

法政大学学術機関リポジトリ

HOSEI UNIVERSITY REPOSITORY

PDF issue: 2024-07-27

温間バルジ成形によるマグネシウム合金T継手の製造法の研究

岡本, 敦司 / OKAMOTO, Atsushi

(発行年 / Year)

2008-03-24

(学位授与年月日 / Date of Granted)

2008-03-24

(学位名 / Degree Name)

修士(工学)

(学位授与機関 / Degree Grantor)

法政大学 (Hosei University)

2007 年度

修士論文

温間バルジ成形によるマグネシウム合金

T 継手の製造法の研究

INVESTIGATION OF HOT BULGE FORMING FOR TEES
PIPE JOINT OF MAGNESIUM ALLOY

指導 直井 久 教授

主査 直井 久 教授

副査 大澤 泰明 教授

法政大学大学院 工学研究科 機械工学専攻 修士課程

06R1106 岡本 敦司

第1章 緒論

1.1 はじめに

- 1.1.1 マグネシウム合金 . . . 3
- 1.1.2 ノズレ成形法 . . . 4
- 1.1.3 研究目的と課題 . . . 5

第2章 材料試験

2.1 材料試験方法

- 2.1.1 供試材の仕様 . . . 6
- 2.1.2 引張試験法 . . . 6
- 2.1.3 圧縮試験法 . . . 10

2.2 材料試験結果・考察

- 3.2.1 引張試験結果 . . . 12
- 3.2.2 圧縮試験結果並びに引張特性と圧縮特性の比較 . . . 15

第3章 組織観察

3.1 組織観察方法

- 3.1.1 光学顕微鏡観察法 . . . 17
- 3.1.2 電子顕微鏡観察法 . . . 19

3.2 組織観察結果・考察

- 3.1.1 光学顕微鏡観察結果 . . . 20
- 3.1.2 電子顕微鏡観察結果 . . . 22

第4章 ノズレ成形金型設計法

4.1 ノズレ成形金型設計法

- 4.1.1 金型表面性状評価試験法 . . . 29
- 4.1.2 数値解析による摩擦係数の推定 . . . 35
- 4.1.2 数値解析による金型形状設計 . . . 37

4.2 ノズレ成形金型設計法結果・考察

- 4.2.1 金型表面性状評価試験結果 . . . 39
- 4.2.2 数値解析による摩擦係数の推定 . . . 44
- 4.2.3 数値解析による金型形状設計結果 . . . 45

第5章 温間ノズレ成形試験法

5.1 温間ノズレ成形法

- 5.1.1 温間ノズレ成形法 . . . 47
- 5.1.2 新金型による温間ノズレ成形法 . . . 51
- 5.1.3 数値解析によるノズレ成形法 . . . 51

5.2 温間シレジ成形結果・考察

5.2.1 温間シレジ成形可能範囲の確立

・・・52

5.2.2 新金型による温間シレジ成形法

・・・55

5.2.3 数値解析によるシレジ成形可能範囲の推定

・・・56

第6章 結言

参考文献

謝辞

第1章 緒論

1.1 はじめに¹⁾

1.1.1 マグネシウム合金

近年、環境問題の観点から輸送機器の燃費改善のための軽量化が求められており、それらを達成する材料としてマグネシウム合金に注目が集められている。マグネシウムは比重が 1.74 とアルミニウムの約 2/3、鉄の約 1/4.5 で、実用金属材料中で最も小さく、さらに比強度、振動吸収性、電磁波シールド性、切削性、耐くぼみ性、リサイクル性などに優れるという多くの長所を併せ持っている。またリサイクル性における、マグネシウムの再生に要するエネルギーは、初期材料製造時の 5%程度で、環境に適した材料であり、今後の大きな需要が見込まれる。表 1-1 にマグネシウムと各種金属の機械的性質を示す。

資源としては、地殻構成クラーク数が 8 番目で地殻表層部における存在比重量は 1.93mass%であり、海水中には Mg 元素として約 0.13%が溶解しており資源量が豊富である。

マグネシウムの結晶構造は最密六方晶であるため室温での塑性加工が難しいという欠点がある。室温では底面すべり以外のすべり系が活動しにくいいため、マグネシウム合金の冷間加工は、実用的に 10~20 パーセントが限度である。しかし高温では柱面すべりや錐面すべりの非底面すべりが活動できるようになるため、延性が急激に増加し熱間圧延や熱間押しはアルミニウムと同程度に行える。

表 1-1 マグネシウムと各種金属の機械的性質

金属名	比重	融点	沸点	比熱	引張 強さ	圧縮 強さ	伸び	硬さ
単位		℃	℃	kJ/kg・K	MPa	MPa	%	HB
マグネシウム	1.74	651	1110	1.03	98	—	5	30
アルミニウム	2.74	660	2486	0.88	88	—	45	23
鉄	7.86	1535	2754	0.46	265	—	45	67
Mg 合金 A Z 31B 円管押出材	1.78	566	—	1.04	199	96	15	49
Mg 合金 A Z 61B 円管押出材	1.81	490	—	1.05	226	130	16	60

1.1.2 バルジ成形法

バルジ成形とは管状素材に内圧と軸力を加えて、管全体または一部を外側に膨らませて、目的の形状・寸法の製品に成形する加工法であり、塑性加工での hidroforming の一つとして分類されている。図 1-1 に hidroforming の一般的な概念図を示す。まず金型内に管材を装着し、その後、管内に内圧を負荷して拡張させ、金型内面形状に管材を変形させる。その際に両端から軸押しパンチで材料を押し込むことで、拡張時の減肉を抑制する。管内面の圧力媒体は、通常、水や油等の液体を用いるが、低融点金属やゴムを使用する場合もある。hidroforming は従来のプレス成形の代替として採用される例が多く、プレスと比較した場合には、スポット溶接のためのフランジ不要による軽量化や部品点数削減、閉断面化および大変形による加工硬化によって剛性・強度の向上等の利点が挙げられる。一方、欠点として生産性の低下や装置が大型で高価、加工パラメータが多いために加工条件の設定が難しいなどがある。

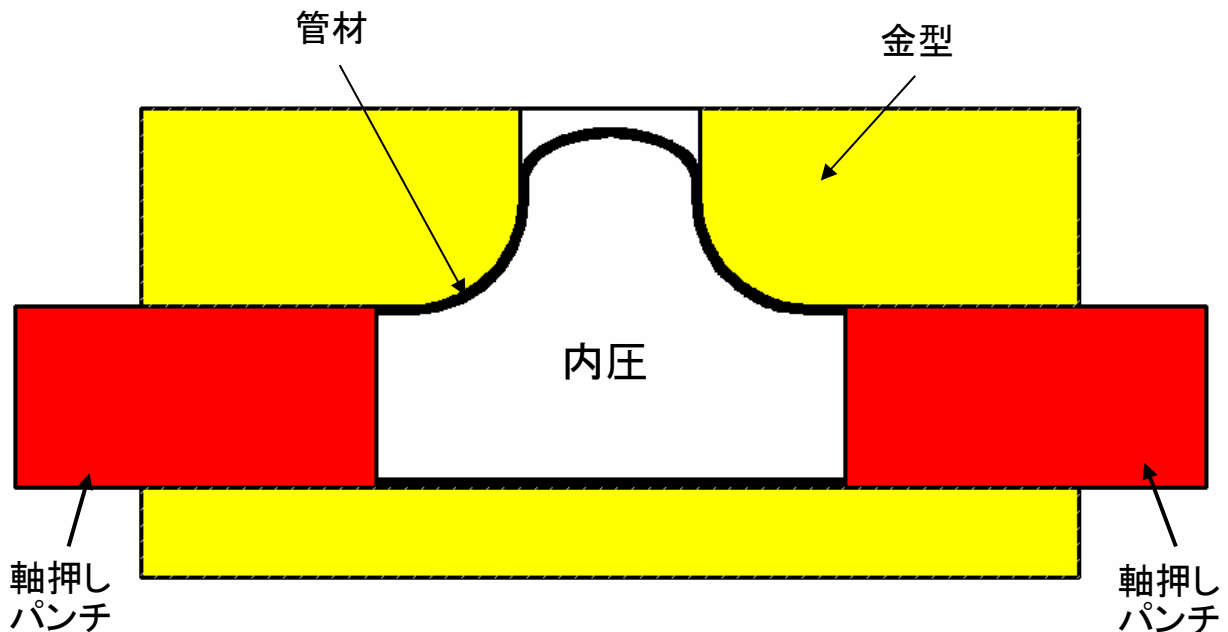


図 1-1 hidroforming の概念図

1.2 研究目的と課題²⁾

マグネシウム合金は実用金属材料中でもっとも軽量で、比強度が高く、リサイクル性に優れている。繊維強化プラスチックとほぼ同等の軽さを持ち、チタンに相当する高比強度を持っている材料である。その特長を生かして燃費向上のために軽量化を必要とする自動車部品など輸送機関係やノートパソコン、携帯電話の筐体部品、小型家電製品、IT 関連製品のパッケージ部など用途が広がっている。しかし、部品の単純な材料置換としてのマグネ化では、単なるコストアップになってしまうのが現状である。製造方法は鋳造、ダイカスト法、などの熔融加工による方法が主流である。これに対して、生産性に優れ、多様な断面形状が容易に得られる塑性加工法の適用できれば、上記の部品や製品をはじめ幅広い分野への応用が期待できる。マグネシウム合金の普及には展伸材の採用が必要不可欠であり、展伸マグネシウム合金材のプレス加工などの研究が進められているが、管材などの塑性加工技術に関する研究例は少ない。そこで自動車や二輪車など中空構造部材に使用される製品を製造することを目的とし、温間バルジ成形法を提案し、代表的な形状である T 継手の最適製造法について研究を進めている。本報では、FEM 解析とバルジ成形の金型表面性状評価試験による最適な金型設計や潤滑条件、および温間バルジ成形試験による成形可能範囲の明確化と成形条件の最適化について検討してきた結果を報告する。



ダイカスト法



射出成形法

図 1-2 各加工法によるマグネシウム合金の使用例

第2章 材料試験

2.1 材料試験方法

2.1.1 供試材の仕様

今回温間バルジ成形に使用した供試材はマグネシウム合金 AZ31B (ASTM 合金記号) の円管押出材を使用した。供試材寸法は直径 ϕ が 50mm、肉厚 t が 2mm、長さ l が 260mm である。AZ31 の ASTM 規格を表 2-1 に示す。

表 2-1 マグネシウム合金 AZ31B の化学成分 (mass%)

Al	Zn	Mn	Fe	Si	Cu	Ni	Ca	Mg
2.5 ~3.5	0.6 ~1.4	0.20 ~1.0	0.005 MAX	0.10 MAX	0.05 MAX	0.005 MAX	0.04 MAX	Rem.

2.1.2 引張試験法

た
形

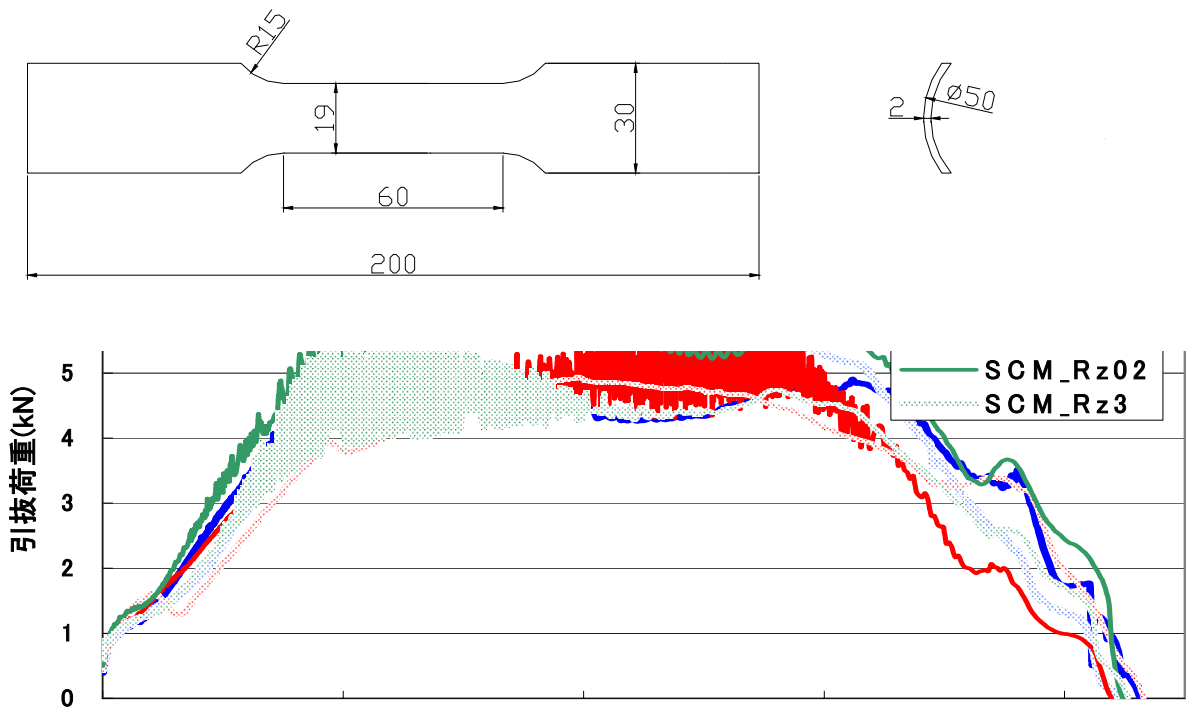


図 2-1 引張試験片寸法

図 2-2 に今回用いた引張試験機画像、図 2-3 に引張試験機断面図を示す。加熱には高温を維持するために、赤外線加熱炉を設置した。試験片は図 2-4 に示すような耐熱鋼 SNCM220 のチャックでくさびを用いて締結した。試験片の温度は熱電対を試験片平行部に接触させて行った。温度低下の防止は赤外線加熱炉と外部との隙間にカウオール(セラミックファイバー)をつめておこなったが、炉内の熱の対流に対する処置はおこなわなかった。

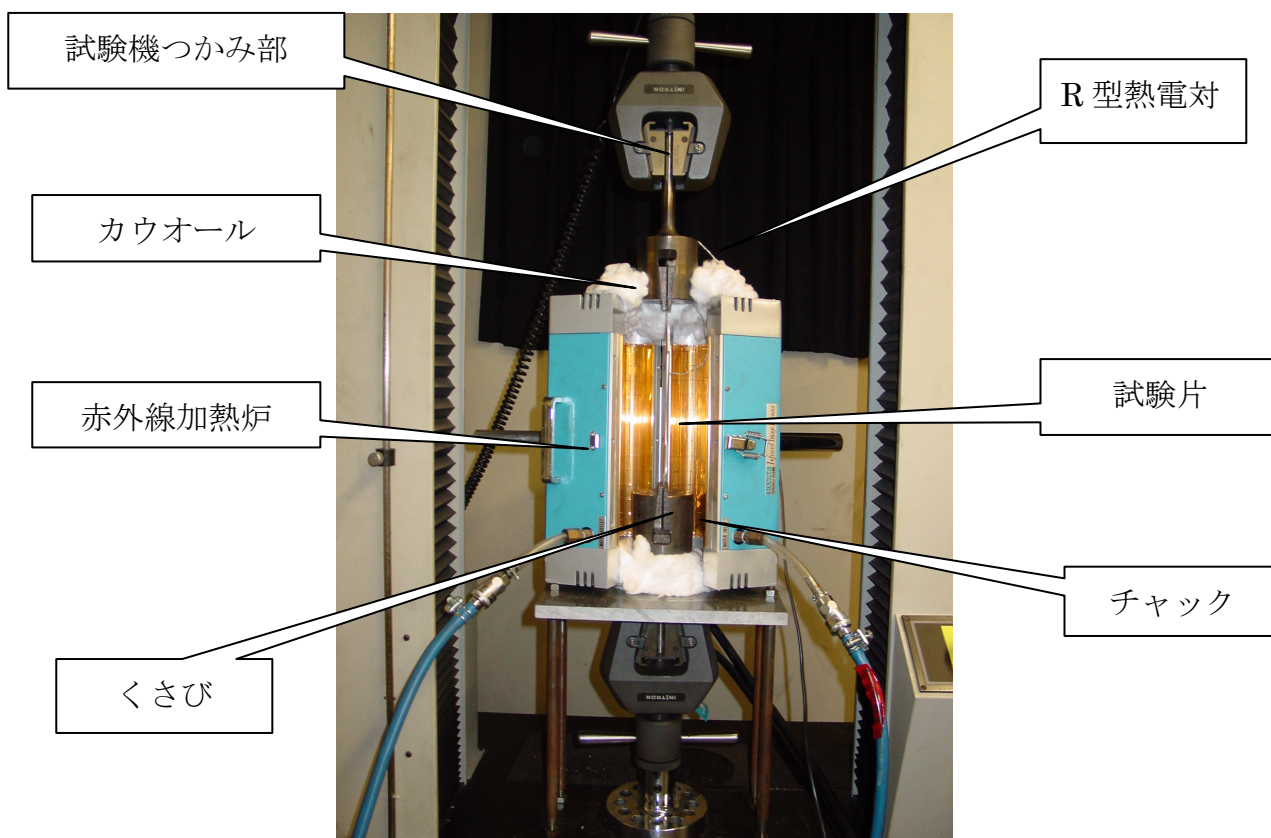


図 2-2 引張試験機画像

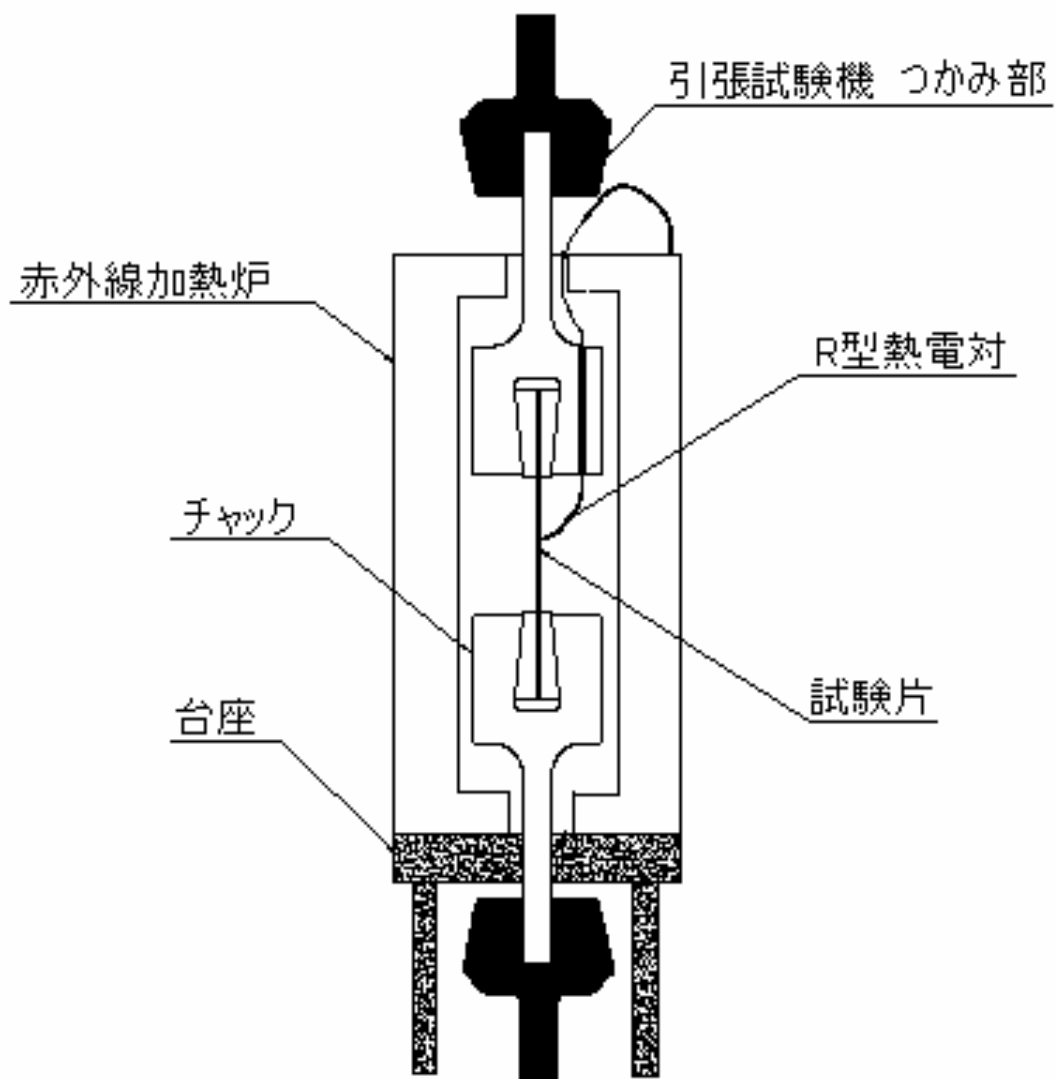


図 2-3 引張試験機断面図

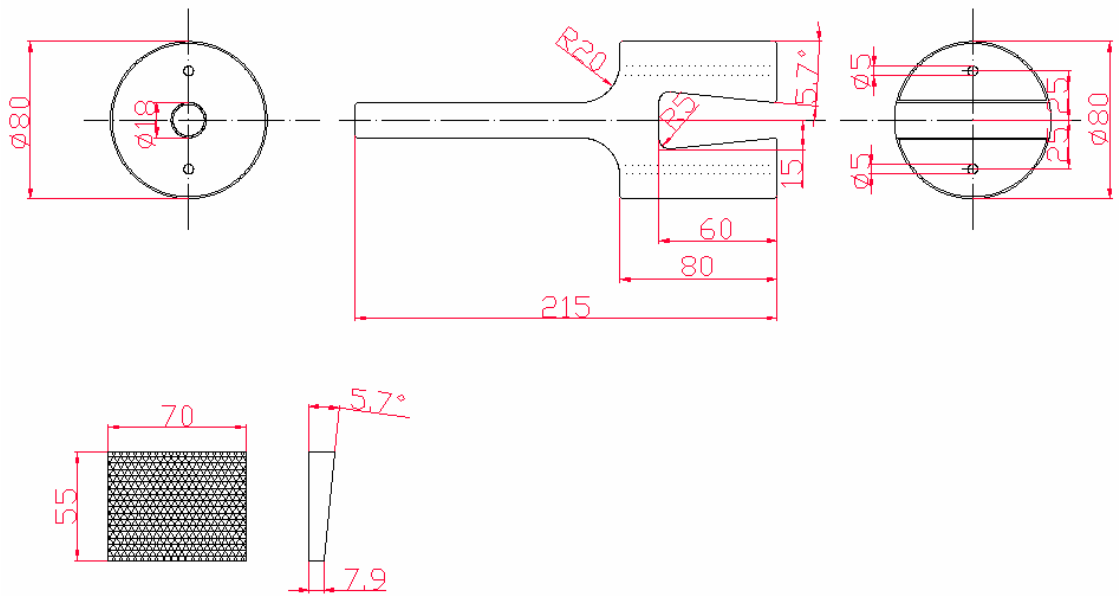


図 2-4 耐熱鋼 SNCM220 チャック

2.1.3 圧縮試験法

AZ31 の圧縮特性を把握するため、表 2-3 の条件で押出軸方向の圧縮試験を行った。試験片には AZ31 の中実丸棒押出材を用いた。

表 2-3 圧縮試験条件

圧縮試験片寸法	直径 ϕ が 12mm、長さ l が 18mm
ひずみ速度 (1/sec)	0.01
試験温度	常温, 100°C から 400°C の 100°C 間隔

表 2-4 に今回用いた圧縮試験機の材質を、図 2-5 に圧縮試験機写真、図 2-6 に圧縮試験機の部品図を示す。圧縮試験機の加熱ホルダーは熱が逃げにくいような設計をした。また、高温を維持するために高周波誘導加熱コイルを使用し、試験片の温度測定は K 型熱電対を台座に接触させておこなった。試験片と台座の潤滑には黒鉛系固体潤滑剤を用いた。

表 2-4 圧縮試験機の材質

部品名	圧縮試験片	金型試料	加熱ホルダー(上)	加熱ホルダー(下)
材質	Mg 合金 AZ31B	S35C	SUS304	SUS304



圧縮試験全体図



圧縮試験治具

図 2-5 圧縮試験機写真

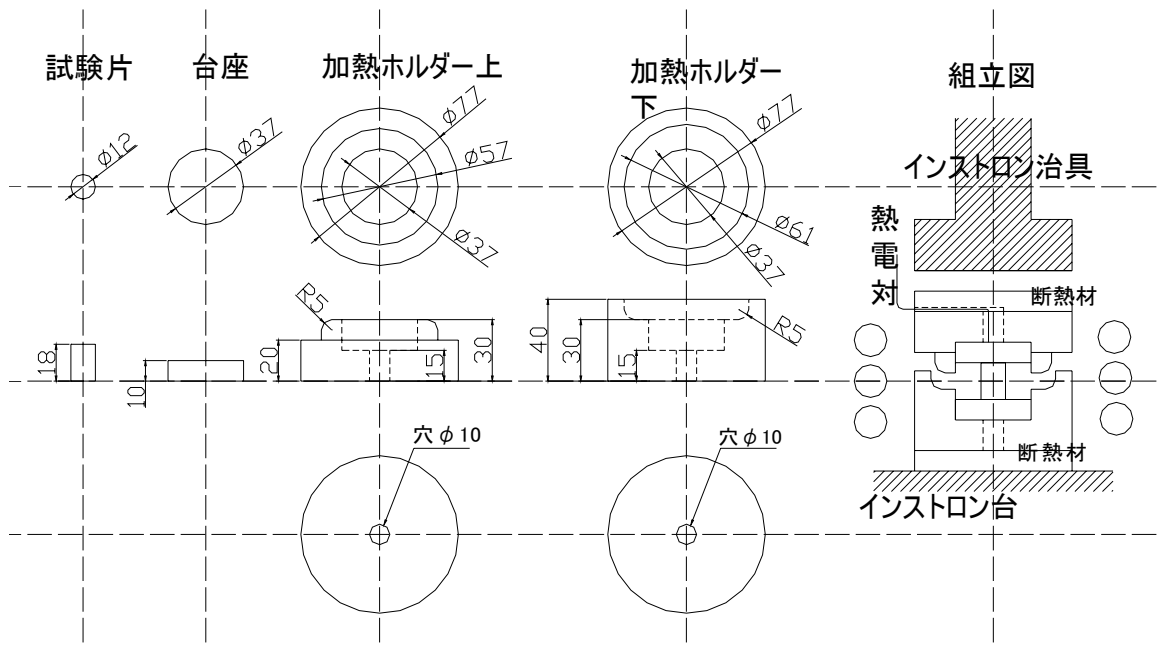


図 2-6 圧縮試験機の部品図

2.2 材料試験結果・考察

2.2.1 引張試験結果

ひずみ速度0.01/secにおける公称応力-公称ひずみ線図を図2-7に、真応力-真ひずみ線図を図2-8に示す。図2-8の真応力-真ひずみ線図は試験片の破断時の断面積から破断時の真応力、真ひずみを求め、最大応力点から破線で結んである。温度を上げるにつれ変形抵抗が減少していき、ひずみが増加することがわかる。特に400°Cでのひずみの増加が著しい。

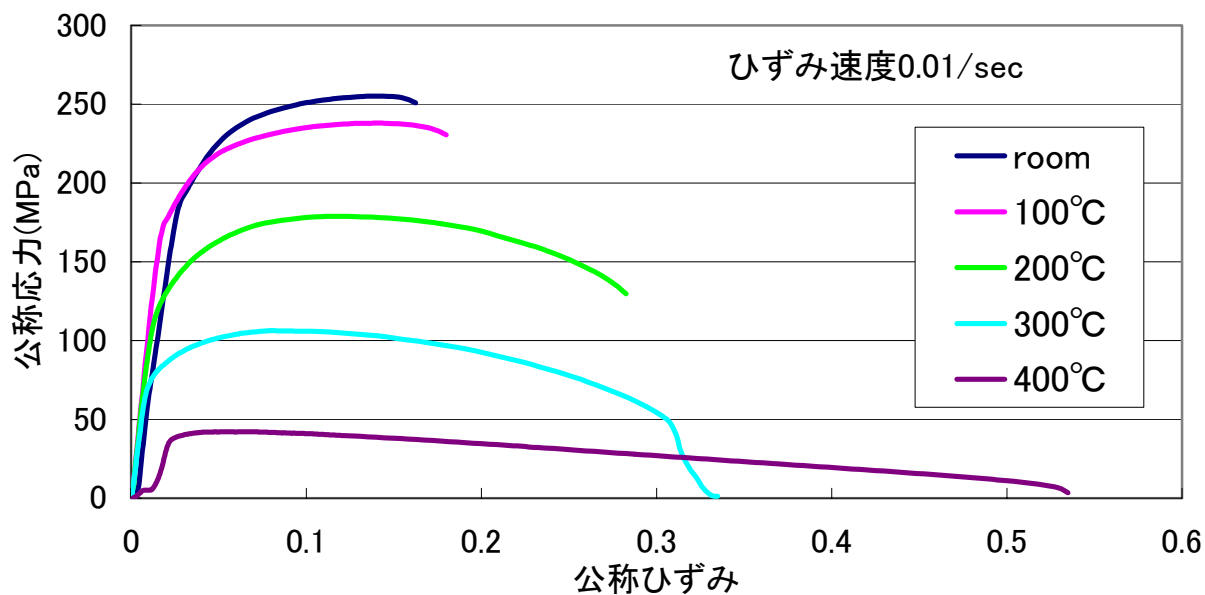


図 2-7 引張試験における公称応力-公称ひずみ線図

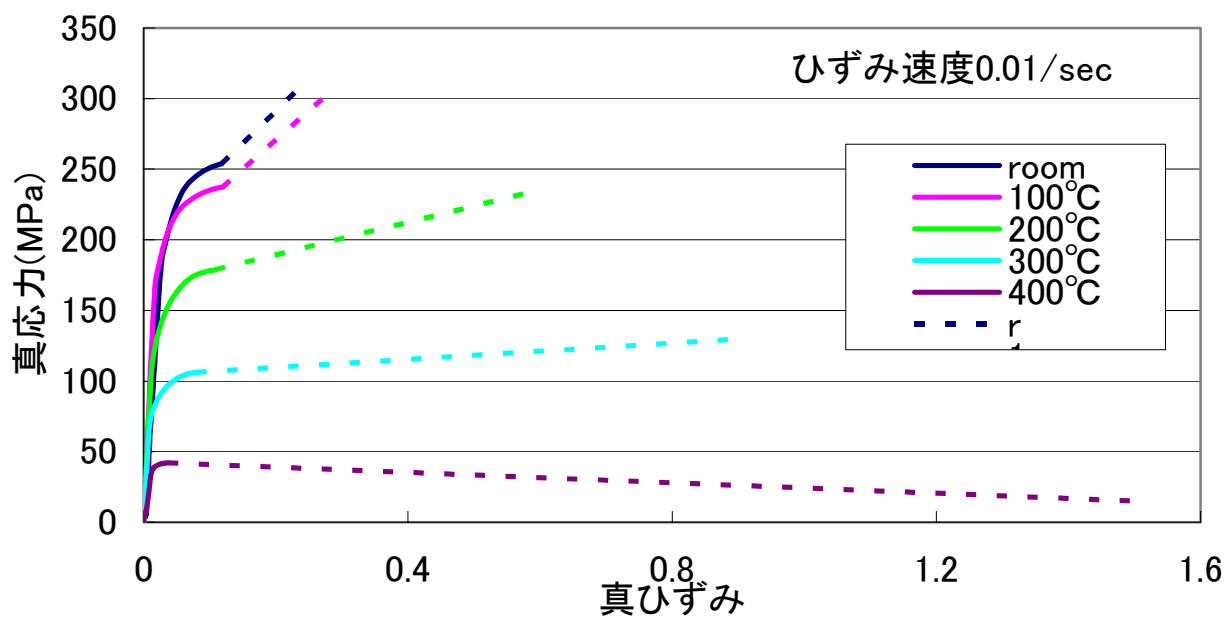


図 2-8 引張試験における真応力-真ひずみ線図

図 2-9 にひずみ速度別の引張強さ-温度線図を、図 2-10 にひずみ速度別の真破断ひずみ-温度線図を示す。200℃からひずみ速度依存性が現れ、400℃の真破断ひずみではその差が顕著に現れた。

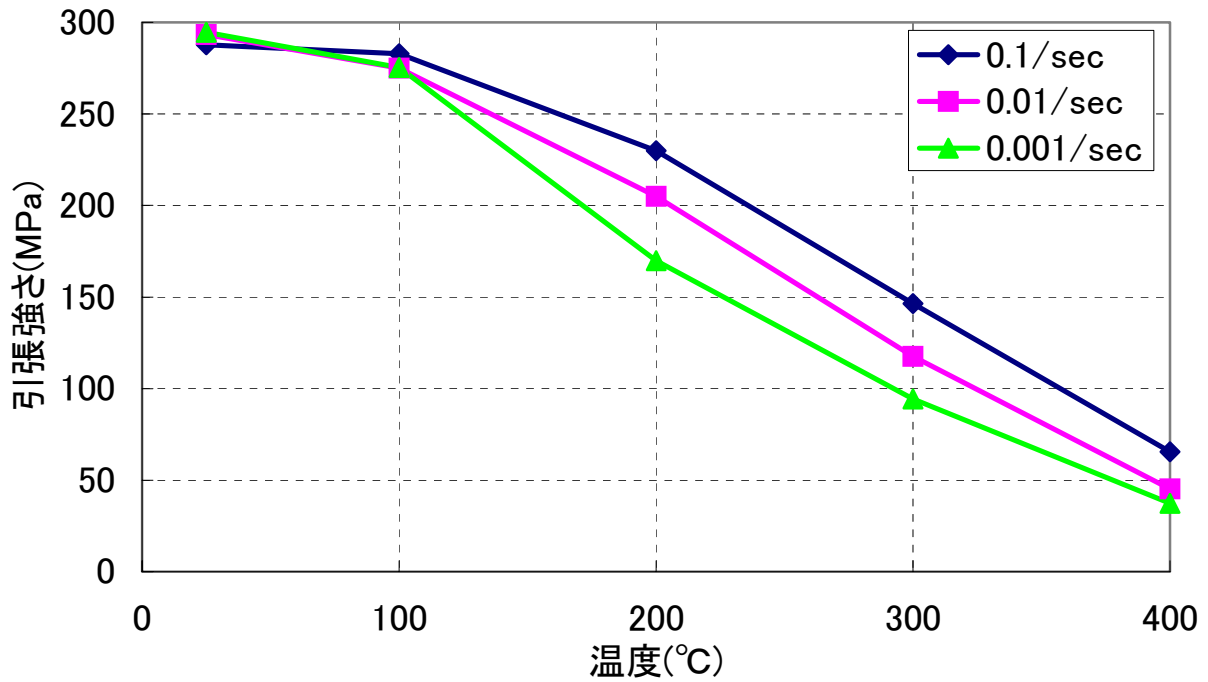


図 2-9 ひずみ速度別の引張強さ-温度線図

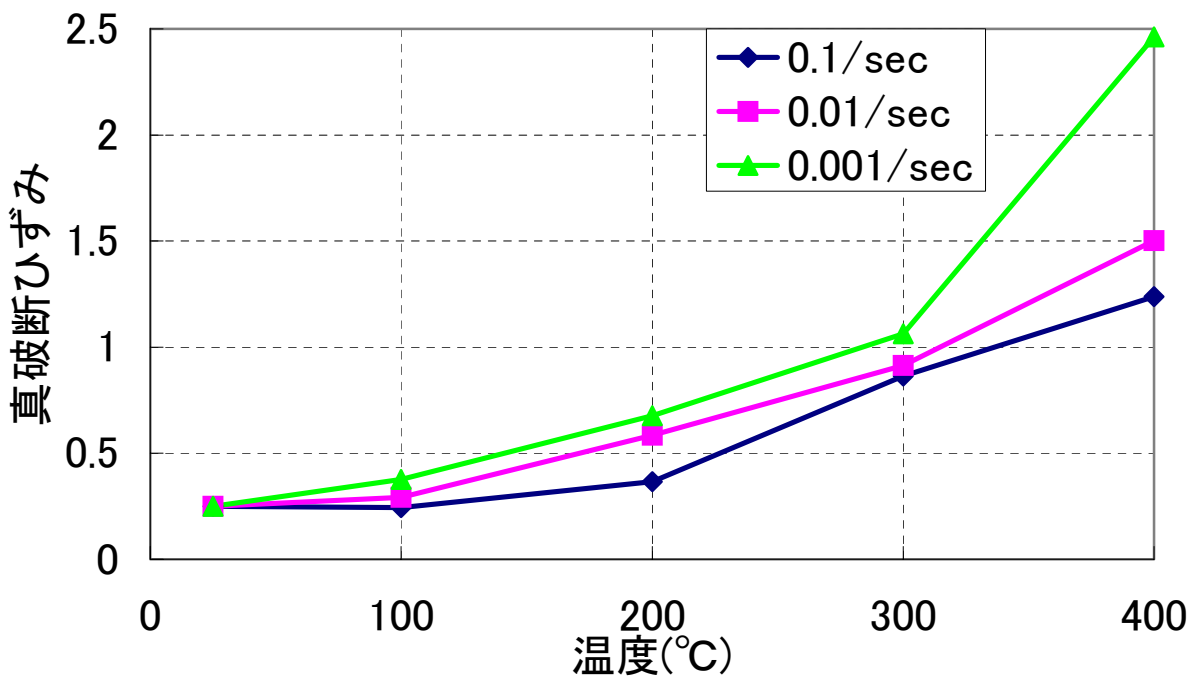


図 2-10 ひずみ速度別の真破断ひずみ-温度線図

図 2-11 にひずみ速度感受性指数である m 値を示す。なお m 値を求める際はひずみが 10%のときの応力値を使用した。変形抵抗とひずみ速度の関係を示す。

m 値が高い金属の場合、くびれが生じてくびれ部にひずみが集中すれば、その部分のひずみ速度が高くなり、応力が高くなる。したがって狭い領域にひずみが集中することはなく、くびれは広い範囲に広がり、大きな伸びを生じることができる。

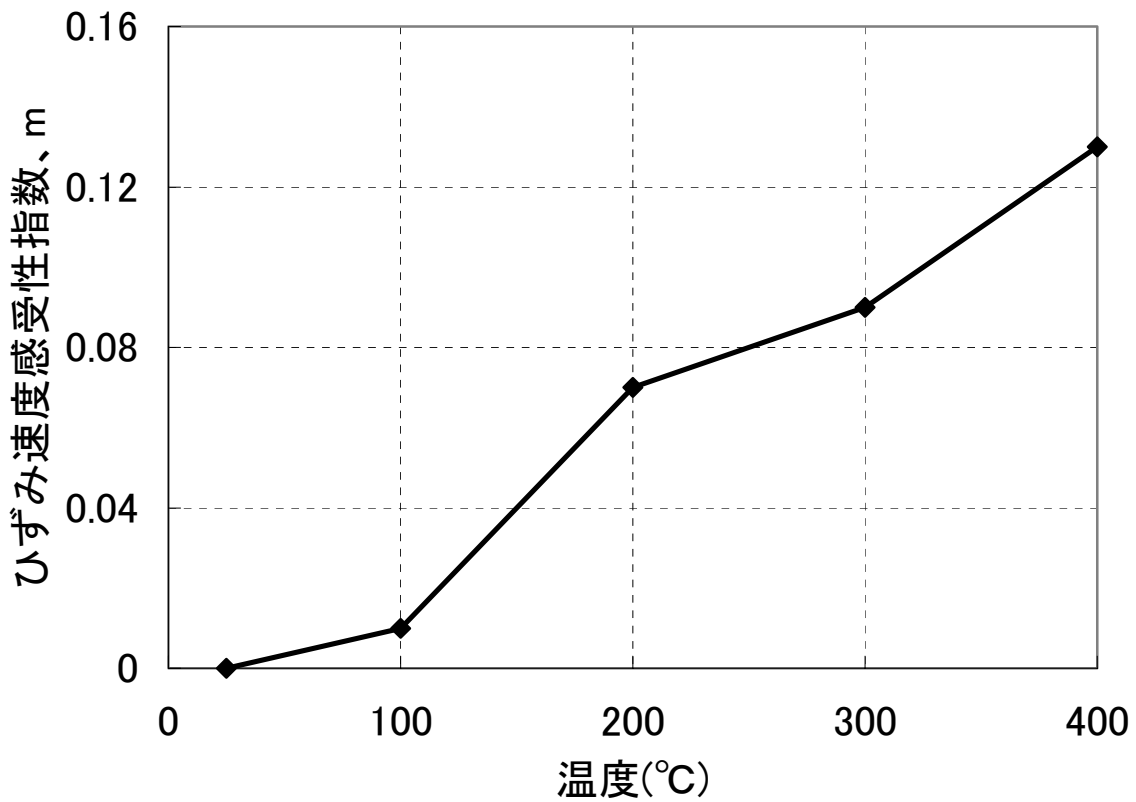


図 2-11 m 値

2.2.2 圧縮試験結果並びに引張特性と圧縮特性の比較

図 2-12 に圧縮試験における真応力-真ひずみ線図を示す。圧縮時の応力、ひずみは負値となるが、比較のため便宜的に正值として表示している。図 2-7 と比較すると常温、100℃での耐力と加工硬化の違いが目立つ。また圧縮下においては 200℃以上で破断が起きずに変形し続けていくことがわかった。図 2-13 にひずみ速度 0.01/sec における各温度での引張と圧縮での耐力、加工硬化指数 n の違いを示す。常温では耐力と n 値の差は顕著であるが温度を上げるにつれて差が減少していくことがわかる。

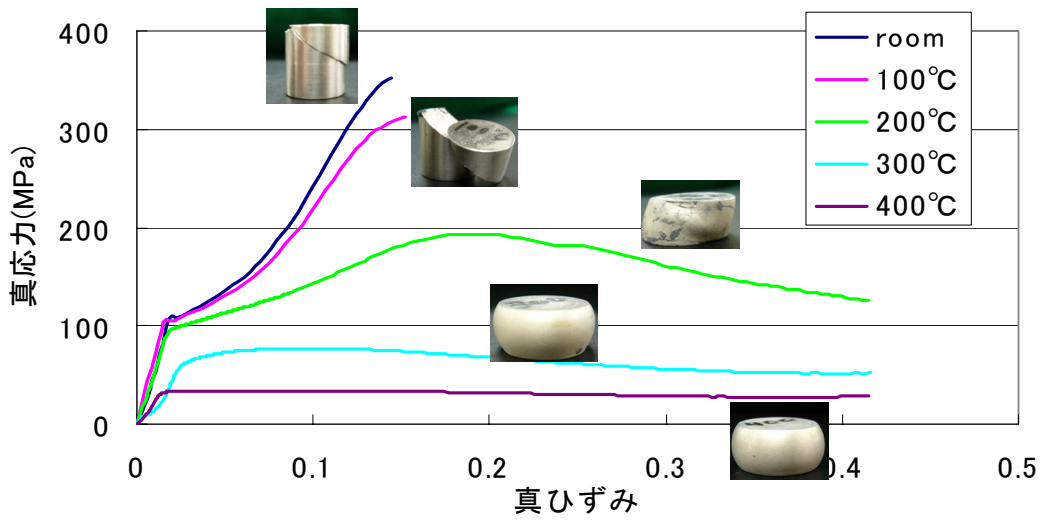


図 2-12 圧縮試験における真応力-真ひずみ線図

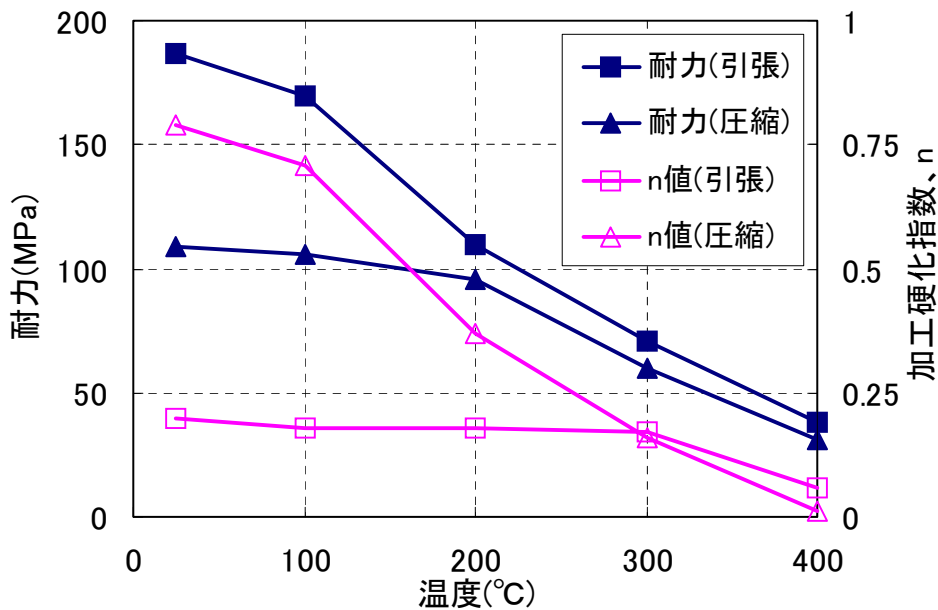


図 2-13 耐力、 n 値の比較

常温、100℃において圧縮試験での耐力が低い原因として試験片端面の拘束が考えられる。圧縮試験と引張試験では圧縮試験は試験片の端面に拘束を受けるのに対し、引張試験では標点間部がチャック部から離れているために拘束を受けないという違いがある。この違いが変形特性の差である可能性もあるので、端面に拘束を受けないような試験片形状にて圧縮試験をおこなってみた。図 2-14 に試験片寸法と試験片の写真を、図 2-15 に試験結果を示す。拘束を受けにくい試験片形状でも同じような変形特性となった。端面の拘束が引張特性と圧縮特性の差の原因とは一概にはいえないことがわかった。

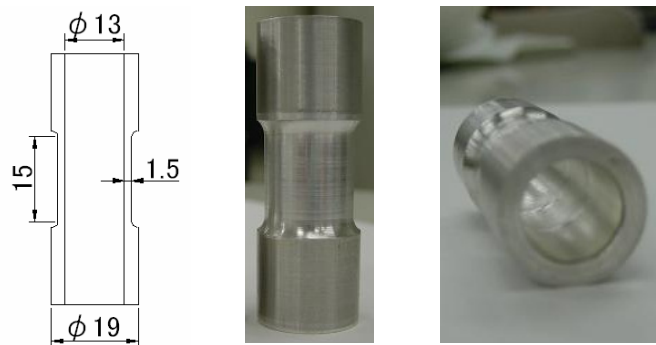


図 2-14 試験片寸法と試験片画像

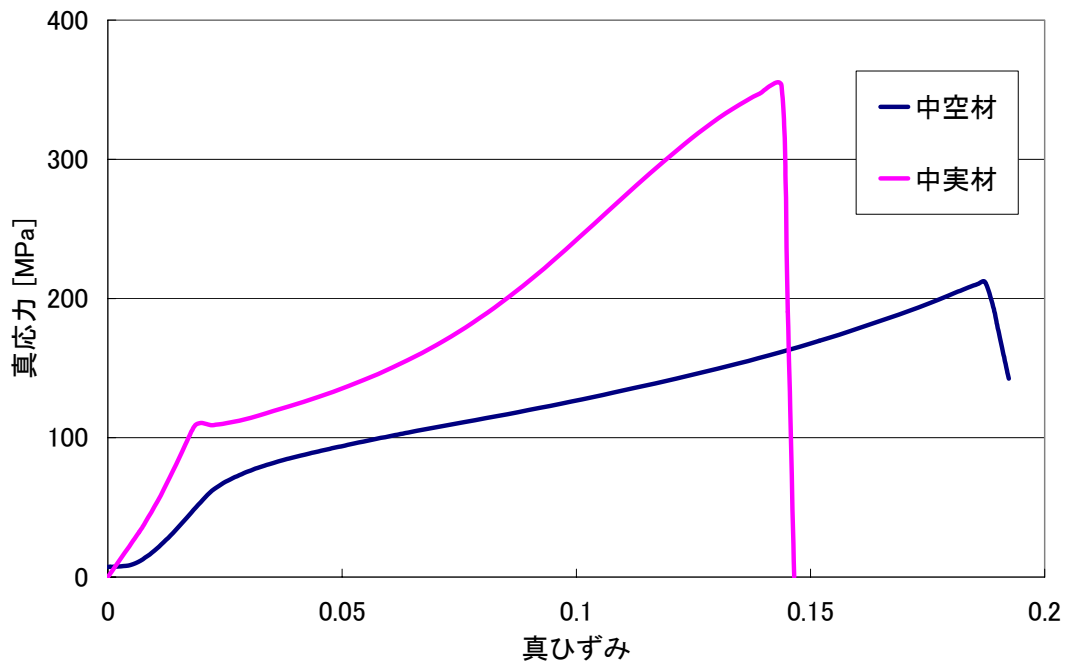


図 2-15 中空材を用いた圧縮試験

第3章 組織観察

3.1 組織観察方法

3.1.1 光学顕微鏡観察法

供試材の加熱加工に伴う組織変化を調べるため、引張試験、圧縮試験後の試験片を切断し、光学顕微鏡にて組織観察をおこなった。組織観察の流れを図 3-1 に示す。観察するサンプルは未加工のものとひずみ速度 0.01/sec の試験温度常温、100、200、300 及び 400℃でおこなったものである。観察面の概要については図 3-2 に示す。観察時の倍率は 400 倍でおこなった。尚、試験片の腐食はピクリン酸アルコール溶液 100ml、蒸留水 10ml、氷酢酸 5ml で作成した腐食液に 3 秒漬け込みおこなった。

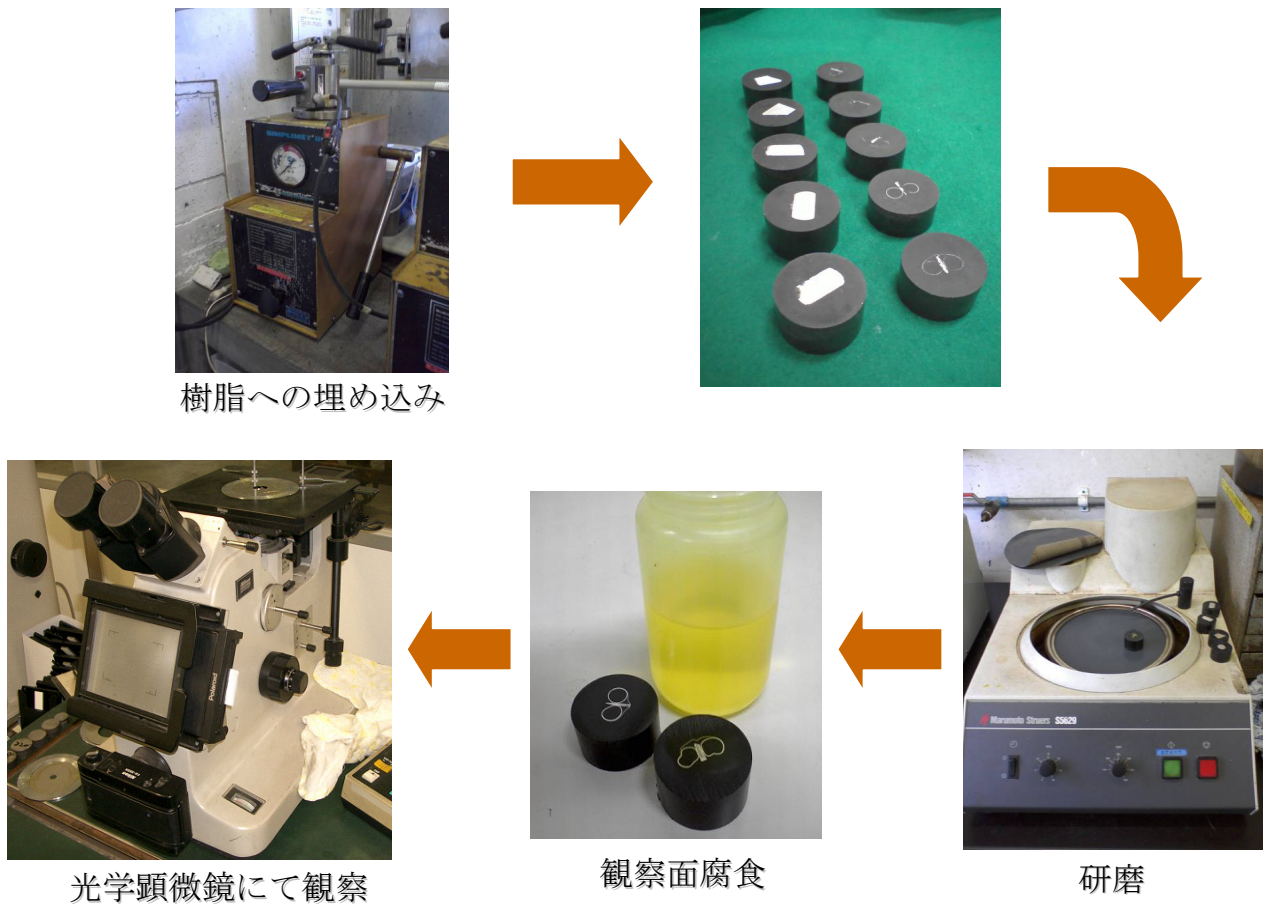
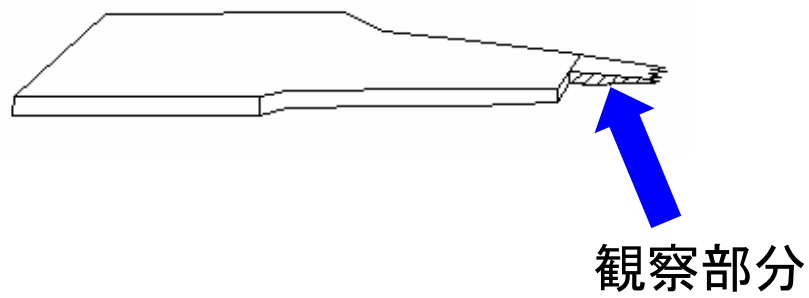


図 3-1 組織観察の流れ

引張試験片



圧縮試験片

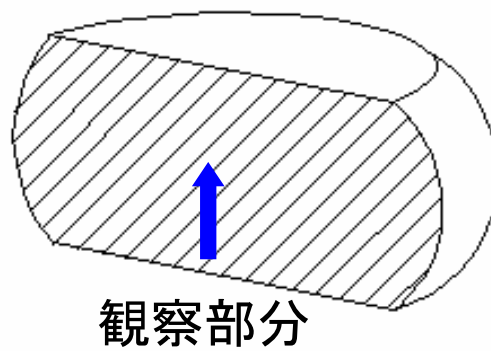


図 3-2 光学顕微鏡観察面

3.1.2 電子顕微鏡観察法

AZ31B の材料特性を微視的立場から考察するために透過型電子顕微鏡にて観察をおこなった。試料に平行な電子線が入射した場合、電子線は結晶内を直進して結晶を透過する電子線（透過波）と、結晶内でブラッグ回折を起こして入射電子線に対して $2\theta_B$ (θ_B : ブラッグ角) の角度で回折される回折電子線(回折波)に分かれ、透過波からは試料の拡大像である電子顕微鏡像が得られ、回折波からは電子回折図形が得られる³⁾。本研究では電子回折図形から方位解析もおこなった。

観察したサンプルは引張試験片、圧縮試験片ともにひずみ速度 0.01/sec で試験温度常温、400℃でおこなったものである。また圧縮試験片については未加工のものも観察を行った。試験片の腐食は硝酸アルコール溶液により電解研磨をした。

観察面については、常温の試験片については引張、圧縮の両試験片とも破断した、せん断面を観察し、400℃の引張試験片については破断部分の近傍を板厚方向から観察をおこなった。また未加工の圧縮試験片と 400℃で加工を行った圧縮試験片については中心軸に沿って切断し、その切断面の中心部分を観察した。観察時の倍率は 1 万倍と 5 万倍である。図 3-3 に使用した電子顕微鏡の写真を示す。



図 3-3 超高压電子顕微鏡

3.2 組織観察結果・考察

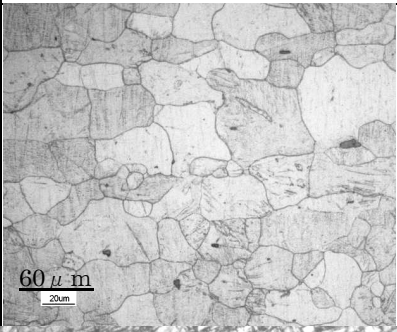
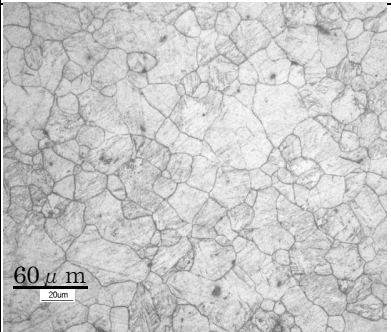
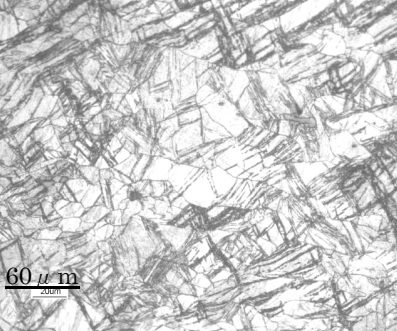
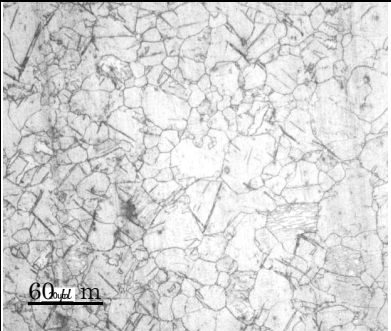
3.2.1 光学顕微鏡観察結果

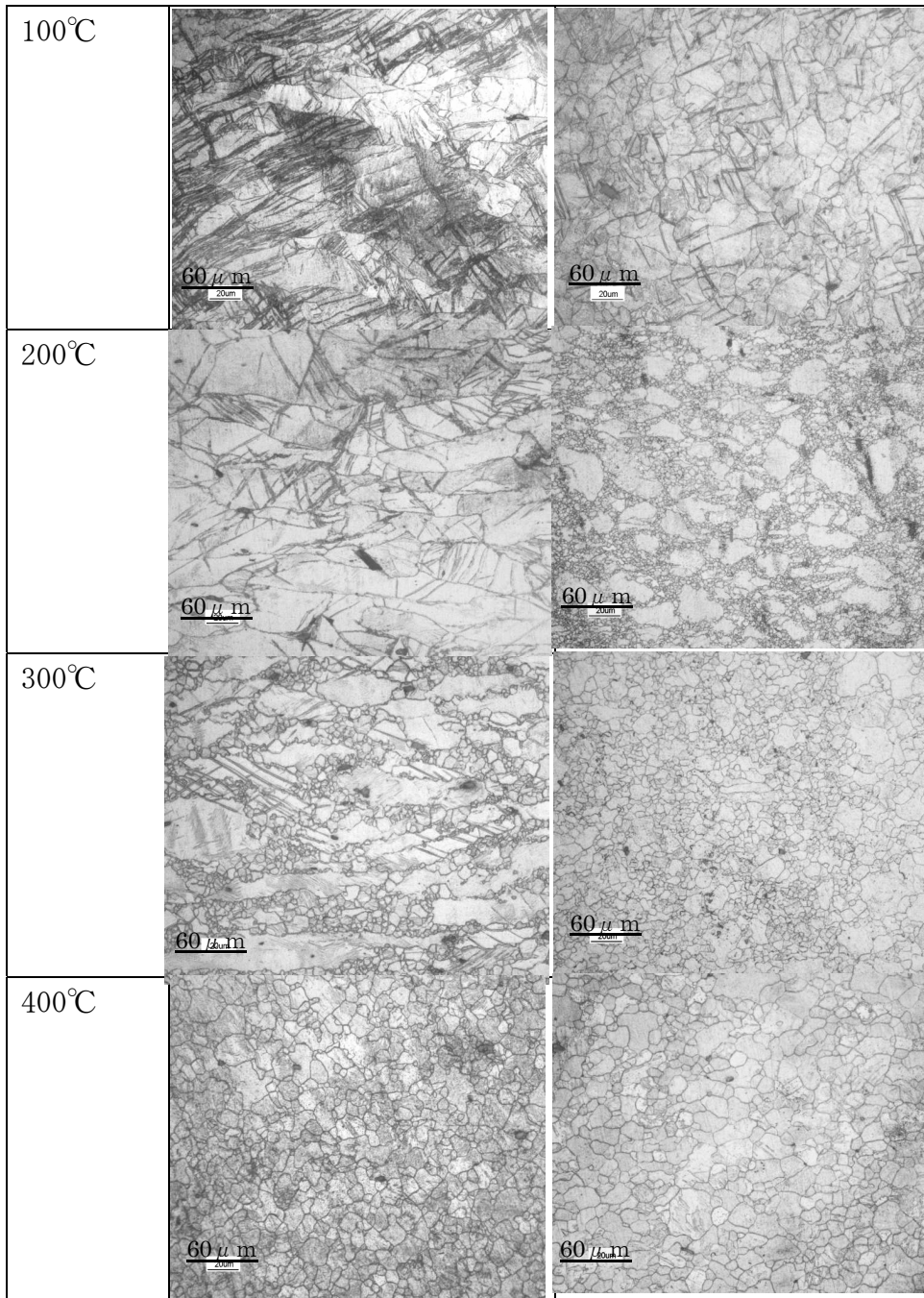
表 3-1 に光学顕微鏡の観察結果を示す。常温、100℃では歪んだ結晶粒が観察される。また圧縮試験片では 200℃で動的再結晶が観察され始めるのに対して引張試験片では 300℃で動的再結晶が観察され始める。これは引張試験片の観察部分はいくびれ部であり、くびれ部のひずみ速度が速いがために動的再結晶の出現が圧縮試験片より遅れる要因として考えられる。

マグネシウム合金の圧縮下での低降伏点の出現は双晶変形が起因しているとの報告があるが⁴⁾、この論文では引張下で双晶が出現したかは述べていない。常温、100℃の引張試験片の観察写真からは双晶のような筋が観察されたが光学顕微鏡の写真からは双晶と断定することはできない。

加工前の結晶粒に着目すると、温間で加工されていたにも関わらず結晶粒が大きいことがわかる。このことからこの押出材は押出温度が高く、結晶粒成長がおこったものと予想できる。

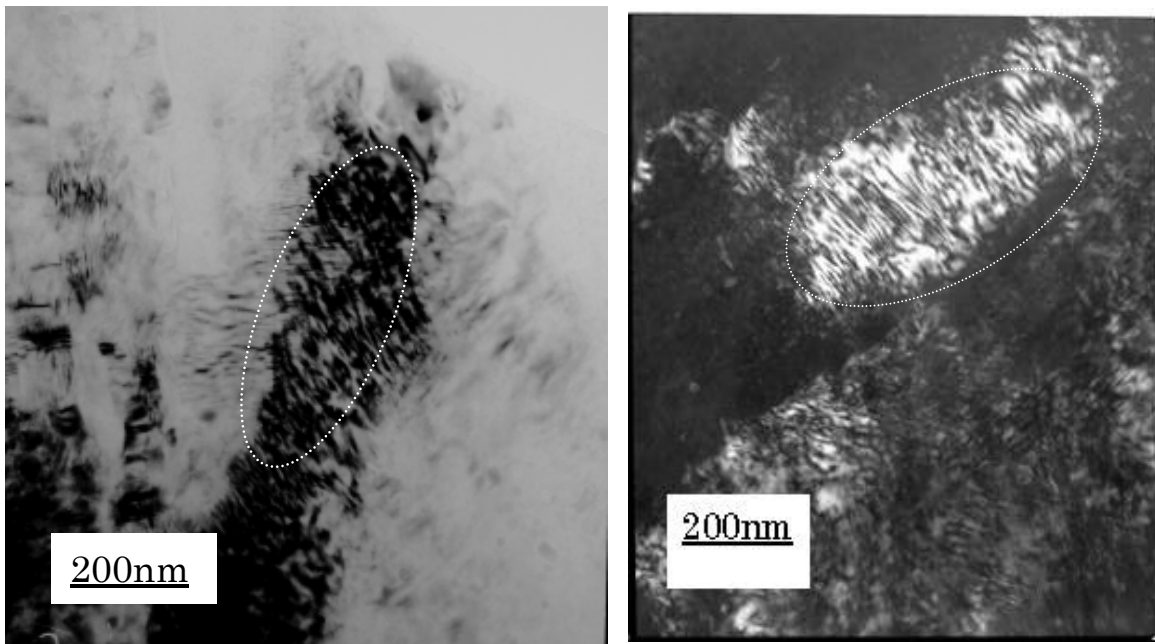
表 3-1 光学顕微鏡観察結果

	引張試験片	圧縮試験片
加工前		
常温		



3.2.2 電子顕微鏡観察結果

常温加工の試験片の観察写真を図 3-4 に示す。引張、圧縮の両者とも moire 像が観察された。結晶方位のずれによる割れが発生したときにこのような moire 像が観察される。引張、圧縮ともに結晶格子がゆがんでおり、5 万倍で観察したが転位が一本一本見えず、転位密度が著しく増殖していることがわかった。また転位密度が高いため双晶の観察はできなかった。



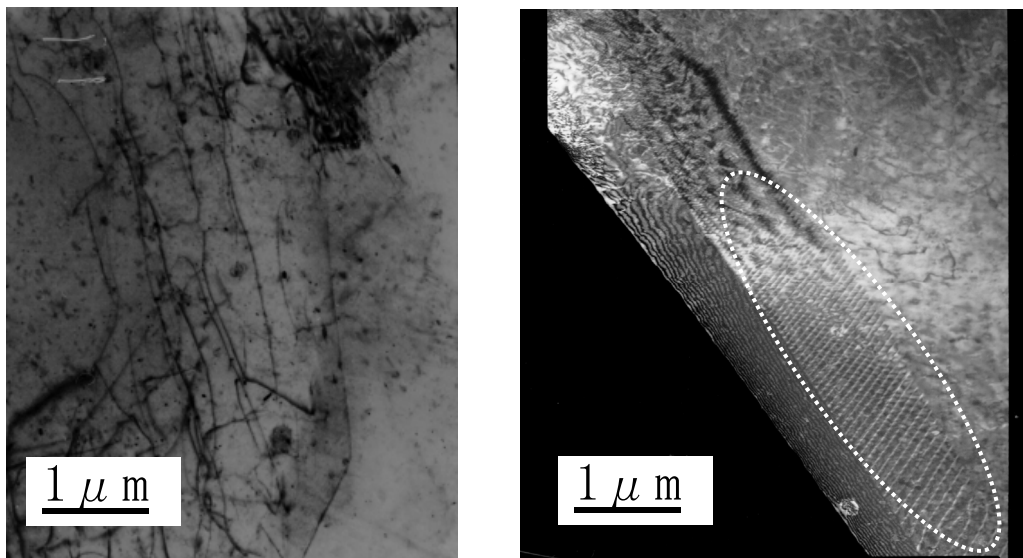
引張試験片

圧縮試験片

図 3-4 常温加工試験片の電子顕微鏡観察結果

図 3-11 に 400°Cで加工を行った試験片の観察写真を示す。400°Cで加工を行った写真も常温加工の写真と同じように引張と圧縮での大きな差は見当たらなかった。図 3-11 の写真は 1 万倍で観察を行ったが、常温の時のような転位の著しい増殖はなかった。これは動的回復や動的再結晶より転位が消滅し、転位のほとんどない結晶と置き換わって、転位密度が減少したからである。図 3-5 の右の写真は回復によって生じた転位網の例で、この転位網を亜粒界という。

図 3-6 に未加工の試験片の観察写真を示す。



転位

亜粒界

図 3-5 400°C加工試験片の電子顕微鏡観察結果

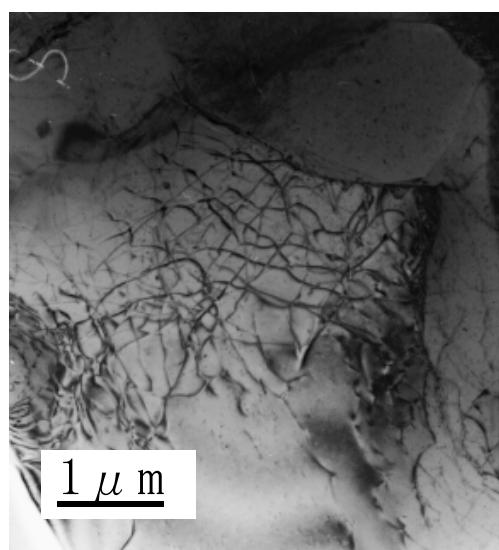
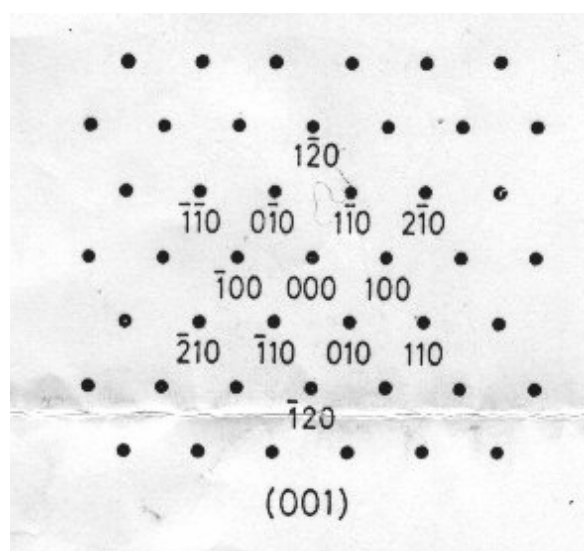
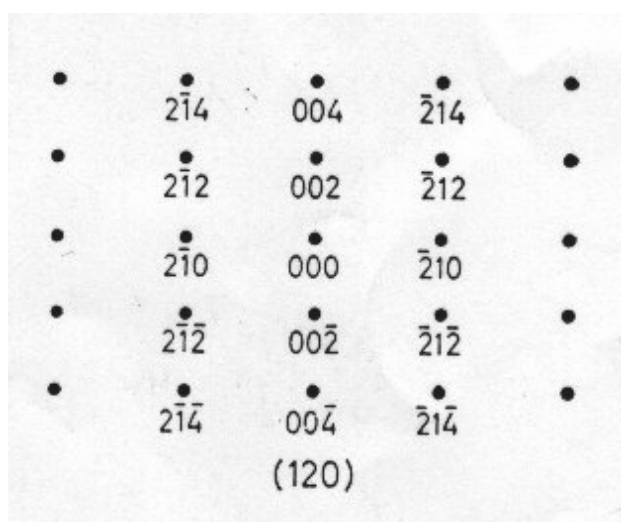
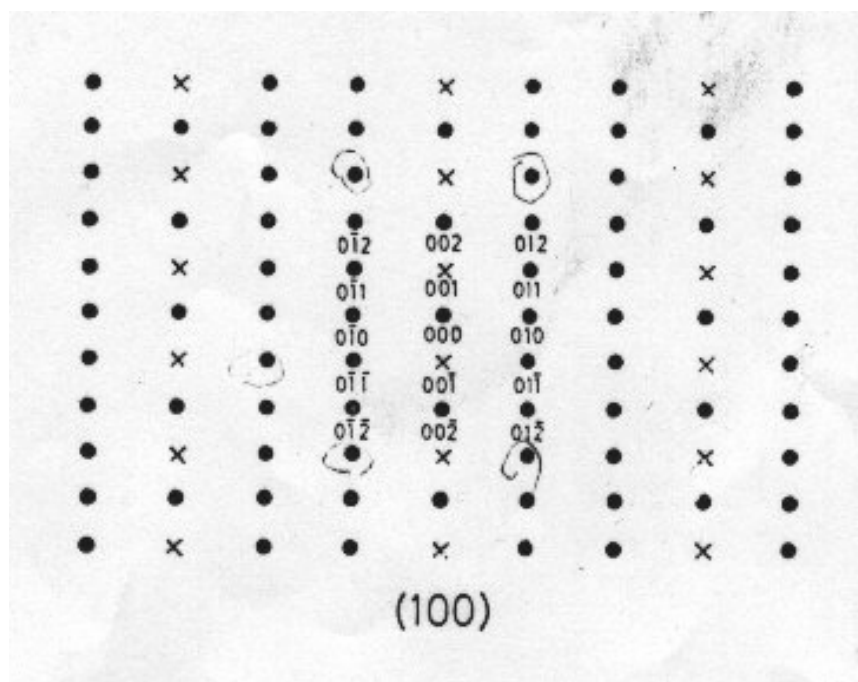
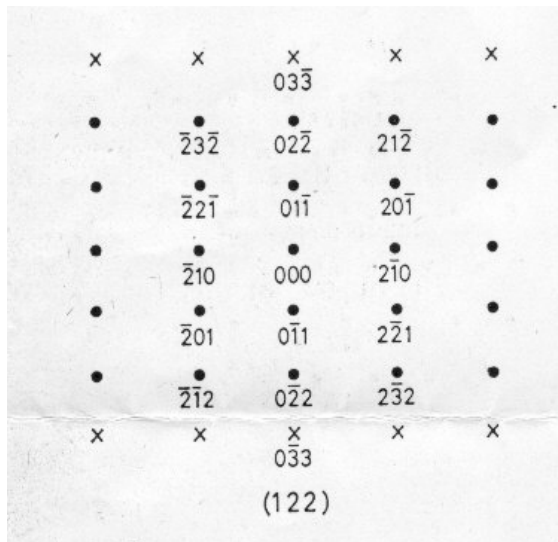
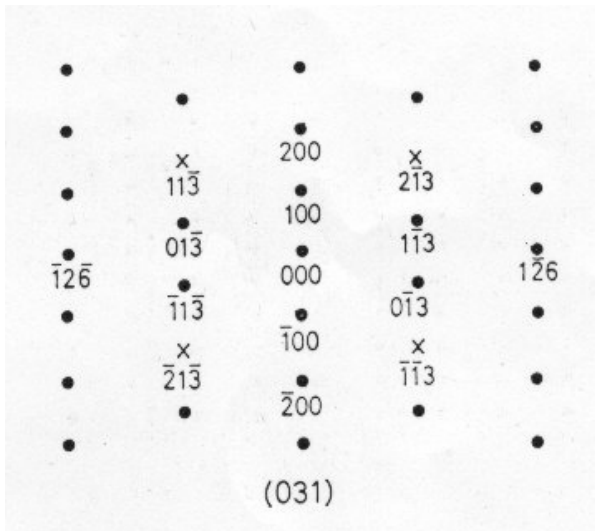
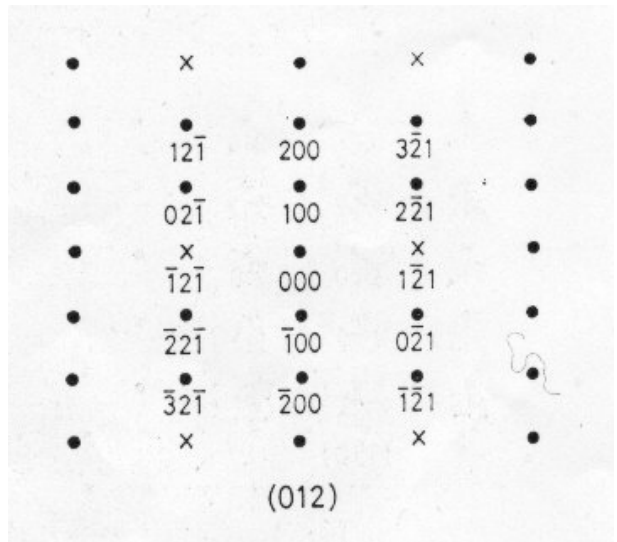
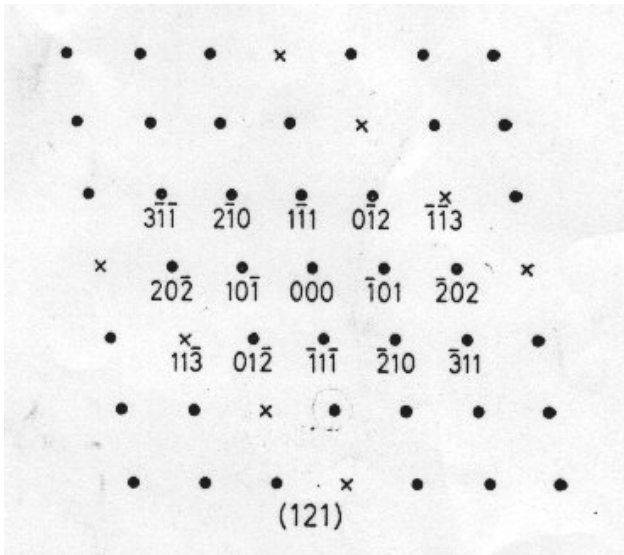
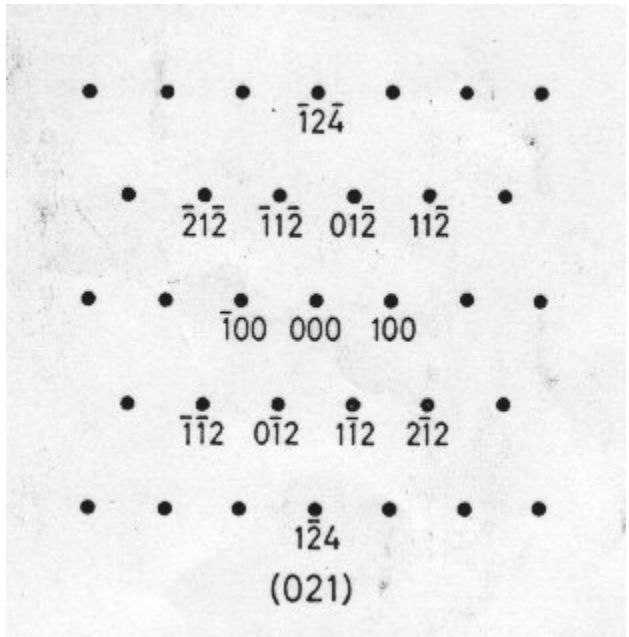
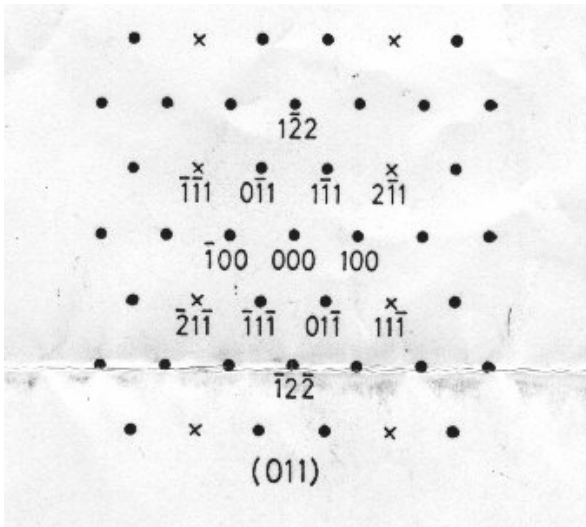


図 3-6 未加工の試験片の観察写真

次に方位解析について説明を行う。

最密六方晶の場合は(100)、(120)、(001)、(011)、(021)、(121)、(012)、(031)、(122)、(311)、(411)、(013)の12パターンの回析が起きる。図3-7に回析パターンを示す。





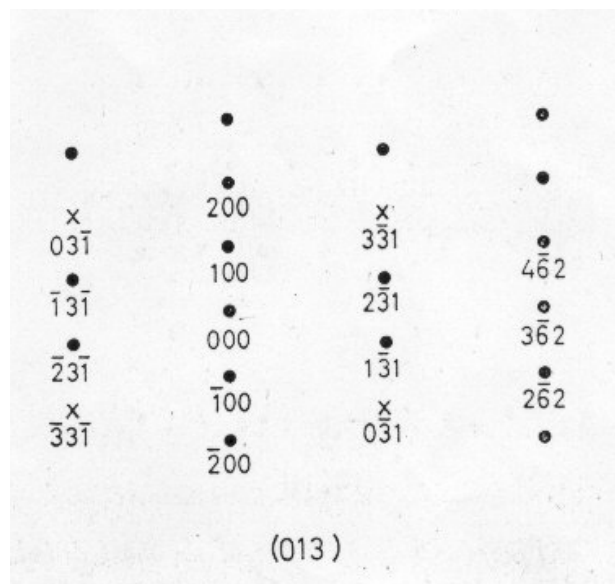
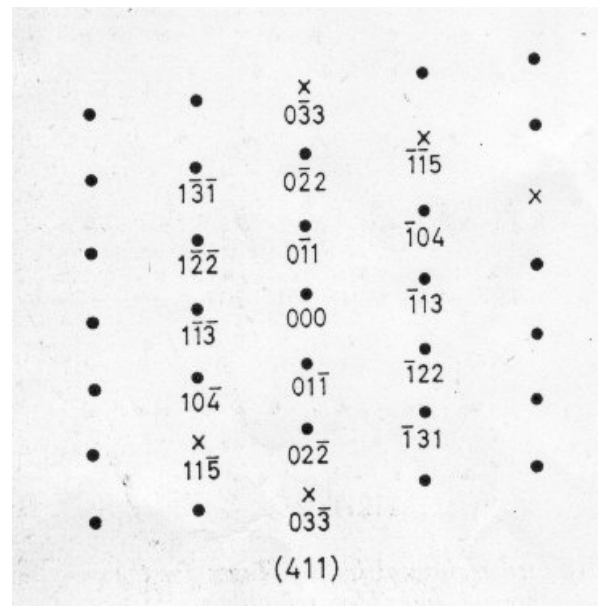
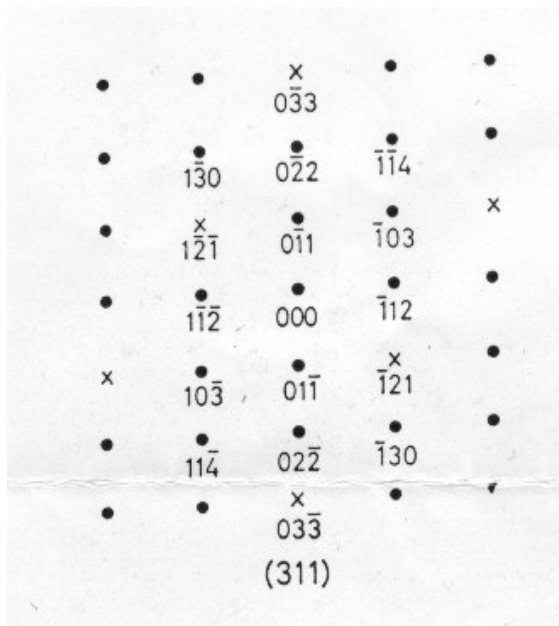


図 3-7 回析パターン

方位解析をおこなう際は回析写真と上記のパターンを照らし合わせ、どの面の回析写真なのかをまず把握する。図 3-8 に把握できた写真を例としてあげる。

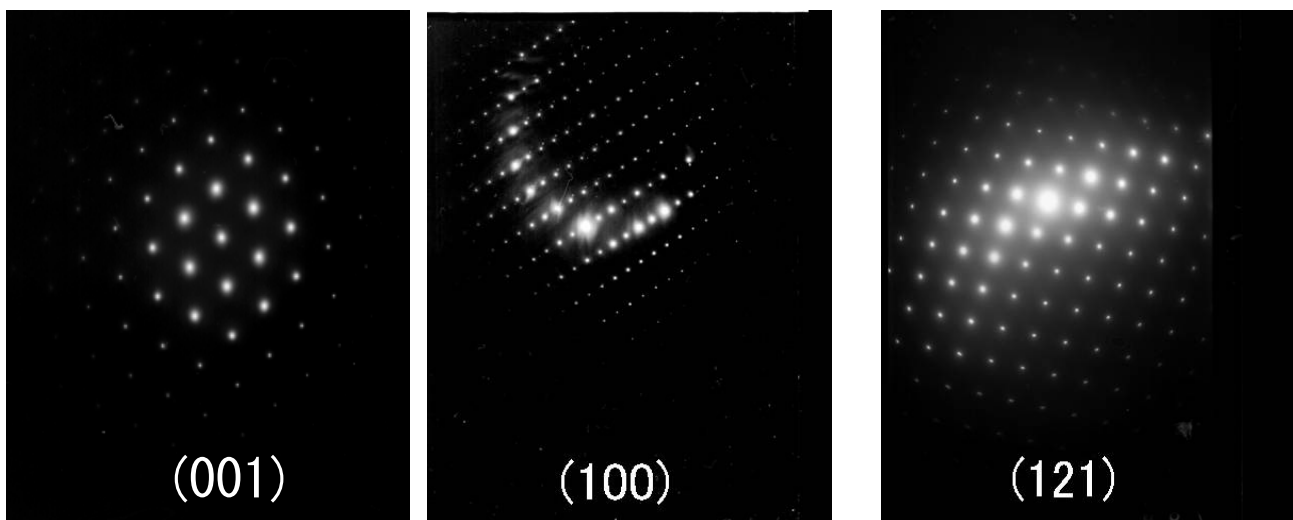


図 3-8 面を把握した回析写真例

面が把握できたらフィルム上で斑点間の距離 g_{hkl} を測定し、式(1)を用いて面間隔 d_{hkl} を算出する。

$$\begin{aligned} \text{波長との関係} \quad g_{hkl} d_{hkl} &= \lambda L \\ \lambda &= 0.87 \times 10^{-3} \text{ nm} \quad L = 1.39 \times 10^9 \text{ nm} \end{aligned} \quad \text{式(1)}$$

ここで λ は電子線の波長、 L は試料とフィルム間の距離でカメラ長である。右辺の λL は試料の物理的な性質には関係ない装置定数でカメラ定数と呼ばれる。算出した面間隔から式(2)を用いて格子定数 a 、 c を導く。

$$\text{面間隔} \quad d_{hkl} = \frac{a}{\sqrt{\frac{4}{3}(h^2 + k^2 + hk) + \left(\frac{a}{c}\right)^2 l^2}} \quad \text{式(2)}$$

計算した結果 $a=0.313\text{nm}$ 、 $c=0.537\text{nm}$ という結果が得られ、格子面方線と (001) 面法線とのなす角は

$$\cos \omega = \frac{ld}{c} \quad \text{式(3)}$$

で与えられる。

方位解析した結果を図 3-9 に示す。未加工のものは押出方向と、ほぼ同じに底面が配向していることが確認できた。

マグネシウムは常温では底面すべり以外の柱面すべりや錐面すべりが活動しにくいですが、高温になると柱面すべりや錐面すべりが活動するようになる⁵⁾。底面が押出方向とほぼ平行に配向していることから、高温においても底面すべりが優先的に活動していることがわかる。

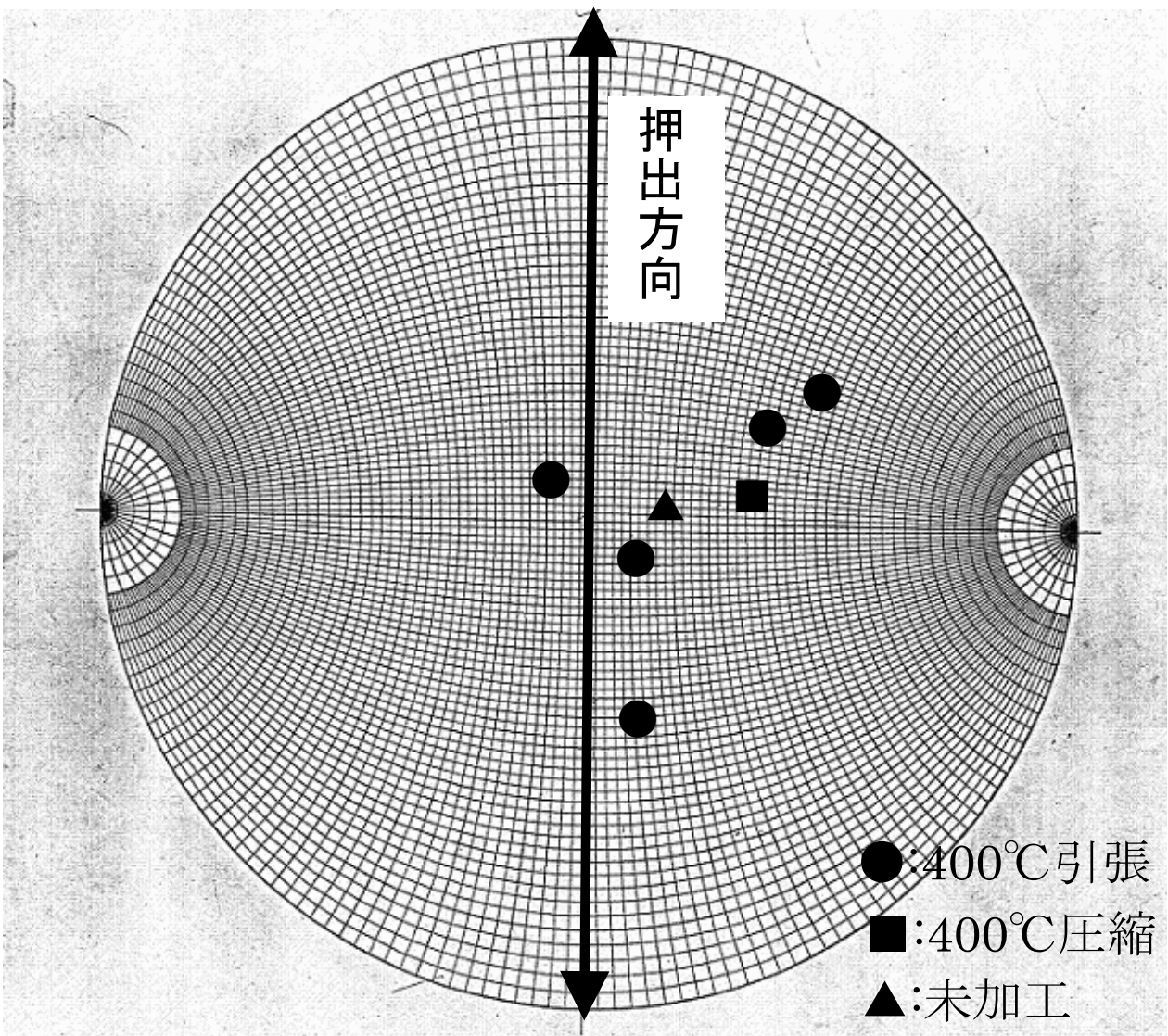


図 3-9 方位解析結果

第4章 バルジ試験金型設計法

4.1 バルジ試験金型設計方法

4.1.1 金型潤滑性能評価試験法

温間バルジ試験実機では、金型の材料や表面粗さ、表面加工等を評価するには、材料費等多大なコストと時間がかかる。そこで温間バルジ試験での最適な金型の表面性状を探索するために、小さく簡易モデル化した試験である、金型潤滑性能評価試験を行った。

まず、リング状の試験片を圧縮し、加工後のリングの形状より摩擦係数を推定するリング圧縮試験を行った。しかし、バルジ成形では供試材の移動量が大きく潤滑剤の流れも大きいのに対し、リング圧縮試験では試験片の移動量が小さい為、潤滑性能の比較や摩擦係数を推定する事が困難であり、バルジ試験の潤滑状態を再現することが出来なかった。そこで温間バルジ試験に適正な金型表面性状を調査するための金型表面性状評価試験法を考案した。ねじで引抜ロッドにマンドレルを締結し、ストリッパプレートを用いて供試管を拡張引抜きする。テーパの付いたマンドレルを引抜くことで拡張された供試管にかかる面圧をバルジ試験の内圧と見立てて、金型と供試管の接触部を再現した。その際、表面粗さや表面性状の異なるマンドレルを用い、引張荷重から摩擦係数の推定をおこなった。図 4-1 に試験用マンドレルの寸法及び、表面性状評価試験の概略を、図 4-2 に表面性状評価試験の概要、図 4-3 に表面性状評価試験画像を示す。また今回の試験では摩擦係数低減を目的として DLC コーティング(Diamond-Like-Carbon)をマンドレルに施した。

試験温度は 400℃で行い、加熱には赤外線加熱炉を使用し、温度の測定には R 型熱電対を使用した。供試材には外径 ϕ が 28 mm、肉厚 t が 2.5 mm、長さ L が 60 mm のマグネシウム合金 AZ31B の円管押出材を使用し、潤滑剤には黒鉛系の固体潤滑剤を使用した。なお供試材の内側の角はマンドレルを傷つけてしまう恐れがあるので R 付けをした。表に今回使用したマンドレルの表面粗さと材質等を示し、図 4-4, 4-5, 4-6 に各マンドレルの画像を示す。DLC コーティングと母材との密着性はサンドブラスト仕上げ面が優れていると報告されているので⁶⁾、サンドブラスト仕上げ面に DLC コーティングを施したマンドレルでの試験も行い、また DLC コーティングの推奨⁷⁾されている材質(超硬合金、合金工具鋼等)と表面粗さ(Rz0.2 以下)を使用したマンドレルも用意した。

表 4-1 試験に使用したマンドレル仕様

材質	表面粗さ (Rz)	表面加工	DLC
S45C (炭素鋼)	0.8, 3.5	研削	有, 無
SKD61 (合金工具鋼)	2.2, 4.6	サンドブラスト	有, 無
SCM440 (クロムモリブデン鋼)	0.2, 3	研削	有, 無
SKH51 (ハイス鋼)	0.2, 3	研削	有, 無
G3 (超硬合金)	0.08, 0.3	研削	有, 無

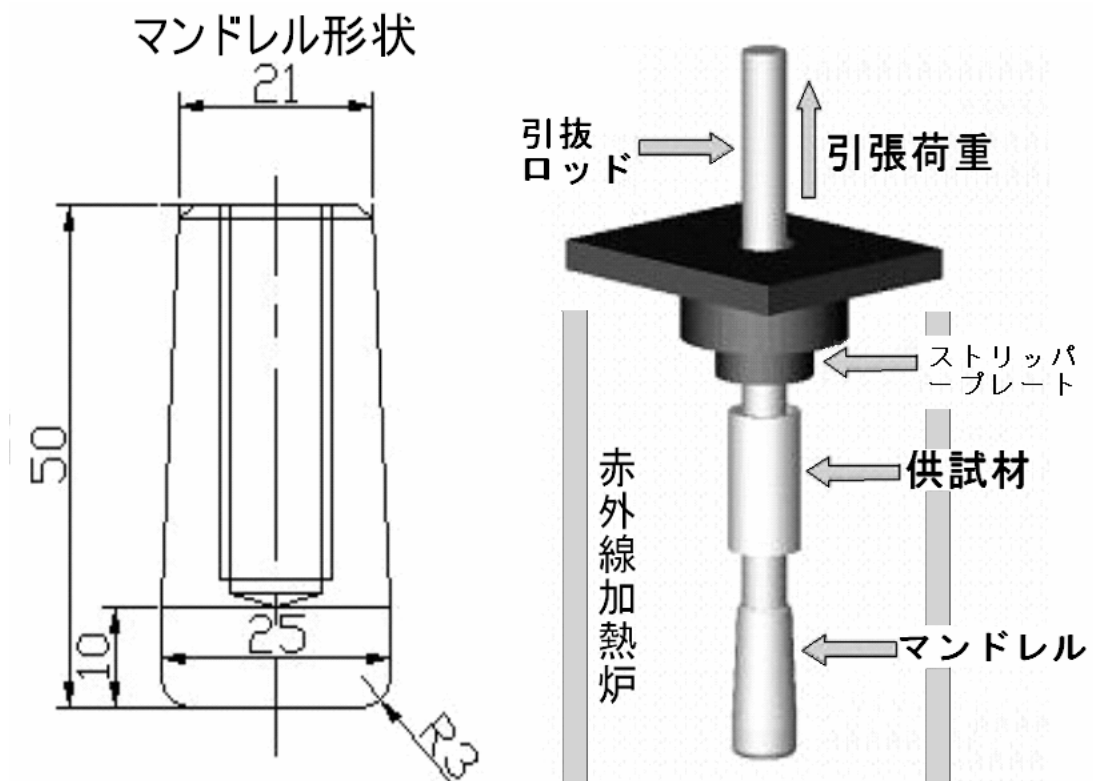


図 4-1 試験用マンドレルの寸法及び表面性状試験の概略

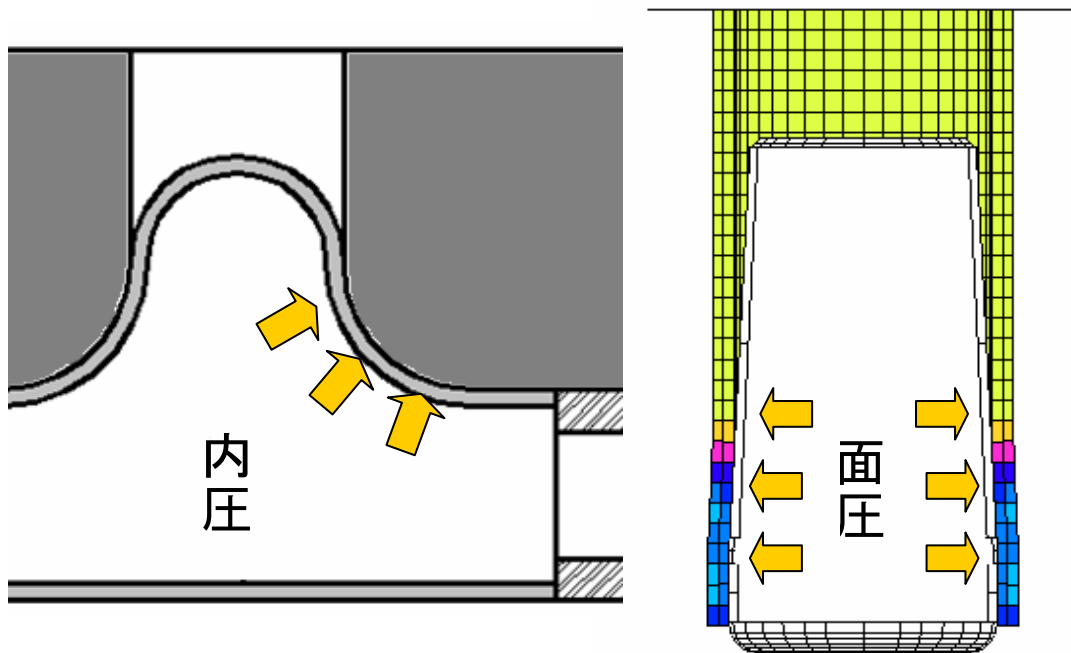


図 4-2 表面性状試験の概要図

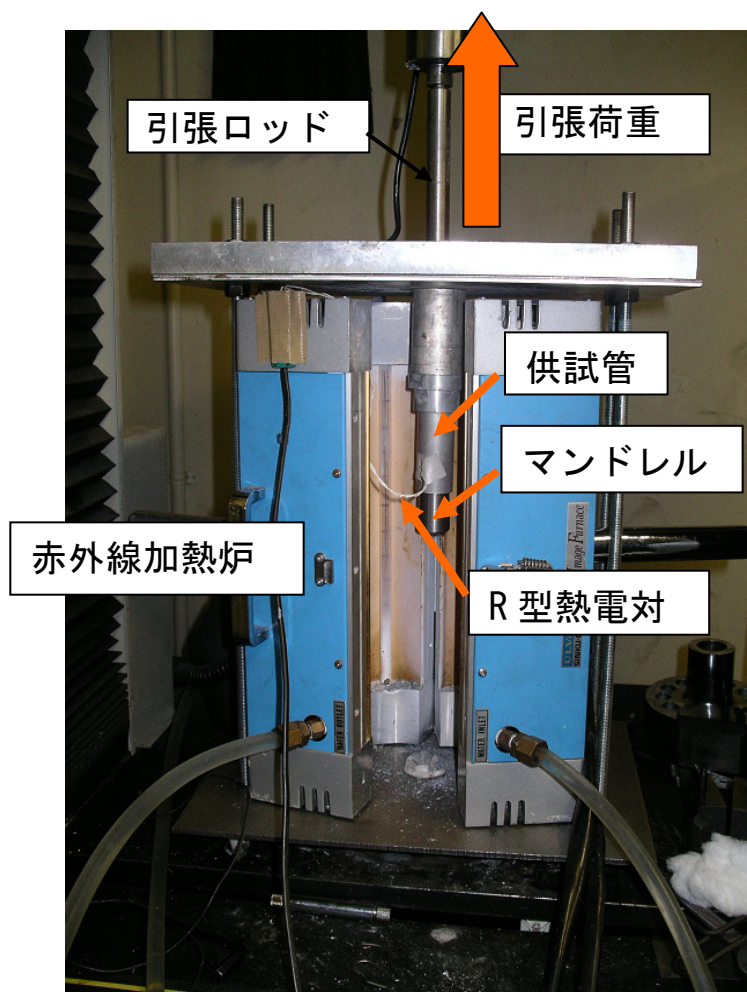


図 4-3 表面性状評価試験

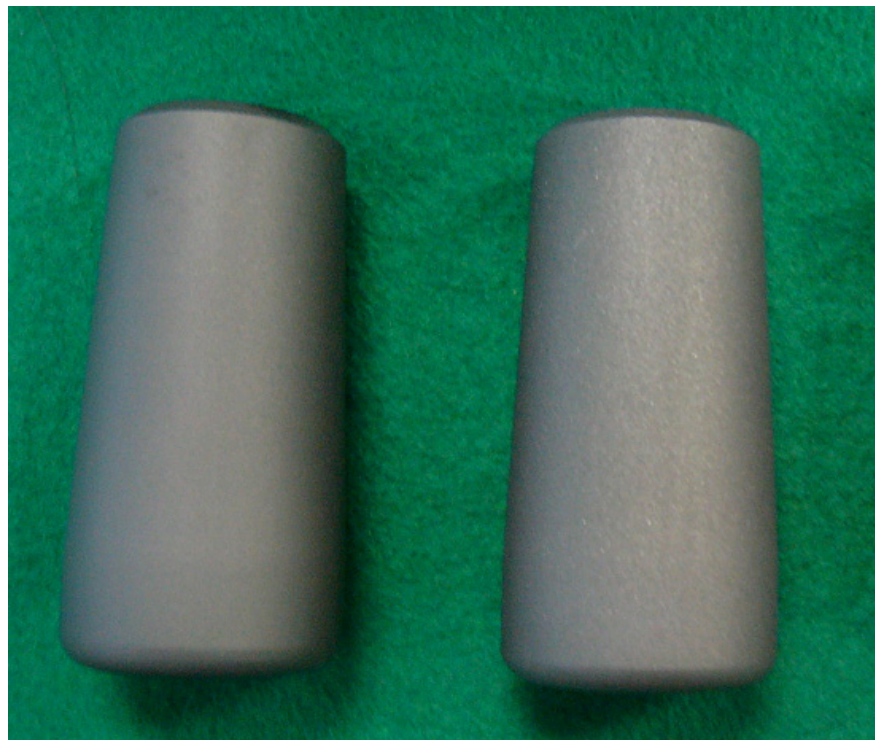


Rz 0.8

Rz 3.5

Rz 0.8+DLC

図 4-4 研削仕上げマンドレル (S45C)



Rz 2.2

Rz 4.6

図 4-5 DLC を施したサンドブラスト仕上げマンドレル



左 Rz 低

右 Rz 高

図 4-6 DLC を施したマンドレル 上から G3, SKH, SCM

DLC コーティングの特徴を記す⁸⁾。

DLC とは Diamond-Like-Carbon の略で、硬さ等ダイヤモンドに類似した特性をもつ炭素膜である。製膜原料は CH_4 (メタン)や C_6H_6 (ベンゼン)などで、製膜方法にはイオン化蒸着法などが用いられる。使用可能温度はおよそ $400^{\circ}C$ までであり、ビッカース硬さはおよそ 3000 程度である。今回の実験ではナノテック社のおよそ $500^{\circ}C$ まで使用可能な耐熱 DLC を施して試験を行った。

DLC コーティングの利点として。摩擦係数の低減、加工面品質の向上、メンテナンス頻度の低減、長寿命化、無潤滑または潤滑剤の低粘度化などが挙げられ、難点としては高温に弱い、密着性が弱い、コーティングが高価であることなどが挙げられる。

図4-7⁸⁾にボールオンディスク試験によるアルミニウムボールに対する各種硬質薄膜のボール磨耗と摩擦係数を示す。各種薄膜と比較してDLCコーティングの摩擦, 磨耗性能が高いことがわかる。

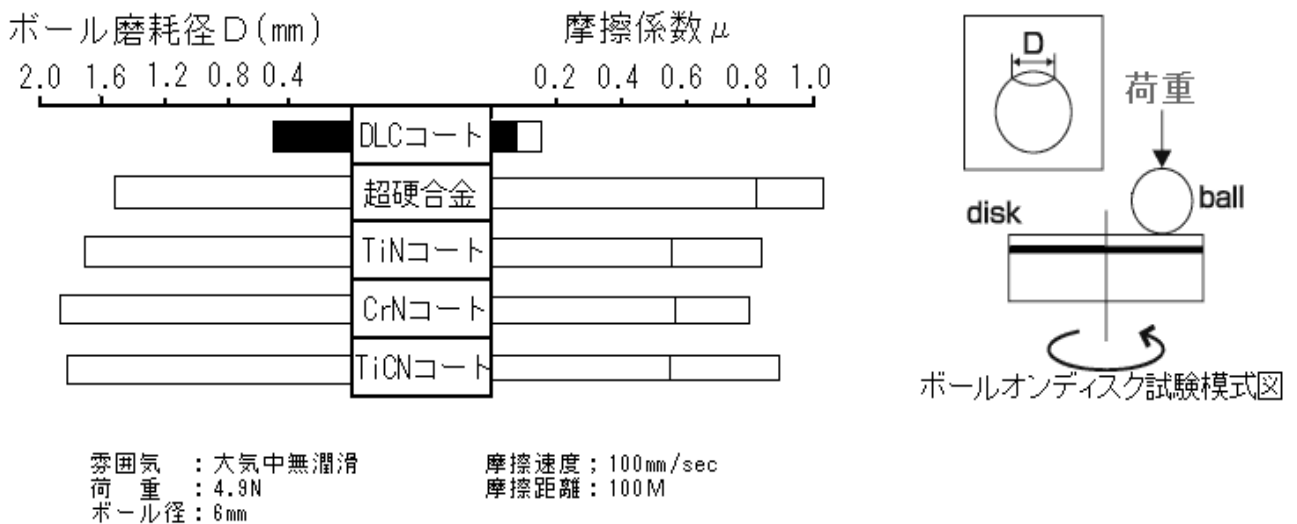


図 4-7 ボールオンディスク試験による各種硬質薄膜とボール磨耗, 摩擦係数(※文献(7)より引用)

4.1.2 数値解析による摩擦係数の推定

表面性状評価試験の変形特性を把握するため、有限要素法解析ソフト MARC を使用し摩擦係数の推定を行った。金型・ストッパー等は剛体とし、マグネシウム管は対象性を考慮して 1/2 の三次元直方体要素モデルとした。マグネシウム合金 AZ31 押出管材の応力歪線図は 400℃における引張試験で得られたものを使用した。数値解析の解析条件を表 4-2 に示す。また実際に解析を行っているモデルの一例を図 4-8 に示す。なお、図 4-9 に示すように、解析による表面性状評価試験の推定面圧はおよそ 5MPa ほどとなり、実際のバルジ試験より厳しい条件となった。

この解析により、金型表面性状評価試験をシミュレーションし、引抜荷重を比較することによって摩擦係数の推定を行う。

表 4-2 表面性状評価試験解析条件

供試材寸法		Φ28× t 2.5×L60mm (対称性を考慮し, 1/2 モデル)
分割数	軸方向	40
	周方向	20
	肉厚方向	2
要素タイプ		3次元直方体要素
材料モデル	温度	400℃
	引張速度	0.5mm/sec
摩擦係数 μ		0.0~0.5

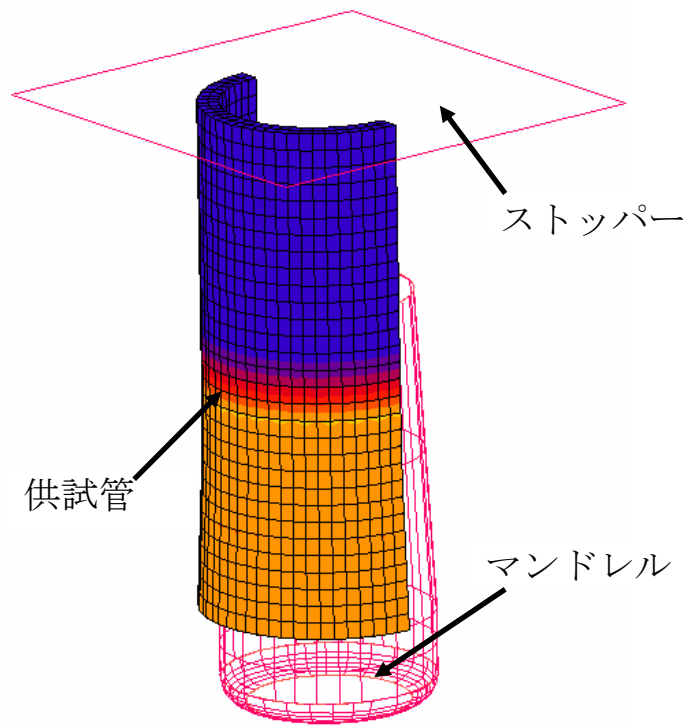


図 4-8 数値解析モデルの一例

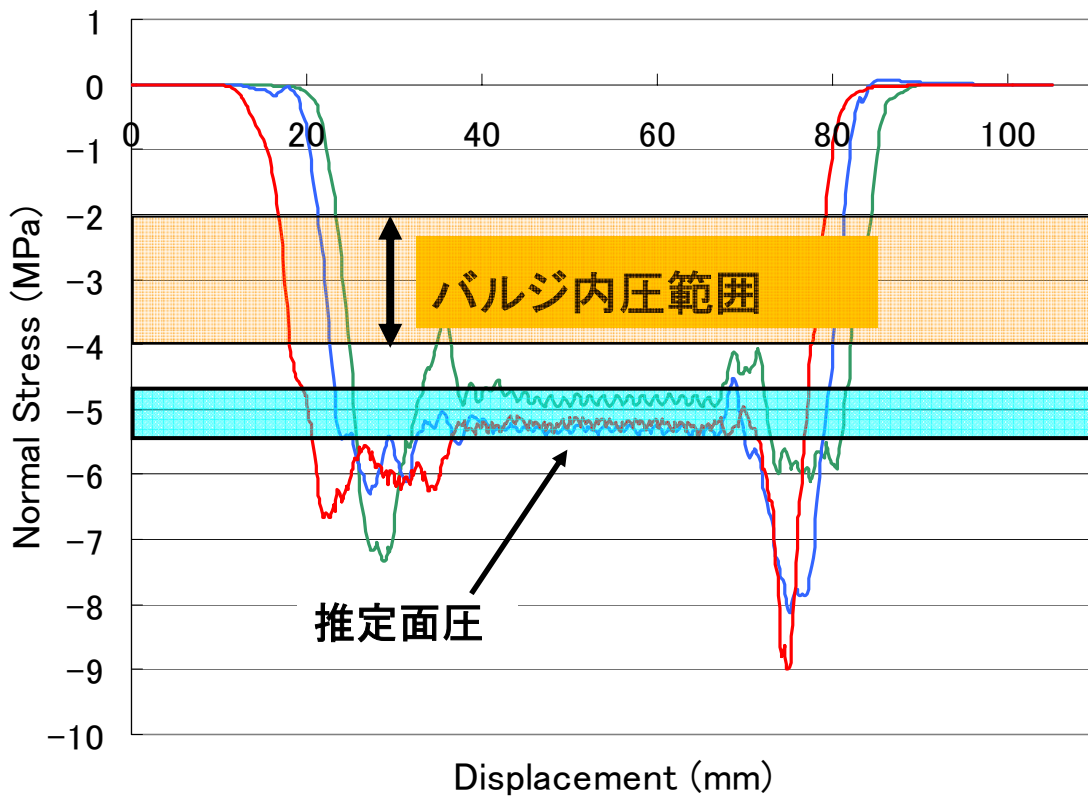


図 4-9 数値解析での面圧推定

4.1.3 数値解析を用いた金型設計

温間バルジ試験の形状設計や変形特性を把握するため、有限要素法解析ソフト MARC を使用し成形のシミュレーションを行った。数値解析の解析条件を表 4-3 に示す。また実際に解析を行っているモデルの一例を図 4-10 に示す。

表 4-3 数値解析によるバルジ試験条件

供試材寸法	$\Phi 50 \times t 2.0 \times L260\text{mm}$	
分割数	軸方向	130
	周方向	20
	肉厚方向	2
要素タイプ	3次元直方体要素	
材料モデル	温度	400°C
摩擦係数 μ	0.1	

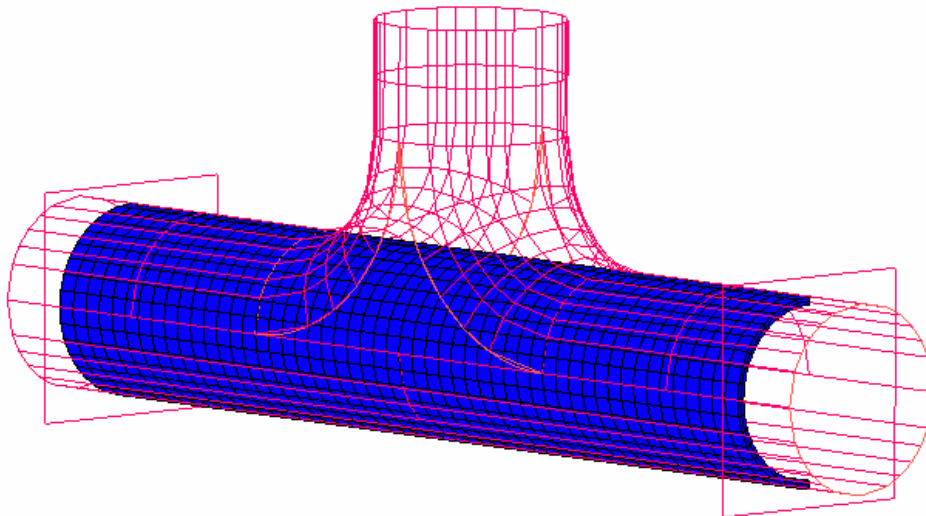
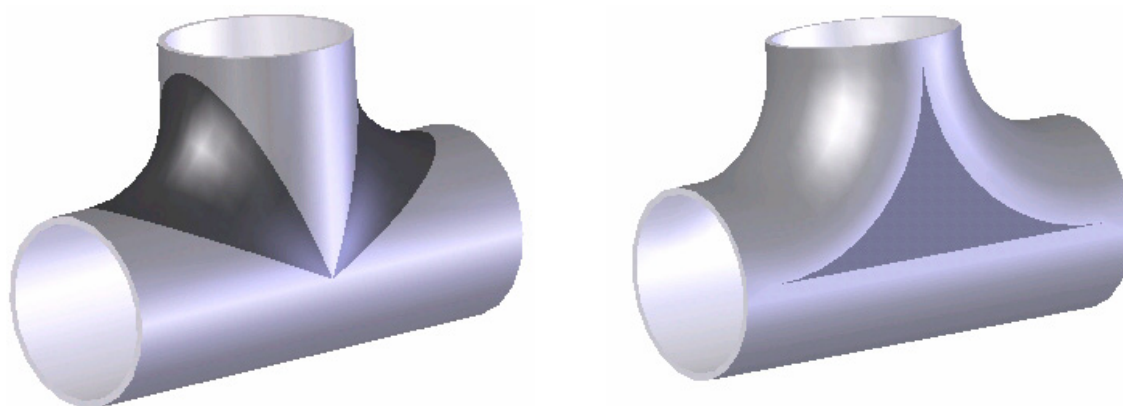


図 4-10 数値解析でのバルジ試験モデルの一例

バルジ成形金型を製作するにあたり、最初に金型形状の最適化を行った。T継手の形状として、図4-11に示すような直管交差型とエルボ対向型の2種類の形状を考案し、解析により両者の成形性を比較した。直管交差型は2本の直管を垂直に合わせて肩部にRを付けた形状で、エルボ対向型は2つのエルボを重ねた形状で、直管交差型に比べて肩部が広く、メタルの流れ易い形状となっている。また、さらに成形性に優れた金型形状の探索のため、図4-12に示すような、T継手の枝管部R形状のダブルR化についても検討した。ダブルRの金型についてはエルボ対向型を元として、更にメタルの流れがスムーズになるように肩部のRを二重にして緩やかな形状となっている。



直管交差型

エルボ対向型

図4-11 T継手の形状

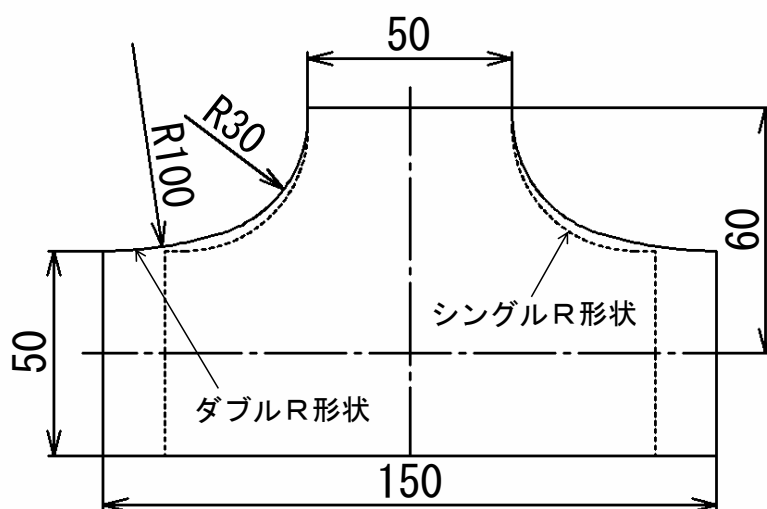


図4-12 ダブルR金型の形状

4.2 バルン試験金型設計結果・考察

4.2.1 金型表面性状評価試験結果

(1) 表面粗さによる潤滑への影響

研削仕上げの表面粗さの異なるマンドレルにおける DLC コーティング無しで潤滑剤を塗布した試験結果を図 4-13 に示す。

通常の金属表面は、表面粗さを形成する小さな凹凸があり、その凹部にたまった潤滑剤は素材と工具と接触するときに逃げる隙間がないと機械的に閉じ込められて工具と素材とを離す潤滑膜を形成する。この効果は、すべての塑性加工において期待でき、素材表面を酸による腐食などで粗くしておけば摩擦係数は低下する⁹⁾。図の 2 種類の表面粗さの場合では Rz が $0.8\mu\text{m}$ のマンドレルのほうが引張荷重は低く、 $3.5\mu\text{m}$ のマンドレルでの表面を粗くしたことによる摩擦係数の低下は見られなかった。しかし、図の表面粗さの場合では、 $Rz0.2\mu\text{m}$ のマンドレルのほうが $Rz3\mu\text{m}$ のマンドレルよりも引抜荷重は高く、表面粗さを低くしすぎたことによって供試管との接触面が増え、焼き付きを起こし、振動を伴った。表面の凹凸への潤滑剤の閉じ込めによる摩擦係数の低減は $Rz0.8$ 近傍での表面粗さの際に現れると考えられる。

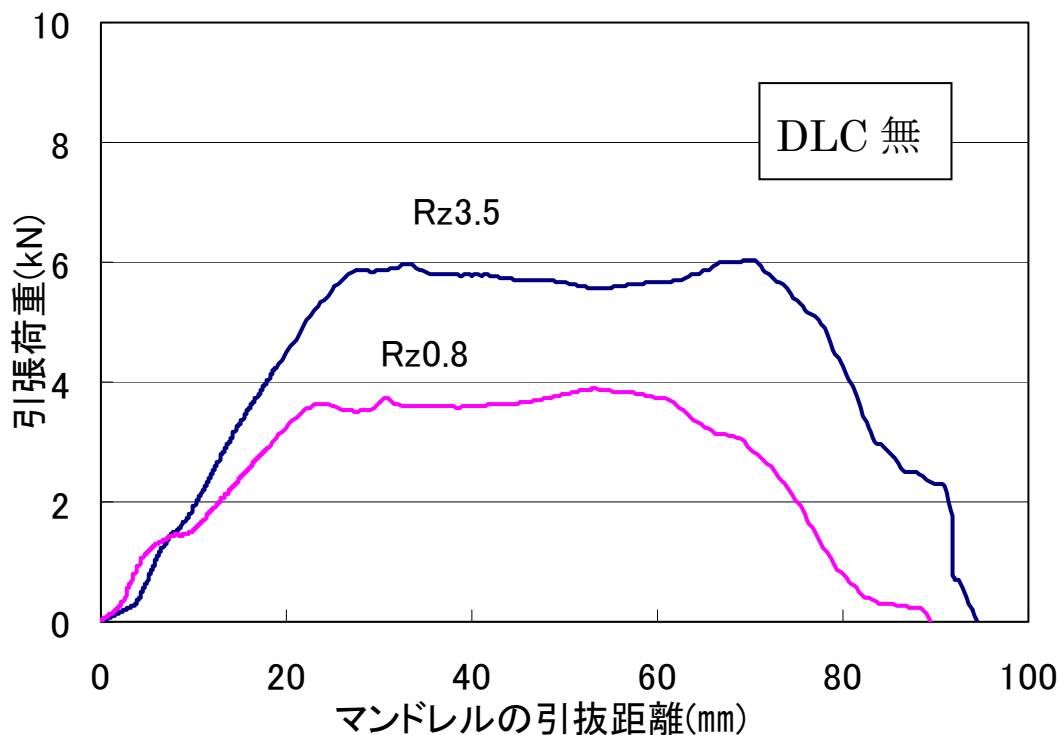


図 4-13 切削仕上げマンドレルにおける表面粗さと引張荷重

(2) DLCコーティングによる潤滑への影響

次に表面粗さ Rz0.8 のマンドレルにDLCコーティングを施したもので試験結果を示す。試験条件として、DLC 処理をしないで潤滑剤の塗布しない「無潤滑」、DLC 処理しないで潤滑剤を塗布した「潤滑剤あり」と、DLC 処理して潤滑剤を塗布した「DLC+潤滑剤」の3通りで試験を行った。図4-14に結果を示す。

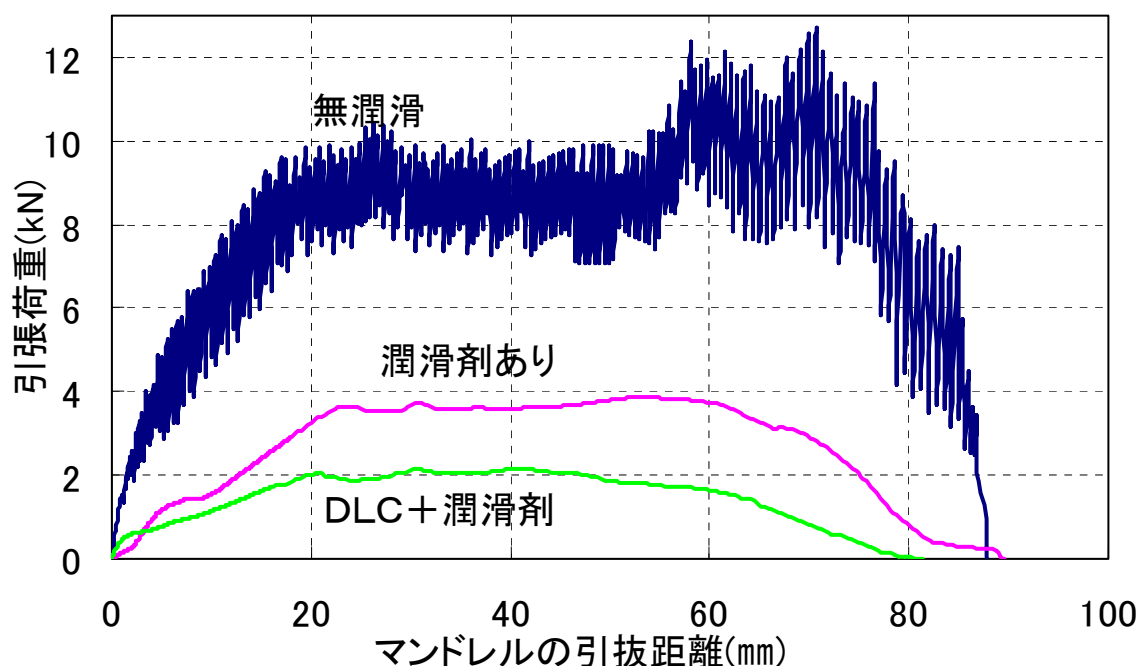


図4-14 DLC処理及び潤滑剤と引張荷重

「無潤滑」においては供試管がマンドレルに焼き付いてしまい、激しく振動を伴いながら拡張された。引張荷重も大きくなり、バルジ成形においても無潤滑での成形が難しい事が予想できる。「潤滑剤あり」においては無潤滑における引張荷重の半分以下になり潤滑剤の重要性が伺えた。「DLC+潤滑剤」においては引張荷重が無潤滑のおよそ 1/5、潤滑剤ありのおよそ 1/2 と非常に高い潤滑性能を示した。「DLC+潤滑剤」において試験後のマンドレルを観察したところ、図4-15のようにDLCが剥離したような跡が見られたため、光学顕微鏡にて200倍で表面観察を行った。観察より、剥離のように見えた部分は供試管であるマグネシウム合金が付着していることがわかった。この付着により、試験回数を重ねるごとに荷重が徐々に上がっていき、潤滑性能が下がっていることが分かった。

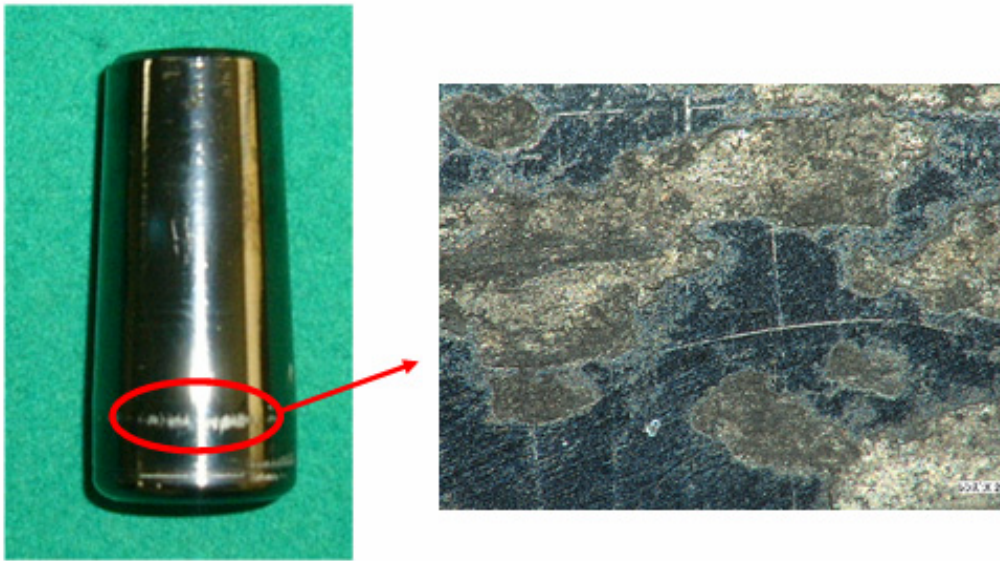


図 4-15 試験後の研削仕上げマンドレルの表面観察

(3) サンドブラスト仕上げでのDLCによる引張荷重への影響

サンドブラスト面に DLC を施したマンドレルでの試験結果を図 4-16 に示す。

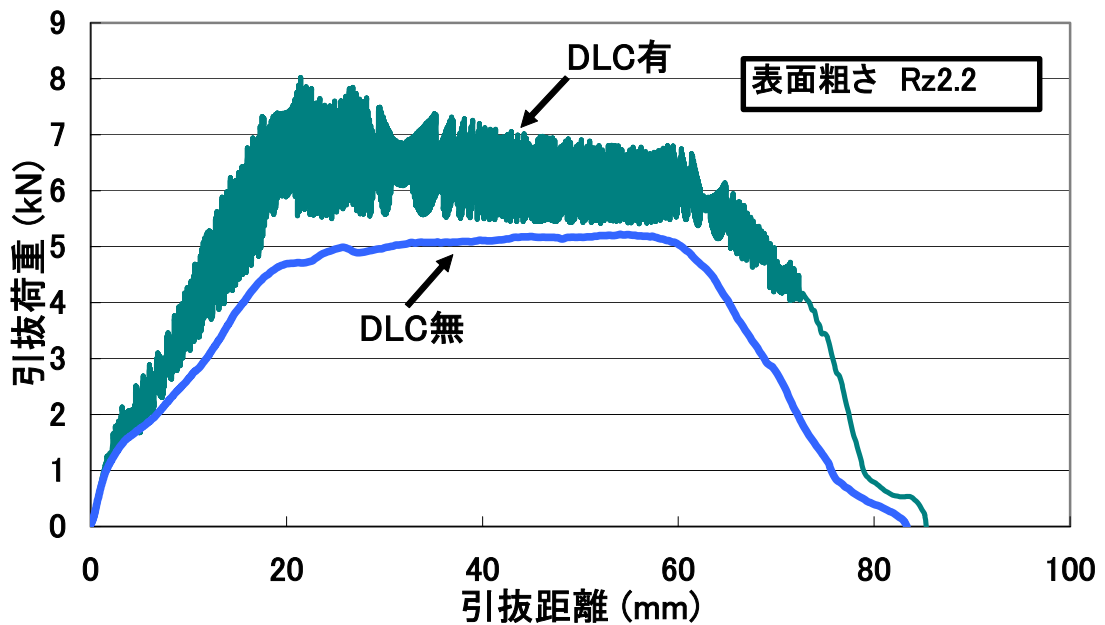


図 4-16 DLC を施したサンドブラスト仕上げマンドレルにおける表面粗さと引張荷重

結果として DLC 無しでは振動は起こらなかったものの、全体的に引抜荷重が高くなっている。DLC 有りでは DLC 処理されているにも関わらず振動を伴いながら拡張し、DLC 無の結果よりも潤滑性能の低下が見られた。試験後のマンドレルを観察すると図 4-17 に示すように、DLC が剥がれているようにサンドブラストの凹凸がなくなっていた。しかし光学顕微鏡による表面観察により、サンドブラスト面によりマンドレルの表面粗さが粗くなったことで、凹凸部に高温によって柔らかくなったマグネシウム合金が入り込み、付着していることがわかった。付着したマグネシウム合金は研削面のマンドレルよりも多く、その付着により、DLC の効果が無くなり、振動を伴い、荷重が上がったと考えられる。

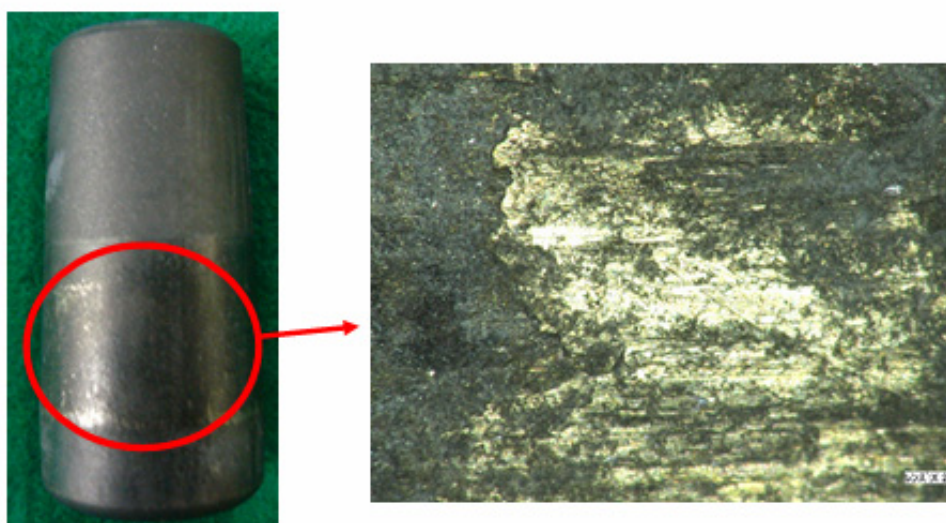


図 4-17 試験後のサンドブラスト面の表面観察

(4) DLC 処理における表面粗さの引抜荷重への影響

表面粗さの異なるマンドレルに DLC コーティングを施し、試験を行った結果を図に示す。この試験では DLC の効果を向上させるために、推奨材料である G3 (超硬合金)、SKH51、SCM440 をマンドレルに使用した。

表面粗さの異なるマンドレルを用いて行った試験結果を図 4-18 に示す。DLC 無しの場合では供試管が焼き付きを起こし振動を伴いながら拡張された。反対に DLC 処理をしたものでは振動がなくなり引抜荷重が下がった。特に表面粗さの低い Rz0.2 のマンドレルでは DLC 処理によって著しく潤滑性能の向上が確認された。

また試験後のマンドレルの表面を観察した結果を図 4-19 に示す。表面粗さ Rz3, 0.3 のマンドレルではマグネシウム合金の付着がやや見られたが、Rz0.2 以下のマンドレルでは付着は確認されなかった。マグネシウムの付着が無いことから表面粗さの低いマンドレルでは潤滑性能の向上が顕著であったと考えられる。またその後 5 回ほど同じマンド

レルを用いて試験を行ったが、Rz0.2 以下のものでは依然マグネシウムの付着は見られず、荷重は安定していたため、回数を重ねることによる潤滑性能の低下も無いと考えられる。

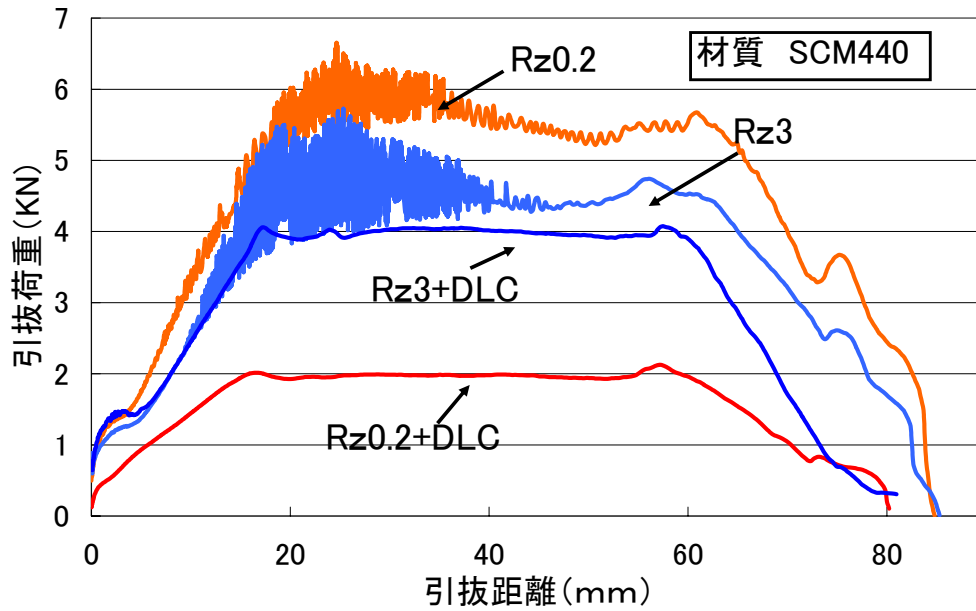


図 4-18 金型表面粗さの引張荷重への影響



図 4-19 試験後のマンドレル写真 (SKH, DLC 有)

4.2.2 数値解析による摩擦係数の推定

数値解析により摩擦係数 μ を 0.0~0.5 に変えて金型表面性状評価試験のシミュレーションを行い、解析による潤滑性能比較試験の荷重-変位線図から摩擦係数の推定を行った。解析による変位-荷重線図を図 4-20 に示す。また解析による引抜荷重を用いて、表面性状評価試験結果の摩擦係数の推定を行った図4-21 も示す。

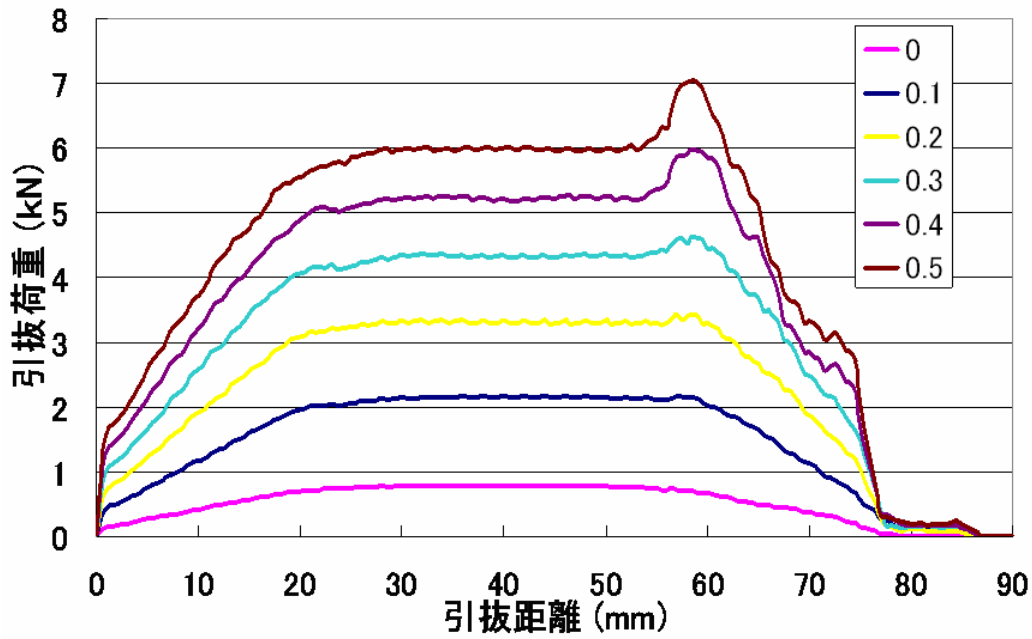


図 4-20 数値解析による荷重-変位線図

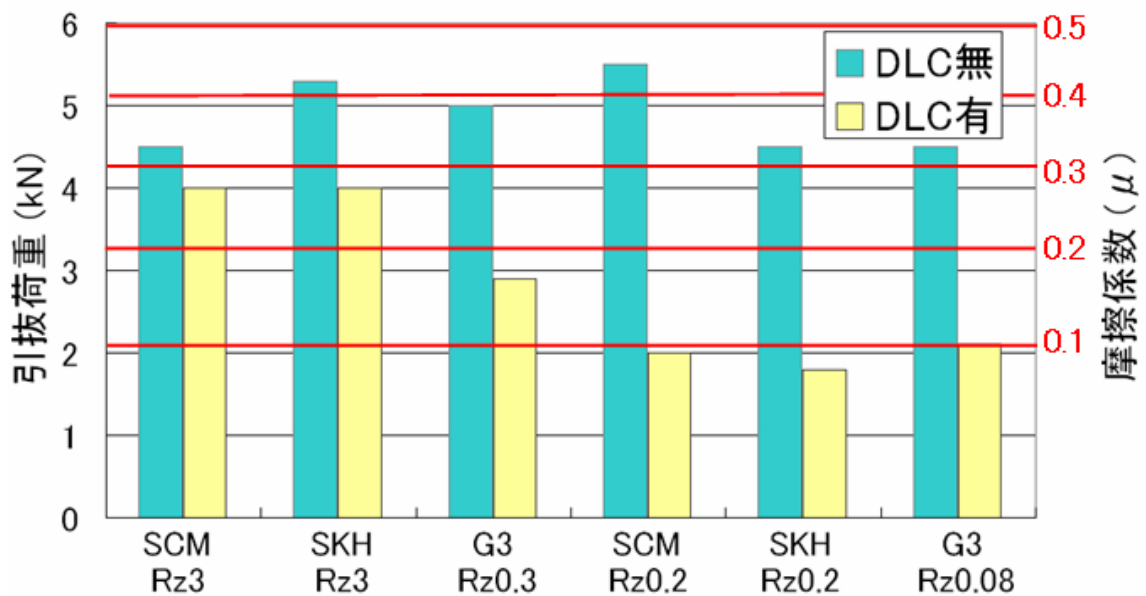


図 4-21 研削面マンドレルでの摩擦係数の推定

図より、DLC を施していないマンドレルを用いたもので推定摩擦係数 μ は 0.3~0.4、DLC を施したものは、表面粗さ Rz3 がおよそ $\mu=0.28$ 、Rz0.3 が 0.17、表面粗さ Rz0.2 以下のものでおよそ 0.1、0.1 以下という結果になった。また、DLC を施したものでは表面粗さが下がるにつれて引抜荷重が下がっているのがわかる。材質による摩擦係数の違いは少なく、今後、高温での金型材の硬さの低下や DLC 膜の耐久性などを確認する必要があるが、SCM のような安価な材質でも潤滑性能向上の期待が持てる。

4.2.3 数値解析による金型形状設計結果

図4-22 に金型形状の違いによる温間シリン成形性を比較した 1/2 モデルでの解析結果を示す。(a) の直管交差型に対して(b)のエルボ対向型は枝部の膨らみが良好であり、成形性が良いといえる。図4-23 に成形時のパンチ押し込み荷重のグラフを示す。

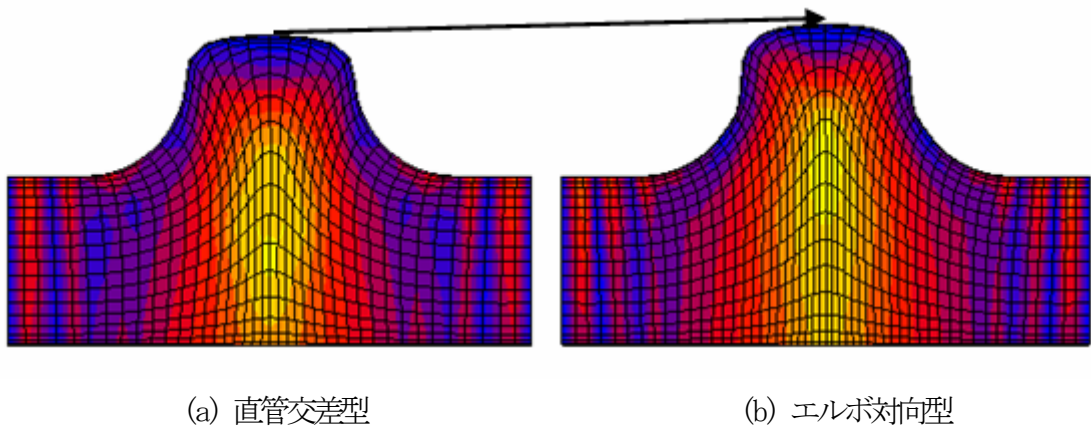


図4-22 金型形状の違いによる成形性の比較

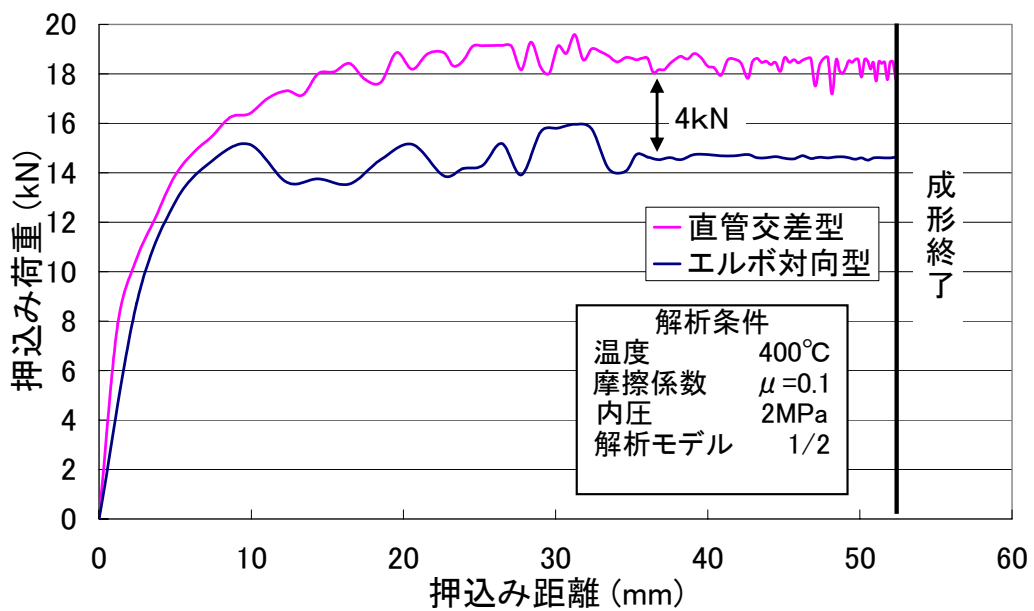


図4-23 金型形状の違いによる成形時のパンチ押し込み荷重の比較

エルボ対向型における押し込み荷重は、直管交差型に比べて約4kN低く、この結果からもエルボ対向型の成形性が良いことがわかった。またさらに成形性に優れた金型形状の探索のため、エルボ対向型をもとに、枝管部R形状のダブルR化を検討した。図4-24に1/4モデルでの解析によるパンチ押し込み荷重の比較結果を示す。ここで、1/4モデルとしたのはダブルR形状の解析が1/2モデルでは成功しなかったためである。

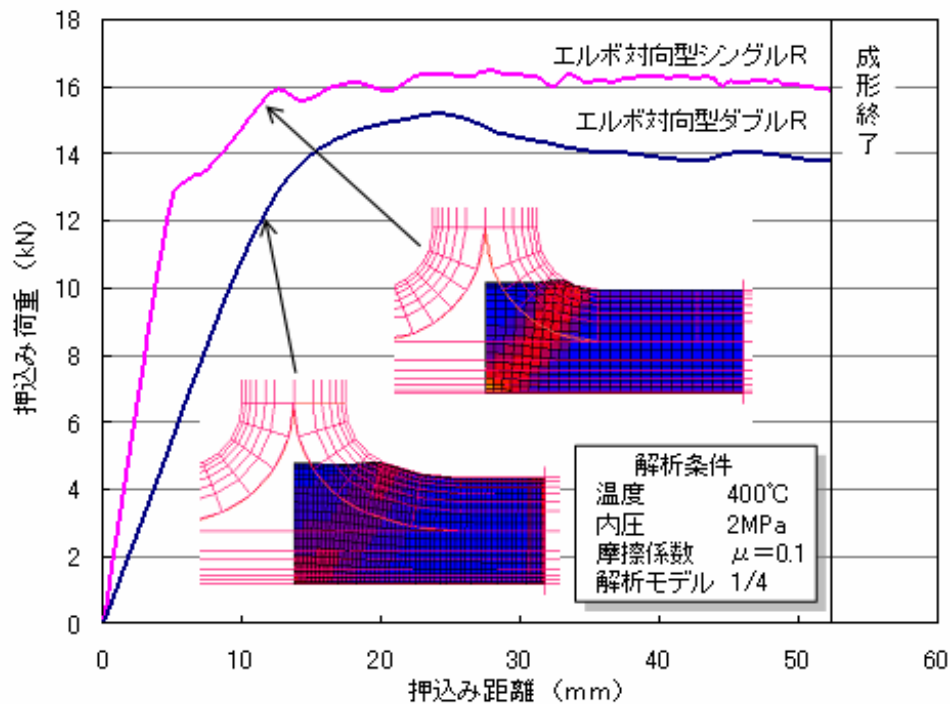


図4-24 ダブルR型金型の1/4モデルでの解析によるパンチ押し込み荷重の比較

これより、枝管部のダブルR化により押し込み荷重を約2kN下げることができるといことがわかり、成形性向上に効果が期待できると思われる。しかし、ダブルR型の金型は、R部が大きくなることでの直管部の減少など、T継手の製品形状が変化してしまうことや、金型製作上での手間などの関係から、採用するには難しいと考えられる。

第5章 温間バルジ成形法

5.1 温間バルジ成形方法

5.1.1 温間バルジ成形可能範囲の確立

図 5-1 に温間バルジ成形機概略図、図 5-2 に温間バルジ成形機画像、図 5-3 にバルジ試験機金型を示す。本研究温間バルジ成形機では、上金型と下金型の間には供試管を挟み込み、高周波誘導加熱コイルにより試験温度まで金型を加熱し、圧力導入部より窒素ガスを充填することにより管に内圧 p を与え、同時に供試管の両端から油圧シリンダによりパンチを押し込むことにより肉厚を供給して張り出し、成形を行う。左右の押し込み距離 Δl を押し込み前の供試材長さ l で割ったものを押し込み率 $\Delta l / l$ と定義した。

内圧にはポンペにより供給される窒素ガスを用いた。内圧の設定をポンペにつけてあるゲージにておこない、内圧の測定はパンチ部手前の圧力センサで行った。パンチ部の押し込みは油圧シリンダを用いた。油圧の設定はポンプのゲージにて行い、油圧の測定はシリンダ入口の圧力センサで行った。パンチ移動量は光センサ、温度は熱電対を用い測定した。

今回の試験では温度は 300、350、400、450℃の各温度で、内圧の設定値 1.5~4.0MPa とパンチを押し込む油圧シリンダの油圧設定値 4~10MPa を変化させて行い、押し込み率は 40%とした。潤滑剤には黒鉛系の固体潤滑剤を使用した。またバルジ試験金型に DLC(Diamond-Like-Carbon)コーティングを施した。表 5-1 に温間バルジ試験条件、温間バルジ試験金型仕様を記す。

今回製作する T 継手の形状寸法を図 5-4 に示す。継手の膨らみ部分を枝部、R の部分を肩部とする。T 継手の成形性の判定については肉厚が 2 mm以上。枝部の直径が 49 mm以上で外表面性状として、しわや座屈が軽微であることとした。また、肉厚基準と枝部の直径基準は JIS の規格内である。

表 5-1 温間バルジ試験条件

試験温度 (°C)	内圧 (MPa)	押し込み油圧設定値 (MPa)	押し込み率 (%)
300, 350, 400, 450	1.4~4.0	4~10MPa	40

表 5-2 温間バルジ試験金型仕様

表面粗さ (μm)	材料	形状	表面加工
Rz6	S45C	エルボ対向	DLC

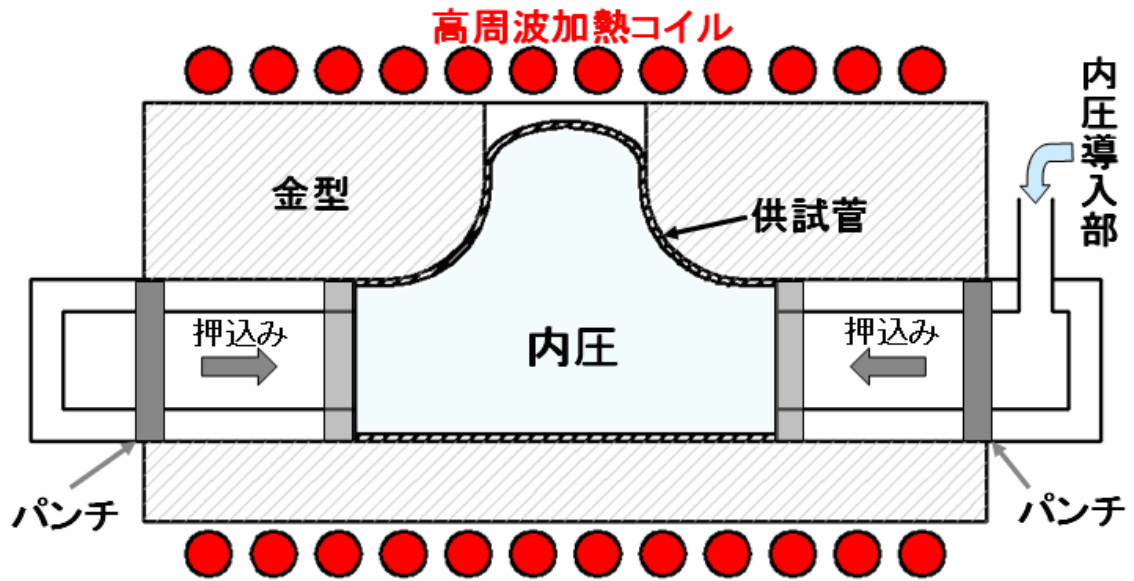


図 5-1 温間バルジ成形機概略図

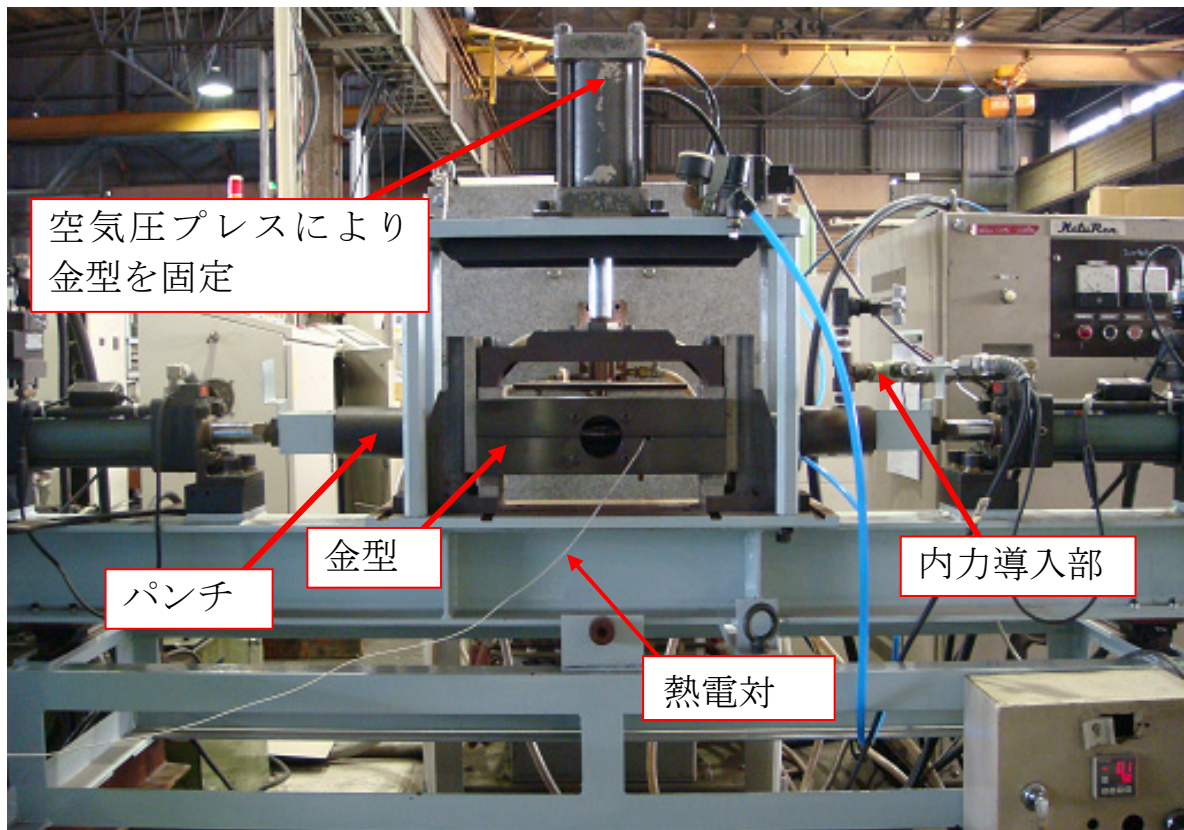


図 5-2 温間バルジ成形機

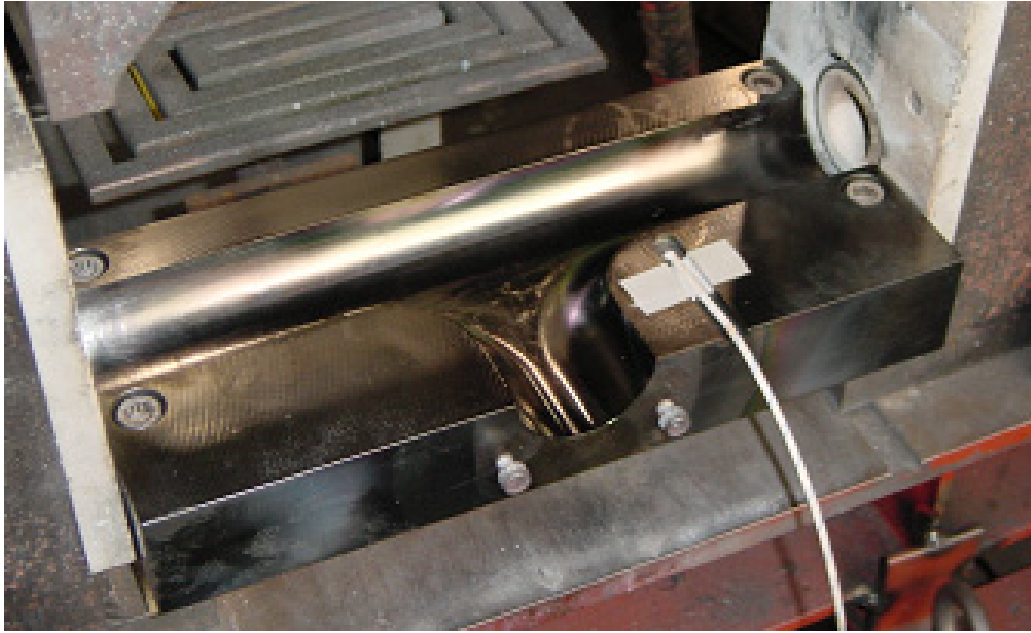


図 5-3 バルジ試験機金型

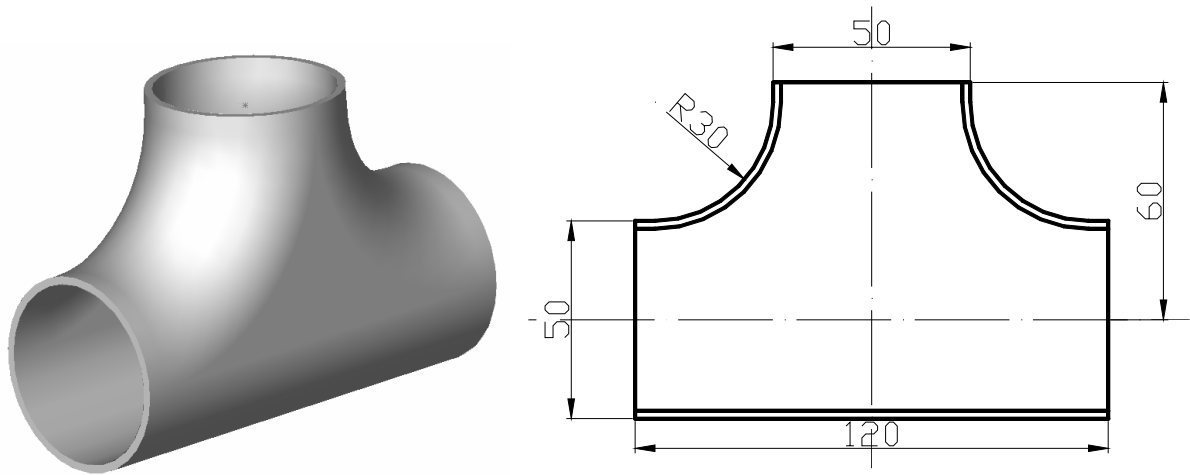


図 5-4 T 継手形状寸法 (単位 : mm)

バルジ試験では図 5-5 に示すような、頂点部の破裂、肩部座屈、側面部座屈等の成形不良を生じる。それら成形不良の発生を防ぐための適正な成形可能範囲を確立する必要がある。本バルジ試験機では内圧設定値とパンチを押込む油圧シリンダの設定値によって制御されているため、図 5-6 に示すように、それぞれを変化させて、各成形不良限界を設定し、成形可能範囲を調査する。

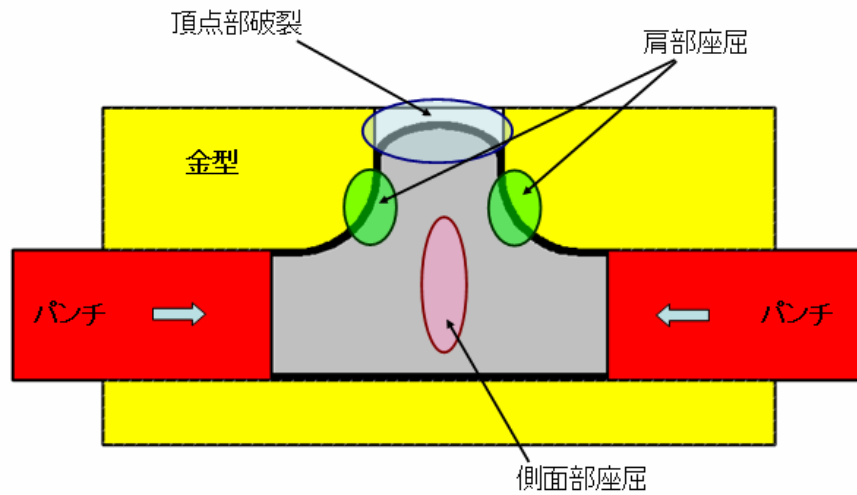


図 5-5 バルジ成形での成形不良時の形態

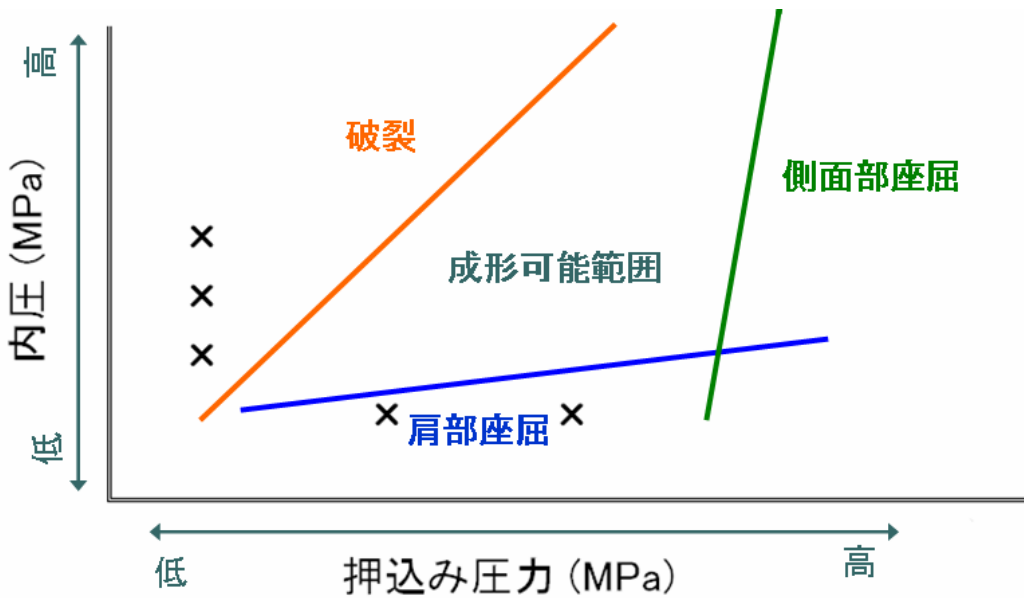


図 5-6 バルジ成形可能範囲の推定法

5.1.2 新金型による温間バルジ成形

温間バルジ成形では金型と供試管の接触部での摩擦による成形への影響が大きい。そこで摩擦係数を低減することで、バルジ成形可能範囲の拡大もしくは、内圧、押込み荷重などの低下が予想される。前章の金型表面性状評価試験では、超硬、SKH51、SCM440にて、表面粗さを Rz0.2 で製作した金型に DLC コーティングを施した場合に、摩擦係数 $\mu=0.1$ という良い結果が得られた。この結果を元に材料 SCM440、表面粗さ Rz0.2 で DLC コーティングを施した新しい金型を作成し、潤滑性能向上による、バルジ成形可能範囲の拡大を目指した。成形温度は 400℃、押込み率は 40%とした。図 5-7 に新しく作成した金型を、表 5-3 に金型の仕様を示す。



図 5-7 新金型外観

表 5-3 金型仕様の比較

	表面粗さ (μm)	材料	形状	表面加工
新金型	Rz0.2	SCM440	エルボ対向	DLC
旧金型	Rz6	S45C	エルボ対向	DLC

5.1.3 数値解析による温間バルジ成形法

数値解析でのバルジ成形の成形可能範囲を推定するため、有限要素法解析ソフト MARC を使用し、成形シミュレーションを行った。解析条件は前章と同様に、応力歪線図には温度 400℃引張試験結果を用い、押込みパンチと金型を剛体とし、解析モデルには三次元直方体要素モデルを使用し、摩擦係数は 0.1 とした。

5.2 温間バルジ成形法結果・考察

5.2.1 温間バルジ成形法結果

図 5-8 に成形温度 400℃、押し込み率 40%におけるバルジ成形試験結果を示す。前述の T 継手の成形判定基準を満たしたものを○、形状は満たしているが、若干の亀裂やしわが認められるものを△、その他、座屈、破裂等成形不可のものを×で表している。各成形不良時の状況を下記(1), (2)に示す。成形を成功させるには内圧と押し込みのバランスが大きく影響し、バランスのとれた範囲が右斜めに存在している。図にバルジ成形試験時の各パラメータのチャートを示す。尚、試験機の能力から、内圧 5.0MPa、押しシリンダ油圧 10MPa を上限としている。

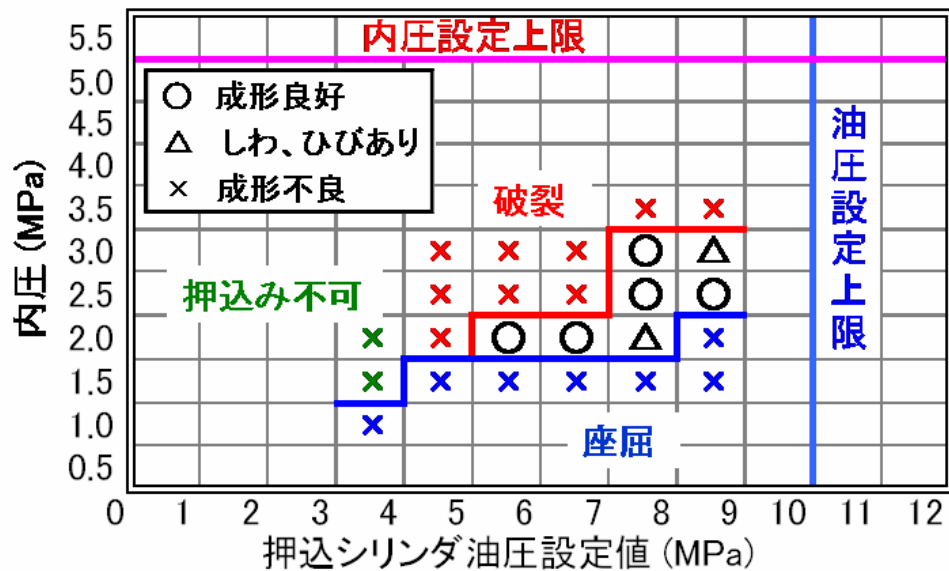


図 5-8 400℃における T 継手バルジ成形可能範囲

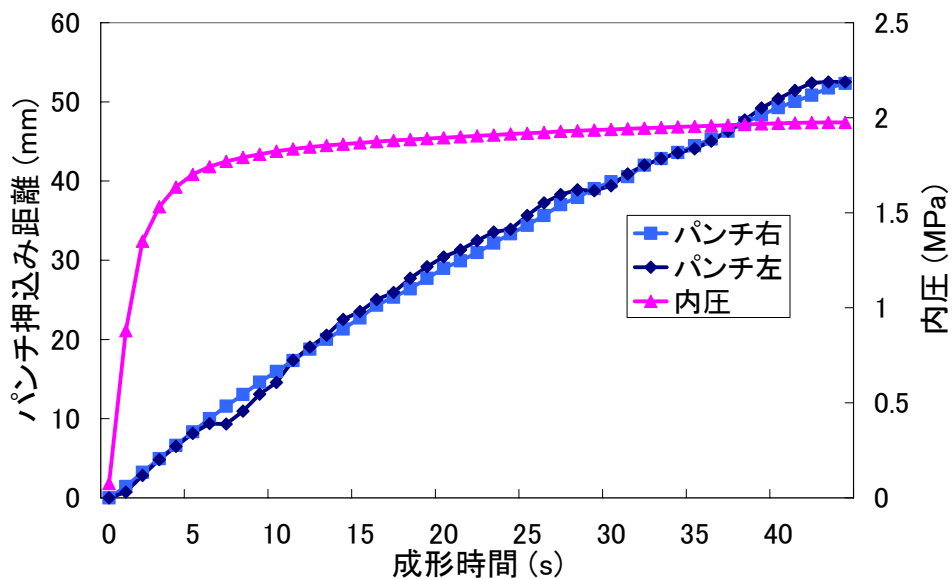


図 5-9 バルジ成形試験時の内圧－押し込みチャート

(1) 内圧・押し込み圧力の影響

押し込みとの関係が大きいですが、内圧が低いと肩部で座屈を起こし、逆に内圧が高すぎると頂点部で破裂を起こす可能性が高くなる。主に、内圧高で押し込み低のときに肉厚の供給が間に合わずに、頂点部で破裂が起き、内圧低で押し込み高のときに押し込みが早くなりすぎるために、膨らむ前に肩部、側面部の座屈を生じる。破裂を起こさなかった場合でも肉厚の減少がおき、成形基準を満たさなくなる。図 5-10 に内圧における成形状況を示す。

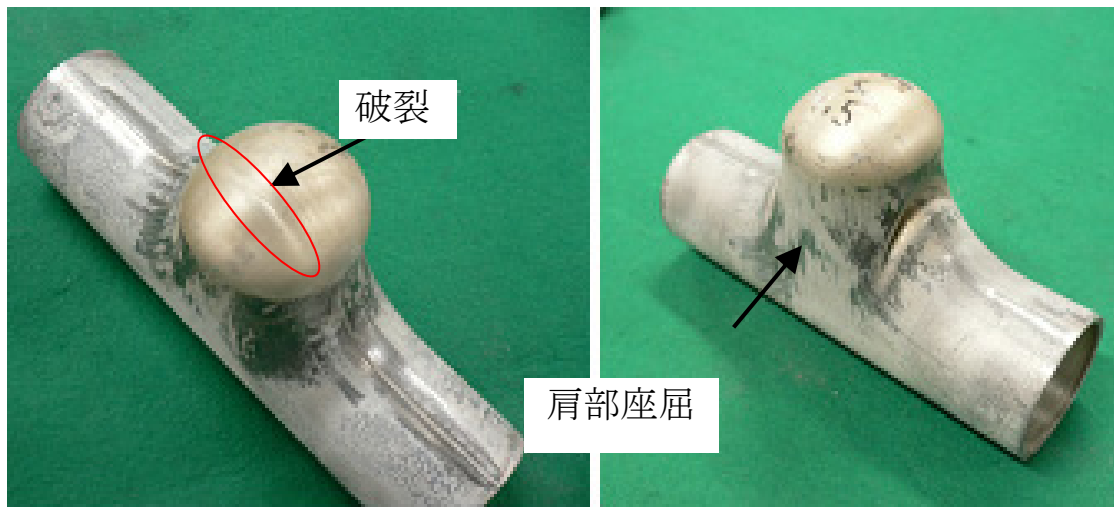


図 5-10 内圧による成形不良時の状況

(2) 成形温度の影響

温度別での成形可能範囲を図 5-11 に示す。450℃の試験では、供試材の変形抵抗の減少と破断ひずみの増大による内圧、押し込み荷重の低下と成形可能範囲の拡大が確認でき、300、350℃の試験では変形抵抗が増加し、内圧、押し込み荷重が増大した。尚、300℃では試験機的能力不足により成形不可能であった。内圧により発生する管周方向引張応力と押し込み荷重により発生する管軸方向圧縮応力の組合せによる応力が、各温度における供試材の変形抵抗を上回ったうえで、両者がうまくバランスすることが重要である。300℃、350℃では変形抵抗の増加に加え加工硬化率が大きいのでより押し込み速度が低下していき、押し込めなくなることがある。押し込みが不可能になることを避けるために押し込み圧力を高くすると管端の噛み込みや、管の内部の圧力が高まる前に押し込みが始まることによる肩部、側面部の座屈が起こる。図 5-12 に押し込み圧力における成形状況を示す。

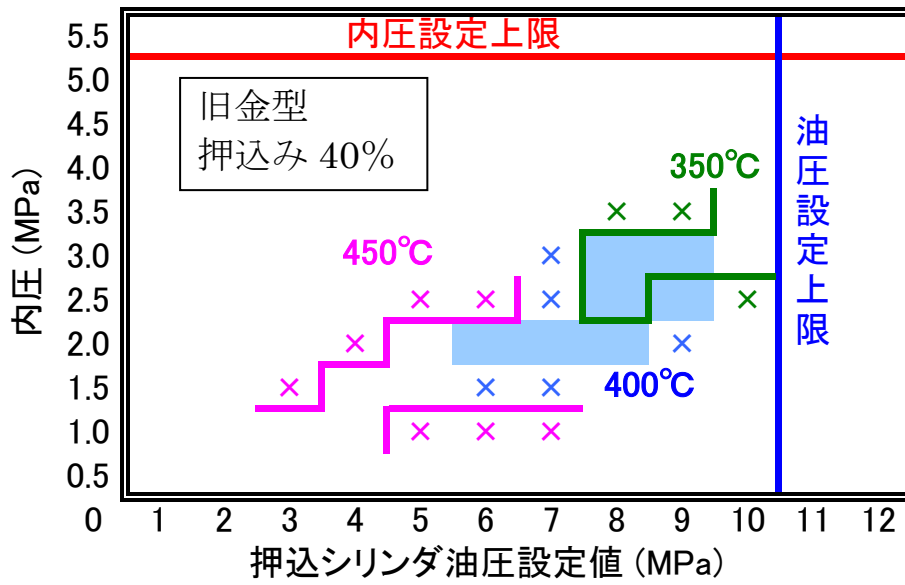


図 5-11 温度別成形可能範囲



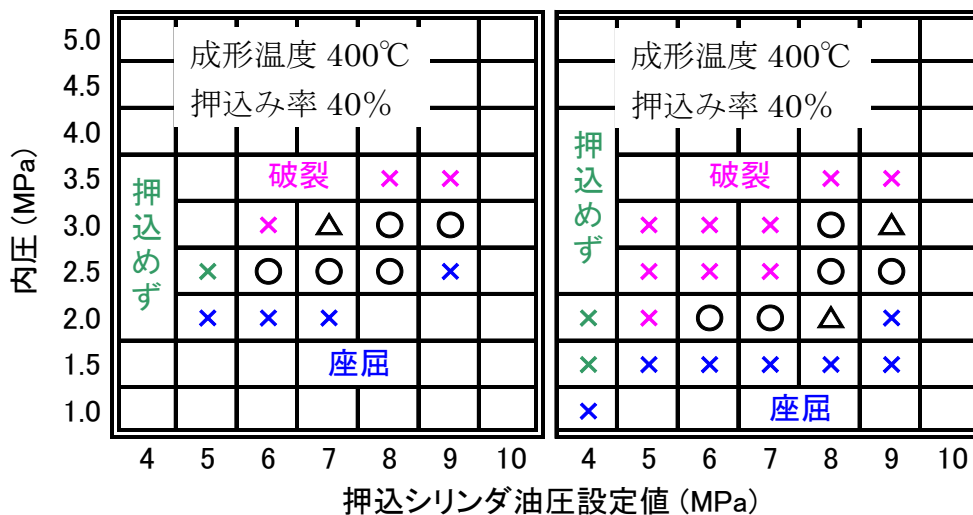
図 5-12 押込み圧力における成形状況

5.2.1 新金型による温間バルジ成形法結果

本試験では、新しく作成した新金型と旧金型の潤滑性の比較検討を行った。図 5-13 に新金型と旧金型におけるバルジ成形可能範囲結果の比較を示す。

金型表面性状評価試験より、表面粗さの低い金型材に DLC を施した新金型のほうが旧金型に比べ、摩擦係数が低く、成形可能範囲が拡大および、成形時間の短縮、もしくは、内圧、押し込み荷重が低い範囲にシフトすると予想された。しかし試験結果より、新金型・旧金型ともに、成形可能範囲はほぼ同等の大きさとなり、成形時間もほぼ変わらず、潤滑性の著しい向上は確認できなかった。

新金型での成形不良形態としては肩部の座屈が多く、内圧 2.0MPa での旧金型の肩部座屈と比較すると座屈の範囲が広く、深さが大きかった。この原因としては、金型の表面加工の際に、肩部の R 部分や枝部を Rz0.2 以下にすることが技術的に難しく、金型の表面粗さを測定したところ、枝部、R 部の表面粗さは Rz0.43 となっていた。これにより、図 5-14 に示すように、枝部の摩擦係数が上がり、張り出しが難しくなり、張り出し方向と押し込み方向の成形バランスが悪くなり、成形範囲が拡大しなかったと考えられる。しかし、表面粗さが Rz0.2 の直管部では試験後もマグネシウムの付着は見られず、潤滑も良好であったため、枝部の表面粗さが改善され、押し込みと張り出しのバランスが取れば成形可能範囲の拡大が予想される。



(a) 新金型 (b) 旧金型
 図 5-13 400°CにおけるT継手バルジ成形可能範囲の比較

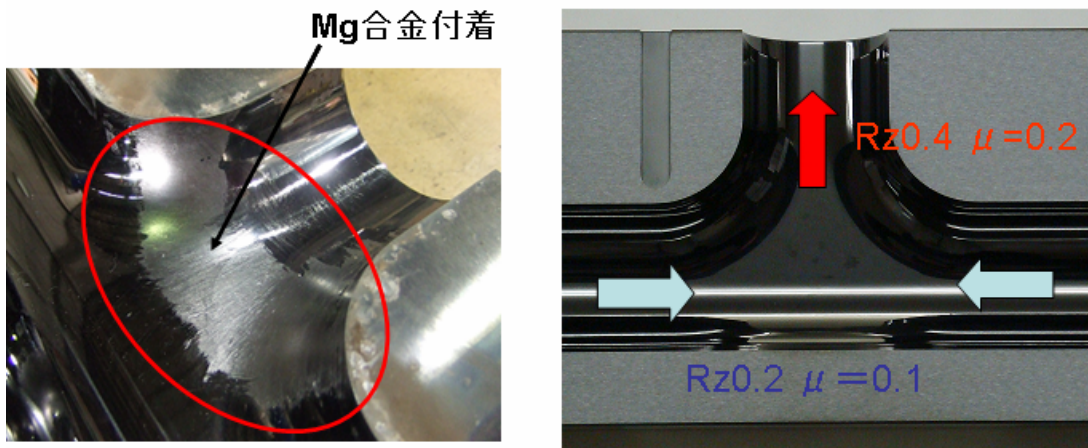


図 5-14 金型枝部の表面粗さと摩擦係数の関係

5.2.3 温間バルジ試験の数値解析結果

まず、数値解析による解析精度の検証を行うために、解析と実験の定量的な比較を行った。比較した実験状態は、試験温度 400°C、内圧 2.0MPa、押込み油圧 7MPa を使用した。尚、解析ではパンチの移動を実験と同じパンチ位置にて制御を行った。比較の対象として、成形後の肉厚とパンチ押込み荷重の比較を行った。結果を図 5-15, 5-16 に示す。

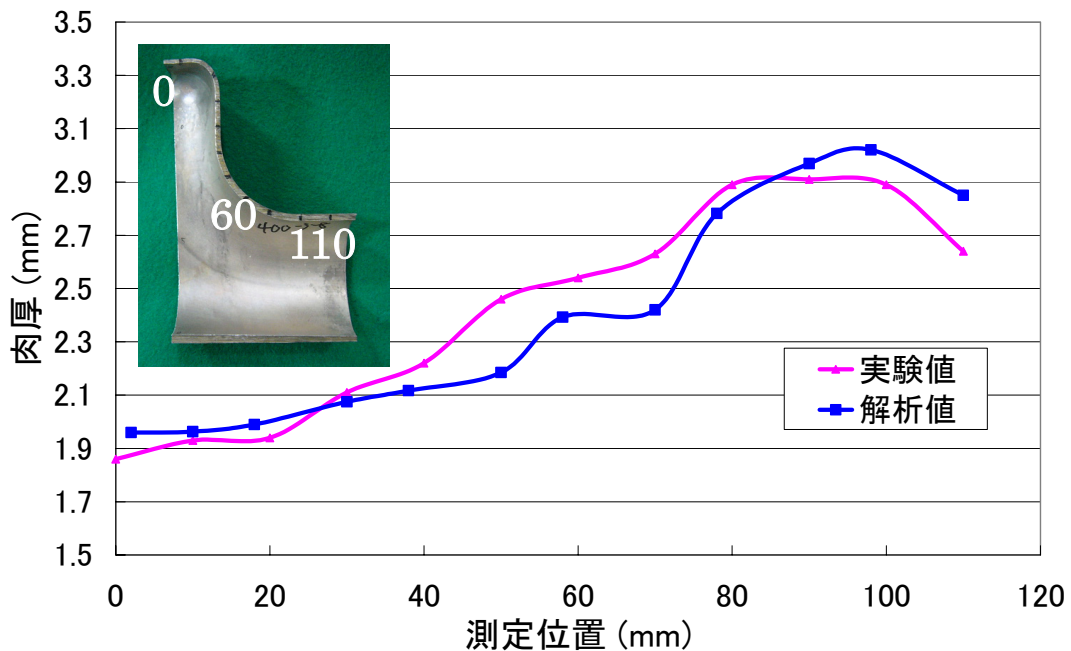


図 5-15 解析値と実験値の成形後の肉厚の比較

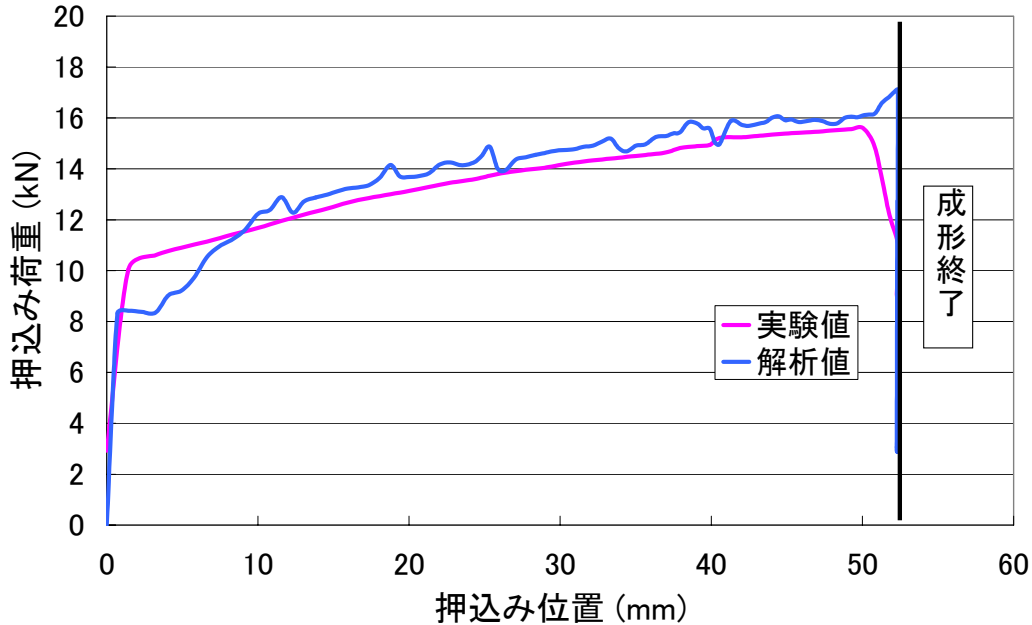


図 5-16 解析値と実験値の押込み荷重の比較

結果より、肉厚では 0.2mm ほどの差しか出ておらず、傾向もよく似たものが出ているのがわかる。また押込み荷重においても、荷重の立ち上がりの低さや、荷重の振れがやや気になるが、荷重にほとんどの差は見られない。よって本数値解析は実験を良くシミュレートしていると考えられる。

バルジ成形実機では押込み荷重と内圧により制御しているが、解析では押込み速度と内圧を一定に制御することにより成形を行った。解析で押込み荷重制御するには、内圧や材料の変形抵抗により押込み荷重のチャートが変化するため、一定条件での試験を行うことが難しいからである。解析試験条件は温度 400°C、内圧は 1~4.5MPa パンチの押込み速度は 0.1~2.0mm/s まで変化し、摩擦係数は $\mu=0.1$ とした。実験での押込み速度は一定ではないので、新金型による試験結果を用いて、押込み距離-成形時間線図の近似線から押込み速度を求めた。図 5-17 に実験での押込み距離-成形時間チャートの一例を示す。図 5-18 に解析値と実験値のバルジ成形可能範囲を示す。バルジ成形可能範囲の推定では、バルジ試験と同様に、頂点部の破裂限界と肩部の座屈限界を用いて、範囲を推定した。図 5-19 に解析と実験での成形品の比較を行った結果を示す。成形成功では頂点部の膨らみにやや違いが出ているが、高さ、形状ともにはほぼ同様とみなすことができる。肩部座屈においても、肩部座屈を再現できていて、良好なシミュレーション結果である。頂点部破裂においては、解析では破裂という現象が起こらないため、破裂限界を設定する必要がある。今回は前述にある、T 継手形状寸法の製品判定基準である、高さ 60mm の部分で肉厚が 2mm に満たないものを減肉による成形不良と設定した。

図 22 より、解析値と実験値の成形範囲は内圧が上がるにつれて、押込み速度が上がる

傾向があり、内圧と押し込み速度のバランスが重要であると言え、押し込み速度を制御することにより、成形範囲の推定が行える。実験値の成形範囲は解析の範囲は押し込み速度の大きい右側に少しずれた。これは解析の材料特性が実際の供試材に比べて変形抵抗が大きく、内圧による、材料の膨らみが遅くなり、速度が遅くなった、もしくは、押し込み速度の近似による差があるためと考えられる。

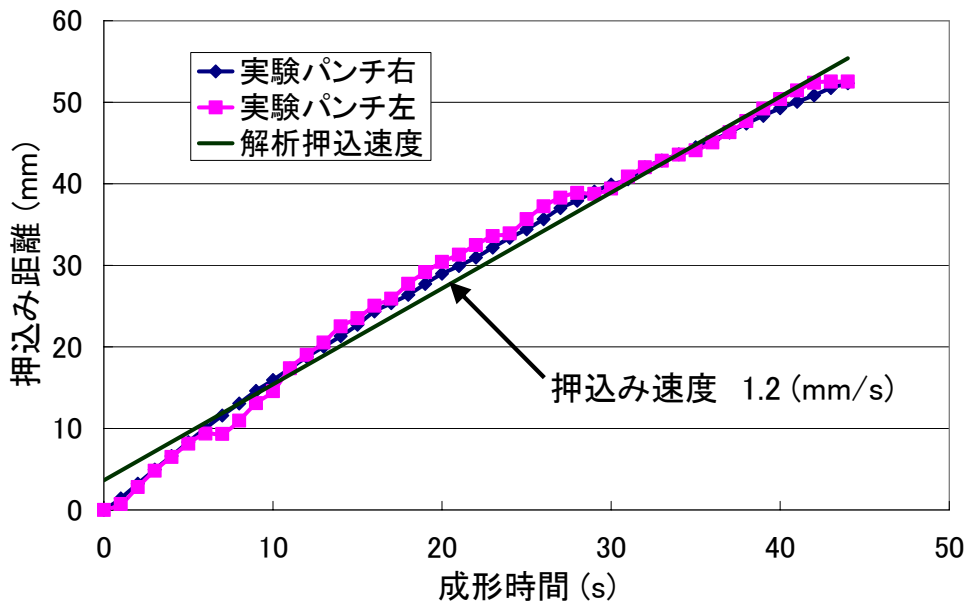


図 5-17 実験での押し込み距離－成形時間線図

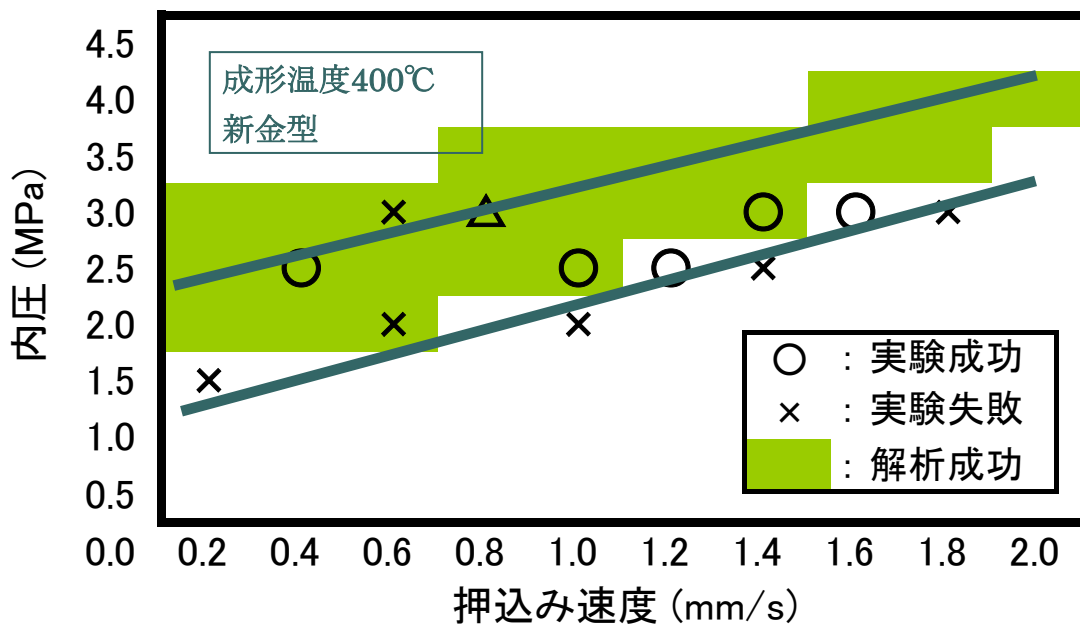


図 5-18 400°Cにおけるバルジ試験解析と新金型による実験の成形可能範囲の比較

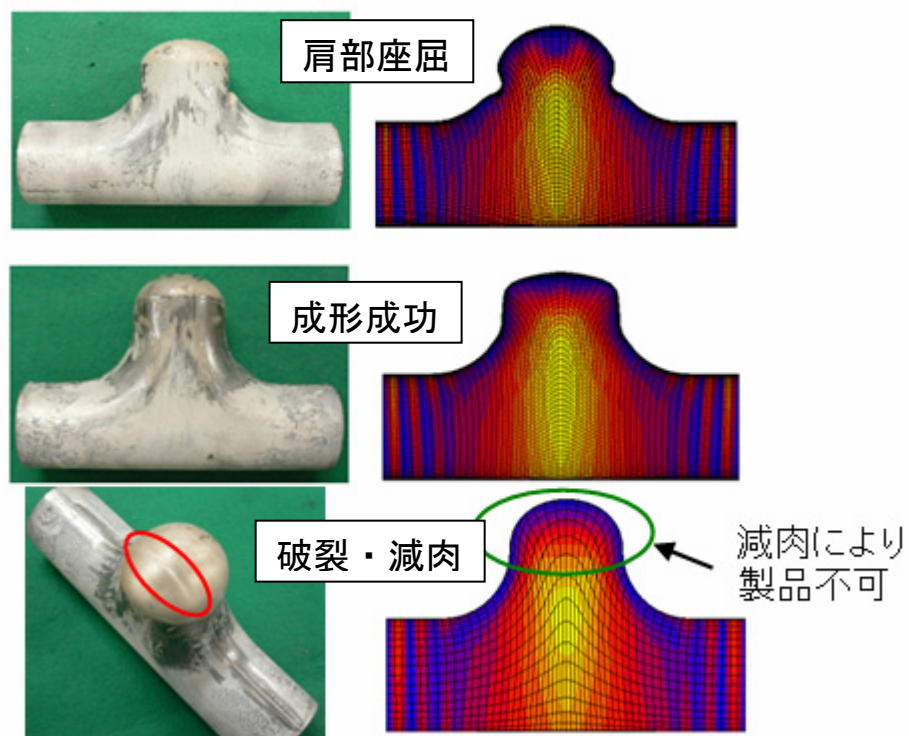


図 5-19 解析と実験での成形状況の比較

第6章 結言

- 1) マグネシウム合金 AZ31B は 200°Cあたりからひずみ速度依存性があらわれ、400°Cまではひずみ速度依存性が増していく。
- 2) 低温域では引張特性と圧縮特性に顕著な差がみられるが、温度を上げるにつれて差がなくなっていく。
- 3) 200°Cあたりから動的再結晶があらわれ、400°Cになると微細な結晶粒が全域に広がっていた。200°C以上で延性が増すのは動的再結晶により転位を含まない結晶粒が発生したためと考えられる。
- 4) AZ31B の押出材は底面が押出方向とほぼ平行に配向する集合組織を作っていることが確認できた。このことから高温でも底面すべりが優先的に活動していることがわかった。
- 5) 金型表面性状評価試験により、DLC 処理を施した表面粗さ Rz0.2 の金型が最も潤滑性能が良く、その摩擦係数 μ は推定 0.1 以下となった。またサンドブラスト面を DLC コーティングの母材とした場合は本研究では良好な結果は得られなかった。
- 6) DLC コーティングは金型の潤滑性能向上に効果があり、金型の表面粗さを低くすることで、その潤滑性能はさらに向上する。また、サンドブラスト面を DLC コーティングの母材とした場合は本研究では良好な結果は得られなかった。
- 7) 数値解析によるバルジ金型形状による成形性の比較では、エルボ対向型におけるダブル R 型での金型形状が成形性に優れていることがわかった。
- 8) バルジ成形では温度、内圧、押し込み圧力のバランスが重要になり、その成形可能範囲は成形温度により分布の大きさ、位置が異なる。
- 9) バルジ試験金型の表面粗さを低くし、DLC を施して試験を行ったが、摩擦係数のばらつきが生じ、成形可能範囲の拡大および、成形時間の短縮など、いくつかの課題は残したが、技術指針は得た。
- 10) 数値解析により、バルジ試験の成形可能範囲を推定したが、実験値よりも全体的に押し込み速度の低い範囲となった。しかし、成形範囲の傾向は同様であるため、押し込み速度を制御することにより、成形範囲の推定を行うことができる。

参考文献

- 1) 日本マグネシウム協会:マグネシウム技術便覧(2000), 33, 55-65
- 2) 鎌土ほか:マグネシウム合金の成形加工技術の最前線, (2005), 337-338
- 3) 坂:結晶電子顕微鏡学, (1997), 87
- 4) 横山ほか:純マグネシウム押出材の引張・圧縮応力_ひずみ特性の非対称性と変形双晶観察, 日本実験力学講演論文集 NO. 3, (2003), 187-192
- 5) 日本マグネシウム協会:マグネシウム技術便覧, (2000), 105-106
- 6) 片岡ほか:DLC 膜の密着性とドライ絞り加工への適用, 塑性と加工第 46 巻第 532 号, (2005), 412-4165)
- 7) ナノテック株式会社:DLC コーティング技術資料, (2007)
- 8) 熊谷泰:D L C コーティング膜の塑性加工への応用, 塑性と加工第 38 巻第 435 号, (1997-4),
- 9) 大矢根ほか:塑性加工学, (1974), 124

謝辞

本研究を遂行するにあたり、御指導、御鞭撻を賜りました直井久教授に深く感謝の意を申し上げます。

試験機、材料の加工等様々な御協力、貴重な御助言を頂きました高周波熱錬株式会社生田様、桑原様、富田様に心から感謝の意を申し上げます。

材料の金属学的観点からのアドバイスや電子顕微鏡による観察をしていただきました東京工業大学名誉教授の佐藤先生に心からの感謝の意を申し上げます。

実験に使用した供試材、試験材料の加工、御指導を頂きました中央工作室島貫様、富田様、松波様、小山様、研究を進めるにあたり多くの協力をしてくれた佐藤君、山根君、原君に非常に感謝しております。

この研究に協力してくださいました全ての皆様に心より御礼申し上げます。ありがとうございました。