ と比べて非常に大きくなる。これは切削加工と塑性加工では、接触面圧、ひずみ速度等の変形状態が大きく異なるためと考えられる。DLC 被覆工具 ($R_a = 0.02 \mu\text{m}$) 以外の表面被覆工具においては、被膜処理のままの工具 ($R_a = 0.14 \sim 0.16 \mu\text{m}$) と被膜処理後、ラッピング処理を行った工具 ($R_a = 0.02 \sim 0.05 \mu\text{m}$) では摩擦係数にほとんど変化はない。3.5.1 節で述べたように無潤滑塑性加工では摩擦係数は工具表面粗さに大きく依存するが、無潤滑切削加工では工具表面粗さは摩擦にほとんど影響を与えない。一方、無潤滑切削加工においても DLC 被膜は摩擦係数を小さくすることができるため、アルミニウム合金の無潤滑加工に有効な工具被覆物質である。

次に切削距離 6m の切削加工後の工具表面の構成刃先の面積を Fig. 3.14 に示す。

ただし構成刃先の面積は幅 W × 長さ L で評価し、幅はいずれの工具においても約 4.5mm である。超硬工具に比べて、表面被覆工具の方が構成刃先の面積は小さく、特に DLC 被覆工具では構成刃先の面積は小さく、表面被覆工具を用いることで凝着を少なくできることが分かる。また TiC、TiN、TiC+TiCN+TiN、TiAlN 被覆工具では工具表面粗さが大きい工具の方が構成刃先の面積は小さい。これは工具表面粗さが大きい場合、工具表面凹凸が大きく、切りくずが工具表面凹凸により工具表面上方に押し上げられるため、構成刃先の長さ L が小さくなり構成刃先の面積が小さくなるものと考えられる。

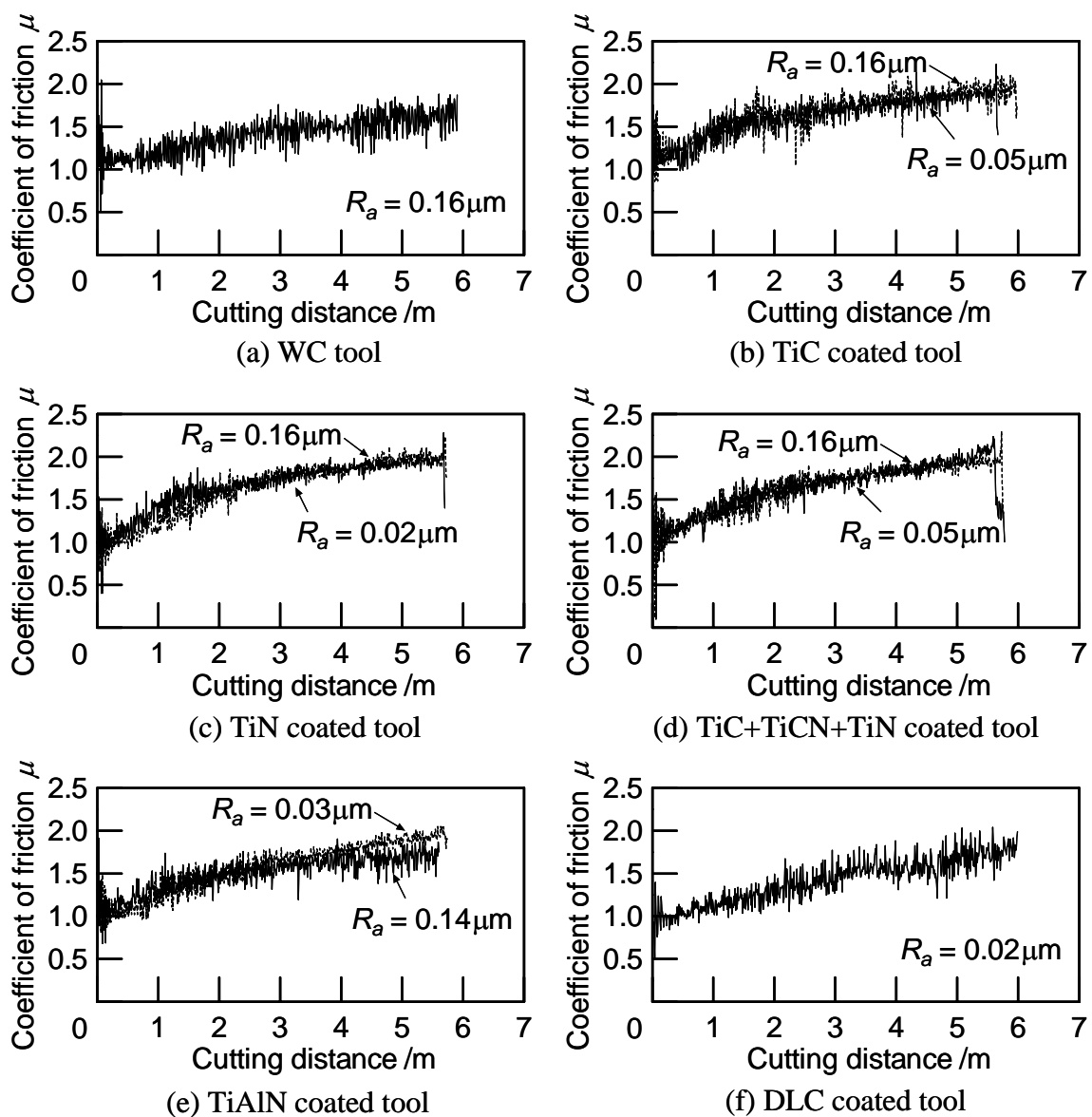


Fig. 3.13 Measured coefficient of friction in dry cutting of aluminum alloy with coated tools

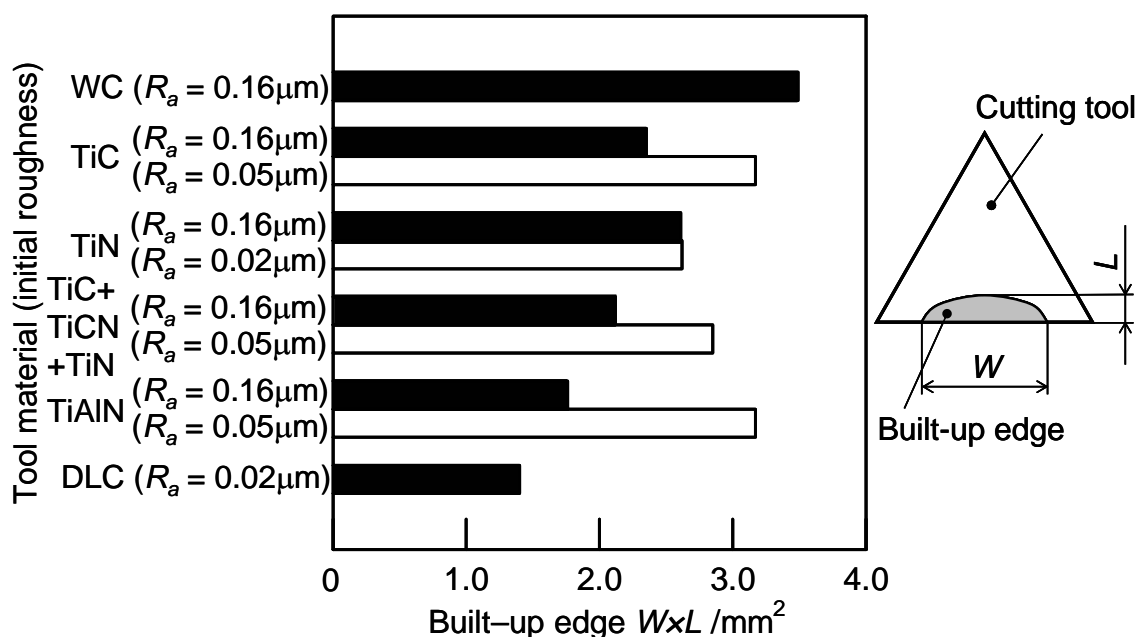


Fig. 3.14 Built-up edge area on coated tools for metal cutting

3.6.3 すくい面での接触面圧に関する考察

すくい面での素材 - 工具間の接触面圧について考える．本切削実験では主分力 F_p を約 25kgf，素材 - 工具の接触面積を切削加工後の工具表面への凝着面積（軽度の凝着部分を含む）とすると $10 \sim 20 \text{mm}^2$ 程度であり，すくい面での素材 - 工具間の接触面圧は $10 \sim 20 \text{MPa}$ と考えられる．接触面圧から本切削実験におけるすくい面での摩擦係数は弾性変形域での摩擦係数であり，弾性変形域での接触のため，素材 - 工具の真実接触面積は工具表面粗さ（凹凸）の大小による大きな違いはなく，工具表面粗さによる摩擦係数の変化はみられなかったものと考えられる．一方，アルミニウム合金の塑性加工では 3.3 節で示したように素材 - 工具間の接触面圧は $100 \sim 250 \text{MPa}$ であり，切削加工ではすくい面での接触面圧は非常に小さいことが分かる．

3.7 実用化への検討

以上の結果から、鏡面仕上げした表面被覆工具を用いることで、特に DLC 被覆工具はアルミニウム合金の無潤滑塑性加工において摩擦を小さくすることが分かった。しかしながら、本研究で摩擦試験として行ったリング圧縮試験は試験片 - 工具間でのすべり量が少なく、被加工材の表面拡大率が小さいため、型鍛造などの摩擦状態が厳しい加工には本研究の結果を直接適用することは困難である可能性が高い。したがって、本研究の結果はすえ込み加工やサイジング加工などの摩擦状態が厳しくない加工や仕上げ加工に適用できるものと考えられる。

3.8 まとめ

本章では、無潤滑塑性加工の摩擦特性を明らかにするため、潤滑油を用いない無潤滑状態でリング圧縮試験を行った。表面被覆工具と被加工材の適切な加工条件、工具表面粗さ、素材表面に付着する酸化膜が摩擦におよぼす影響を明らかにした。また無潤滑切削加工での摩擦係数の測定を行い、無潤滑塑性加工との比較を行った。以下に得られた結果をまとめる。

- 1) 超合金および超合金表面に被覆処理 (TiC, TiN, TiC+TiCN+TiN, TiAlN, DLC) を行う場合、工具表面を $R_a = 0.02\mu\text{m}$ 程度の鏡面仕上げにすると、酸化膜の生じていない炭素鋼 (S45C) との室温における摩擦係数は $\mu = 0.10 \sim 0.12$ 程度となり、通常測定される無潤滑状態の摩擦係数 ($\mu = 0.2$ 程度) に比べて低くなる。
- 2) アルミニウム合金、銅合金の室温における無潤滑塑性加工の場合、DLC 以外の工具被覆処理 (TiC, TiN, TiC+TiCN+TiN, TiAlN) は同程度の摩擦係数となる。
- 3) アルミニウム合金の室温における無潤滑塑性加工では、DLC 被覆工具が特に低い摩擦係数、加工荷重を与える。また高温での加工においても、DLC 被覆工具を用いると摩擦係数が低く、圧縮率にともなう摩擦係数の変化も小さい。
- 4) 無潤滑塑性加工では、摩擦係数は工具表面粗さにより大きな影響を受ける。また剛塑性有限要素シミュレーションを用いて工具表面粗さと摩擦係数の関係について調べ、工具表面粗さが大きいと摩擦が高くなる傾向を確かめた。無潤滑塑性加工では、冷間加工用工具は被膜処理後に鏡面仕上げにし、できるだけ工具表面粗さを小さくすることが重要である。
- 5) 無潤滑切削加工では、すくい面での素材 - 工具間の接触面圧が非常に小さく、弾性変形域である。また工具表面粗さによる摩擦係数の変化はほとんどないが、工具表面粗さが大きい方が構成刃先を小さくできる。

- 6) 炭素鋼の熱間加工では、酸化膜は摩擦を低くする。したがって、酸化膜を一種の潤滑剤として利用できる。一方、炭素鋼の冷間加工では、酸化膜が摩擦を非常に高める。したがって、酸化膜が生じないようにビレットを準備することが必要である。

参考文献

- [1] 横山東司: 温・熱間鍛造に於ける環境負荷軽減の為の潤滑剤の開発, 日本塑性加工学会鍛造分科会第 70 回研究集会資料, (2000), 41-46.
- [2] 木村茂樹: 塩素フリー塑性加工用潤滑剤の開発動向, 第 196 回塑性加工シンポジウムテキスト, (2000), 53-61.
- [3] D. Hafenbraedl and S. Malkin: Environmentally-conscious minimum quantity lubrication (MQL) for internal cylindrical grinding, Trans. NAMRI/SME, **28**(2000), 149-154.
- [4] 佐藤潤幹, 稲崎一郎, 若林利明: 極微量切削液供給による旋削加工, 日本機械学会論文集 (C 編), **62**-604(1996), 4696-4701.
- [5] 井川正治, 岩坪正隆, 宮崎国利: 環境対応のためのドライ加工への取組み, 機械技術, **47**-5(1999), 18-22.
- [6] 鵜飼 久: 窒素ガスを使用したドライ加工技術, 精密工学会誌, **68**-7(2002), 890-894.
- [7] W. Bartz: Lubricants and the environment, Tribology Int., **31**/1-3(1998), 35-47.
- [8] P.S. Sreejith and B.K.A. Ngoi: Dry machining; machining of the future, J. Mater. Process. Technol., **101**/1-3(2000), 287-291.
- [9] F. Klocke and G. Eisenblätter: Dry cutting, Annals of the CIRP, **46**/2(1997), 519-526.
- [10] 古閑伸裕, R. Paisarn: 硬質膜コーテッド工具による AZ31 マグネシウム合金板の無潤滑深絞り加工, 塑性と加工, **42**-481(2001), 145-149.
- [11] Ch. Hinsel, M. Celeghini, U. Engel and M. Geiger: Improved fatigue strength of cold forging tools by surface and coating technologies, Proc. 6th Int. Conf. Technology of Plasticity, (1999), 271-278.
- [12] 大貫 輝: 継目無鋼管せん孔工具のスケール潤滑, 潤滑, **28**-5(1983), 365-368.
- [13] 亀村佳樹, 田村 学: マンネスマン用ピアサプラグのスケール生成機構, 鉄と鋼, **70**(1984), S1156.
- [14] P.A. Munther and J.G. Lenard: The effect of scaling on interfacial friction in hot rolling of steels, J. Mater. Process. Technol., **88**/1-3(1999), 105-113.

第4章 ミスト微量潤滑すえ込み加工

4.1 まえがき

近年，塑性加工において環境への取組みがさかんに行われるようになり，潤滑油の人体への影響，廃液の処理問題など有害性が問題となっている[1]．潤滑油の環境への影響を完全になくすためには無潤滑（ドライ）加工が理想であるが，無潤滑加工では工具摩耗が生じやすく，工具寿命の低下，素材の工具への焼付き等が問題となるため，塑性加工では無潤滑化はほとんど実現されていない[2,3]．そこで，極微量の潤滑油を使用することで環境負荷を少なくし，摩擦，潤滑状態の悪化を無潤滑加工に比べて抑えた極微量潤滑（セミドライ）加工が注目されている[4,5]．

切削加工では，表面被覆工具によるドライカッティング[6,7]とともに極微量の潤滑油を供給する MQL(Minimal Quantity Lubricants)加工が実用化しつつある[8,9]．従来の湿式切削加工では数十～数百 l/h の潤滑油を用いるが，MQL 切削加工では 10ml/h 以下の微量の潤滑油を素材 - 工具の接触部付近にのみ供給し，従来の湿式加工と同等の切削性能を得ることが可能である．

本章では，鍛造加工の微量潤滑化および無潤滑化を実現させるため，従来の鍛造加工と比較して 0.25～10%の微量の潤滑状態での摩擦特性を測定する．ミスト状の潤滑油を工具表面に噴霧し，リング圧縮試験[10]を行い，潤滑油量が摩擦係数，加工荷重におよぼす影響について調べる．また加工中のミスト状潤滑油のふるまいについて考察する．

4.2 ミスト状潤滑油の噴霧

4.2.1 ミスト潤滑油供給装置

潤滑油の工具表面への噴霧には，切削加工用の市販ミスト供給装置（田中インポートグループ社製）を機械プレスに取付けて用いた．Fig. 4.1 に示すようにミスト供給装置にはタンクから潤滑油が，圧縮機から圧縮空気が供給され，ノズル先端において潤滑油と圧縮空気が混合され噴霧される．潤滑油の噴霧量を一定に保つため，潤滑油供給量を 1.6ml/h，圧縮空気の供給圧力を 0.1MPa とし，ノズル位置は工具の表面中心位置から距離 110mm，角度 30°の位置に固定した．ノズル先端から供給される潤滑油のほとんどは超硬工具表面全体（直径 60mm）に噴霧された．潤滑油には鉱油系潤滑油（鉱油：70wt%，アルコール（炭素数 12 および 13）：30wt%，動粘度 27.7 mm²/s (40°C)，密度 $\rho = 885\text{kg/m}^3$ ）を用いた．一般に鍛造加工

では $5 \sim 40\text{g/m}^2$ 程度の潤滑油が塗布されるが、ミスト供給装置を用いることにより、 0.1g/m^2 程度の潤滑油の噴霧が可能である。

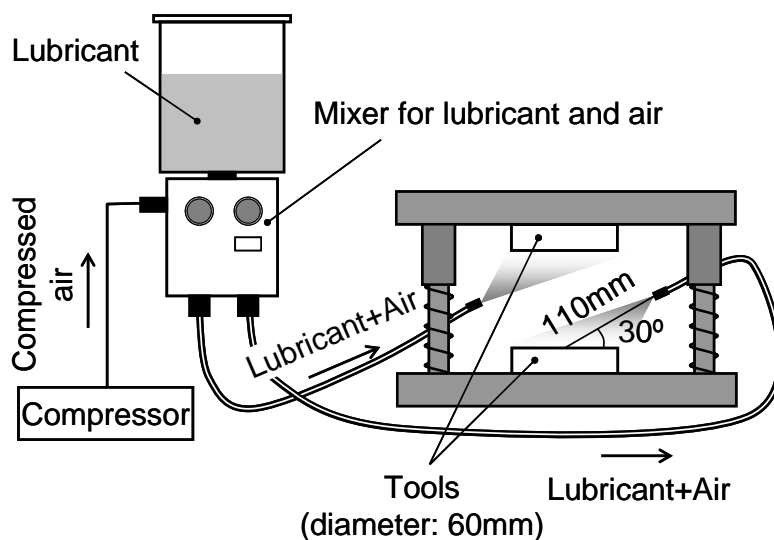


Fig. 4.1 Apparatus for mist lubricant spraying system

4.2.2 ミスト状潤滑油の工具表面への付着量・付着面積の測定

工具表面に噴霧される潤滑油量を正確に測定するため、工具表面に付着する潤滑油量を調べた。工具表面全体（直径 60mm）に潤滑油を一様に噴霧することは困難であるため、リング圧縮試験中に試験片が接触する最大領域（直径 35mm）内に付着する潤滑油量を測定した。また極微量ミスト潤滑では工具表面に潤滑油が点在する。そこでリング圧縮試験前のミスト状潤滑油の工具表面での付着面積についても測定した。

潤滑油の工具表面への付着量は、工具表面に直径 35mm のプラスチックシートを貼り付けて潤滑油を噴霧し、噴霧前後のシートの重量変化から求めた。また噴霧された潤滑油の工具表面上での付着面積は、Fig. 4.2 に示すように工具表面に固定した青色 BTB(プロモチモールブルー)試験紙に酸性潤滑油を噴霧することで、潤滑油が付着した部分のみを黄色に変色させて、画像処理により潤滑油の付着面積を計算した。

Fig. 4.3 に噴霧時間と工具表面に付着するミスト状潤滑油量および付着面積割合の関係を、また Fig. 4.4 にミスト状潤滑油の工具表面への付着の様子をそれぞれ示す。ただし、付着面積割合は測定領域（直径 35mm）における潤滑油の付着面積の

割合とした。本研究では、潤滑油の噴霧時間を 0~75 秒間 (0~2.55g/m²) で 8 段階に調整して、リング圧縮試験を行った。したがって、ミスト状潤滑油の工具表面での付着面積割合は最大約 25%であり、工具表面の大部分には潤滑油が付着していない状態である。

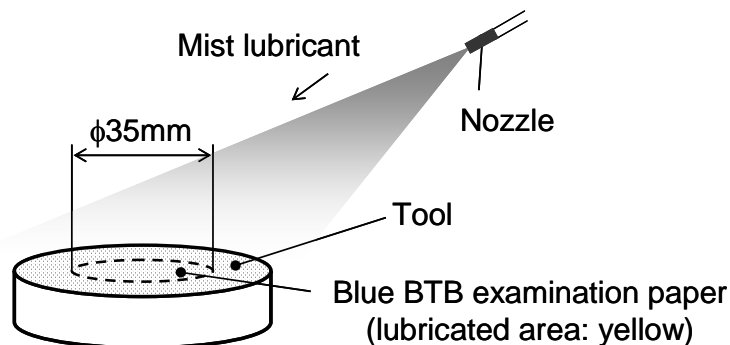


Fig. 4.2 Measuring method for weight of sprayed lubricant and lubricated area on tool surface

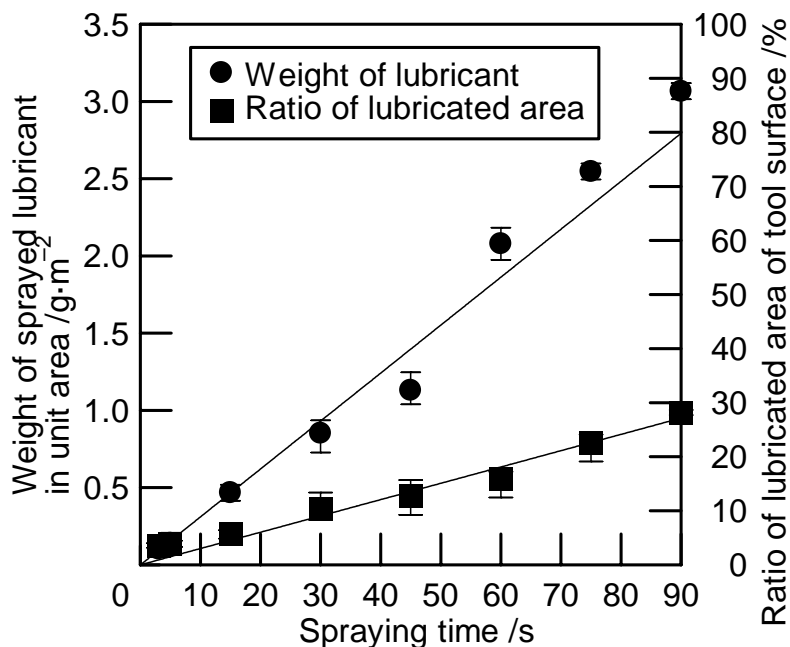


Fig. 4.3 Relationship between weight of sprayed lubricant on tool surface and spraying time

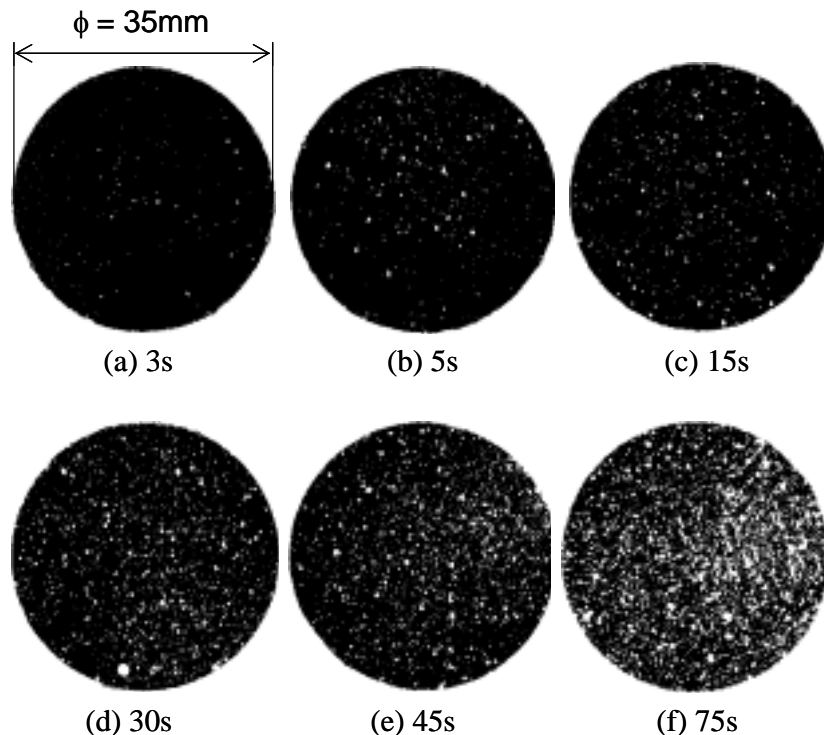


Fig. 4.4 Sprayed lubricant on BTB examination paper fixed on tool surface
(diameter of BTB examination paper: 35mm)

4.3 ミスト微量潤滑リング圧縮試験

4.3.1 実験方法

極微量潤滑鍛造における摩擦係数はリング圧縮試験により測定した。試験片材料には工業用純アルミニウム A1050 を用いた。初期リング試験片形状は、第2章で決定した高摩擦域においても高精度に測定可能な外径 D_0 :内径 d_0 :高さ $h_0 = 3: 1: 1$ となるように、 $D_0 = 21.0\text{mm}$ 、 $d_0 = 7.0\text{mm}$ 、 $h_0 = 7.0\text{mm}$ とした。試験片の工具接触表面は $R_a = 0.30 \sim 0.60\mu\text{m}$ とし、試験片は圧縮前にエタノールで脱脂した。また工具には超硬合金 (WC: 85%, Co: 15%) を使用し、表面を $R_a = 0.02\mu\text{m}$ にラッピング処理した。

試験片の圧縮には 60tonf 機械プレスを使用し、平均圧縮速度は約 150mm/s である。リング圧縮試験は室温および加熱状態で行ったが、試験片加熱温度は室温での加工において加工発熱や工具温度上昇による加工温度の上昇程度の 200°C とした。また圧縮率は $\Delta h/h_0 = 10, 30, 50\%$ で行った。

4.3.2 実験結果

アルミニウム試験片を用いて室温および加熱状態でリング圧縮試験を行った。Fig. 4.5 に工具表面に噴霧された潤滑油が摩擦におよぼす影響を示す。無潤滑での摩擦係数は室温で $\mu = 0.14 \sim 0.23$ 、 200°C で $\mu = 0.20$ 以上であるが、潤滑油を $0.5\text{g}/\text{m}^2$ 程度噴霧することで、室温、 200°C ともに、 $\mu = 0.10$ 以下にまで下げることができる。さらに潤滑油を $0.5\text{g}/\text{m}^2$ 以上噴霧した場合、加工温度、圧縮率にかかわらず摩擦係数は $\mu = 0.08$ 程度となり、極微量の潤滑油を噴霧することで摩擦を大きく低減できることが分かる。

次にリング圧縮中の最大面圧を Fig. 4.6 に示す。最大面圧は最大荷重と圧縮後試験片の圧縮面の面積から求めた。摩擦係数と同様に、潤滑油を $0.5\text{g}/\text{m}^2$ 以上塗布した場合は、潤滑油量は面圧にほとんど影響せず、 200°C での加工では無潤滑の場合に比べて面圧は約50%低くなる。

以上より、 $0.5\text{g}/\text{m}^2$ 程度の極微量の潤滑油を供給することで、摩擦を大幅に低減できるが、 $0.5\text{g}/\text{m}^2$ 以上の潤滑油の供給は、摩擦係数、加工荷重のさらなる低減にはほとんど効果がないことが分かる。したがって、要求される摩擦係数、加工荷重によって、 $0.5\text{g}/\text{m}^2$ 程度の潤滑油を塗布することで、工具表面に焼付くことなく加工できるものと考えられる。

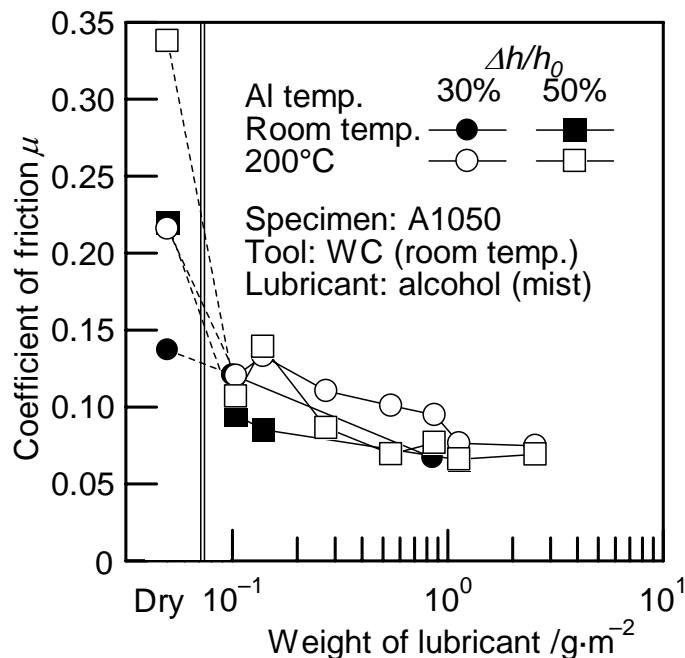


Fig. 4.5 Effect of weight of sprayed lubricant on coefficient of friction in ring compression test of aluminum billet at room temperature and 200°C

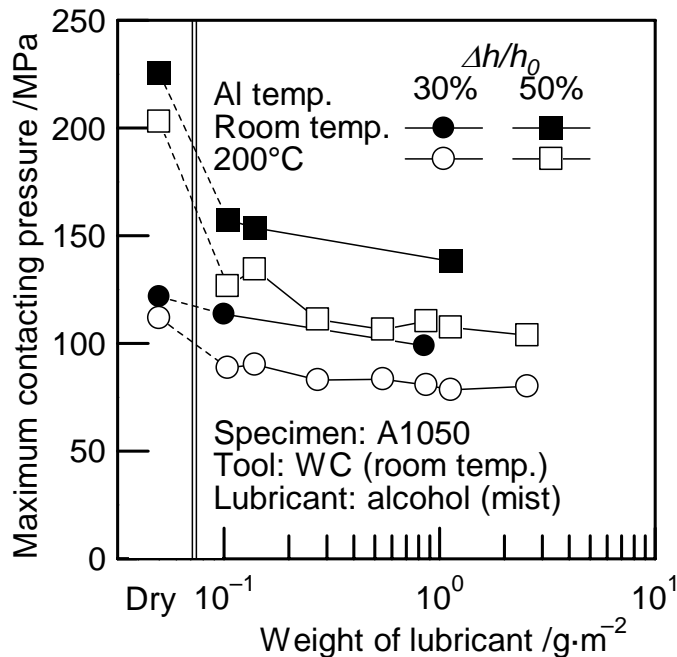


Fig. 4.6 Effect of weight of sprayed lubricant on maximum contacting pressure when aluminum ring specimen is compressed with WC tools

4.4 ミスト潤滑の噴霧・潤滑状態に関する考察

4.4.1 潤滑油滴高さ と平均潤滑膜厚

ミスト状潤滑油の噴霧量と工具表面での付着面積割合から，ミスト状潤滑油の噴霧量を工具表面で潤滑油が付着した実面積で割ったものを潤滑油滴高さ，ミスト状潤滑油の噴霧量を工具表面全面積で割ったものを平均潤滑膜厚と定義する．Fig. 4.7 に潤滑油滴高さ と平均潤滑膜厚の噴霧時間による変化を示す．潤滑油滴高さは，平均潤滑膜厚と比較して 3～30 倍になり，潤滑油は工具表面の一部に集中して付着することが分かる．本研究で行ったリング圧縮試験では，ミスト状潤滑油の噴霧時間を 0～75 秒で行ったため，平均潤滑膜厚 t は 0～2.9 μm であることが分かる．

また大矢根らは，十分な液体潤滑油が存在するときに圧縮試験中に工具 - 試験片間で閉じ込められる潤滑油の膜厚は，

$$t_c = \sqrt[3]{3\eta_0 u R^2 / P_0} \quad /\text{m} \quad (4.1)$$

となることを求めた[11]．ただし，潤滑油の粘度 η_0 [Pa·s]，圧縮速度 u [m/s]，円柱状試験片半径 R [m]，試験片材料の変形応力 P_0 [Pa]である．本実験の場合， $\eta_0 =$

24.5mPa·s , $u = 150\text{mm/s}$, $R = 10.5\text{mm}$, $P_0 = 150\text{MPa}$ とすると , 閉じ込めることができる潤滑油の膜厚 t_c は約 $4.3\mu\text{m}$ と計算できる . これ以下の初期潤滑膜厚では潤滑油は完全に閉じ込められると考えられるため , 本実験でのミスト状潤滑油の噴霧においては , 初期に存在した潤滑油は圧縮中に試験片 - 工具間に完全に閉じ込められるものと推定される .

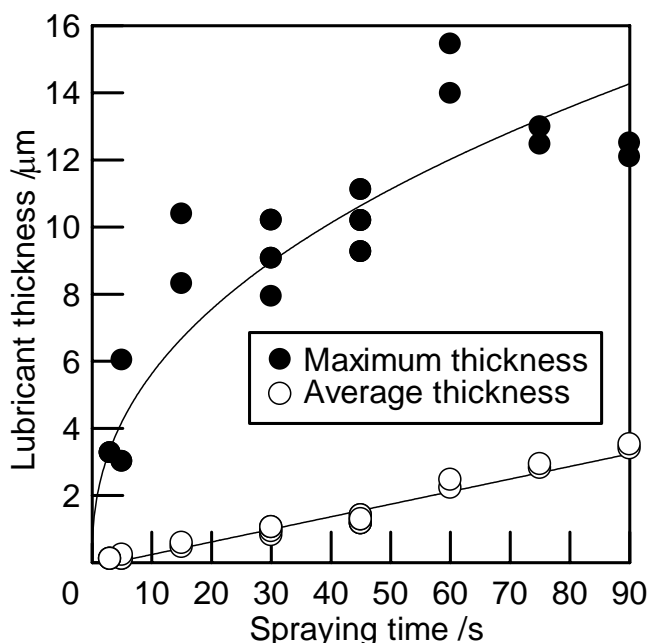


Fig. 4.7 Maximum and average lubricant thickness estimated from weight of sprayed lubricant on tool and lubricated area of tool

4.4.2 薄膜潤滑における摩擦測定

極微量ミスト潤滑ではミスト状潤滑油の付着部分がわずかであり , 工具表面のほとんどは未付着 (無潤滑) 部分である . したがって試験片表面においては , 潤滑される部分と無潤滑の部分がある . そこでミスト微量潤滑と比較するため , 工具表面に均一な潤滑油膜を塗布した場合の摩擦を測定した .

潤滑油の塗布方法を Fig. 4.8 に示す . 潤滑油をベンジンで 100 倍程度に希釈し , 工具表面にピペットで潤滑油のベンジン溶液を滴下することにより , 潤滑油を工具全面に一様に広げることができる . 塗布後 20 秒程度でベンジンは蒸発し , 工具表面には潤滑油の薄膜のみが残り , 潤滑油を含むベンジン溶液の工具への塗布量を調節することで , 潤滑膜の厚さ $0.1\mu\text{m}$ 以下の薄い膜を作成することが可能であ

る．潤滑膜の厚さ $t[\mu\text{m}]$ は，

$$t = \frac{v' \times (v/V)}{S} \times 10^6 \quad /\mu\text{m} \quad (4.2)$$

と表すことができる．ただし，ベンジンに溶解させる潤滑油 $v[\text{ml}]$ ，潤滑油溶解後のベンジン溶液 $V[\text{ml}]$ ，工具表面に塗布するベンジン溶液 $v'[\text{ml}]$ ，工具の表面積 $S[\text{mm}^2]$ である．本研究では，潤滑膜厚が 4.4.1 節で求めたミスト微量潤滑時の平均潤滑膜厚と同程度になるように，工具表面への溶液の滴下量によって，潤滑膜厚を $t = 0.25 \sim 2.0\mu\text{m}$ に調整した．

ミスト微量潤滑で用いた鉱油系潤滑油を薄膜状に工具表面に塗布して，リング圧縮試験を行った．アルミニウム試験片を室温および 200°C にした場合の摩擦係数，リング圧縮中の最大面圧の測定結果を Fig. 4.9, 4.10 にそれぞれ示す．潤滑油の塗布量が $0.5\text{g}/\text{m}^2$ 以下で，摩擦係数，最大面圧ともに急上昇する．またミスト微量潤滑と薄膜潤滑でのリング圧縮試験後（圧縮率 $\Delta h/h_0 = 50\%$ ）の試験片表面粗さを Fig. 4.11 に示す．いずれの潤滑方法においても，表面粗さは潤滑膜厚さに比例して大きくなるが，室温での加工ではミスト潤滑の方が薄膜潤滑よりも表面粗さは大きくなる．

実加工では $0.5\mu\text{m}$ 以下の潤滑薄膜を工具上に均一に塗布することは困難であるが，ミスト微量潤滑は潤滑量を制御しやすく，実加工に適した塗布方法と考えられる．

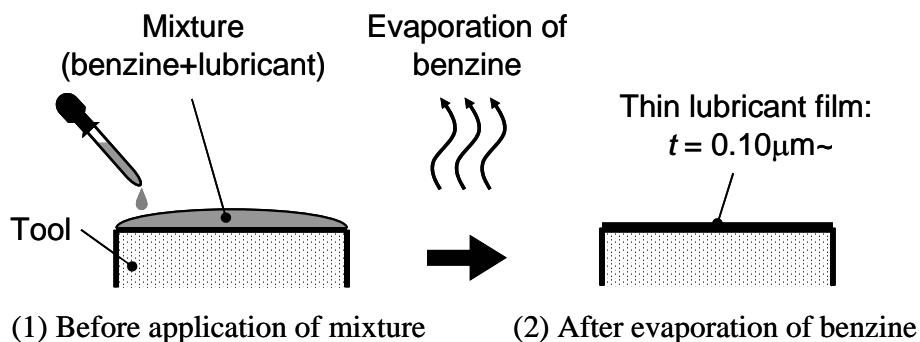


Fig. 4.8 Method of depositing thin lubricant layer on tools

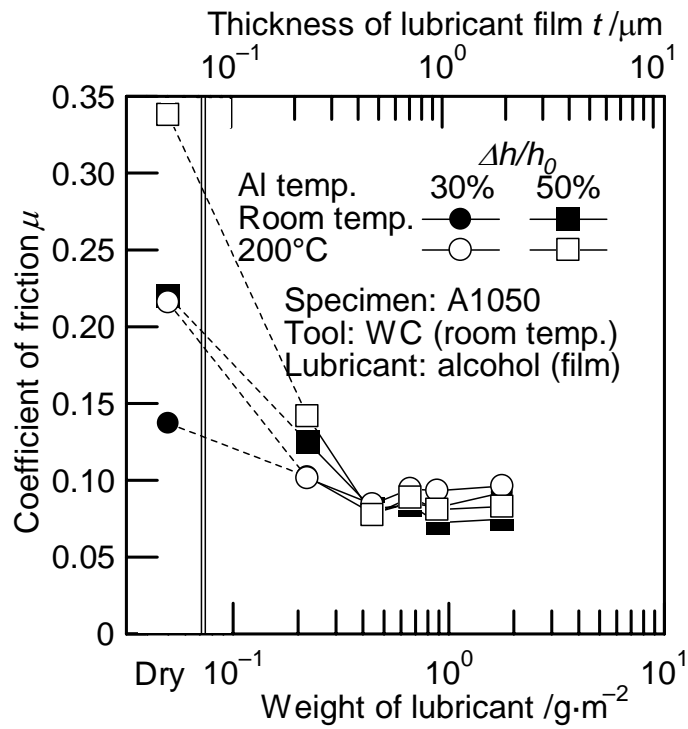


Fig. 4.9 Measured coefficients of friction for aluminum billet with thin lubricant film

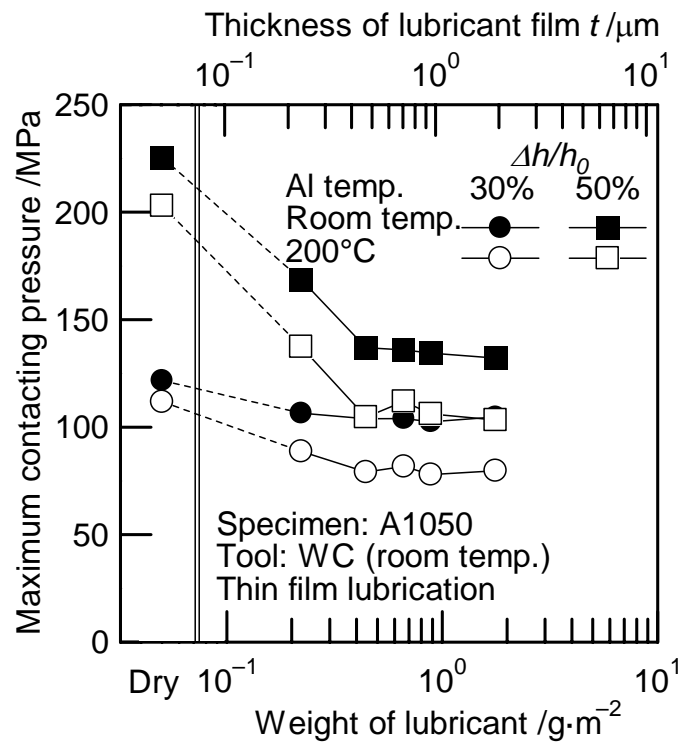


Fig. 4.10 Maximum contacting pressure for aluminum billet with thin lubricant film in ring compression test

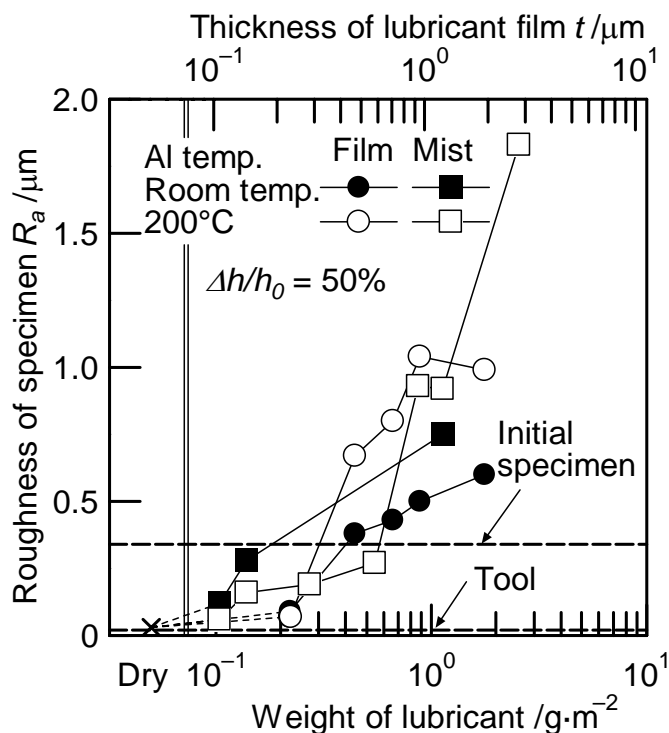


Fig. 4.11 Effect of thin lubricant on roughness of aluminum specimen after ring compression test

4.4.3 ミスト状潤滑油の潤滑機構

Fig. 4.12 に室温でのミスト微量潤滑と薄膜潤滑におけるリング圧縮試験前後のアルミニウム試験片の圧縮面での半径方向の表面プロファイルを示す。ただし、圧縮前の試験片表面は旋削仕上げした。また、ミスト微量潤滑、薄膜潤滑ともに平均潤滑膜厚を $t = 1.0\mu\text{m}$ とし、ミスト微量潤滑では付着面積割合が約 10% で、工具表面のほとんどが潤滑油が付着していない状態である。すべての圧縮率で、無潤滑の場合よりも潤滑を行った場合の方が、圧縮後の試験片圧縮面の表面粗さは大きくなる。圧縮率 $\Delta h/h_0 = 10\%$ (最大面圧: 約 95MPa) では、ミスト微量潤滑に比べて薄膜潤滑で圧縮された試験片表面の方が、表面粗さは大きい。また摩擦係数はミスト微量潤滑では $\mu = 0.10$ 、薄膜潤滑では $\mu = 0.069$ である。これより、薄膜潤滑では工具表面全体に潤滑油があり、試験片 - 工具間で潤滑油が均一に閉じ込められるが、ミスト微量潤滑では圧縮中にミスト状潤滑油が試験片 - 工具間で接触面全体に押し広げられないことが分かる。

$\Delta h/h_0 = 30, 50\%$ (最大面圧：約 110, 130MPa) では、ミスト微量潤滑の方が薄膜潤滑よりも表面粗さは大きいですが、ミスト微量潤滑と薄膜潤滑で表面凹凸の形状、摩擦係数に大きな違いはみられない。圧縮中にミスト状潤滑油が試験片 - 工具間で接触面全体に押し広げられ、薄膜になるものと考えられる。ミスト微量潤滑の方が表面粗さが大きいのは、押し広げられたミスト状潤滑油の膜厚が不均一であることに起因するものと考えられる。

以上より、ミスト微量潤滑では面圧が低い場合、ミスト状潤滑油が試験片表面の凹凸に閉じ込められることで、潤滑効果が得られる。一方、面圧が高くなるにつれて、ミスト状潤滑油は試験片圧縮中に試験片 - 工具間で押し広げられ、膜厚 $1.0\mu\text{m}$ 以下の薄膜になるものと考えられる。

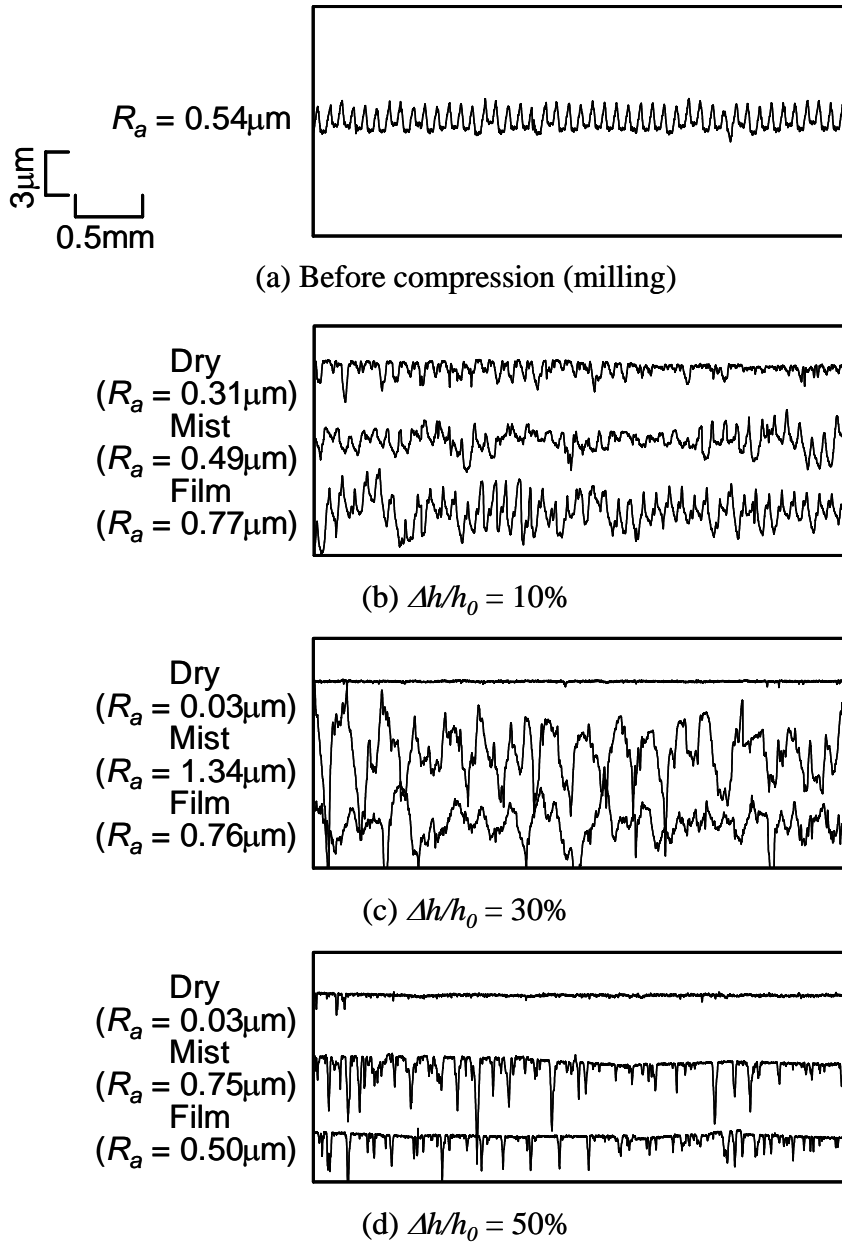


Fig. 4.12 Surface profiles of aluminum billet after compression with flat WC tools at room temperature (thickness of lubricant film $t = 1.0\mu\text{m}$)

4.5 極微量潤滑における潤滑油粘度に関する考察

4.5.1 潤滑油粘度が摩擦におよぼす影響

潤滑油膜厚 $t = 0.50, 1.0\mu\text{m}$ の薄膜潤滑において、潤滑油の動粘度を $27.7 \sim 25000\text{mm}^2/\text{s}$ (40°C) まで変化させた場合の室温でのアルミニウム合金の摩擦係数の測定結果を Fig. 4.13 に示す。ただし、動粘度が $8500\text{mm}^2/\text{s}$ および $25000\text{mm}^2/\text{s}$ の潤滑油はポリブテン(密度 $\rho = 902\text{kg}/\text{m}^3$)を使用した。動粘度が 10^3 倍に対して、摩擦係数の変化は 0.03 程度である。またミスト状潤滑油を噴霧させるためには、低粘度であることが必要(本研究で用いたミスト噴霧装置では $30\text{mm}^2/\text{s}$ 以下)であり、低粘度潤滑油を噴霧する極微量ミスト潤滑加工は実用化に対して大きな可能性があるものと考えられる。

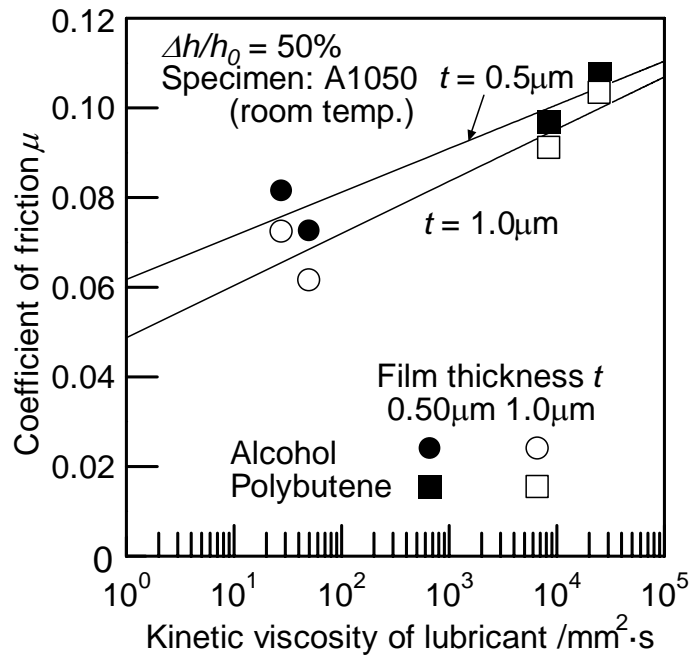


Fig. 4.13 Effect of kinetic viscosity of lubricant on friction coefficient of aluminum billet under thin lubricant condition

4.5.2 加工中の潤滑油の発熱についての検討

薄い潤滑膜の場合、加工中に潤滑油に生じるせん断速度が大きく、潤滑油が発熱し、粘度の低下が生じる。そこで潤滑油のせん断による発熱と熱伝達による冷却を考えて、潤滑膜の温度上昇を計算する[12]。高圧縮における潤滑油の粘度 η_p が温度上昇 ΔT により、

$$\eta = \eta_p \exp(-a\Delta T) \quad (a: \text{定数}) \quad (4.3)$$

になるものとする．ただし η_p は，大気圧，40°Cでの粘度 η_0 として，

$$\eta_p = b\eta_0 \quad (b: \text{定数}) \quad (4.4)$$

と仮定する．また高温の潤滑油から工具と試験片に逃げる熱量は温度上昇 ΔT に比例するものとし，その熱伝達率をそれぞれ K_1, K_2 とする．発熱と熱伝導による放熱が等しくなる定常の温度上昇 ΔT は，厚さ t の潤滑膜が速度 v でせん断される時には，

$$\eta \frac{v^2}{t} = (K_1 + K_2)\Delta T \quad (4.5)$$

で計算することができる．本研究で用いた鉱油系潤滑油は，大気圧下では，40°Cで $\eta_0 = 24.5\text{mPa}\cdot\text{S}$ ，100°Cで $\eta = 3.17\text{mPa}\cdot\text{S}$ であることから，Eq. (4.3)の定数は $a = 3.41 \times 10^{-2}$ となる． $v = 0.10\text{m/s}$ ， $t = 0.10\mu\text{m}$ ， $K_1 = K_2 = 5\text{kW}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ ， $b = 100 \sim 500$ とすると，Eq. (4.3)～(4.5)より，温度上昇は $\Delta T = 10 \sim 30^\circ\text{C}$ となり，粘度は0.4～0.7倍に低下する．また高粘度のポリブテン（40°Cで $\eta_0 = 22.6\text{Pa}\cdot\text{S}$ ，100°Cで $\eta = 0.632\text{Pa}\cdot\text{S}$ ）では，同様に計算すると，温度上昇は $\Delta T =$ 約 100°C ，粘度は 3×10^{-3} 倍程度となる．以上のことから，ミスト微量潤滑で用いた鉱油系潤滑油のような低粘度の潤滑油では，潤滑油にはたらくせん断力による発熱は小さく，粘度低下の影響も少ないものと考えられる．

4.6 極微量潤滑鍛造における表面被覆工具の効果

3.3節でアルミニウム合金の無潤滑塑性加工において摩擦低減に効果があった表面被覆工具を用いて，極微量潤滑での摩擦を測定した．表面被覆工具はPVD法により膜厚 $1.0 \sim 4.5\mu\text{m}$ に被膜処理されたTiAlN被覆工具，DLC被覆工具を用いた．表面粗さはともに $R_a = 0.02\mu\text{m}$ である．一方，潤滑油は4.2.1節で述べた鉱油系潤滑油を用いて，工具表面にミスト状に噴霧した．200°Cに加熱したアルミニウム合金の圧縮率 $\Delta h/h_0 = 50\%$ でのリング圧縮試験の結果をFig. 4.14に示す．平均潤滑膜厚 $t = 0.2\mu\text{m}$ 以上では，工具表面処理による摩擦係数の違いはほとんどみられない．極微量潤滑塑性加工では試験片は工具表面に直接接触せず，潤滑油と接触するため，表面被覆工具による摩擦低減は生じないものと考えられる．一方，無潤滑塑性加工でのDLC被覆工具の使用は，膜厚 $t = 0.25 \sim 0.50\mu\text{m}$ の潤滑油と同等の効果があることが分かる．

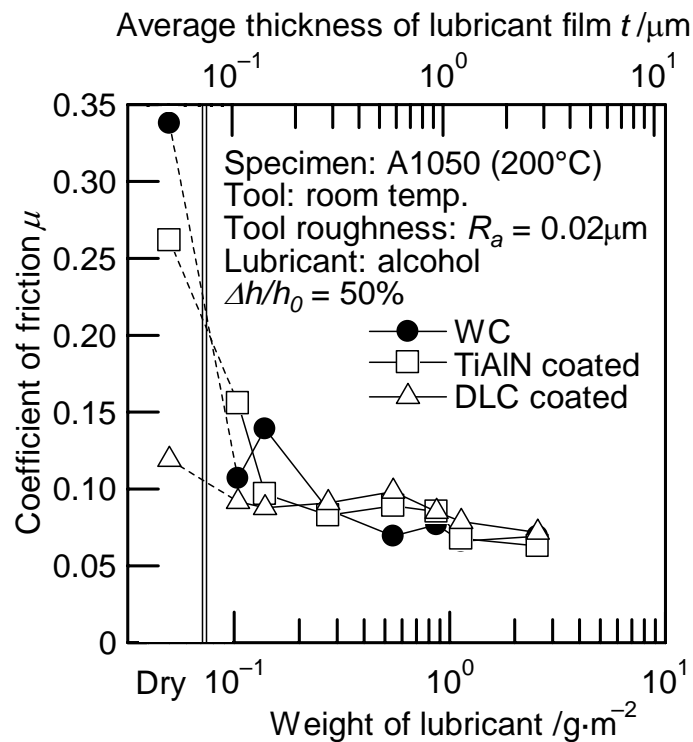


Fig. 4.14 Effect of tool coating material on coefficient of friction under mist lubrication

4.7 実用化への検討

リング圧縮試験の結果から，アルミニウム合金のすえ込み加工では $0.5 g/m^2$ 程度の潤滑油を供給により，摩擦係数を 0.1 程度に下げ，表面粗度の良い加工表面を得られることが分かった．しかしながら，3.7 節で述べたようにリング圧縮試験の試験結果は型鍛造などの摩擦状態が厳しい加工に直接適用することは困難である．一方，ミスト状潤滑油の噴霧については，複雑な形状をした金型や円筒内部等への噴霧方法や広い面積へ噴霧可能な噴霧方法などが実加工への課題であり，ノズル先端部の改良，複数のノズルの使用等が必要と考えられる．

以上より，本研究の結果はすえ込み加工やサイジング加工などの摩擦状態が厳しくない加工や仕上げ加工あるいは局所的な変形を与える引抜き加工，圧延加工に適用できるものと考えられる．

4.8 まとめ

本章では、極微量のミスト状潤滑油を工具表面に供給し、すえ込み加工において潤滑油が非常に少ない状態での摩擦特性、潤滑機構について調べた。またミスト微量潤滑の実用化について検討を行った。以下に得られた結果をまとめる。

- 1) アルミニウム合金の微量潤滑すえ込み加工では、 0.5g/m^2 程度の潤滑油を供給することにより、無潤滑すえ込み加工に比べて摩擦係数や加工荷重を約 50% 低くすることができる。
- 2) 極微量ミスト潤滑では、試験片圧縮前の工具表面のほとんどは潤滑油が未付着（無潤滑）状態である。しかし、試験片圧縮中に試験片 - 工具間で潤滑油が押し広げられ薄膜状態となり、潤滑油を薄膜状に塗布した場合と同様の潤滑効果が得られる。
- 3) ミスト噴霧では高粘度潤滑油の噴霧が困難なため、低粘度潤滑油を噴霧する極微量ミスト潤滑加工は実用化に対して大きな可能性がある。
- 4) ミスト微量潤滑鍛造は、摩擦状態が厳しくないすえ込み加工のような単純な加工、仕上げ加工あるいは局所的な加工を行う引抜き加工では実用化できる可能性が十分にある。ただし、複雑な形状をした金型や広い面積にミスト状潤滑油を均一に噴霧することが実加工への課題であり、ノズル先端部の改良が必要である。

参考文献

- [1] 片岡征二: 環境にやさしいこれからの潤滑技術, 塑性と加工, **43**-492(2002), 3-10.
- [2] 古閑伸裕, R. Paisarn: 硬質膜コーテッド工具による AZ31 マグネシウム合金板の無潤滑深絞り加工, 塑性と加工, **42**-481(2001), 145-149.
- [3] 熊谷 泰: DLC コーティング膜の塑性加工への応用, 塑性と加工, **38**-435(1997), 304-308.
- [4] 林 正弘, 神 雅彦, 野口裕之, 村川正夫: セミドライ/ドライ引抜き加工に関する研究, 平成 14 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2002), 237-238.
- [5] 鈴木康夫: ドライ・セミドライ切削技術の開発動向, 日本塑性加工学会鍛造分科会第 70 回研究集会資料, (2000), 18-22.
- [6] F. Klocke and G. Eisenblätter: Dry cutting, Annals of the CIRP, **46**/2(1997), 519-526.
- [7] F. Klocke and T. Krieg: Coated tools for metal cutting – features and applications, Annals of the CIRP, **48**/2(1999), 515-525.

- [8] A. Machado and J. Wallbank: The effect of extremely low lubricant volumes in machining, *Wear*, **210**/1-2(1997), 76-82.
- [9] D. Hafenbraedl and S. Malkin: Enviromentally-conscious minimum quantity lubrication (MQL) for internal cylindrical grinding, *Trans. NAMRI/SME*, **28**(2000), 149-154.
- [10] A.T. Male and M.G. Cockcroft: A method for the determination of the coefficient of friction of metals under conditions of bulk plastic deformation, *J. Inst. Metals*, **93**(1964-1965), 38-46.
- [11] 大矢根守哉, 小坂田宏造: 高速圧縮加工時における潤滑剤の閉込めの機構, *日本機械学会論文集 (第3部)*, **34**-261(1968), 1001-1007.
- [12] 小坂田宏造: 潤滑膜厚さを制御した圧縮摩擦試験, *第33回塑性加工連合講演会講演論文集*, (1982), 303-306.

第5章 マグネシウム合金の温間鍛造における潤滑・摩擦

5.1 まえがき

マグネシウムは実用構造金属材料中，最軽量，高比強度であり，切削性や振動吸収性，放熱性，電磁波シールド性等に優れた特性を持つ[1]．自動車分野では車体構造の軽量化を目指し，鉄やアルミニウムの代替材料としてマグネシウム合金が注目されている[2,3]．また家電分野ではノートパソコンや携帯型 MD プレーヤーの筐体にプラスチックの代替材料として，マグネシウム合金を用いた製品が増加している[4,5]．

現在，マグネシウム合金を使用した大量生産製品の製造は，主にダイカストやチクソモーディングによって行われているが，これらでは生産性や鑄造欠陥が問題であり，またダイカストでは地球温暖化物質である六フッ化硫黄ガス (SF_6) に代わるシールドガスの開発が課題である[6-8]．そこで生産性の向上，環境負荷の低減のため，マグネシウム合金の精密鍛造の開発に期待がよせられているが，加工特性に大きな影響を与える摩擦特性についてはほとんど調べられていない．Ogawa らはマグネシウム合金の後方押し出し加工を無潤滑で行い，工具表面に焼付くことなく加工できることを明らかにした (Fig. 5.1) [9]．マグネシウム合金の温間鍛造では，適切な加工温度，工具表面処理により無潤滑化できる可能性が高い．

本章では，マグネシウム合金の無潤滑および微量潤滑における摩擦特性をすべり試験，リング圧縮試験を行い，工具材質，潤滑方法，酸化物が摩擦におよぼす影響について調べる．

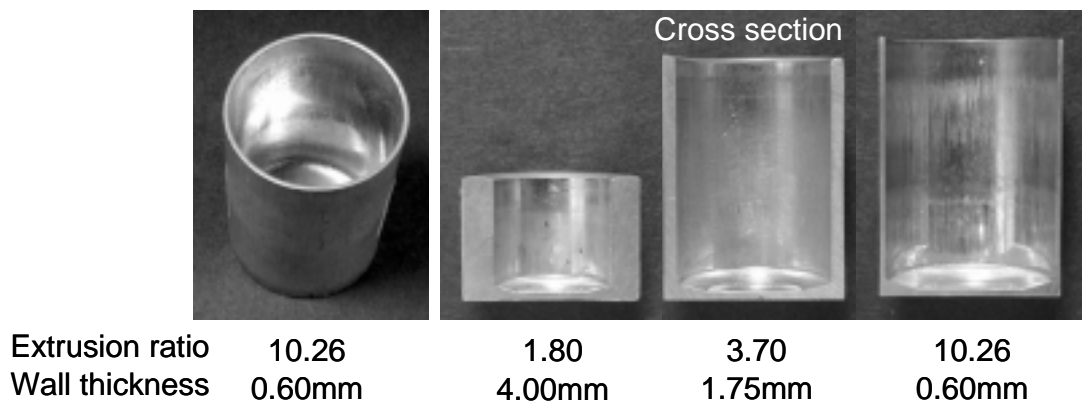


Fig. 5.1 Extruded magnesium (ZK60) billets in backward extrusion on mechanical press without lubrication (forging temperature: 300°C, bottom thickness of cups: 1.0mm)

5.2 マグネシウム合金および工具材料

試験片にはマグネシウム合金 ZK60 の押し棒材を用いた。実験に使用した ZK60 の化学成分を Table 5.1 に示す。試験片の機械的性質は、引張り強さ 330MPa、耐力 280MPa、伸び 15% である。

工具母材には超硬合金(WC:85%, Co:15%)を用いて、工具形状は直径 60mm、高さ 8mm の円柱として、工具表面は $R_a = 0.02\mu\text{m}$ にラッピング処理した。表面被覆工具は超硬合金表面に CVD 法により TiC+TiCN+TiN を膜厚 4.0 μm で被膜後、ラッピング処理を行い、平均粗さを $R_a = 0.02\mu\text{m}$ に研磨した。一方、DLC(Diamond Like Carbon)はプラズマ CVD 法により膜厚 0.04 μm で被覆、または PVD 法により膜厚 1.0 μm で被覆したものをを用いて、平均粗さは $R_a = 0.02\mu\text{m}$ である。

Table 5.1 Chemical compositions of magnesium alloy (ZK60) (wt%)

	Zn	Zr	Others	Mg
Max.	6.2	–	0.3	Bal.
Min.	4.8	0.45	–	

5.3 すべり試験

5.3.1 試験方法

旋盤を用いて、Fig. 5.2 に示すようなすべり試験を行った。試験片、動力計を送り台に、工具をチャック部に取付け、工具すべり面と動力計が直角になるようにした。試験片は先端を円錐状に旋削加工し、旋盤に取付けた円柱工具に 100N の力で押付けた。工具を回転させた際に試験片にかかる摩擦力 F と押付け力 N から摩擦係数 μ を、

$$\mu = F/N \quad (5.1)$$

と求めた。工具の回転による試験片の振動の抑制と工具との接触を一定に保つために、試験片と動力計の間に振動吸収体として木材をはさんだ。また接触部の試験片直径は約 1.0mm であり、試験の前後で変化しないことを確認した。送り速度ありの場合、試験時間は約 30 秒で、すべり速度は試験開始時 $V_s = 115\text{mm/s}$ 、終了時 $V_s = 40\text{mm/s}$ と減速し、送り速度なしの場合、試験時間は約 150 秒で、すべり速度は $V_s = 115\text{mm/s}$ 一定とした。実験条件を Table 5.2 に示す。

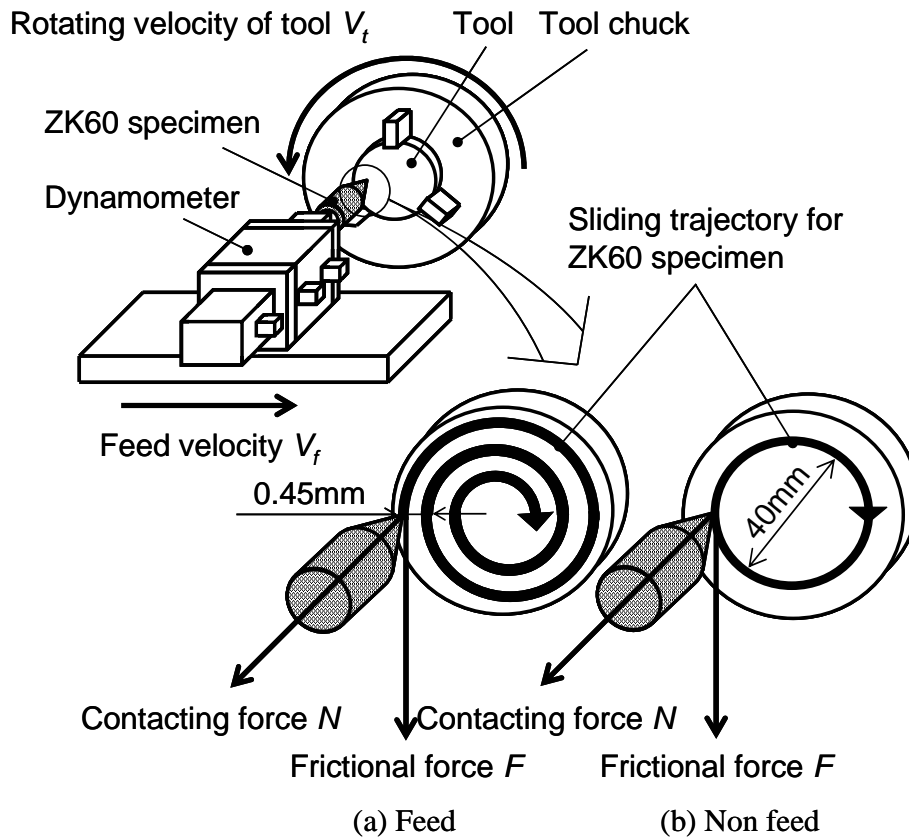


Fig. 5.2 Sliding test on lathe

Table 5.2 Experimental condition for sliding test

Work-piece	ZK60 (Mg-6%Zn-0.5%Zr)
Diameter of contacting area /mm	1.0
Base tool material	Cemented tungsten carbide (WC: 85%, Co: 15%)
Tool coating material	TiC+TiCN+TiN (CVD), DLC (Plasma CVD)
Roughness of tool R_a / μm	0.02
Sliding velocity V_s / $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$	40–115
Feed velocity V_f / $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$	0.42
Rotating velocity of tool V_t /rpm	56
Contacting force N /kgf	10
Work-piece temperature / $^{\circ}\text{C}$	Room temp., 100
Tool temperature / $^{\circ}\text{C}$	Room temp.

5.3.2 ら旋状すべり試験結果

ZK60 試験片を送り速度 $V_f = 0.42\text{mm/s}$ で移動させ、試験片を常に工具の新しい面に接触させた場合に、工具被覆物質が摩擦におよぼす影響を Fig. 5.3 に示す。ただし、DLC 被覆工具はプラズマ CVD 法により膜厚 $0.04\mu\text{m}$ に被膜処理されたものを使用した。室温においては、被膜処理を施していない超硬工具では摩擦係数が $\mu = 0.10$ を越えるが、表面被覆工具では $\mu = 0.10$ 以下となり、表面被覆工具を用いた方が摩擦係数は小さくなる。マグネシウム合金の無潤滑摩擦においても表面被覆工具を用いることで、摩擦を小さくすることが可能である。また工具は室温のまま、ZK60 試験片をバンドヒーターにより約 100°C に加熱した場合（1次元熱伝導計算によると、接触部では約 65°C ）摩擦係数は室温の場合に比べて小さくなる。一方、微量の潤滑油を使用した場合、摩擦は大幅に小さくなる。ただし、潤滑油にはリン系潤滑油（鉱油：97wt%，リン系極圧剤：3wt%）を使用し、工具表面に膜厚 $t =$ 約 $1.7\mu\text{m}$ の潤滑膜を 4.4.2 節で示した塗布方法で作成した。

次に塑性加工では試験片表面に付着する酸化物が工具と直接接触するため、酸化物が摩擦におよぼす影響は大きい。そこで ZK60 の酸化物が摩擦におよぼす影響を調べた。ZK60 を炉内で 450°C 、約 20 時間加熱し酸化させた。酸化物の粉末は約 220MPa で 5 分間圧粉して円柱状圧粉体を成形し、瞬間接着剤で ZK60 試験片に取付け、先端部を円錐形に旋削加工した。すべり試験の結果を Fig. 5.4 に示す。酸化物が付着した試験片は工具表面処理によらず、摩擦係数は $\mu =$ 約 0.12 となる。したがって、試験片表面が酸化している場合、酸化物により工具母材や工具被覆物質が摩擦におよぼす影響は小さくなる。

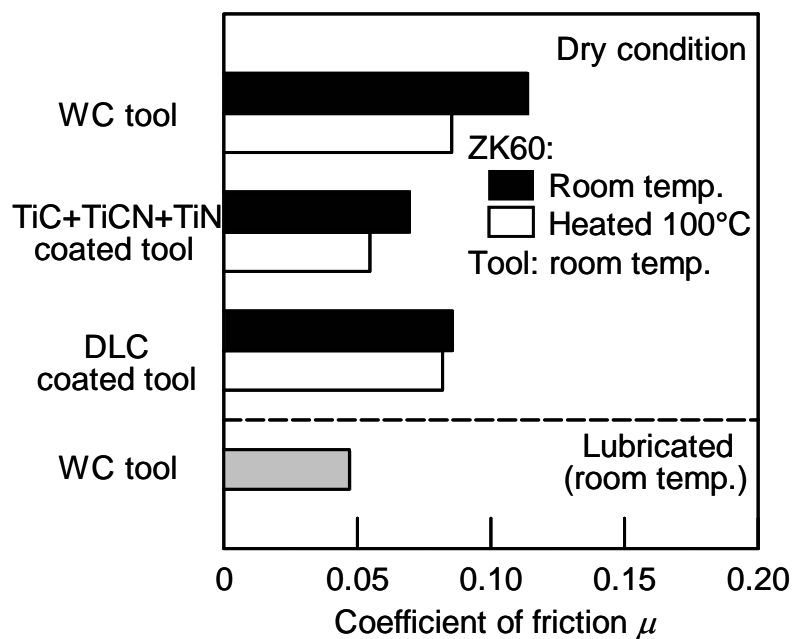


Fig. 5.3 Coefficients of friction of ZK60 sliding spirally on surfaces of WC and coated tools ($R_a = 0.02\mu\text{m}$)

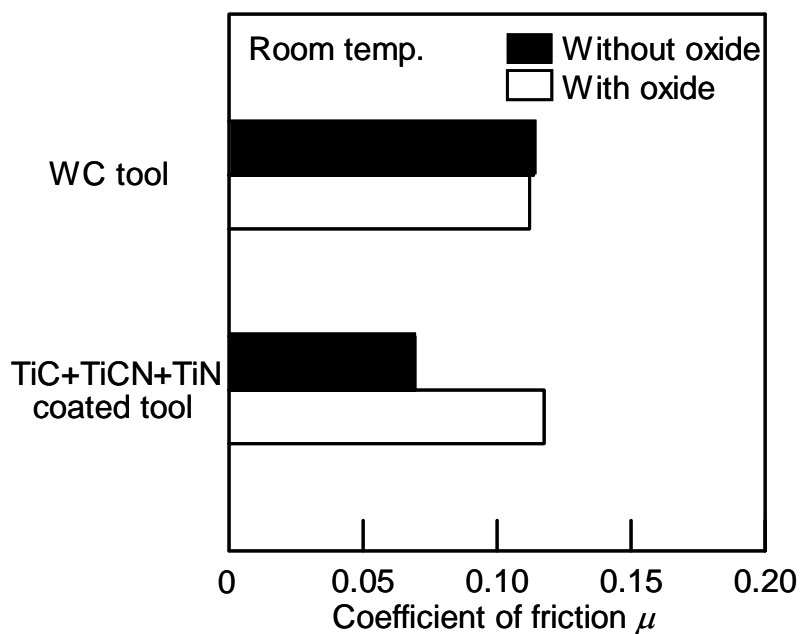


Fig. 5.4 Effect of oxide layer of ZK60 on friction with WC and coated tools under dry condition at room temperature

5.3.3 同一円周状すべり試験結果

表面被覆工具を用いた場合の、ZK60の室温におけるすべり距離による摩擦係数の変化を Fig. 5.5 に示す。ただし、ZK60 試験片はすべり距離 15m で約 120 回、工具表面の同一円周上を回転する。すべり初期は試験片 - 工具間に凝着物がないため、いずれの工具においても摩擦係数は $\mu = 0.10$ 程度と小さく、すべり距離の増加につれて、超硬工具、TiC+TiCN+TiN 被覆工具では、摩擦係数は $\mu = 0.30$ 程度と非常に大きくなる。一方、DLC 被覆工具では摩擦係数 $\mu =$ 約 0.10 と一定で、他の工具に比べて小さい。試験後の工具表面の写真と工具表面粗さを Fig. 5.6, 5.7 にそれぞれ示す。超硬工具、TiC+TiCN+TiN 被覆工具ではマグネシウム合金が凝着しており、凝着部分では表面粗さが非常に大きい。このため、すべり距離の増加にともない、摩擦係数が非常に大きくなると考えられる。ただし超硬工具と TiC+TiCN+TiN 被覆工具では、超硬工具の方が早くマグネシウム合金の凝着が始まった。一方、DLC 被覆工具ではマグネシウム合金の凝着はほとんどみられず、その結果、摩擦係数は 0.1 程度で一定であったと考えられる。以上より、マグネシウム合金の塑性加工において、金型表面への DLC 被膜の適用は摩擦を小さくし、非常に大きな効果が期待できる。

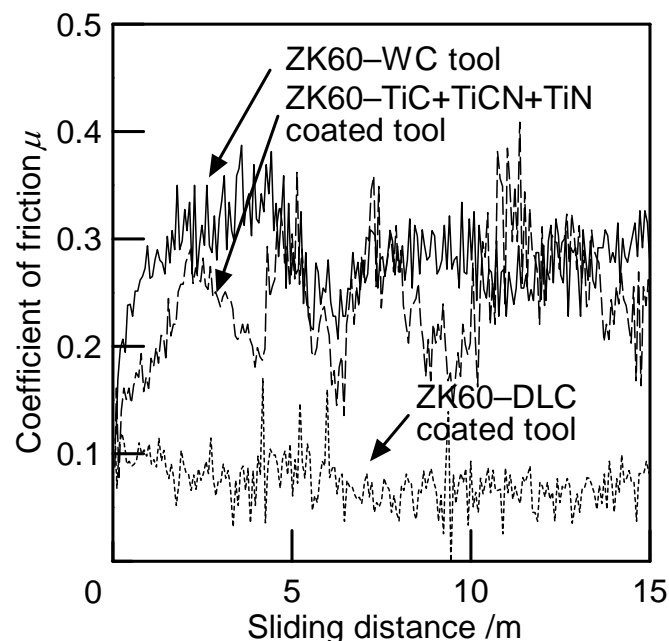


Fig. 5.5 Change of coefficients of friction for ZK60 with sliding distance for WC and coated surfaces ($R_a = 0.02\mu\text{m}$)

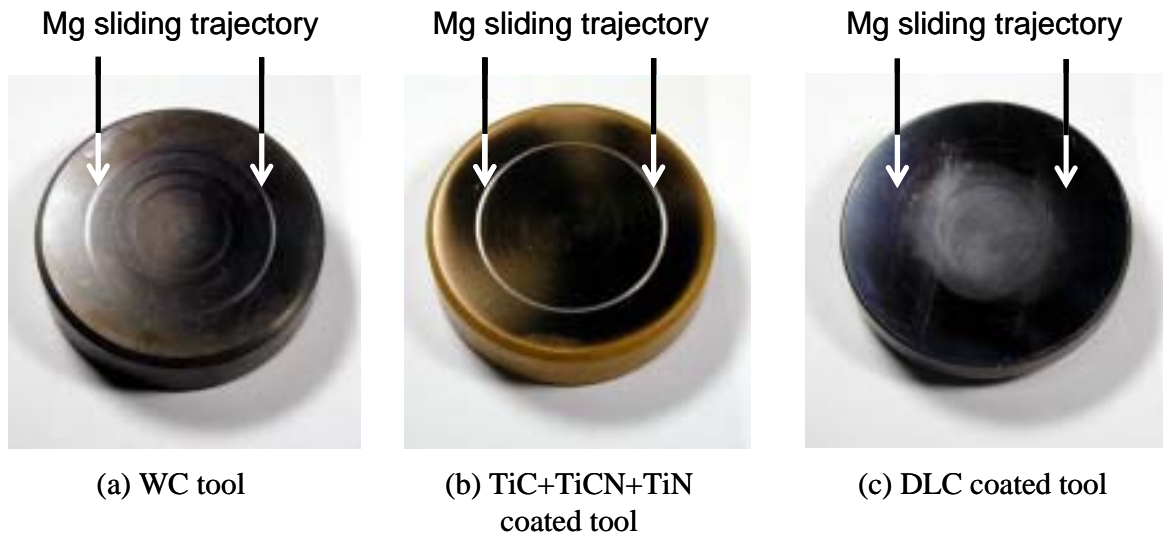


Fig. 5.6 Tool surface after concentric sliding test of ZK60 at room temperature

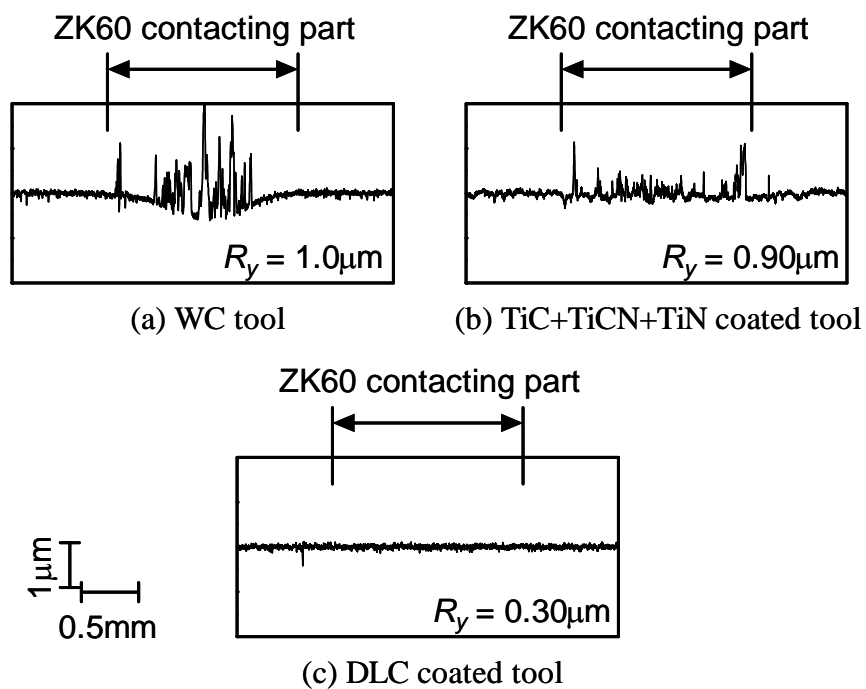


Fig. 5.7 Tool surface profiles contacting part after concentric sliding test of ZK60 at room temperature (initial tool surface $R_y = 0.30\mu\text{m}$)

5.3.4 接触面の温度に関する考察

すべり試験では試験片 - 工具接触面で摩擦による温度上昇が生じる。しかしながら、接触面での温度を実験で正確に測定することは困難であるため、簡単なモデルを用いて考察する。Bowden らによると、試験片 - 工具接触面での摩擦による温度上昇は、

$$\Delta T = \frac{\mu \alpha N V_s}{\pi a} \sqrt{\frac{1}{2hk_1a}} \quad /^{\circ}\text{C} \quad (5.2)$$

と求めることができる[10]。ただし、 μ は摩擦係数、 N は押付け荷重、 V_s はすべり速度、 a は接触半径、 k は熱伝導率、 h は熱伝達係数であり、添字 1 は押付け材 (ZK60)、添字 2 は工具 (超硬合金) とする。また α は押付け材が接触面での摩擦熱を受け取る熱量割合で、密度 ρ 、比熱 c として、

$$\alpha = \frac{k_1/(\rho_1 c_1)}{k_1/(\rho_1 c_1) + k_2/(\rho_2 c_2)} \quad (5.3)$$

と仮定する。

次に接触半径について考える。接触部の試験片半径は約 0.5mm であるが、これは“みかけの”接触半径であり、真実接触半径とは異なる。一般に極めて小さい荷重での接触においても、真実接触面では弾性限度を超え、塑性変形を生じる。その際の平均圧力 P は、降伏応力を Y として、

$$P = 3Y \quad (5.4)$$

である[11]。加工硬化あるいは軟化を無視すると、ZK60 の降伏応力は約 260MPa であるので、Eq. (5.4) より、 $P = 780\text{MPa}$ となる。またすべり試験では押付け荷重 $N = 100\text{N}$ であるので、真実接触半径は、

$$P = N/(\pi a^2) \quad (5.5)$$

から、 $a = 0.20\text{mm}$ と求めることができる。

ZK60、超硬合金の物性値[12]から、 $k_1 = 121\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 、 $\rho_1 = 1.83 \times 10^3\text{kg}/\text{m}^3$ 、 $c_1 = 1.10 \times 10^3\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ 、 $k_2 = 71\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 、 $\rho_2 = 1.41 \times 10^4\text{kg}/\text{m}^3$ 、 $c_2 = 2.30 \times 10^2\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ 、同一円周上すべり試験を想定して、実験条件から、 $N = 100\text{N}$ 、 $V_s = 115\text{mm}/\text{s}$ 、熱伝達係数は、6.4.2 節の結果から、 $h = 2.0 \times 10^3\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ とする。また Fig. 5.5 より、すべり初期では $\mu = 0.10$ 、試験終了時では $\mu = 0.30$ である。これらの値を用いて、Eq. (5.2)、(5.3) から計算すると、すべり初期では $\Delta T =$ 約 135°C 、試験終了時では $\Delta T =$ 約 400°C と計算できる。

5.4 無潤滑温間鍛造における摩擦測定

鍛造加工におけるマグネシウム合金の摩擦特性を調べるために、リング圧縮試験を 60tonf 機械プレスで行った。試験片は ZK60、工具はすべり試験で用いたものを用いた。ただし、DLC 被覆工具は PVD 法により膜厚 1.0 μ m に被膜処理されたものを使用した。試験片の加熱は炉内で行い、所定の温度に達してから 10 分間炉内で保持した後、150~300 $^{\circ}$ C で圧縮した。また工具はリングヒーターにより 100~200 $^{\circ}$ C に加熱した状態で試験を行い、工具加熱による工具表面性状の悪化、表面被覆工具においては工具被覆物質のはく離、酸化等はみられなかった。

Fig. 5.8 にリング圧縮時の ZK60 試験片、超硬工具の加熱温度と圧縮後試験片の割れの関係を示す。ZK60 試験片が 200 $^{\circ}$ C の場合、工具温度を 200 $^{\circ}$ C にした場合においても、圧縮率 $\Delta h/h_0 = 20\%$ 以上の圧縮では割れが発生する。一方、ZK60 試験片が 250 $^{\circ}$ C では工具を 150 $^{\circ}$ C 以上、ZK60 試験片が 300 $^{\circ}$ C では工具を 100 $^{\circ}$ C 以上とすることで、圧縮率に関係なく割れが発生することなく圧縮できる。

Fig. 5.9 にリング圧縮試験の結果を示す。加工温度 250~300 $^{\circ}$ C では、摩擦係数は $\mu =$ 約 0.25~0.35 と大きい。また酸化物を十分に付着させた試験片では摩擦係数は非常に大きくなる。ただし、試験片はあらかじめ炉内で、450 $^{\circ}$ C、約 9 時間加熱し、酸化物を付着させた。酸化マグネシウムがブレーキの摩擦材に摩擦摩耗調整剤として利用されていることから、酸化物が摩擦増加につながる一因子とみなすことができる。

無潤滑におけるマグネシウム合金の後方押し出し加工では工具への焼付きはなかった[9]。これは加工初期では加熱時の酸化物が付着した状態であるが、加工中に新生面が現れ、かつ短時間(約 0.1 秒)の加工のため、加工発熱により温度が上がり、新生面 - 工具接触面の摩擦が小さくなり、無潤滑での加工が可能であったと考えられる。

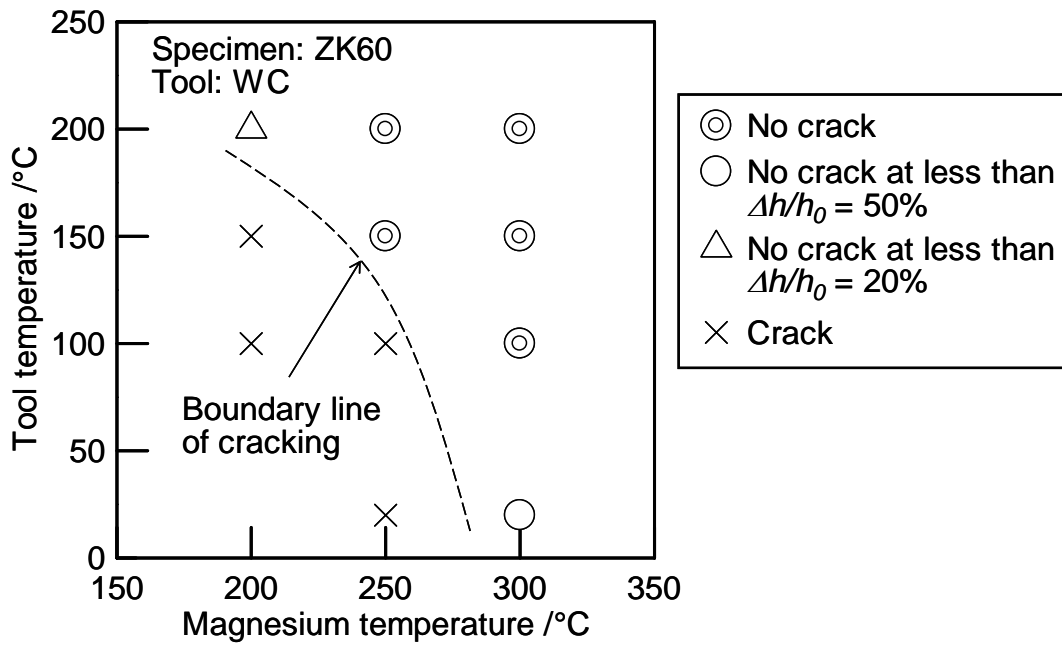


Fig. 5.8 Relationship between shape of compressed ZK60 ring billet and forging temperature

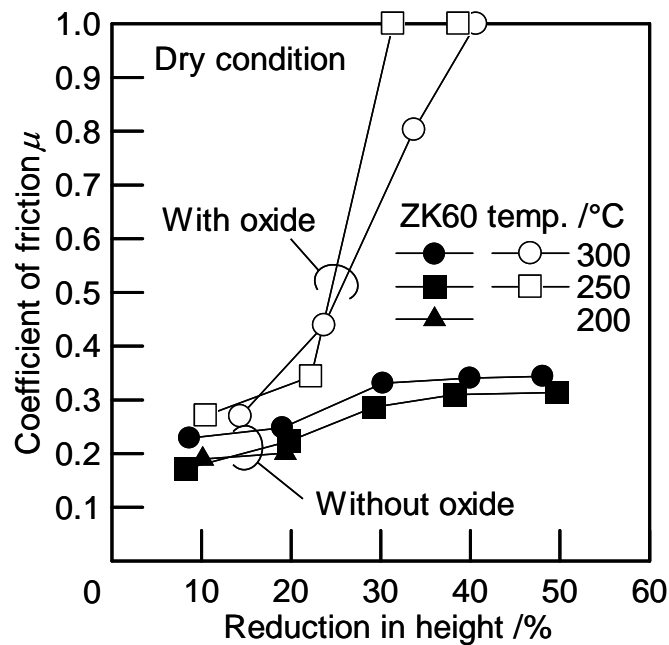


Fig. 5.9 Effect of oxide layer of ZK60 on friction under dry condition at temperatures from 200°C to 300°C

次にマグネシウム合金の無潤滑温間鍛造において、表面被覆工具の適用を考える。5.3.3 節のすべり試験で DLC 被膜が凝着を防ぐ効果があることが分かった。表面被覆工具の使用に際しては、工具加熱による被膜の耐久性と加工面圧に対する被膜強度が問題である。そこで、工具を 100°C、ZK60 を 300°C でリング圧縮試験を行った。Fig. 5.10 に実験結果を示す。いずれの圧縮率においても、DLC 被覆工具を用いることで摩擦を小さくすることができる。しかし圧縮率 $\Delta h/h_0 = 60\%$ (最大面圧: 約 380MPa) では、試験片接触部で DLC 被膜のはく離が生じる(Fig. 5.11)。したがって、マグネシウム合金の塑性加工において DLC 被膜は摩擦を低減する効果を持つが、工具母材との密着性が弱いため、加工面圧には細心の注意が必要である。

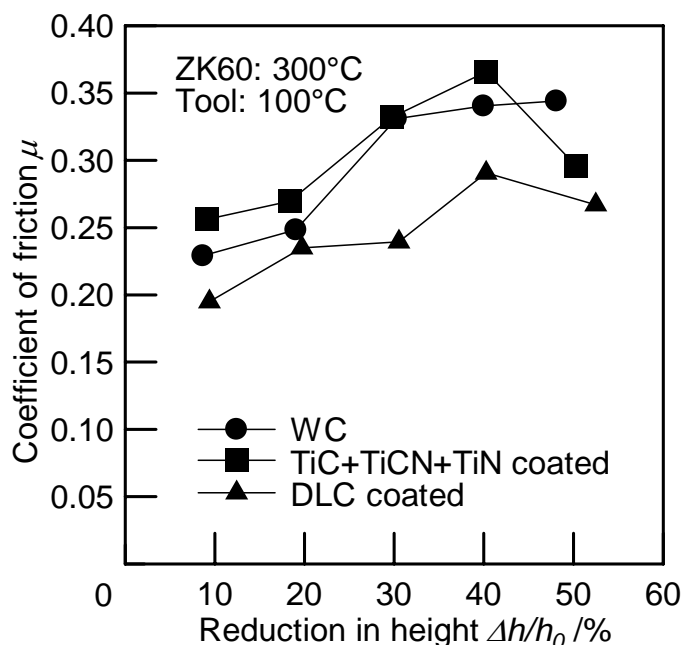


Fig. 5.10 Effect of tool coating material on friction in ring compression

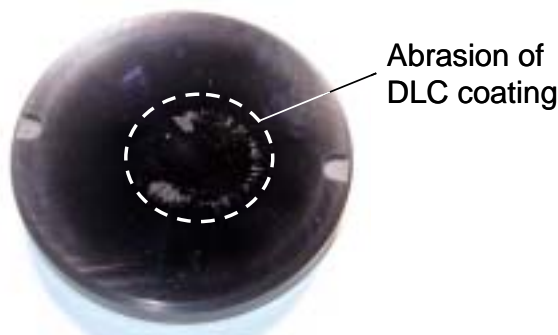


Fig. 5.11 Abrasion of DLC coating on tool surface by compressing of ZK60 at $\Delta h/h_0 = 60\%$ (contacting pressure: 380MPa)

5.5 マグネシウム合金用液体潤滑油の評価

5.5.1 固体潤滑と液体潤滑の比較

マグネシウム合金の鍛造加工は 200 ~ 400°C で可能であり，潤滑には固体潤滑剤と液体潤滑油の使用が考えられる．黒鉛等の固体潤滑剤は高温域 (300°C) においても安定した潤滑性能を得られるが，加工後，マグネシウム合金表面からの除去作業が必要である．一方，液体潤滑油は 250°C 以上では安定した潤滑性能を得ることが困難であるが，加工後，マグネシウム合金表面からの除去作業は必要ない．そこで，本研究ではマグネシウム合金の精密鍛造を目指すため，マグネシウム合金の温間鍛造に適した液体潤滑油の選定を行う．

5.5.2 実験方法

潤滑は無潤滑と鉍油および鉍油を基油とした 4 種類の液体潤滑油 (アルコール系，エステル系，リン系極圧剤，硫黄系極圧剤) ，さらに二硫化モリブデンをグリースでペースト状にした潤滑剤を使用した．ただし，液体潤滑油の粘度はすべて約 30 mm²/s である．潤滑油の成分を Table 5.3 に示す．

潤滑油は，4.4.2 節で示した方法で工具表面に塗布し，膜厚 $t = 0.25 \sim 2.0 \mu\text{m}$ の極微量の潤滑油を塗布した状態でリング圧縮試験を行った．工具は室温のままである．

Table 5.3 Lubricants for evaluation of warm forging of magnesium alloys

Lubricant	Constituent
Mineral oil	Mineral oil: 100wt%
Alcohol	Mineral oil: 70wt%, Alcohol (C ₁₃ H ₂₇ OH): 18wt%, Alcohol (C ₁₂ H ₂₅ OH): 12wt%
Ester	Mineral oil: 70wt%, Ester: 30wt%
Phosphor EP	Mineral oil: 97wt%, Phosphor extreme pressure additive: 3wt%
Sulfur EP	Mineral oil: 95wt%, Sulfur extreme pressure additive: 5wt%
MoS ₂	MoS ₂ : 1wt%, Grease: 99wt%

5.5.3 液体潤滑油の評価

Fig. 5.12 にリング圧縮試験において極微量の潤滑油を用いた場合の摩擦係数の測定結果を示す．無潤滑と比較して，極微量の潤滑油を用いることで摩擦は大幅に小さくなる．さらに液体潤滑油の方が二硫化モリブデンと比較して摩擦は小さい．潤滑膜が非常に薄い場合（潤滑膜厚 $t = 0.25\mu\text{m}$ ）においても，アルコール系潤滑油，硫黄系潤滑油は摩擦係数が小さく，潤滑効果が大きい．また Fig. 5.13 にリング圧縮時の最大面圧を示す．摩擦係数同様，アルコール系潤滑油と硫黄系潤滑油は非常に薄い潤滑膜（潤滑膜厚 $t = 0.25\mu\text{m}$ ）で面圧を小さくすることが可能である．次に圧縮後の ZK60 試験片の表面粗さを Fig. 5.14 に示す．無潤滑では工具表面が ZK60 試験片に転写され，表面粗さが非常に小さくなるが，潤滑油を用いた場合では圧縮中の潤滑油の閉じ込めが発生するため，圧縮後の表面粗さは潤滑膜の厚さに比例して大きくなる．

以上より，ZK60 の潤滑にはアルコール系，硫黄系潤滑油が効果が大きいことが分かる．液体潤滑油はマグネシウム合金と反応するおそれがあるが，本実験のように極微量の潤滑油を用いる場合では発火することはない．また極微量の液体潤滑油を用いることで，加工後，マグネシウム合金表面に液体潤滑油が付着することなく，固体潤滑剤と比較して潤滑剤の除去等の後処理が容易になると思われる．

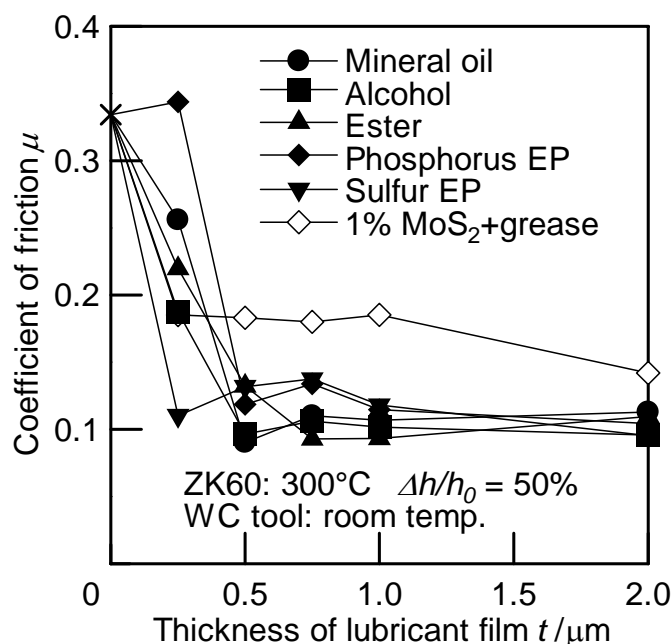


Fig. 5.12 Measurement of coefficients of friction in compression of ZK60 billet with thin lubricant film

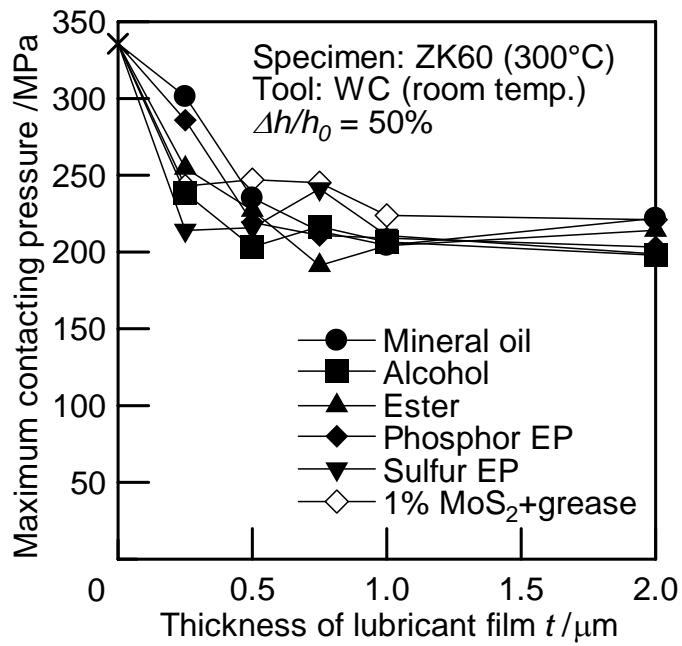


Fig. 5.13 Relationship between maximum contacting pressure and thickness of lubricant film in ring compression

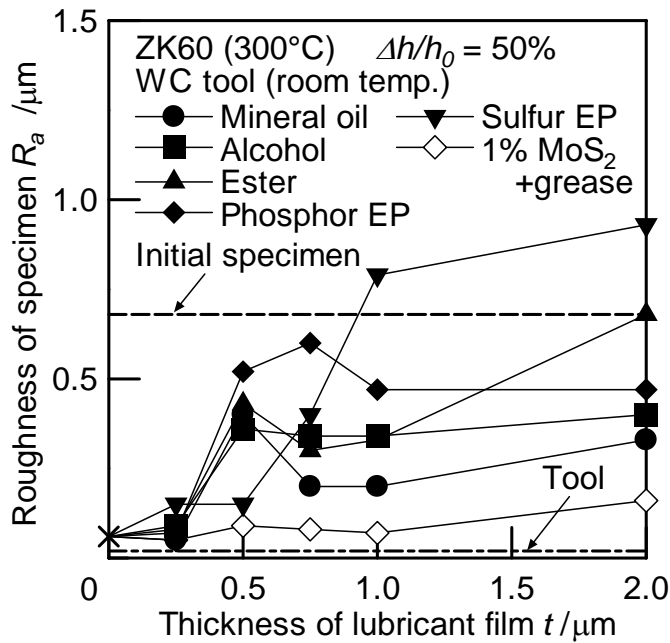


Fig. 5.14 Relationship between ZK60 billet roughness after ring compression and thickness of lubricant film

5.6 まとめ

本章では、マグネシウム合金の精密鍛造を目指し、ZK60のすべり試験、リング圧縮試験を行い、摩擦特性を調べた。工具に超硬合金および表面被覆工具を用いて、工具被覆物質、酸化物、加工温度が摩擦におよぼす影響を調べた。またマグネシウム合金用の液体潤滑油の評価を極微量潤滑リング圧縮試験により行った。以下に得られた結果をまとめる。

- 1) 室温でのすべり試験では、摩擦係数は $\mu = 0.10 \sim 0.15$ 、 $200 \sim 300^\circ\text{C}$ でのリング圧縮試験では、摩擦係数は $\mu = 0.20 \sim 0.35$ となった。両試験法で摩擦係数が大きく異なるが、試験温度の違いや両試験法での摩擦機構の違いが原因と考えられ、精密温間鍛造での摩擦係数はリング圧縮試験での測定値を採用すべきである。
- 2) マグネシウム合金の無潤滑加工では、DLC被覆工具を用いることで、凝着を防ぎ、摩擦係数を小さくできた。DLC被覆工具を用いることでマグネシウム合金の無潤滑温間鍛造を実現する可能性がある。ただし、DLC被膜は強度が弱いいため、加工荷重には細心の注意が必要である。
- 3) マグネシウム合金の温間鍛造において、膜厚 $0.25\mu\text{m}$ 程度の極微量の潤滑油を工具に塗布することで、摩擦係数を大幅に低減でき、マグネシウム合金の発火の危険性もない。特にアルコール系潤滑油および硫黄系潤滑油の効果が大きかった。

参考文献

- [1] M.M. Avedesian and H. Baker: Magnesium and magnesium alloys, ASM Specialty Handbook, (1999), 3-6.
- [2] 山本幸男: 自動車部品, 工業材料, **46-10**(1998), 113-117.
- [3] T. Sano, A de Winter, T. Saiki, S. Horikoshi, S. Fuchizawa and S. Sado: Reduction of environmental impact attained by magnesium alloys for automotive components, Proc. 6th Int. Conf. Technology of Plasticity, (1999), 589-594.
- [4] 上田修治: 家電製品, 工業材料, **46-10**(1998), 118-121.
- [5] 西川幸男: 家電製品におけるマグネシウム合金部品の応用とモノづくり技術, 第210回塑性加工シンポジウム, (2002), 37-43.
- [6] 鎌土重晴, 小島 陽: ダイカスト用マグネシウム合金の特性と動向, までりあ, **38-4**(1999), 285-290.
- [7] 斉藤 研: マグネシウム合金の射出成形法, までりあ, **38-4**(1999), 321-324.

- [8] 井上雅夫: マグネシウム合金のチクソ成形, 精密工学会誌, **66**-10(2000), 1510-1513.
- [9] N. Ogawa, M. Shiomi and K. Osakada: Forming limit of magnesium alloy at elevated temperatures for precision forging, Int. J. Mach. Tools & Manuf., **42**-5(2002), 607-614.
- [10] F.P. Bowden and D. Tabor 著, 曾田範宗訳: 固体の摩擦と潤滑, (1961), 丸善, 31-33.
- [11] F.P. Bowden and D. Tabor 著, 曾田範宗訳: 固体の摩擦と潤滑, (1961), 丸善, 9-13.
- [12] M.M. Avedesian and H. Baker: Magnesium and magnesium alloys, ASM Specialty Handbook, (1999), 263.

第6章 マグネシウム合金の温間鍛造法の開発

6.1 まえがき

マグネシウムは実用金属材料中で最も比重が小さく，比強度も大きく，さらにリサイクル性に優れることから注目されている[1]．現在，マグネシウム合金を使用した大量生産製品の製造は，主にダイカストやチクソモールディングによって行われているが[2,3]，生産性の向上，環境負荷の低減のため，マグネシウム合金の精密鍛造の開発に期待がよせられている．今までマグネシウム合金の鍛造は精度をあまり期待できない熱間鍛造で行われ，切削後加工が不可欠であったが，精密鍛造が可能になれば，鍛造品を直接製品として使用できる可能性がある[4,5]．しかし，マグネシウム合金は結晶構造が最密六方格子のため，低温でぜい性を示し，また高温で燃えやすいため，精密鍛造は容易でない．マグネシウム合金の後方押し出し加工では，マグネシウムビレット，金型の温度管理が重要であることが分かった[6]．

本章では，マグネシウム合金の精密鍛造を実用化するための加熱，潤滑方法や加工特性を考慮した温間鍛造法について提案し，有限要素解析，モデル実験を行い，検討する．

6.2 マグネシウム合金の変形特性

6.2.1 端面拘束圧縮試験法

変形抵抗および変形能を測定するために，端面拘束圧縮試験[7]を行った．端面拘束圧縮試験は，Fig. 6.1 に示すような同心円状の溝付き工具で円柱状試験片を圧縮する試験法であり，試験片は両端面の広がり完全に拘束された状態で圧縮される．本試験法では摩擦の影響がなく，試験片 - 工具間の潤滑の影響を除いた状態で行うことができ，圧縮荷重と変形量から変形抵抗を算出する．

試験片は第5章と同様，マグネシウム合金 ZK60 (Mg-6%Zn-0.5%Zr) の押し出し棒材を用いて，直径 24mm，高さ 36mm に旋削加工した．試験は 60tonf 機械プレスで行い，初期圧縮速度は約 $300\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ ，平均ひずみ速度は約 10s^{-1} である．試験片を炉内で加熱し，所定の温度に達してから 10 分間保持し，その後，工具(上工具：室温，下工具： 100°C)で圧縮した．

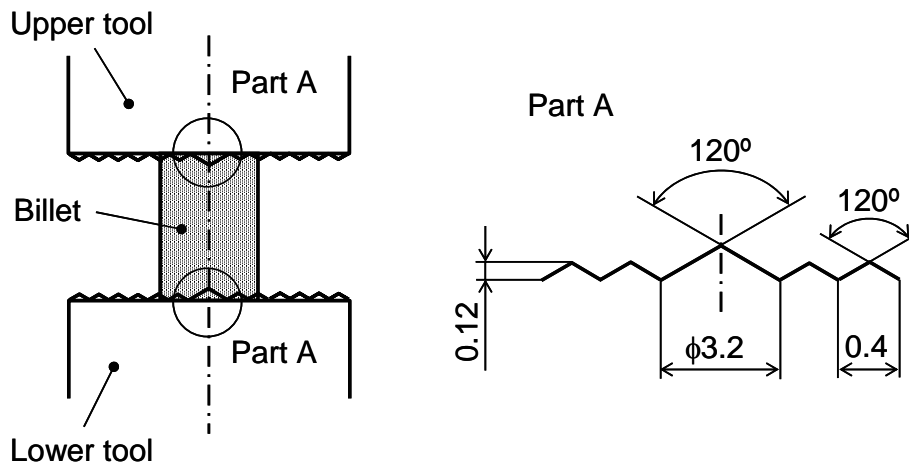


Fig. 6.1 Tool dimension for upsetting test

6.2.2 マグネシウム合金の変形能と変形抵抗曲線

Fig. 6.2 に初期試験片と圧縮後の ZK60 試験片写真，Fig. 6.3 に加工温度と ZK60 の変形能の関係を示す．200°C 以下では小さな変形量で割れが発生し，400°C 以上では表面の酸化が激しい．200～250°C では不安定な変形を生じる可能性があるが，250～400°C で安定した加工が行える．ZK60 の変形抵抗曲線は Fig. 6.4 に示すように，平均相当ひずみが 0.2 程度で最大値に達し，その後，加工軟化の傾向を示す．また変形抵抗の最大値は非常に大きな温度依存性を示すが，平均相当ひずみが 1.0 以上では，温度依存性はほとんどなくなる．

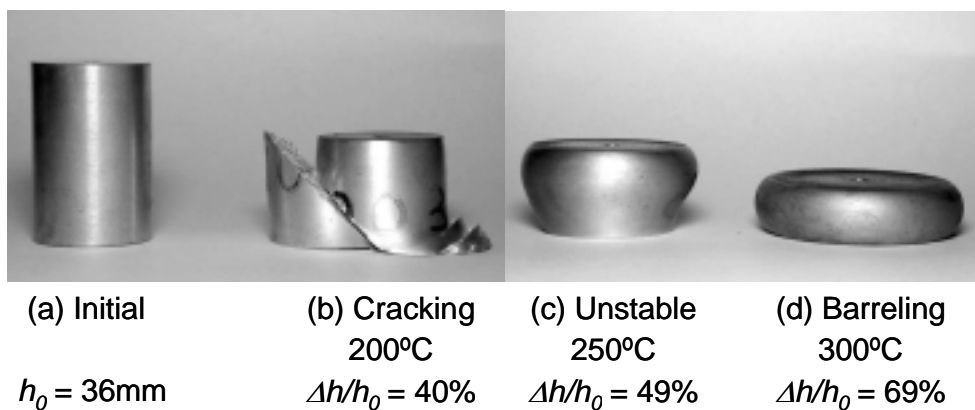


Fig. 6.2 Initial and compressed magnesium (ZK60) billets in upsetting test

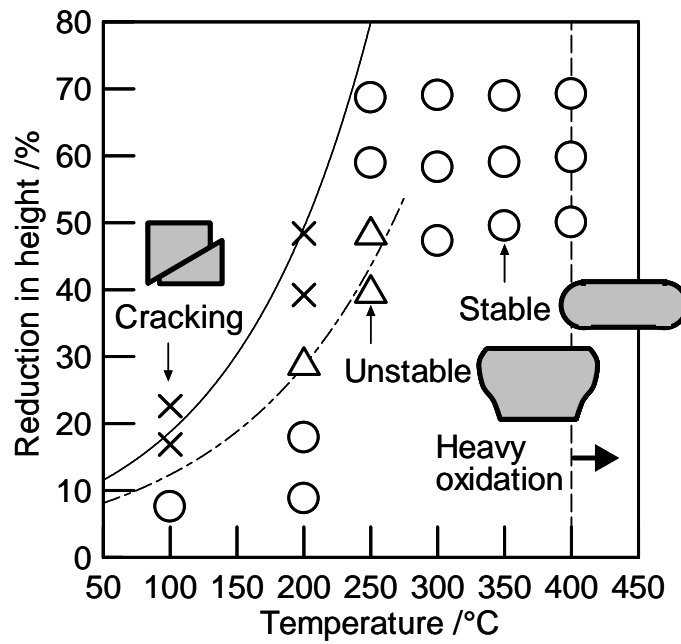


Fig. 6.3 Relationship between shape of compressed Mg (ZK60) billet and forging temperature

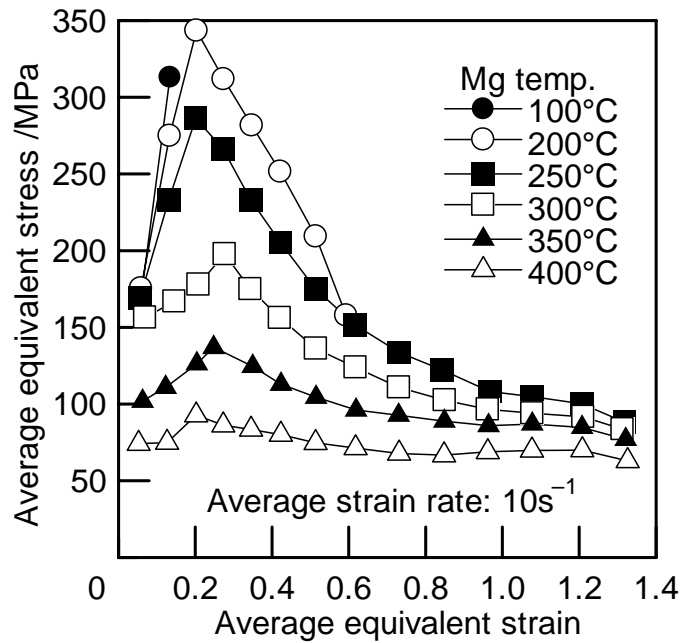


Fig. 6.4 Flow stress of Mg alloy (ZK60)

6.3 工具熱伝達を利用した温間鍛造

6.3.1 マグネシウム合金の加熱・潤滑方法

一般に高温での鍛造は Fig. 6.5(a) のように炉内で加熱されたビレットを金型に搬送して行われるが、マグネシウム合金の変形抵抗は加工温度により大きく変化するため、素材および工具の温度管理が重要である。またマグネシウム合金は軽量製品に用いられるため、ビレット形状は一般に薄く、炉から金型への搬送中に冷却しやすいと考えられる。そこでマグネシウム合金の温間鍛造法として、Fig. 6.5(b) に示すように工具のみをヒーター等で $200\sim 300^{\circ}\text{C}$ に加熱し、室温のマグネシウムビレットを工具間に搬送後、工具からの熱伝達によりマグネシウムビレット全体あるいは加工部のみの温度を上昇させながら、加工する方法を提案する。本鍛造法では、マグネシウム合金表面と工具表面を接触させるため、加熱によるマグネシウム合金表面の酸化を防ぐことができ、高温での加工も容易になる。また加熱時間を短縮するため、予加熱をした材料を用いて、温度調整の均一化を行うことが可能である。

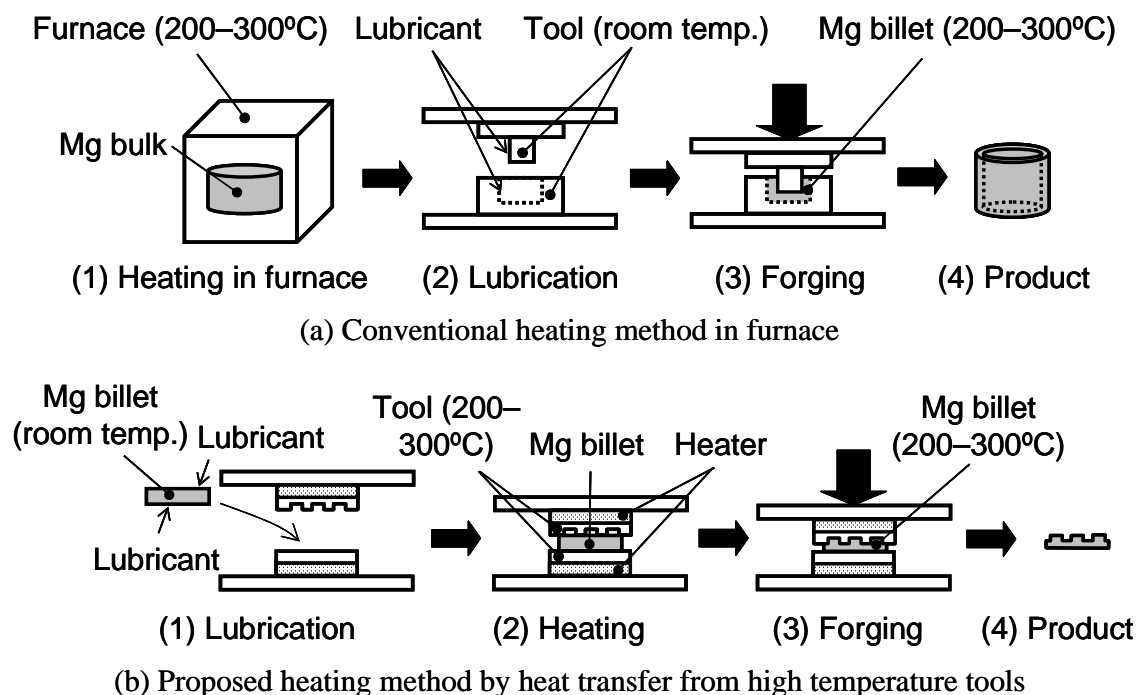


Fig. 6.5 Heating and lubrication methods of Mg alloy

6.3.2 すえ込み圧縮実験

マグネシウム合金のリング状試験片（外径 $D_0 = 21.0\text{mm}$ ，内径 $d_0 = 7.0\text{mm}$ ，高さ $h_0 = 7.0\text{mm}$ ）を，リングヒーターで $150 \sim 300^\circ\text{C}$ に保たれた上・下工具間に接触させて加熱した．工具は超硬合金（WC:85% ,Co:15%）を用いて，表面は $R_a = 0.02\mu\text{m}$ に研磨した．試験片温度は熱電対を試験片表面の高さ 3.5mm の位置に取付け，測定した．Fig. 6.6 に示すように，試験片は約 20 秒で工具温度とほぼ同じ温度まで上昇した．

次に工具熱伝達によりリング試験片を加熱後，機械プレスにより無潤滑で圧縮加工を行った．Fig. 6.7 に 45 秒間，上・下工具間に接触させて加熱した際の，加工温度と加工後の欠陥について示す．試験片を工具温度と同程度まで加熱できるため， 250°C 以上では割れることなく，圧縮できることが分かる．

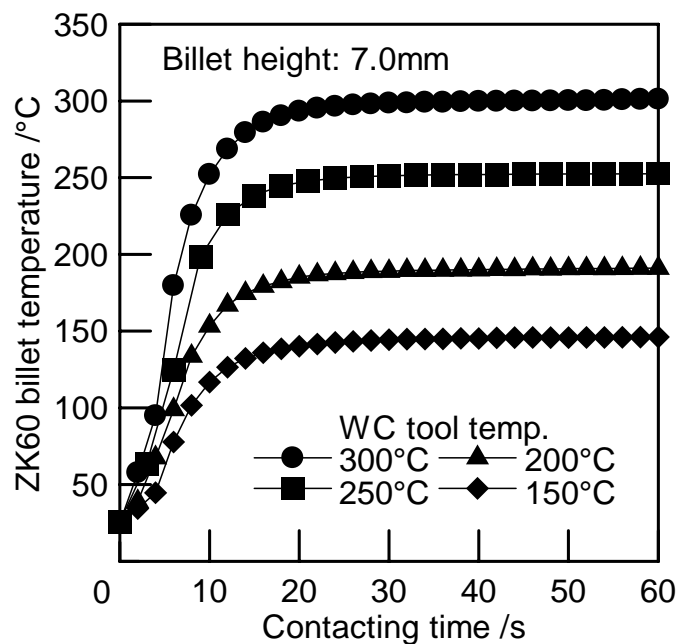


Fig. 6.6 Heating of Mg (ZK60) ring billet by heat transfer from high temperature tools

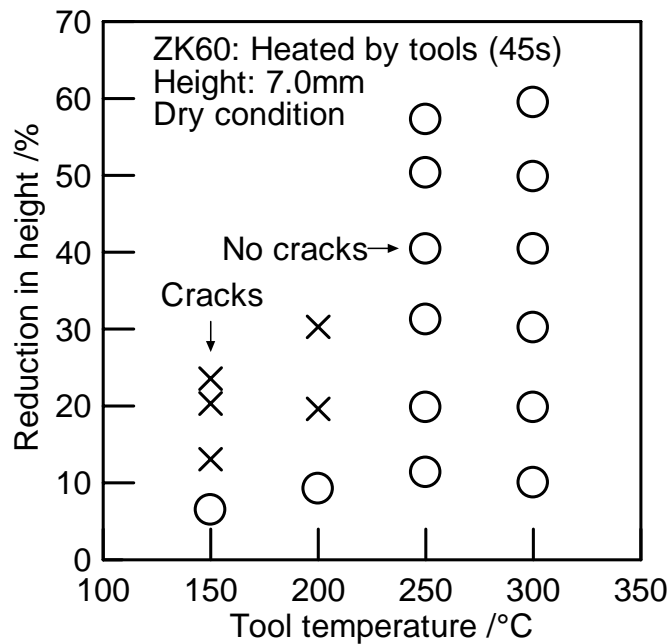


Fig. 6.7 Relationship between shape of compressed ring shaped Mg (ZK60) billet and tool temperature in case of heating billet by heat transfer from high temperature tools

6.3.3 潤滑および摩擦への影響

6.3.2 節でのすえ込み圧縮実験で使用した ZK60 リング状試験片を用いて、リング圧縮試験を行った。摩擦係数の測定結果を Fig. 6.8 に示す。無潤滑では圧縮率 $\Delta h/h_0 = 20\%$ 以上で $\mu = 0.20$ 以上となり、炉内で試験片を加熱した場合の実験結果（5.4 節）と同様の結果である。一方、5.5 節においてマグネシウム合金の温間鍛造において潤滑効果の大きかったアルコール系潤滑油を用いた場合は、摩擦係数が $\mu = 0.05$ 以下と非常に小さくなる。これは潤滑油を ZK60 試験片に多量に塗布したためであるが、試験片加熱中（45 秒間）に潤滑油が完全には蒸発することなく、加工中に潤滑効果があったことが分かる。

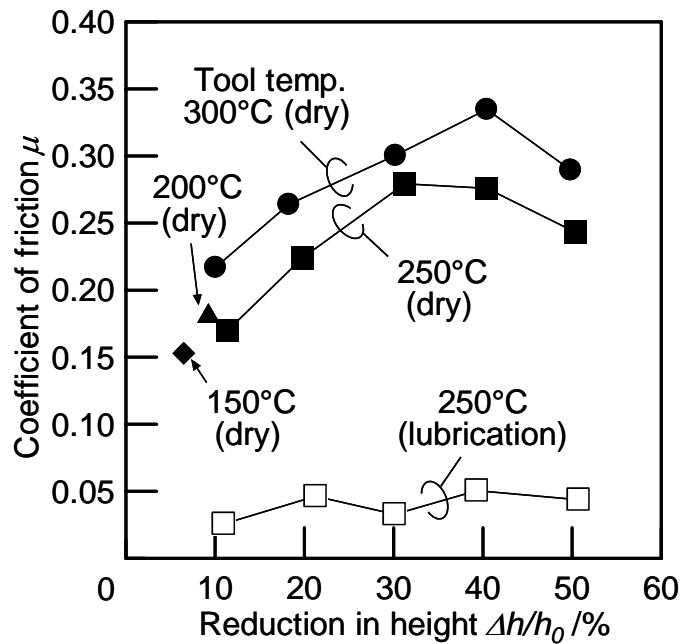


Fig. 6.8 Measured coefficients of friction of Mg (ZK60) in case of heating by heat transfer from high temperature tools

6.4 熱伝導有限要素シミュレーションによる温度解析

6.4.1 熱伝導有限要素法

素材は変形中，加工発熱により温度が上昇し，素材表面では工具や大気との接触により素材内部の温度分布は不均一となる．また温度によって素材の変形抵抗も変化するため，変形にも影響を与える．そこで素材の変形を剛塑性有限要素法により計算し，各ステップにおいて塑性変形仕事を求め，その一部が熱エネルギーに変換されるものとして発熱量を求める．この発熱量をもとに非定常熱伝導有限要素法を用いて素材内部の温度分布を求める．熱伝導方程式は 2 次元軸対称モデルにおいて，

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k_r r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (6.1)$$

と表される．ここで， k_r, k_z は各方向の熱伝導率， T は温度， ρ は密度， c は比熱， t は時間である．また， \dot{q} は単位体積，単位時間あたりの発熱量で変形解析より得られた塑性変形仕事の一部が変換されるとして計算する．また素材表面の境界条件として，工具や大気への熱移動を熱伝達で取扱う．素材外部（工具または大気）

の温度を T_a として ,

$$k_r \frac{\partial T}{\partial r} l_r + k_z \frac{\partial T}{\partial z} l_z + h(T - T_a) = 0 \quad (6.2)$$

と表される . ここで , l_r , l_z は境界面の方向余弦 , h は熱伝達係数である .

熱伝導有限要素法への定式化として , 重み付き残差法の一つである Galerkin 法 [8] を用いる . 重み付き残差法は微分方程式の残差 R に対して , 重み関数 W_i を乗じて領域全体で積分して零とおく . つまり ,

$$\int_V w_i R dV = 0 \quad (6.3)$$

を満たす解を求める手法である . Galerkin 法では重み関数に形状関数 $[N]$ を使い , 残差 R に Eq. (6.3) から ,

$$R = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k_r r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} - \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (6.4)$$

となる . したがって , Eq. (6.1) より ,

$$\sum \int_{V_e} [N]^T \left[\left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k_r r \frac{\partial [N]\{T\}}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial [N]\{T\}}{\partial z} \right) \right) + \dot{q} - \rho c \frac{\partial [N]\{T\}}{\partial t} \right] dV = 0 \quad (6.5)$$

$$T = [N]\{T\} \quad (6.6)$$

と満たす解を求める , ここで , $\{T\}$ は節点温度ベクトルである . 第 1 項に Gauss の発散定理を適用し , 熱伝導率 k の方向性を無視する . また Eq. (6.2) の境界条件を加え , 非定常項は時間間隔を $\Delta t = t_{n+1} - t_n$ として , 離散化すると ,

$$\left\{ \frac{1}{\Delta t} [C] + [K] \right\} \{T\}_{n+1} = \frac{1}{\Delta t} [C] \{T\}_n + \{F\} \quad (6.7)$$

$$[K] = \sum \int_{V_e} k \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial r} \frac{\partial [N]}{\partial r} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} \frac{\partial [N]}{\partial z} \right) dV + \sum h \int_{S_e} [N]^T [N] dS \quad (6.8)$$

$$[C] = \rho c \sum \int_{V_e} [N]^T [N] dV \quad (6.9)$$

$$\{F\} = \sum \int_{V_e} [N]^T \dot{q} dV + \sum h \int_{S_e} [N]^T T_a dS \quad (6.10)$$

のような節点速度の連立方程式になる . ただし , V_e , S_e は各要素の体積 , 要素表面である . 各ステップでの温度分布を求め , 変形抵抗を更新し , 次ステップの変形解析を行う .

6.4.2 加熱特性の解析結果

6.3節で提案した加熱法により加熱可能な試験片高さを調べるため、温度計算可能な有限要素シミュレーション RIPLS-Forge [9]により、試験片の高さと加熱温度との関係を求めた。まず試験片 - 工具間の熱伝達係数を決定するため、熱伝達係数を変化させて、6.3.2節で行った加熱実験と同様に、高さ 7.0mm の試験片を 300°C の工具に接触させた場合の温度計算を行った。Fig. 6.9 に解析結果を示す。Fig. 6.6 の実験結果では、約 20 秒で工具温度と同程度に加熱可能であるため、本研究では ZK60 - 超硬工具間の熱伝達係数を $2.0 \times 10^3 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ と決定する。20°C の試験片を 300°C の工具に接触させた場合の、接触時間と試験片温度との関係を Fig. 6.10 に示す。ただし、試験片温度は加熱実験での測定位置と同じ（高さ方向の中心）位置での温度を求めた。試験片高さが大きい場合、工具との接触時間を長くすることによって、工具と同温度に加熱できることが分かる。また試験片内部は Fig. 6.11 に示すように、均一に加熱できることが分かる。

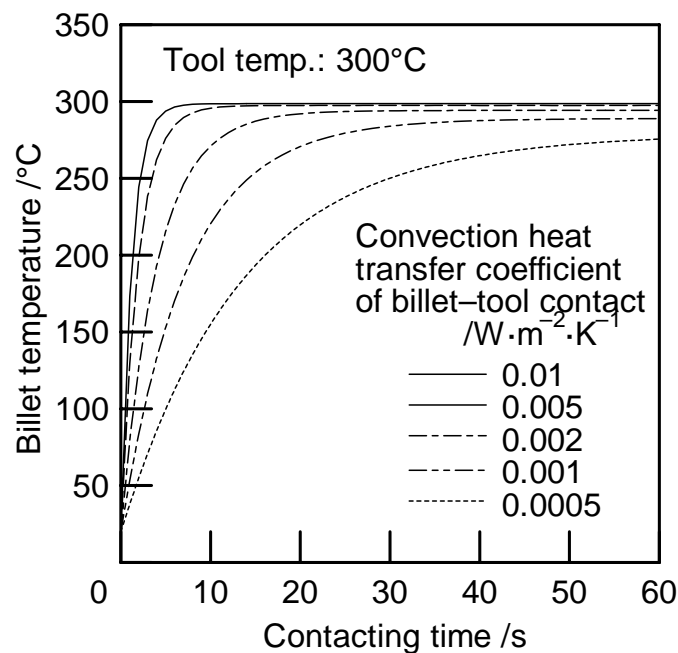


Fig. 6.9 Effect of coefficient of convection heat transfer of billet-tool boundary on billet temperature (FEM)

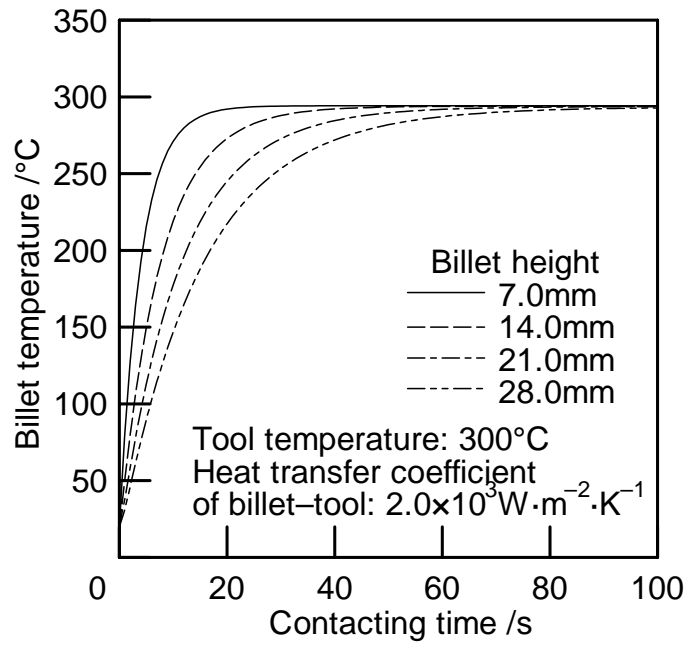


Fig. 6.10 Effect of height of Mg (ZK60) billet on history of billet temperature when tools are at 300°C (FEM)

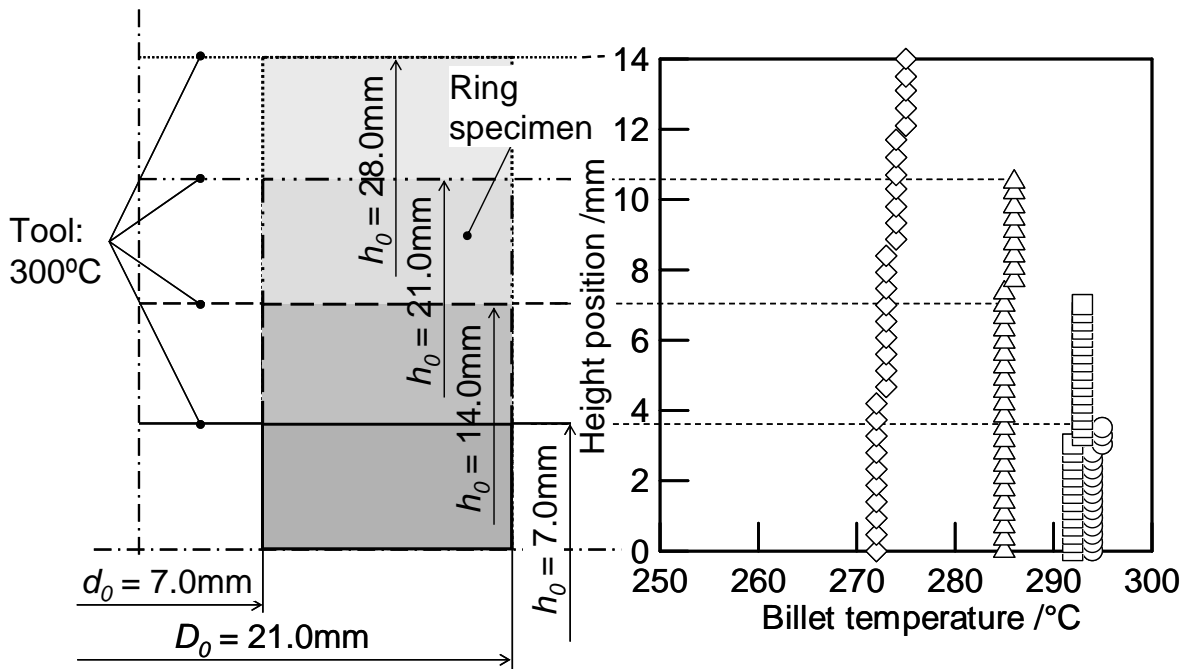


Fig. 6.11 Temperature distribution of Mg ring billet (tool temp.: 300°C) (FEM)

6.5 変形特性を考慮したマグネシウム合金の鍛造

6.5.1 予ひずみを与えた鍛造法の提案

マグネシウム合金の変形抵抗はひずみ 0.2 程度で最大値に達するため、加工においては変形初期に加工荷重が最大になる。ZK60 の後方押出しにおけるパンチ荷重の押し出し比による変化を Fig. 6.12 に示す[6]。後方押し出しは 60tonf 機械プレスを用いて行い、パンチは室温のまま、コンテナ、試験片とともに炉内で 300°C に加熱し、無潤滑で行った。押し出し初期にパンチ圧力は最大となる傾向は高押し出し比で顕著である。加工荷重を低減するためには、小さなひずみを与える際に、金型による拘束を小さくして加工荷重を小さくすることが重要であると考えられる。

そこで、Fig. 6.13 に示すような加工軟化を考慮した加工力の低減法を提案する。この方法では初期ビレット外径をコンテナ内径より小さくし、加工初期に金型による拘束のないすえ込み等で変形抵抗が最大値に達するひずみ以上の予ひずみを与えておき、加工軟化するひずみ域に入ってから金型に接触して押し出し、型鍛造等の本加工を行うことにより、最大荷重を小さくする。

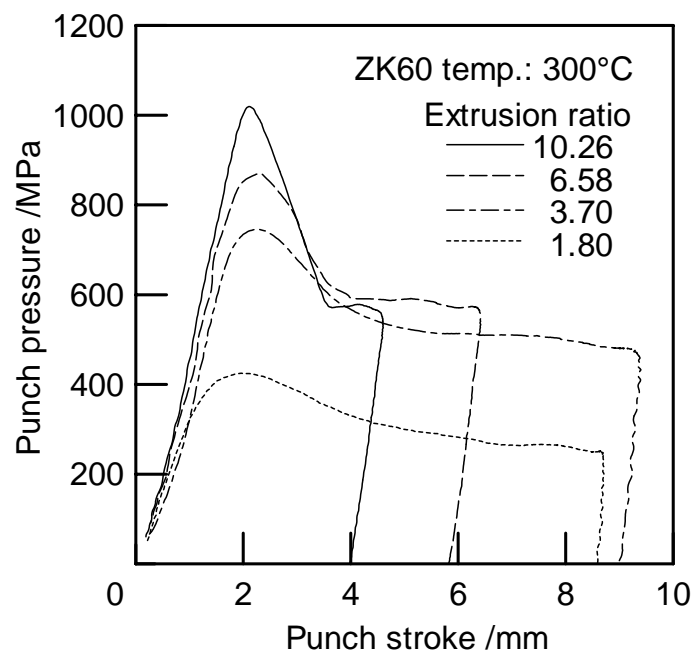


Fig. 6.12 Relationship between extrusion ratio and punch pressure in backward extrusion of Mg (ZK60) billet heated in furnace

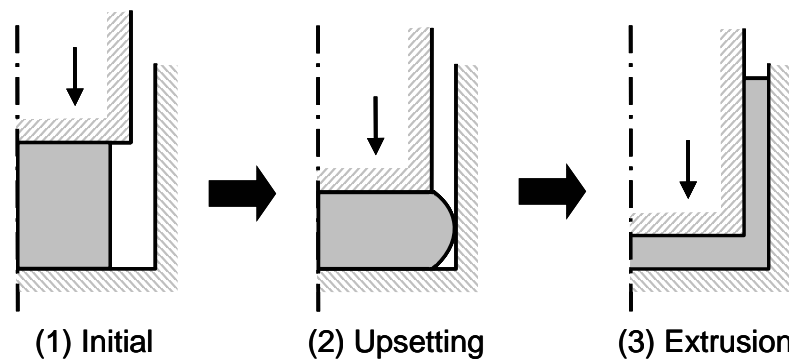


Fig. 6.13 Forging method for Mg alloy using work softening

6.5.2 後方押し出しの有限要素シミュレーション

Fig. 6.13 に示したピレット直径を小さくした後方押し出し方法について、有限要素解析を行った。Fig. 6.14 に示すように、軸対称性を考慮して断面の半分の領域について計算した。試験片材料物性値は ZK60 のものを用いて、変形抵抗は、Fig. 6.4 から各温度、各ひずみでの変形抵抗を入力し、温度依存性も考慮した。試験片形状は、体積が同じになるように、直径、高さを変化させた。計算条件を Table 6.1 に示す。

後方押し出しにおけるパンチ荷重を Fig. 6.15 に示す。試験片直径 $D_0 = 24\text{mm}$ の場合、試験片外径とコンテナは計算開始時から接触した状態である。またパンチ位置は後方押し出し開始時の場合のパンチ位置（高さ 5.0mm）を基準としている。試験片直径を小さくし、すえ込みと後方押し出しを組み合わせることで、後方押し出し時の最大パンチ圧力を小さくできることが分かる。

次に後方押し出し開始時の相当ひずみ分布、試験片温度分布を Fig. 6.16 に示す。試験片直径 $D_0 = 24\text{mm}$ では、後方押し出し前にすえ込みを行わないため、相当ひずみは 0、試験片温度は 300°C である。試験片直径が小さい場合、すえ込み時の加工発熱により試験片温度が上昇し、また大きなひずみを与えられ、加工軟化した状態で後方押し出しされることが分かる。Fig. 6.15 において、初期試験片直径を小さくしたものを比較すると、パンチ圧力に大きな違いはみられない。これは相当ひずみが 1.2 以上では、大きな加工軟化が終了し、また温度の変化による変形抵抗の変化も小さいためと考えられる。

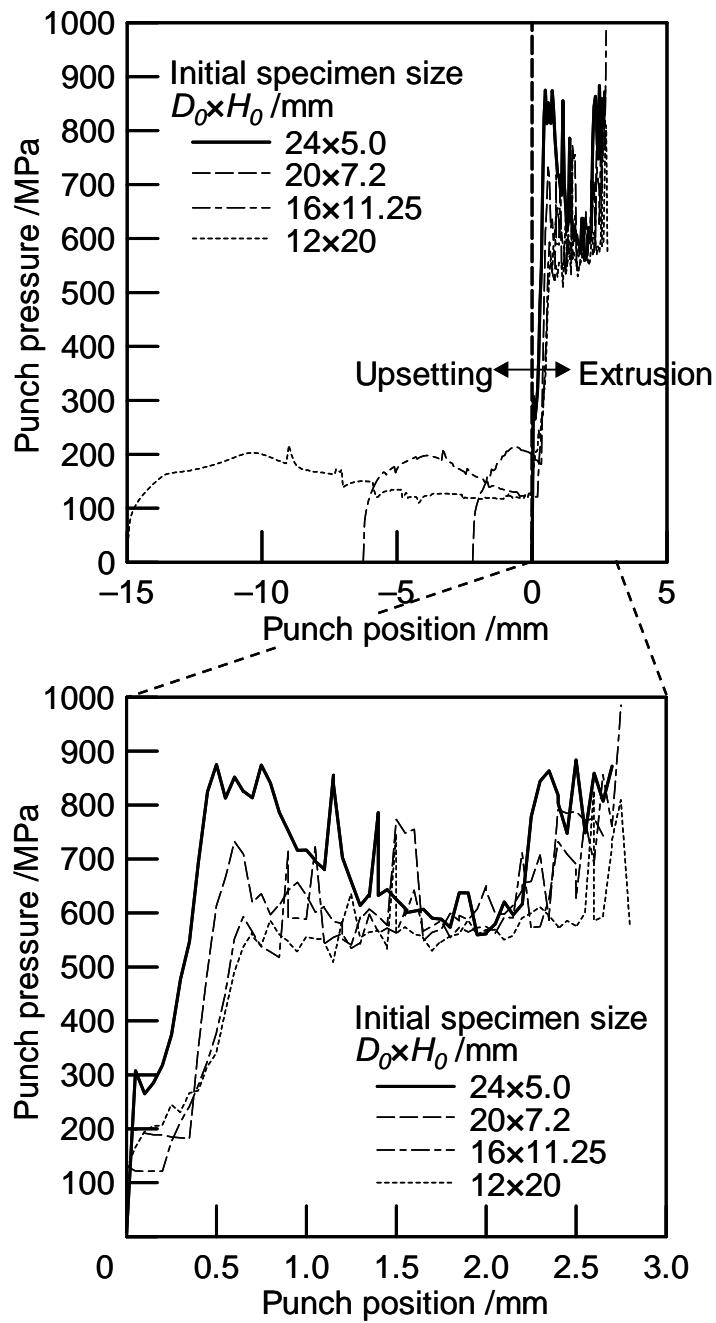
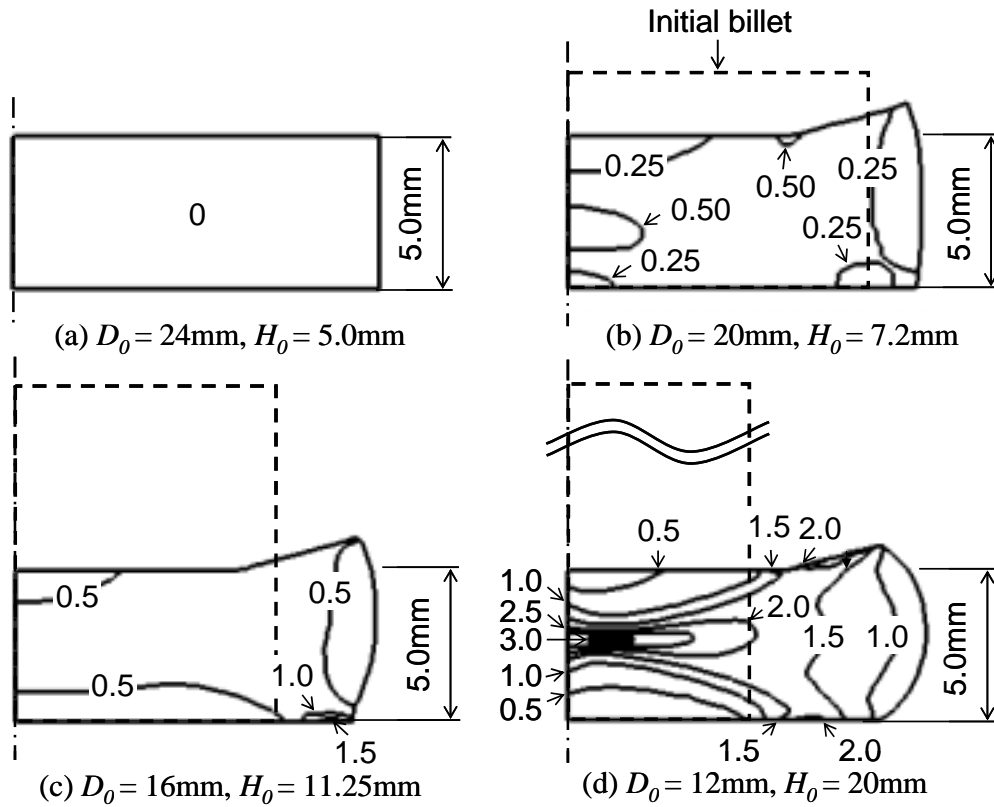
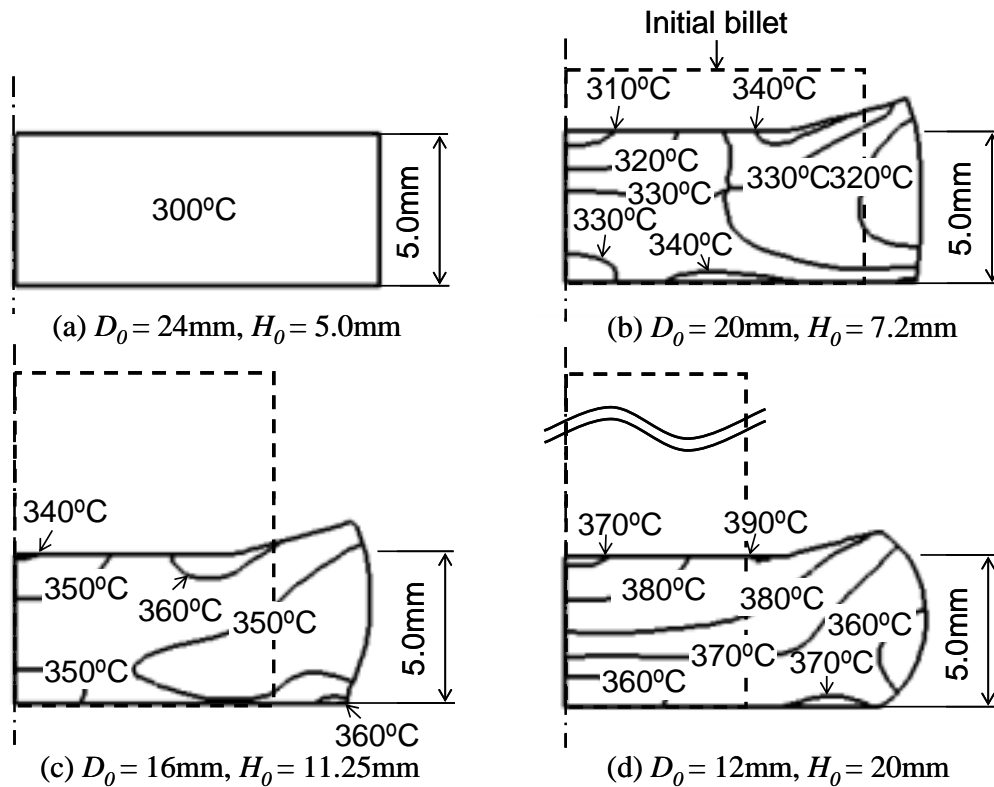


Fig. 6.15 Effect of initial billet shape on punch pressure in backward extrusion (FEM)



(1) Equivalent strain



(2) Temperature

Fig. 6.16 Equivalent strain and temperature distributions of Mg billet at starting backward extrusion process (punch position = 0mm) (FEM)

6.6 ACサーボプレスによるマグネシウム合金の型鍛造

6.6.1 有限要素シミュレーションによる加熱・変形解析

6.3節で述べた高温工具からの熱伝達による試験片加熱法，6.5節で述べた加工軟化特性を利用した鍛造法を組み合わせ，Fig. 6.17に示すような後方押し出しタイプの型鍛造を行う．コンテナ内径は30mmであり，試験片にはZK60を用いて，体積が同じになるように初期直径，高さを変化させた．

まず有限要素シミュレーションにより加熱，変形解析を行う．計算条件をTable 6.2に示す．パンチ温度，コンテナ温度300°Cにして，室温のマグネシウムビレットを10秒間接触させて加熱後，型鍛造を行う．ビレット形状がパンチ圧力におよぼす影響をFig. 6.18に示す．パンチ位置は型鍛造開始時のパンチ位置(高さ3.0mm)を基準としている．型鍛造開始前に予ひずみを与えられない直径 $D_0 = 30\text{mm}$ ，高さ $H_0 = 3.0\text{mm}$ の試験片の場合，パンチ最大圧力は約560MPaになる．一方，試験片直径を小さく，高さを大きくし，型鍛造前にすえ込みにより予ひずみを与えた場合，パンチ最大圧力を約400MPaにまで小さくできる．

次に型鍛造開始時の相当ひずみ分布，試験片温度分布をFig. 6.19に示す．ただし， $D_0 = 30\text{mm}$ の試験片ではすえ込みを行わないため，相当ひずみは0，試験片温度は300°Cで均一である．試験片直径を小さく，高さを大きくした場合，すえ込みにより1.0~5.0の相当ひずみを与えられることが分かる．また試験片温度分布に大きな違いはみられない．したがって，型鍛造開始時にはマグネシウムビレットは加工軟化しており，パンチ最大荷重はFig. 6.18に示すように小さくなるものと考えられる．

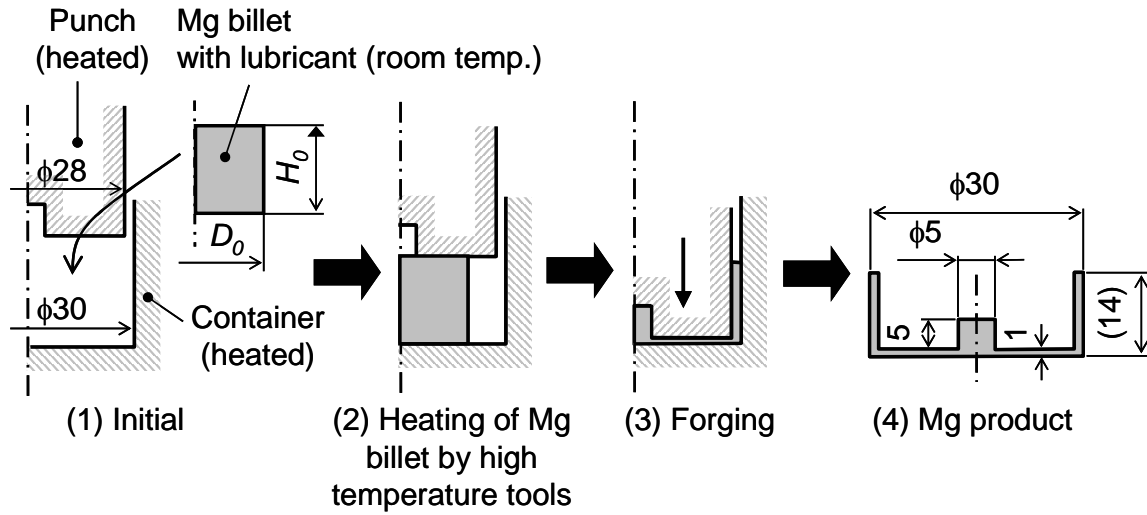


Fig. 6.17 Die forging of Mg alloy utilizing thermal and mechanical properties

Table 6.2 Computational condition for die forging in finite element simulation

Initial Mg billet diameter $D_0 \times$ height H_0 /mm	30×3.0, 24×4.69, 18×8.33, 14×13.8
Billet initial temperature /°C	20
Punch temperature /°C	300
Container temperature /°C	300
Coefficient of friction μ	0.20
Punch speed /mm·s ⁻¹	1.0

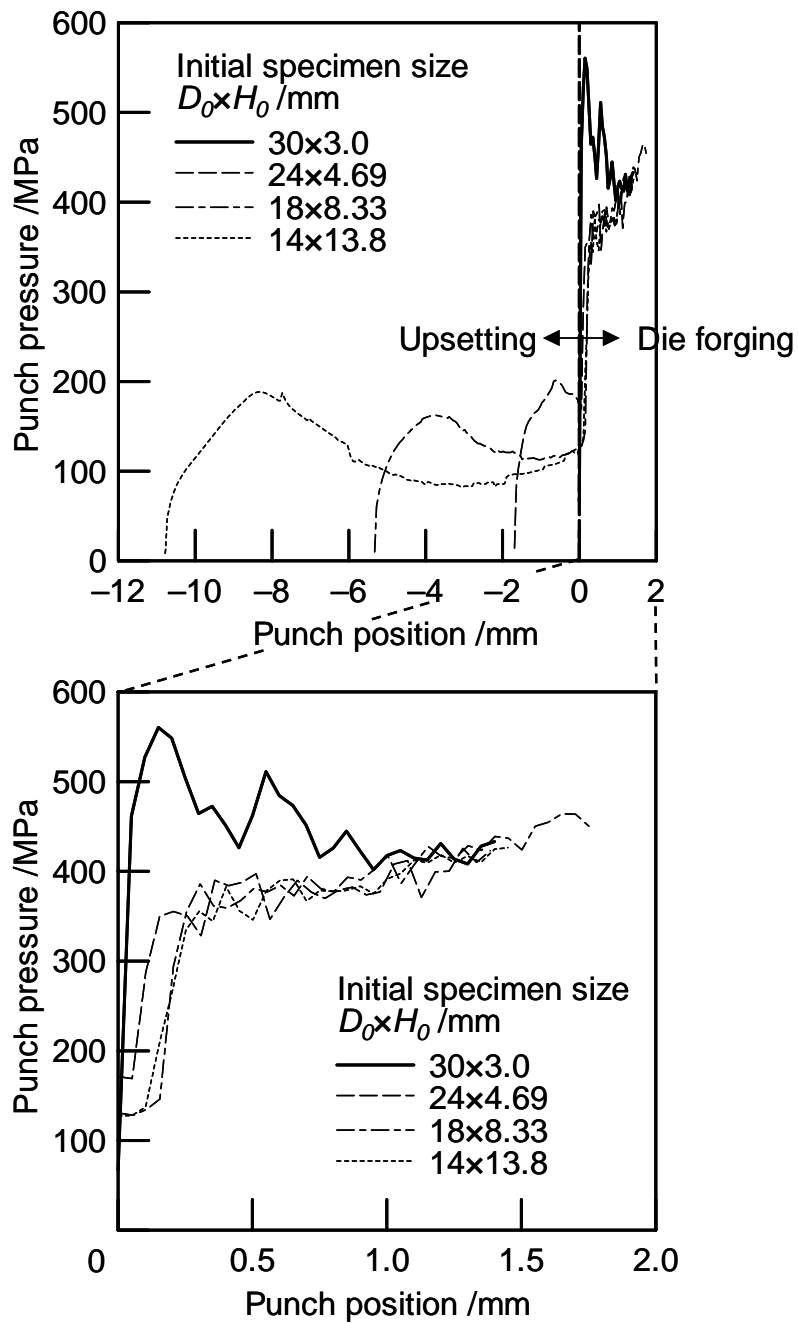
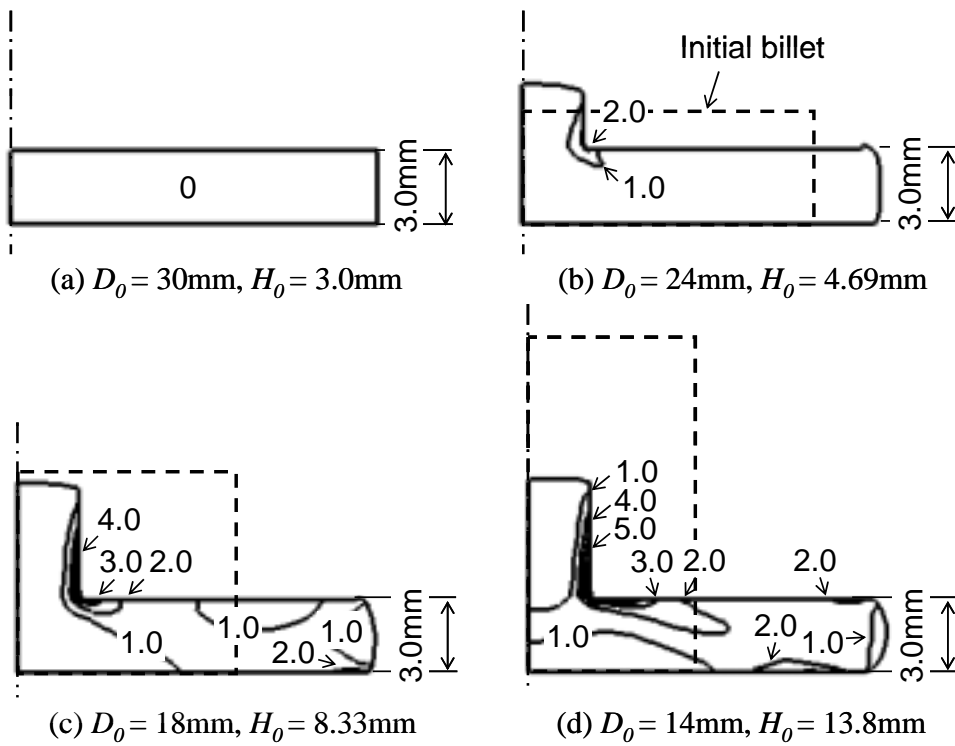
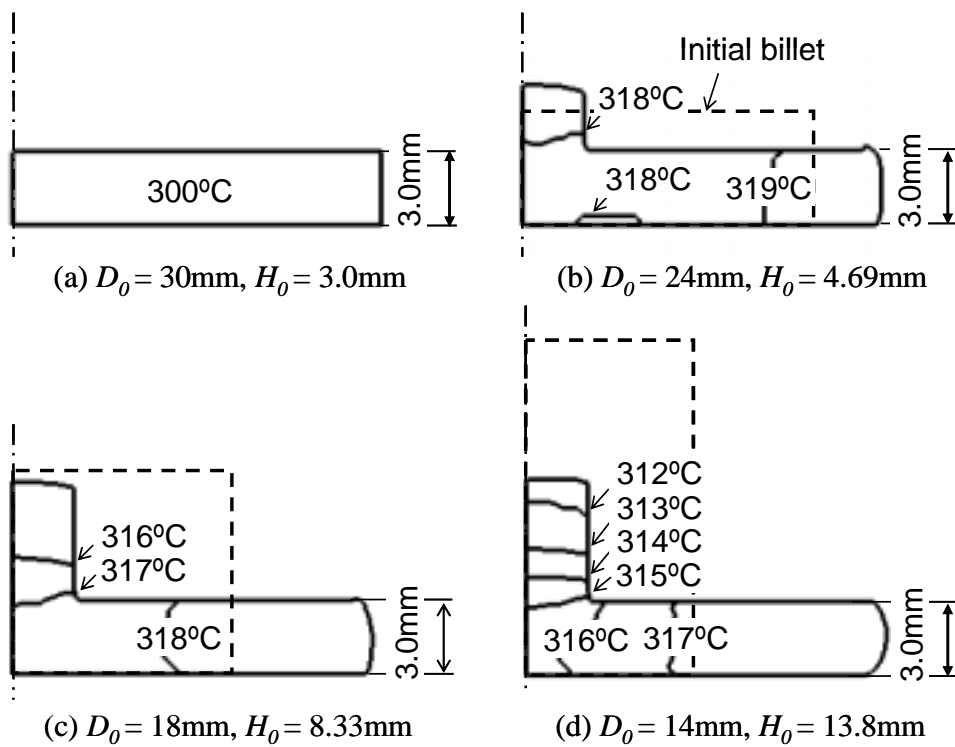


Fig. 6.18 Effect of initial billet shape on punch pressure in die forging (FEM)



(1) Equivalent strain



(2) Temperature

Fig. 6.19 Equivalent strain and temperature distributions of Mg billet at starting die forging (punch position = 0mm) (FEM)

6.6.2 実験方法

6.6.1 節で述べたマグネシウム合金の型鍛造を行うためには、パンチモーションを制御して、1 ストローク内で加熱、加工する必要がある。そこでサーボモーター駆動により、任意のライドモーション、速度の設定が可能な AC サーボプレス（コマツ産機(株)製 HCP3000）を用いて、型鍛造を行う。AC サーボプレスは、ライドモーション、速度を任意に制御することで、下死点精度の高精度化、騒音の低減、複合加工が可能のため、次世代のプレスとして注目されている[10,11]。

本実験において、試験片直径 $D_0 = 30\text{mm}$ 、高さ $H_0 = 3.0\text{mm}$ を加工する場合（すえ込みなし）のパンチモーションを Fig. 6.20 に示す。パンチが試験片上面に接触、停止し、工具からの熱伝達を利用した加熱方法により試験片を所定の温度まで加熱後、鍛造を行う。加熱中にパンチ位置が下方に移動するのは、下工具に浮動工具を用いているためである。室温の ZK60 試験片に市販の黒鉛 + MoS_2 （STT(株)製ゾルベスト 730 ドライコートスプレー）または油性黒鉛潤滑油（日本アチソン(株)製オイルダック）を塗布後、 300°C に加熱されたコンテナ内に挿入して、型鍛造を行う。試験片、金型寸法、温度等は、6.6.1 節の有限要素シミュレーションで解析したものと同様である（Table 6.2）。

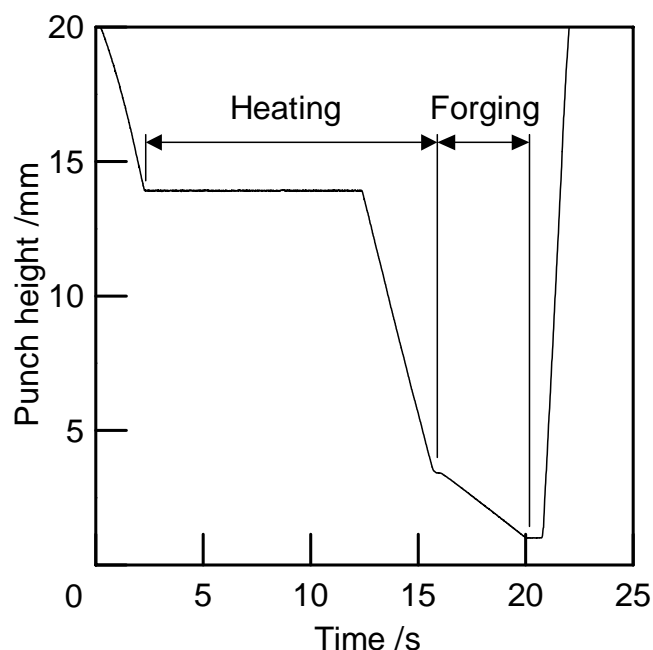


Fig. 6.20 Punch motion of servo press (HCP3000) in die forging
(Mg billet: $D_0 = 30\text{mm}$, $H_0 = 3.0\text{mm}$)

6.6.3 実験結果および実用化への検討

Fig. 6.21 に加工前後の ZK60 試験片写真を示す．次に試験片体積を同じにし，試験片直径，高さを変化させた場合の，型鍛造時（すえ込み時は除く）のパンチ圧力を Fig. 6.22 に示す．ただし，潤滑油は ZK60 ビレットに黒鉛 + MoS₂ を塗布した．予ひずみを与えない場合（試験片直径 $D_0 = 30\text{mm}$ ），パンチ圧力は型鍛造初期時に最大となり，その後，加工軟化によりパンチ圧力は低下する．一方，すえ込み後に型鍛造を行う場合（ $D_0 = 24, 18, 14\text{mm}$ ），すえ込みにより加工軟化しており， $D_0 = 24, 18\text{mm}$ の試験片を用いた場合には，最大パンチ圧力は $D_0 = 30\text{mm}$ の場合に比べて，25%程度低くなる．しかし $D_0 = 14\text{mm}$ の場合，加工終了時にパンチ圧力が高くなる．これは，すえ込みにより約 80% 圧縮するため，潤滑膜が薄くなり，加工軟化による加工荷重の低下より潤滑状態の悪化による加工荷重の増加の方が大きくなったためと考えられる．したがって潤滑量により加工荷重を低減するための最適なビレット形状が存在し，本実験ではすえ込みにより約 40% 圧縮した場合（ $D_0 = 24\text{mm}$ ），加工荷重を最も低減できることが分かる．しかし 5.5.1 節で述べたように，固体潤滑剤を用いた場合，試験片表面に固体潤滑剤が付着し，除去加工が必要であるため，液体潤滑油の使用が望ましい．

そこで加工後に潤滑油の除去加工が不必要な油性黒鉛潤滑油を用いた場合のパンチ圧力の変化を Fig. 6.23 に示す．いずれの場合においても，加工中に液体潤滑膜が薄くなり，加工荷重は増大する．

以上より，実用化に際しては潤滑および摩擦が重要な課題である．加工軟化させるための加工中に潤滑膜が薄くなることによる加工荷重の増大を防ぐ必要があり，マグネシウム合金の鍛造に適した液体潤滑油の開発が望まれる．



(a) Initial ZK60 billet (b) Forged ZK60 billet
($D_0 = 30\text{mm}$, $H_0 = 3.0\text{mm}$)

Fig. 6.21 ZK60 billet forged by servo controlled press

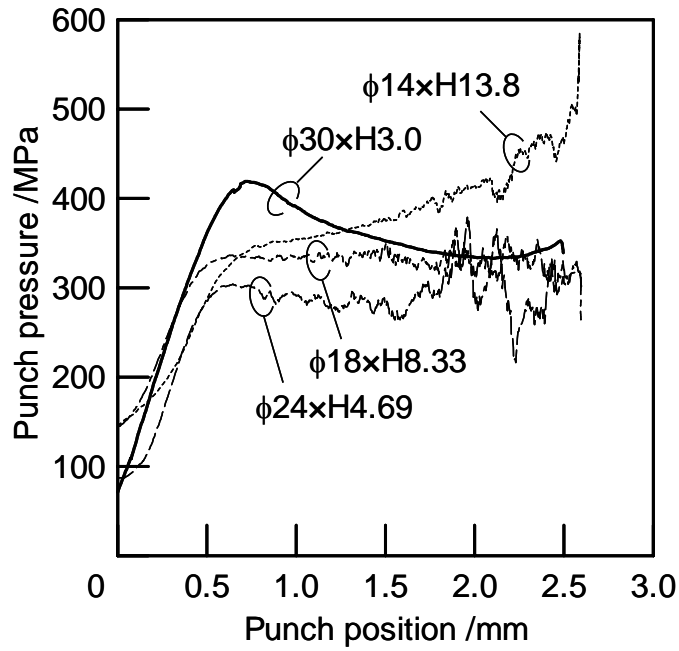


Fig. 6.22 Relationship between initial billet shape and punch pressure in die forging process (lubricant: graphite+MoS₂)

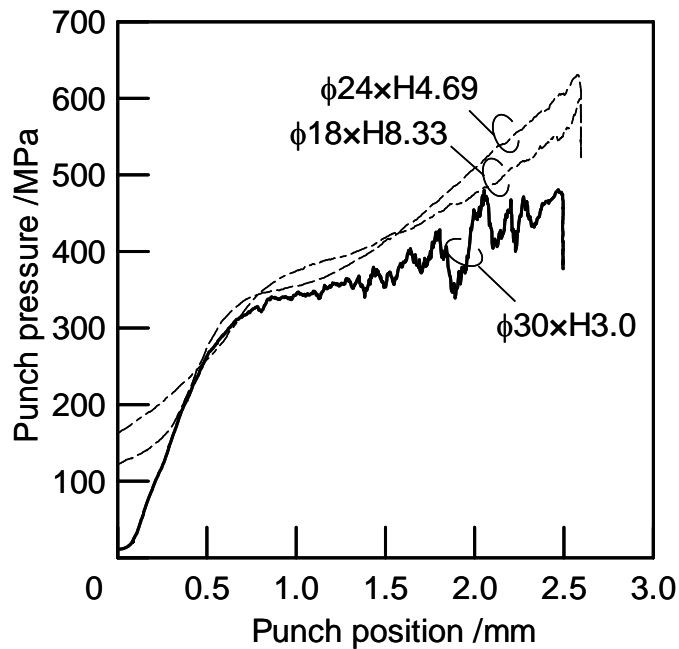


Fig. 6.23 Relationship between initial billet shape and punch pressure in die forging process (lubricant: oil-based graphite)

6.7 まとめ

本章では、マグネシウム合金の材料特性を考慮した加熱法、鍛造法について提案し、有限要素解析およびモデル実験を行い、実用化の検討をした。以下に得られた結果をまとめる。

- 1) マグネシウム合金は加工軟化するため、すえ込み等によりあらかじめひずみを与えてから、鍛造加工を行うことで、加工荷重を約 25%小さくできる。
- 2) 高温に加熱された工具にマグネシウムビレットを接触させることで、10 数秒間で、工具とほぼ同温度まで加熱することができる。また本加熱法ではマグネシウムビレットの工具接触表面の酸化を防ぐことができる。
- 3) AC サーボプレスを用いて、工具からの熱伝達による加熱、加工軟化を利用した型鍛造を行い、加工荷重を低減することができた。また提案した加工法の実用化への検討を行った。

参考文献

- [1] M.M. Avedesian and H. Baker: Magnesium and magnesium alloys, ASM Specialty Handbook, (1999), 3-6.
- [2] 白井正勝: ダイカスト, 工業材料, **46**-10(1998), 106-108.
- [3] 附田之欣, 中津川勲, 斉藤 研: チクソモールディング, 工業材料, **46**-10(1998), 109-112.
- [4] 渡辺 洋, 濱 葆夫: マグネシウム合金の鍛造法による薄肉ミニディスクケースの開発, 第 207 回塑性加工シンポジウムテキスト, (2001), 87-92.
- [5] 古閑伸裕, 羽斗一成: マグネシウム合金の鍛造加工の試み, 第 53 回塑性加工連合講演会講演論文集, (2002), 103-104.
- [6] N. Ogawa, M. Shiomi and K. Osakada: Forming limit of magnesium alloy at elevated temperatures for precision forging, Int. J. Mach. Tools & Manuf., **42**-5(2002), 607-614.
- [7] K. Osakada, T. Kawasaki and K. Mori: A method of determining flow stress under forming conditions, Annals of the CIRP, **30**/1(1981), 135-138.
- [8] 日本機械学会編: 熱と流れのコンピュータアナリシス, (1986), コロナ社, 33-35.
- [9] K. Osakada, J. Nakano and K. Mori: Finite element method for rigid-plastic analysis of metal forming – formulation for finite deformation, Int. J. Mech. Sci., **24**-8(1982), 459-468.

- [10] 鈴木英生: ハイパーCNC フリーモーションプレス HCP3000, 金属プレス, 32-9(2000), 25-29.
- [11] 中野隆志, 山田良亘: ネットシェイプ加工を支える鍛造機械設備とその計測技術, 塑性と加工, 41-477(2000), 1001-1006.

第7章 結 言

本論文では、塑性加工の無潤滑化および微量潤滑化を実用化するために、硬質膜を被膜処理した塑性加工用工具による無潤滑塑性加工、極微量の潤滑油をミスト状態にして供給する極微量潤滑塑性加工における摩擦基礎特性について調べた。また環境負荷が小さいマグネシウム合金の摩擦測定および鍛造加工法の開発を行った。本論文における総括を以下に示す。

第1章では、本研究内容の背景および切削加工、塑性加工における無潤滑・微量潤滑化に関する最近の研究概要について述べ、本論文における目的と概要について記述した。

第2章では、鍛造加工等での摩擦係数測定に広く使用されるリング圧縮試験において、高摩擦域においても高精度で摩擦係数が評価できる初期リング試験片形状について剛塑性有限要素解析により決定した。リング内径が0になり摩擦係数の算出が不可能となる測定限界圧縮率と摩擦係数に対するリング内径の変化割合を評価基準として、初期リング状試験片の外径、内径、高さを変化させた場合の圧縮を剛塑性有限要素シミュレーションにより解析した。解析結果より、外径 D_0 : 内径 d_0 : 高さ $h_0 = 3:1:1$ のリング形状が高摩擦域で高精度に摩擦係数を測定するために適した初期試験片形状であることが分かり、このリング形状によりリング圧縮試験を行い、一般に用いられるリング形状 ($D_0: d_0: h_0 = 6:3:2$) で測定される摩擦係数との比較を行った。

第3章では、第2章で決定した高摩擦域用リング状試験片を用いて、無潤滑塑性加工における摩擦特性について記述した。工具には TiC, TiN, TiC+TiCN+TiN, TiAlN, DLC がそれぞれ被膜処理された表面被覆工具を用いて、工具被覆物質と被加工材との適切な加工条件を調べ、アルミニウム合金の無潤滑塑性加工において DLC 被覆工具の使用により摩擦係数を低くできることが分かった。また無潤滑塑性加工においては工具表面粗さが摩擦に大きな影響を与えることを示し、表面被覆工具を被膜処理後に鏡面仕上げにすることにより、アルミニウム合金、銅合金の無潤滑塑性加工が実現できる可能性が高いことが分かった。一方、炭素鋼表面の酸化膜は熱間鍛造では摩擦を低くするため、酸化膜を一種の潤滑剤として利用できるが、冷間鍛造では酸化膜が摩擦を非常に高めるため、無潤滑塑性加工では酸化膜が生じないようにビレットを準備することが必要であることを示した。さらに無潤滑切削加工での摩擦測定を行い、工具表面処理の効果を調べ、無潤滑塑性加工との比較を行った。

第4章では、極微量の潤滑油を噴霧するミスト微量潤滑塑性加工について述べた。極微量ミスト潤滑では、試験片圧縮前の工具表面のほとんどは潤滑油が未付着（無潤滑）状態であるが、試験片圧縮中に工具 - 試験片間で潤滑油が押し広げられ薄膜状態となり、潤滑油を薄膜状に塗布した場合と同様の潤滑効果が得られることが分かった。アルミニウム合金の微量潤滑すえ込み加工では、 0.5g/m^2 程度の潤滑油を供給することにより、無潤滑加工に比べて摩擦係数を約 50% 低くすることができた。また第3章で使用した表面被覆工具を用いて、ミスト微量潤滑鍛造での摩擦測定を行い、ミスト状潤滑油が圧縮中に押し広げられ薄膜状になる場合、工具表面処理の影響はなく、表面被覆工具によるさらなる摩擦低減はないことが分かった。さらに実用化についての検討を行い、ミスト微量潤滑鍛造は摩擦的に厳しくないすえ込み加工のような単純な加工、仕上げ加工あるいは局所的な加工を行う引抜き加工では実用化できる可能性が十分にあるが、複雑な形状をした金型や広い面積にミスト状潤滑油を均一に噴霧することが実加工への課題であることを示した。

第5章では、マグネシウム合金のすべり試験、リング圧縮試験を行い、無潤滑および微量潤滑における摩擦特性について記述した。第3章で使用した表面被覆工具を用いて、無潤滑加工での摩擦特性について調べ、DLC 被膜がマグネシウム合金の凝着を防ぎ、低摩擦係数を与えることを示した。またマグネシウム合金の鍛造加工における固体潤滑と液体潤滑との比較を述べ、微量潤滑状態での液体潤滑油の評価を行った。

第6章では、マグネシウム合金の精密鍛造を目指し、材料特性を利用した温間鍛造法について述べた。加熱炉が不要な加熱方法を提案し、モデル実験によりマグネシウム合金の昇温試験を行い、数秒～数十秒で工具温度と同程度に加熱可能であることが分かった。またマグネシウム合金の加工軟化特性を利用した鍛造法を考案した。すえ込み加工により予ひずみを与え、加工軟化させた状態で鍛造を行うことで、最大加工荷重を小さくできることを示した。さらに提案した加熱方法により加熱後、加工軟化を利用した温間鍛造法を実用化するため、任意のプレスモーションを設定可能な AC サーボプレスを使用したマグネシウム合金の型鍛造を行い、提案した温間鍛造法により加工荷重を約 25% 低減できることを確認した。

謝 辞

本論文をまとめるにあたり，終始的確な御指導ならびに御鞭撻を賜りました大阪大学大学院基礎工学研究科教授小坂田宏造先生に厚く御礼申し上げます。また，本論文を御査読頂きました大阪大学大学院基礎工学研究科教授小倉敬二先生，平尾雅彦先生，大阪大学大学院基礎工学研究科助教授西川 出先生に謹んで感謝の意を表します。

本研究を進めるにあたり，有益な御助言を頂きました大阪大学大学院基礎工学研究科講師塩見誠規先生，大阪大学大学院基礎工学研究科助手（現：熊本大学工学部講師）大津雅亮先生に深く感謝いたします。また，実験装置の作製において御指導頂きました大阪大学基礎工学部技官花見眞司氏に心から感謝いたします。

本研究は多くの企業の方々からの御協力により進めることができました。超硬合金工具，表面被覆工具の御提供および御助言頂きましたダイジェット工業株式会社森 章司氏，河原淳二氏，DLC 被膜処理に御助力頂きました株式会社島津製作所古市靖孝氏，潤滑油を御提供頂きました共英油化株式会社秋山俊明氏，AC サーボプレスの使用に御助力頂きましたコマツ産機株式会社三吉宏治氏，酸化物の分析に御助力頂きました新日本製鐵株式会社の戸田正弘氏，加田 修氏に感謝の意を表します。

また，実験に御協力頂きました当時大阪大学博士前期課程大学院生の小川直輝氏，学部 4 年生の山形知絵子氏，大西智之氏，多田 順氏，久保智生氏ならびに小坂田研究室の方々に厚く御礼申し上げます。

なお著者は平成 14 年度日本学術振興会特別研究員であり，平成 14 年度科学研究費補助金（特別研究員奨励費）「塑性加工の無潤滑（ドライ）化に関する研究」の補助を受けたことを付記し，感謝の意を表します。また本研究の一部は，平成 13，14 年度科学研究費補助金（基盤研究(C)(2)）「切削および塑性加工の無潤滑化に関する研究」により行われたことを記し，謝意を表します。

最後に，多岐にわたり著者を支えて下さいました両親，祖父母に心から感謝いたします。