

修士論文

平成 28 年度

AZ31 マグネシウム合金押し材の
降伏曲面に及ぼす環境温度の影響

三重大学大学院 工学研究科 博士前期課程

機械工学専攻

生体システム工学研究室

大久保 和也

目次

第1章 緒言	1
第2章 理論	3
2-1. マグネシウムの物性	3
2-1-1. 元素と結晶構造	3
2-1-2. 機械的性質	3
2-1-3. その他の特性	4
2-2. マグネシウム合金の塑性変形	5
2-2-1. すべり変形	5
2-2-2. 双晶変形	6
2-2-3. 粒界すべり	8
2-3. 金属材料の降伏条件	9
2-3-1. 破壊と降伏	9
2-3-2. 最大せん断応力説 (Tresca yield criterion)	9
2-3-3. せん断ひずみエネルギー説 (von Mises yield criterion)	9
2-4. 集合組織による変形機構の限定	11
2-4-1. 圧延板材における集合組織	11
2-4-2. 押出し丸棒材における集合組織	11
2-5. マグネシウム合金の常温における異方性の定性的理解	12
第3章 降伏関数の推定	22
3-1. 実験方法	22
3-1-1. 試験片	22
3-1-2. 力学試験装置	22
3-1-3. 応力およびひずみの算出方法ならびに力学試験条件	23
3-2. 実験結果	24
3-3. 降伏関数の推定	25
第4章 降伏関数の温度依存性	33
4-1. 高温条件下における力学試験	33
4-1-1. 力学試験方法	33
4-1-2. 高温条件下での実験結果および考察	34

4-2. 降伏応力の温度依存性の導入	35
第 5 章 降伏関数の検証	40
第 6 章 結言	42
参考文献	44
謝辞	45
Appendix 降伏関数のひずみ速度依存性	46

第 1 章 緒言

地球環境問題解決の観点から省エネルギー化が重要視される現代において機械の軽量化が求められており、軽金属材料の機械構造用部品への応用が注目されている。軽金属材料の中でも、実用金属中最も比重が小さく、高い比強度を有しているマグネシウム合金の応用が期待されている⁽¹⁾⁽²⁾。

マグネシウム合金には鋳造加工技術が十分利用可能であるため、機械構造用部品の多くは、ダイカスト法やチクソモールドィング法によって製造されている。一方、高精度で量産性に優れ、材料歩留まりが良い塑性加工技術をマグネシウム合金に利用するためには多くの課題がある。マグネシウム合金のさらなる応用のためには、塑性加工技術の向上が望まれている。

最密六方格子の結晶構造をもつマグネシウム合金のすべり系には、底面すべりならびに柱面すべり、錐面すべり I および錐面すべり II といった非底面すべりが存在する。さらに、マグネシウム合金の降伏においてはすべり系に加えて変形双晶の作動が重要な役割を果たす⁽³⁾。マグネシウム合金には $\{10\bar{1}2\}$ 双晶、 $\{10\bar{1}1\}$ 双晶および $\{10\bar{1}3\}$ 双晶といった変形双晶が存在する。双晶変形は単方向性を有しているため、双晶面に対するせん断応力の方向によって作動の可否が決定される⁽³⁾。マグネシウム合金における複数のすべり系や変形双晶といった塑性変形機構は、それぞれ臨界分解せん断応力（以下 CRSS）の大きさが異なる。またマグネシウム合金は、押出しや圧延といった素材成形時に c 軸の向きがそろった優先方位をもつ集合組織が発生しやすく、特定の方向に集中した結晶方位によって負荷の方向や種類に応じて支配的に作動する塑性変形機構が異なるため、常温において機械的性質に異方性があらわれやすい。一方、マグネシウム合金は成形性の向上のために加工時に高温環境下におかれる。マグネシウム合金にみとめられるすべりや変形双晶といった複数の塑性変形機構は、CRSS の大きさばかりでなくそれぞれの温度依存性が異なる⁽³⁾。すなわち、集合組織や環境温度によってマグネシウム合金の降伏曲面が変化するものと予測されるため、環境温度による降伏曲面への影響を把握する必要がある。したがって、マグネシウム合金の塑性加工において、環境温度によるマグネシウム合金の降伏関数への影響を把握することは重要である。

個別に調査された塑性変形機構による降伏応力の大きさと温度依存性をもとに一般化のための基礎的な降伏関数の構築を試みる。AZ31 マグネシウム合金押出し材には顕著な集合組織が存在しているため、負荷によって特定の塑性変形機構を作動させられる。すなわち、負荷と方位の関係を特定の制御した実験が可能となる。そこで本研究では AZ31 マグネシウム合金押出し材を用いることで、環境温度の影響を加味し、特定の方位にもとづく基礎的な降伏関数の構築を目的とした。

まず現象論的アプローチによって降伏関数の推定を行う。常温の各種力学試験結果か

ら降伏曲面の形態を予想し、予想した降伏曲面の形態から特定の方位に基づいた基礎的な降伏関数を推定する（第3章）。つづいて第3章において推定した降伏関数の温度依存性を考慮する（第4章）。常温での実験結果および文献値を用いて降伏関数における各パラメータの構成を行う。次いで構築した降伏関数の検証を第5章において行う。第5章では、常温での降伏関数から予測した降伏曲面と高温条件下で行った各種力学試験結果を比較することで降伏関数の検証を行う。以上の方法によって、AZ31 マグネシウム合金の特定の方位に依存した降伏関数を構築し、検証した。

第2章 理論

マグネシウムは実用金属の中で最も比重が小さく、高い比強度を有することから、自動車をはじめとする輸送用機器の軽量化に有効である。また、マグネシウムは軽量材料として競合するプラスチックに比べてリサイクル性に長けており、省エネルギー化を通じて地球環境問題に貢献する機械構造用材料として期待されている。本章では、研究対象としたマグネシウム合金の様々な特性について述べる。

2-1. マグネシウムの物性

2-1-1. 元素と結晶構造⁽¹⁾ (7)

マグネシウムは原子番号 12, 原子量 24.3 の広義のアルカリ土類金属である。マグネシウムの密度は 293K において $1.74 \times 10^3 \text{kg/m}^3$ であることから、代表的な軽量金属材料のアルミニウムの密度 $2.70 \times 10^3 \text{kg/m}^3$ の約 2/3 であり、金属中で最も比重の小さな構造用材料である。

マグネシウムの結晶構造はチタンと同じく最密六方 (hexagonal close-packed ; hcp) 格子である。体心立方格子や面心立方格子の結晶構造を有する金属材料に比べて、最密六方格子の結晶構造を有する金属材料はすべり系が少ない。さらに、常温において最も起こりやすいすべり系が底面すべりであり、柱面すべりや錐面すべりといった非底面すべりは高温にならないと活動しにくい。それ故に、マグネシウムは特に常温での塑性変形が困難である。一方で、温度が高くなると非底面すべりが低いせん断応力で活動できるようになるため、塑性加工能が向上し、熱間圧延や熱間押しなどの加工性はアルミニウムに劣らなくなる。

2-1-2. 機械的性質⁽¹⁾

マグネシウム合金と他の金属材料の常温における機械的性質の一例を表 2-1 に示す。マグネシウム合金は構造用金属材料の中では引張強さが低いものの、比重が非常に小さいため、ステンレス鋼と同等の比強度を有する。また、マグネシウム合金の縦弾性係数はアルミニウム合金や鋼に比べて低い。ただし、常温でのマグネシウム合金の破断伸びは結晶構造の違いに起因してアルミニウム合金や鋼よりも小さい。

マグネシウム合金には鋳造材と展伸材があり、加工による組織制御の効果がある展伸材の方が、高い強度と耐力を有している。一般に、マグネシウム合金の材料特性は加工の履歴などによって異なる。その主な原因は、マグネシウムの強度特性が加工熱処理履歴や凝固速度などによって、金属間化合物析出物の性状や結晶粒径などの材料の微細構造が変わるためである。

2-1-3. その他の特性^{(1), (7), (8)}

(1) 減衰能

純マグネシウムおよび Mg-Zr 合金は、振動のエネルギーを熱として吸収・消散させる高い減衰能を持つ。一般に、鋳鉄などの減衰能の高い材料は比重が大きいですが、純マグネシウムおよび Mg-Zr 合金は比重の小さな軽金属であるにもかかわらず高い減衰能を持つ貴重な材料である。大きな減衰能を活かす用途としては、チェーンソーや釘打ち機などの筐体がある。それら工具の振動による作業者への負担を軽減できる減衰能の高いマグネシウム合金製筐体が有効である。また、自動車のエンジンから漏れる騒音をマグネシウム製のエンジンカバーで吸収することも考えられている。

(2) 切削性

マグネシウムおよびマグネシウム合金は、他の延性金属材料に比べて軟質かつ比較的脆いため、切削抵抗が小さく、高速で機械加工が可能である。発熱が少ないため、使用される工具の寿命は長くなり、また容易に鏡面加工ができる。マグネシウムの所要切削動力は軟鋼の約 1/6、アルミニウムの約 1/2 といわれており、被削性に非常に優れた金属材料である。

(3) 電磁シールド性

近年、携帯端末や小型電子機器のめまぐるしい普及において、不要な電磁波の侵入や漏洩による電子機器の誤作動や雑音を防止するために、筐体には電磁シールド性が要求されている。現在使用されている筐体素材であるプラスチックに電磁シールド機能を発現させるには、導電性付与のために金属性コーティングが必要となる。一方、マグネシウム合金はコーティングなどの工程を要せずに広い周波数帯で高い電磁シールド性を有する。そのため、小型電子機器の筐体などにプラスチック材料の優位な代替材料として期待されている。

(4) リサイクル性

マグネシウムは鉍石からの精錬に必要なエネルギーが大きいものの（電力原単位：約 36～72MJ/kg）、スクラップの加熱と溶解といったリサイクルに要するエネルギーはその数%程度と非常に小さい。特に、自動車といった輸送機器部材へのマグネシウム合金の応用は、車体の軽量化による燃費の向上を通じ、地球温暖化をもたらす CO₂ 排出量削減のために期待されている。なお、マグネシウムの耐食性は不純物の混入によって著しく影響を受けるため、再生材の特性を劣化させずに多数回のリサイクルを実施する際には、不純物混入の抑制が重要である。

(5) 寸法安定性

マグネシウム合金は 373K において長時間保持しても寸法安定性に優れており、変形がほとんど確認されない。

(6) 生体との関係

マグネシウムは健康維持のために必要な元素であり、骨の強化や成長に重要であると共に人体に無害な物質である。また、マグネシウムは生体適合性が優れている。さらに、マグネシウムの耐食性の低さは化学的活性が高いことを意味しており、ヒトの体液で分解される。故に、マグネシウムおよびマグネシウム合金は、優れた機械的特性が要求されるような生分解性の医療用インプラントとして研究されている材料である。すなわち、マグネシウムは機械構造用材料のみならず幅広い応用が見込まれている。

2-2. マグネシウム合金の塑性変形

2-2-1. すべり変形⁽¹⁾

すべり変形とは、それぞれ一体となった 2 つの領域が特定の面に沿って互い違いにすべることによって生じる現象であり、変形後も結晶構造および単位胞の軸が変化しない。塑性変形は主にこのようなすべり変形によって生じる。

マグネシウム合金の結晶構造は図 2-1 に示すような最密六方格子である。最密六方晶の中で原子が最も密に並んでいる面は(0001)であり、基底面あるいは底面 (basal plane) と呼ばれる。底面は最密六方晶において 1 種類しか存在しない。例えば面心立方晶では(111), ($\bar{1}11$), ($1\bar{1}1$), ($11\bar{1}$)のように結晶学的に等価な数種類の面を考えることができるが、最密六方晶では結晶学的に等価な底面はそれ以外に存在しない。一般に、すべり変形を生じやすいすべり面はより密に原子が存在する面とされている。故に、最密六方晶の場合は底面が最もすべり変形の生じやすいすべり面である。

構成元素が 1 種類である場合、理想的に積み重なった最密六方晶における高さ c と底面での原子間距離 a との比は、図 2-2 のように結晶中に向い合った二つの正四面体を考えると、 $c/a = 2\sqrt{2/3} = 1.633$ である。実在する六方晶金属の軸比 c/a はこの理想値からはずれており、 c/a の値によって活動しやすいすべり系の種類が異なる。純マグネシウムの軸比 c/a は 1.624 と理想値に近いものの、融点が 923K と比較的低い。マグネシウムのような最密六方晶を結晶構造とする融点の低い金属のすべりは、主に(0001) $\langle 11\bar{2}0 \rangle$ のすべり系で起こる。これを底面すべりと呼ぶ。しかし、前述の通り(0001)面が最密六方晶において 1 種類しか存在しないため、材料に対して(0001)面に垂直、あるいは平行な方向に外力を加えた場合、底面すべりに働くせん断応力成分がゼロとなり、底面すべりによるすべり変形は生じない。なお、外力の作用下にある材料内の結晶において、特定のすべり面のすべり方向に分解された分解せん断応力に関して、そのすべり系を作動させるための最小の分解せん断応力を臨界分解せん断応力と呼ぶ。マグネシウ

ムの底面すべりに対する臨界分解せん断応力 (Critical Resolved Shear Stress; 以下 CRSS) は $0.6\sim 0.7\text{MPa}$ である⁽⁴⁾。

図 2-3 に示すように、マグネシウムには前述の底面すべり以外に六方晶の柱面である $(10\bar{1}0)$ 面での $\langle 11\bar{2}0 \rangle$ 方向へのすべり、錐面である $(10\bar{1}1)$ 面での $\langle 11\bar{2}0 \rangle$ 方向へのすべり、および二次錐面と呼ばれる $(11\bar{2}2)$ 面での $\langle 11\bar{2}3 \rangle$ 方向へのすべりがある。これらをあわせて非底面すべりと呼ぶ。マグネシウムの非底面すべりの CRSS は常温で 40MPa を超え、底面すべりの 100 倍近い大きな値を示す。したがって、最密六方格子を有するマグネシウムでは常温において CRSS の低い底面すべりが生じやすく、その他の非底面すべりは比較的生じにくいといえる。

以上により、マグネシウムの常温における塑性加工は困難である。一方、非底面すべりの CRSS は顕著な温度依存性を有する。図 2-4 にマグネシウムの底面すべりおよび非底面すべりの CRSS と温度との関係を示す。底面すべりの CRSS は温度によらずほぼ一定であるのに対し、非底面すべりの CRSS は温度上昇と共に顕著に低下し、底面すべりとの CRSS の差は小さくなる。したがって、マグネシウムは温度が高くなると非底面すべりの活動が容易になり、活動可能なすべり系の数が増大するため、大きな塑性変形が可能になる。

2-2-2. 双晶変形^{(1), (3)}

マグネシウムは最密六方構造を有しており、常温付近では底面すべり以外のすべり系が生じにくいいため、塑性加工能が乏しい。底面すべり方位における Schmid 因子が特に小さく、底面すべりのみで与えられたひずみを満足できない場合、マグネシウムでは双晶変形が発生する。故に、マグネシウムにおける変形には変形双晶が大きな役割を果たすことが知られている⁽⁵⁾。

すべり変形と双晶変形の模式図を図 2-5 に示す。図 2-5(a)に示すように、すべり変形は結晶構造および単位胞の軸の方位が変形によって変化せず、すべり面で原子間隔の整数倍だけ平行移動する。その変位量 x はすべり面からの距離に依存しない。一方、図 2-5(b)に示すように、変位量が境界面からの距離 h に比例して変化する変形を、双晶変形という。双晶変形により生じた結晶構造は、非変形側の結晶に対して鏡像の関係になる。境界の結晶面を双晶面、双晶面に垂直な軸を双晶軸という。

双晶ができる場合、一般に鋭いパキパキという音が発生し、変形が急激に起こる。双晶変形の向きは双晶のモードごとに一定に決まる。また、双晶のモードと軸比によって、 c 軸方向に伸びる (c 軸に垂直な方向に縮む) 引張型と、 c 軸方向に縮む (c 軸に垂直な方向に伸びる) 圧縮型に分離される。同一面と軸をもつ双晶系でも、材料の軸比によって引張型になる場合と圧縮型になる場合がある。表 2-2 に純マグネシウムで報告されている双晶を示す。純マグネシウムや AZ31 マグネシウム合金では $\{10\bar{1}2\}$ 双晶が引張型であり、他は圧縮型である。なお、表中の γ は双晶によって生じるせん断ひずみの大き

さである。表 2-2 に示されるように、双晶は変形に寄与するひずみが小さい。また双晶変形はそれ自体の変形だけでなく、変形により結晶の向きが変わるため、それぞれのすべり系に作用する分解せん断応力が変化し、つぎの容易なすべり変形を誘起するといった影響を与える可能性がある。それ故に、すべり系の少ない最密六方構造を有するマグネシウムにおける変形には双晶変形が無視できない。以下に、マグネシウムで観察される主な双晶について述べる。

(1) $\{10\bar{1}2\}$ 双晶

図 2-6 に $\{10\bar{1}2\} \langle \bar{1}011 \rangle$ 双晶の双晶面とせん断の向き、および $\{10\bar{1}2\}$ 双晶による結晶方位の変化を示す。純マグネシウムのように軸比が 1.633 より小さい材料はせん断の向きが $\langle \bar{1}011 \rangle$ となり、c 軸方向に伸びるが、亜鉛やカドミウムのように軸比が 1.633 より大きい材料はせん断の向きが逆に $\langle 10\bar{1}\bar{1} \rangle$ となり、c 軸方向に縮む。したがって、最密六方晶における高さ c が 1.633 より小さい材料は c 軸方向への引張で、高さ c が 1.633 より大きい材料は c 軸方向への圧縮でこの双晶を発生するが、それぞれその逆では発生しない単方向性を有している。AZ31 マグネシウム合金で最も観察される双晶は c 軸引張型の $\{10\bar{1}2\} \langle \bar{1}011 \rangle$ 双晶である。

$\{10\bar{1}2\}$ 双晶が生じると底面の方位が変化する。すなわち $\{10\bar{1}2\}$ 双晶により底面の方位が変化し、c 軸に平行な引張においても底面すべりに有利な方位を持つ結晶粒が現れる。

純マグネシウムや AZ31 マグネシウム合金における $\{10\bar{1}2\}$ 双晶の CRSS は温度にほとんど依存せず、2~3MPa 程度である。マグネシウム単結晶を c 軸方向に圧縮した場合、 $\{10\bar{1}2\} \langle \bar{1}011 \rangle$ 双晶が形成されないだけでなく、底面すべりに対する CRSS もゼロとなるため、底面すべりも生じない。このような条件下において、 $\{10\bar{1}2\} \langle \bar{1}011 \rangle$ 双晶以外の双晶系が明らかにされてきた。

(2) $\{10\bar{1}1\}$ 双晶および $\{10\bar{1}3\}$ 双晶 (c 軸圧縮変形双晶)

マグネシウムの単結晶において、 $\{10\bar{1}2\}$ 以外の c 軸圧縮型の双晶は c 軸に対する圧縮か c 軸に垂直な底面内での引張のような、底面すべりや $\{10\bar{1}2\}$ が発生し難いような極めて狭い方位でしか発生しないため、しばらくの間確認されなかった。

図 2-7 に $\{10\bar{1}1\}$ 双晶と $\{10\bar{1}3\}$ 双晶の双晶面およびせん断の向きを示す。 $\{10\bar{1}1\}$ 双晶は底面すべりが発生し難い方位で発生し、かつこの双晶で回転した方位は底面すべりに有利になるため、多量の双晶内底面すべりを起こす。 $\{10\bar{1}3\}$ 双晶もまた、底面すべりが抑制されたときに発生しやすく、軸比が 1.633 より小さいマグネシウムでは $\{10\bar{1}2\}$ 双晶と c 軸方向への伸縮が逆である。また、 $\{10\bar{1}1\}$ 双晶と $\{10\bar{1}3\}$ 双晶は互いに共役双晶である。 10^{-3}s^{-1} 程度の通常のひずみ速度において、この種の c 軸圧縮双晶は 473K 以下で発生し、高温では c 軸に対する圧縮負荷下でも非底面すべりが優先して活動することが

知られている。

図 2-4 は各種の変形機構の CRSS の温度依存性を表したものである。{10 $\bar{1}$ 2} 双晶とは異なり、c 軸圧縮双晶の CRSS は顕著な温度依存性を有している。また低ひずみ速度と落槌試験との比較から、c 軸圧縮双晶の CRSS は定性的ながらひずみ速度依存性も大きいことが知られている⁽³⁾。

2-2-3. 粒界すべり⁽¹⁰⁾

マグネシウム合金は温間あるいは熱間で加工すると容易に動的再結晶が発生し、結晶粒組織が微細化する。また、活性の高いマグネシウムは粒界での物質移動が起こりやすいため、粒界すべりが生じやすい。故に、粒内での変形が生じにくいマグネシウム合金において、高温域での変形には粒界すべりが重要な役割を担っている。

粒界すべりは粒界を境にして互いの結晶粒が相補的にずれる現象であり、高温におけるクリープ変形や低ひずみ速度で数百%もの伸びを示す超塑性変形などにおいて重要な役割を果たす。粒界すべりの活性化エネルギーが自己拡散の活性化エネルギーと等しいことから、粒界すべりには拡散が関与していると考えられている。また粒界すべりは粒界に応力集中を起し、ボイドの形成、粒界破壊をもたらす場合がある。

クリープ変形では、高温で低応力ほど粒界すべりが支配的になり、また結晶粒径の減少も粒界すべりの作動を促す要因となる。溶質原子の影響は粒内強度との相関として現れるため明らかでないが、粒界への析出は粒界すべりを抑制するとされている。また、粒界構造も粒界すべりに影響を及ぼし、アルミニウムや銅では、粒界で接する2つの結晶軸の成す角度である粒界傾角が大きいほど粒界すべり量、速度ともに大きくなる。

本論においては粒内における塑性変形機構のみについて議論するため、参考程度に留める。

2-3. 金属材料の降伏条件⁽¹¹⁾

2-3-1. 破壊と降伏

金属材料は脆性材料と延性材料に分類される。金属材料が目的に応じた機能を果たさなくなることを破損といい、破壊や降伏を含み、主に脆性材料では前者、延性材料では後者を破損とみなす。金属材料の破損を検討する基準として、脆性材料について引張強さ、延性材料について降伏応力が一般に用いられている。

以下に最大せん断応力説 (Tresca yield criterion)、せん断ひずみエネルギー説 (von Mises yield criterion) を紹介する。

2-3-2. 最大せん断応力説 (Tresca yield criterion)

この説は Tresca が提案したものである。材料のある点に生じる最大せん断応力がせん断の臨界応力に達すれば破損が生じるという説である。 κ を定数とし、主応力 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$) に対し、降伏曲面は

$$\max\left\{\frac{|\sigma_1 - \sigma_2|}{2}, \frac{|\sigma_2 - \sigma_3|}{2}, \frac{|\sigma_3 - \sigma_1|}{2}\right\} - \kappa = 0$$

であり、 $f(\sigma_{ij}) = 0$ のとき材料が降伏する。ここで、本論文と同様に単軸引張試験を行った場合、 $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ であり、単軸引張の降伏応力 $\sigma_Y = \sigma_1 > 0$ とすると、上式より

$$\frac{\sigma_Y}{2} - \kappa = 0$$

となる。純せん断の降伏応力を τ_Y とすると、 $\kappa = \tau_Y$ であり、単軸引張の降伏応力 σ_Y との関係は上式より

$$\tau_Y = \frac{1}{2} \sigma_Y$$

となる。最大せん断応力説は多くの一般的な構造用延性金属材料の降伏に対して実験結果とよく一致することが知られている。

2-3-3. せん断ひずみエネルギー説 (von Mises yield criterion)

この説は von Mises が提案したものである。材料に蓄えられるせん断ひずみエネルギーが限界値に達すると材料が破損するという説である。せん断ひずみエネルギーは、物体内部に蓄えられる弾性エネルギーから体積変化に費やされる弾性ひずみエネルギーを差し引いたものである。その降伏関数は偏差応力の不変量 J_2 を用いて

$$f(\sigma_{ij}) = J_2 - \kappa^2 = 0$$

と表記される．偏差応力の不変量 J_2 は Einstein の総和規約を用いて偏差応力 S_{ij} で表すと

$$J_2 = \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij}$$

となる．また，偏差応力 S_{ij} は平均応力 $\bar{\sigma}$ ，Kronecker のデルタ δ_{ij} を用いると

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij} \bar{\sigma} \quad \delta_{ij} = 1 \quad (i = j), \quad \delta_{ij} = 0 \quad (i \neq j)$$

$$S_{11} = \sigma_{11} - \bar{\sigma}$$

$$S_{22} = \sigma_{22} - \bar{\sigma}$$

$$S_{33} = \sigma_{33} - \bar{\sigma}$$

$$\text{ただし, } \bar{\sigma} = \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3}$$

となり， $S_{12} = \sigma_{12}$ ， $S_{21} = \sigma_{21}$ ， $S_{23} = \sigma_{23}$ ， $S_{32} = \sigma_{32}$ ， $S_{31} = \sigma_{31}$ ， $S_{13} = \sigma_{13}$ であるから，上式より総和規約を展開していくと，

$$\begin{aligned} f(\sigma_{ij}) &= J_2 - \kappa^2 \\ &= \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij} - \kappa^2 \\ &= \frac{1}{2} (S_{11} S_{11} + S_{22} S_{22} + S_{33} S_{33} + S_{12} S_{12} + S_{21} S_{21} + S_{23} S_{23} + S_{32} S_{32} + S_{31} S_{31} + S_{13} S_{13}) - \kappa^2 \\ &= \frac{1}{2} \left\{ \left(\sigma_{11} - \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} \right)^2 + \left(\sigma_{22} - \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} \right)^2 + \left(\sigma_{33} - \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} \right)^2 \right. \\ &\quad \left. + \sigma_{12}^2 + \sigma_{21}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{32}^2 + \sigma_{31}^2 + \sigma_{13}^2 \right\} - \kappa^2 \\ &= \frac{1}{6} \left\{ (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 6(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2) \right\} - \kappa^2 \end{aligned}$$

となり，応力テンソルの9つの要素によって降伏関数を表すことができる．せん断ひずみエネルギー説も延性材料の降伏条件として広く用いられている。

2-4. 集合組織による変形機構の限定^{(1), (5), (7), (12)}

2-4-1. 圧延板材における集合組織

マグネシウム合金を圧延板に成形する際に生じる優先方位の模式図を示す (図 2-8). マグネシウムの圧延板材において, 最密六方晶の底面が板面に平行, すなわち c 軸が板面に垂直に配列するような加工集合組織が形成される⁽¹⁾. また, この加工集合組織は再結晶後もほぼそのまま維持される. このような集合組織は材料の機械的性質に大きな影響を及ぼす. 2-2-1 で述べた通り, マグネシウムの結晶構造は最密六方格子であるため, マグネシウムの常温における変形機構は c 軸と垂直の方向に変形する底面すべりが主体となる. したがって, 常温での圧延方向と平行な引張では, c 軸方向へのすべり成分をもたない底面すべりの作動は困難である. 一方, c 軸方向へのすべり成分を持つ非底面すべりは高温になるにつれて容易に作動する. またこのような底面集合組織を持つマグネシウム合金は, 圧延方向と平行な圧縮負荷によって c 軸方向に伸長する傾向を持つ $\{10\bar{1}2\} \langle \bar{1}011 \rangle$ 双晶が生じる. すなわち, 常温ではマグネシウム板材の圧延方向と平行な圧縮耐力が引張耐力に比べて低い値をとる.

2-4-2 押出し丸棒材における集合組織⁽¹²⁾

マグネシウム合金を押出し丸棒材に成形する際に生じる優先方位の模式図を示す (図 2-9). 押出し丸棒材においても圧延と同様に加工集合組織が形成される. 押出し丸棒材において, 最密六方晶の底面は押出し軸と平行, すなわち c 軸は押出し方向と垂直に配向する傾向が強い. したがって, 押出し方向への引張および圧縮において底面にせん断が生じないため, 常温付近で最も CRSS の低い底面すべりは作動が困難である. 加えて圧縮負荷では, 最大せん断応力の方向と $\{10\bar{1}2\}$ 面がほとんど平行であるために CRSS の低い $\{10\bar{1}2\}$ 双晶が生じると考えられる. 一方, 引張負荷では, c 軸方向に最密六方晶を縮小させる変形をもたらすせん断応力成分が作用するために, $\{10\bar{1}2\}$ 双晶は生じにくいと考えられ, CRSS の高い非底面すべりが作動すると考えられる. このように集合組織をもつ押出し材では, CRSS の高低によらず負荷条件に応じて異なる変形機構が作動しうるため, 降伏応力が負荷条件により異なると予測される.

2-5. マグネシウム合金の常温における異方性の定性的理解⁽⁵⁾

マグネシウム合金は最密六方構造を有していることから低い臨界分解せん断応力 (CRSS) を持つすべり系は底面すべりであり, 非底面すべりは常温で CRSS が高い. ゆえに, 底面すべりが作動しにくいような負荷条件においても, 非底面すべりの作動は比較的難しく, 高い応力を有する. よって, 永久ひずみの発生機構には底面すべりに次いで CRSS の低い双晶が大きな役割を果たすことが知られている. 最密六方構造における軸比から, マグネシウム合金は $\{10\bar{1}1\} \langle 10\bar{1}2 \rangle$ 双晶や $\{10\bar{1}3\} \langle 30\bar{3}2 \rangle$ 双晶 (c 軸圧縮双晶) よりも, c 軸方向に伸長するような $\{10\bar{1}2\} \langle \bar{1}011 \rangle$ 双晶 (c 軸引張双晶) が容易に生じる. 以上のすべり変形および双晶変形の作動は, 結晶方位に対するせん断の方向に依存する. 例えば, 六方晶の底面に平行もしくは垂直に引張負荷が作用する場合, 底面にせん断応力成分が発生しないため, 底面すべりは作動しない. また, 底面すべりが生じないような c 軸と垂直な方向への引張負荷では, c 軸と垂直方向に最密六方構造を伸長させるようなせん断応力成分が作用するために, マグネシウム合金において底面すべりに次いで臨界分解せん断応力の低い $\{10\bar{1}2\} \langle \bar{1}011 \rangle$ 双晶もまた生じない. すなわち, c 軸と垂直方向に引張負荷が加わる結晶粒の降伏は臨界分解せん断応力の高い非底面すべりや c 軸圧縮双晶に依存する. 以上のことは, モールの応力円において多結晶体内の結晶粒の c 軸方位に対してすべりや双晶などの変形機構を作動するために必要となる臨界応力を考えることで整理できる. 単軸引張, 単軸圧縮および純せん断負荷といった, 作用している単軸負荷方向と c 軸とのなす角度を ϕ_c , c 軸方向に対する底面すべり面および $\{10\bar{1}2\}$ 面の角度を α とする. 単軸引張, 単軸圧縮および純せん断負荷のモール円について, $\theta_c = \phi_c \pm \alpha$ となるような角度 θ_c について, 底面すべりもしくは $\{10\bar{1}2\} \langle \bar{1}011 \rangle$ 双晶の臨界分解せん断応力に達するせん断応力成分 τ_{CRSS} を持つために必要な応力 σ_{act} を見積もることで, 負荷方向に対してある c 軸方位を持つ結晶粒がどのような変形機構をとりうるかを予測できる (図 2-10).

$$\text{Axial loading; } \sigma_{act} = \frac{2\tau_{CRSS}}{\sin 2\theta_c}$$

$$\text{Shear loading; } \tau_{act} = \frac{\tau_{CRSS}}{\cos 2\theta_c}$$

CRSS (底面すべり ; 0.6~0.7MPa, $\{10\bar{1}2\}$ 双晶 ; 3MPa⁽¹⁾) にせん断応力成分が達するために必要な(a)単軸引張, (b)単軸圧縮, (c)純せん断の応力と c 軸と負荷方向のなす角度との関係を図 2-11 に示す. 理想的には, ある角度でより低い応力を示す変形機構が働いて降伏するものと考えられる. ただし, マグネシウム合金において c 軸と垂直な方向に伸長するような c 軸圧縮双晶の CRSS は $\{10\bar{1}2\}$ 双晶よりもはるかに高くなり, c 軸に対する双晶面がおおよそ 46.8° の角度を有するため, 図 2-11 において, 引張で

$46.8^\circ \leq \phi_c \leq 133.2^\circ$, 圧縮で $46.8^\circ \leq \phi_c$ と $\phi_c \leq 136.8^\circ$, せん断で $\phi_c \leq 1.8^\circ$, $\phi_c \geq 88.2^\circ$ (90° 対称) の $\{10\bar{1}2\}$ 双晶の不活性角度領域の応力は表記されていない. 底面すべりも $\{10\bar{1}2\}$ 双晶も応力が発散する角度領域では, 非底面すべりまたは c 軸圧縮双晶が生じると考えられる. 負荷軸に対する多結晶内の結晶粒の c 軸方位の分布を図 2-11 と重ねることで材料の降伏応力を予測することができる. AZ31 マグネシウム合金押出丸棒材では, c 軸が押出し方向と垂直に配向した優先方位を持つ集合組織が存在する (2-4-2 参照). つまり押出し方向と平行な方向を負荷軸とした際, c 軸は負荷軸と垂直方向 ($\phi_c = 90^\circ$) に集中した配向を持つと考えられる. また, 押出し方向と垂直な方向を負荷軸とすると, c 軸は負荷軸に対して特定の方向に集中することなく, 広範囲に配向すると考えられる. すなわち, $\phi_c = 90^\circ$ を中心値として標準偏差を与えることで, 負荷軸に対する c 軸の分布を考えることができる. 標準偏差が小さい分布は押出し方向と平行な負荷軸を有する負荷条件であり, 偏差が大きくなるほど優先方位がほとんどない押出し方向と垂直な負荷軸に対する条件を与えることになる. たとえば図 2-11 において, 標準偏差 10° 程度の優先方位が顕著な分布と 90° 程度のランダムに方位が分散している分布について, 降伏に必要な応力を計算することで, それぞれの負荷条件における降伏曲面を予測することができる. 図 2-12 に負荷軸に対する多結晶内の結晶粒の c 軸方位の分布と図 2-11 から予測された降伏曲面を示す. なお, 多結晶内の結晶粒の c 軸の分布が, 図 2-11 における $\phi_c = 90^\circ \pm 10^\circ$ のときと $\phi_c = 90^\circ \pm 90^\circ$ のときの降伏曲面を示す. それぞれの降伏曲面について, 予測された圧縮の応力を基準として規格化されている. AZ31 マグネシウム合金押出し材を押出し方向と垂直に切り出した材料では, c 軸方位は負荷方向に対して均一な分布を持つため, 図 2-11 における単軸引張や単軸圧縮負荷で特異的に高くなる帯域以外の方位を持つ粒が優先的に降伏し, 降伏応力は低くなる (図 2-12, Loading direction vs distribution of c -axis $\pm 90^\circ$). 一方, 押出し方向と平行に切り出した材料を押出し方向と平行に引張負荷を加えるとき, 集合組織によって c 軸は引張軸に 90° をなす方向に集中した配向を持つため, 応力レベルの突出した領域 (図 2-11(a) $80^\circ \sim 100^\circ$) と重なり, 降伏応力が総じて高くなることが理解できる. また, 押出し方向と平行に切り出した材料を押出し方向と平行に圧縮負荷を加える際, c 軸は圧縮軸と 90° をなす方向に集中した配向を持ち, 底面すべりは生じにくい, c 軸方向に伸びるようなせん断が作用し, $\{10\bar{1}2\}$ 双晶が生じやすくなると考えられるため, 降伏応力は引張と比べて低くなる (図 2-12, Loading direction vs distribution of c -axis $\pm 10^\circ$).

Table. 2-1 Mechanical properties of magnesium alloys and other metallic materials^{(1), (14), (15)}.

Alloy		Density	Tensile strength	0.2% Yield stress	Elongation	Hardness	Specific intensity
		[-]	[MPa]	[MPa]	(%)	[HB]	[MPa]
Magnesium alloy	Rolled material (AZ31)	1.78	255	200	12	73	143
	Extruded material (AZ80)	1.8	345	250	6	72	192
	casting (AZ91)	1.83	230	160	3	63	126
Aluminum alloy	Rolled material (A5052)	2.67	290	250	14	85	109
	Extruded material (A2017)	2.79	430	280	22	105	154
	casting (AC4A)	2.68	155	80	4	53	58
Steel	Stainless steel	8.02	1220	1080	15	350	152
	Carbon steel	7.86	630	430	22	175	80
	Cast steel	7.84	630	420	25	185	80

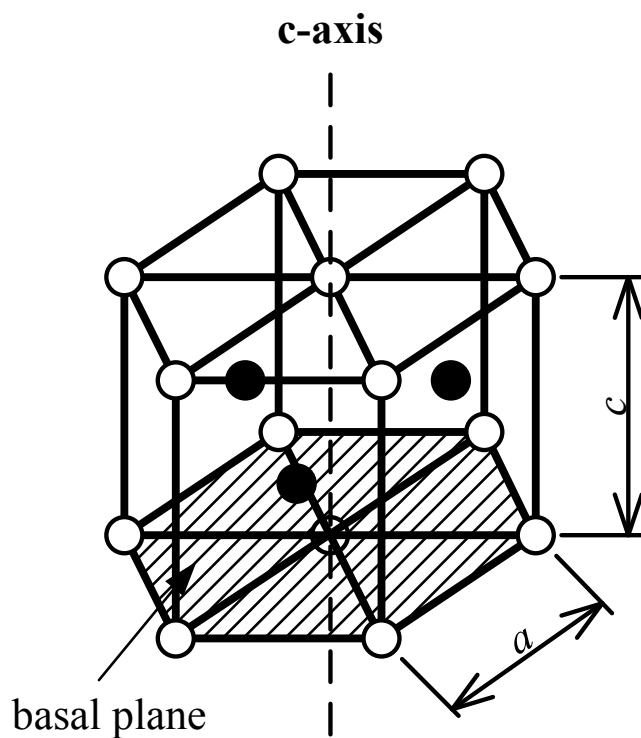


Fig.2-1 Unit cell of hexagonal close-packed lattice.

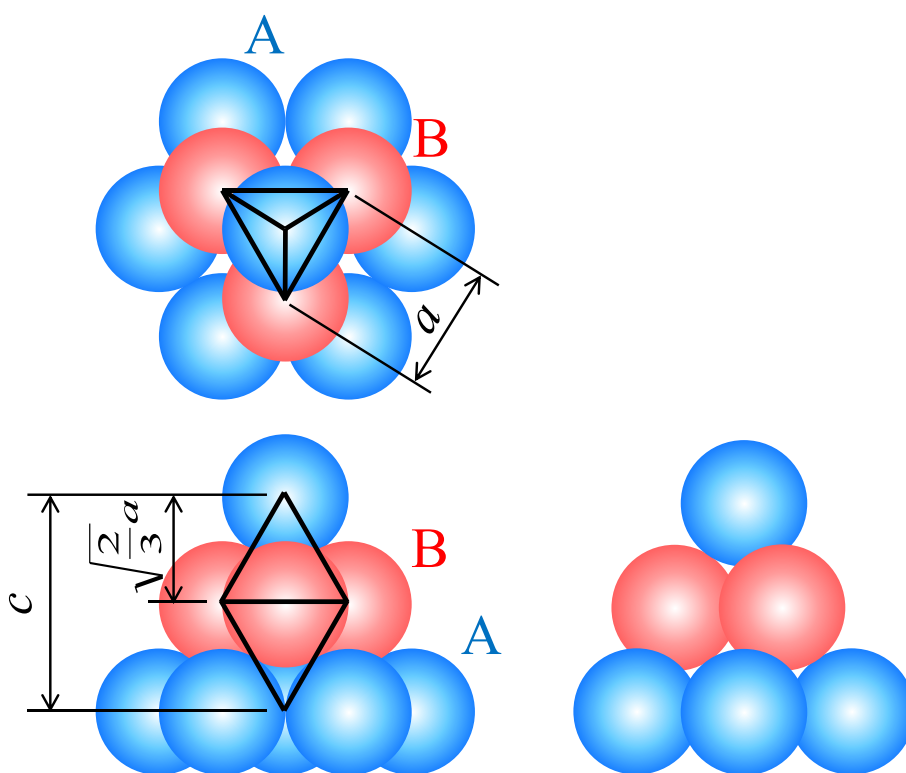


Fig.2-2 Ideal axial ratio (c/a) of hexagonal close-packed lattice.

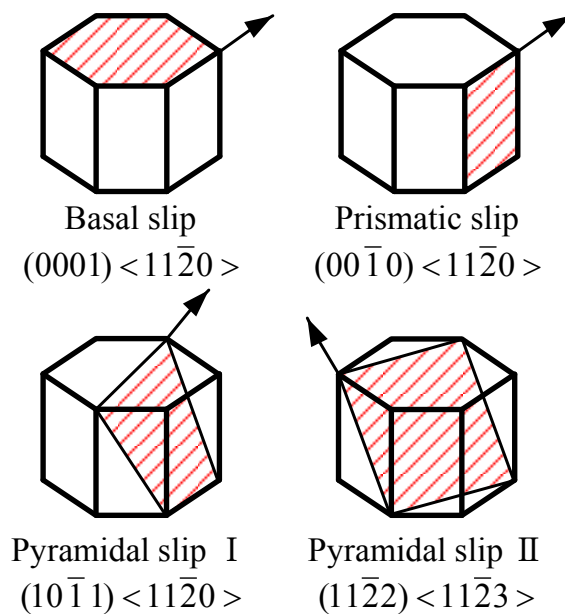


Fig.2-3 Slip plane and slip direction of hexagonal close-packed structure.

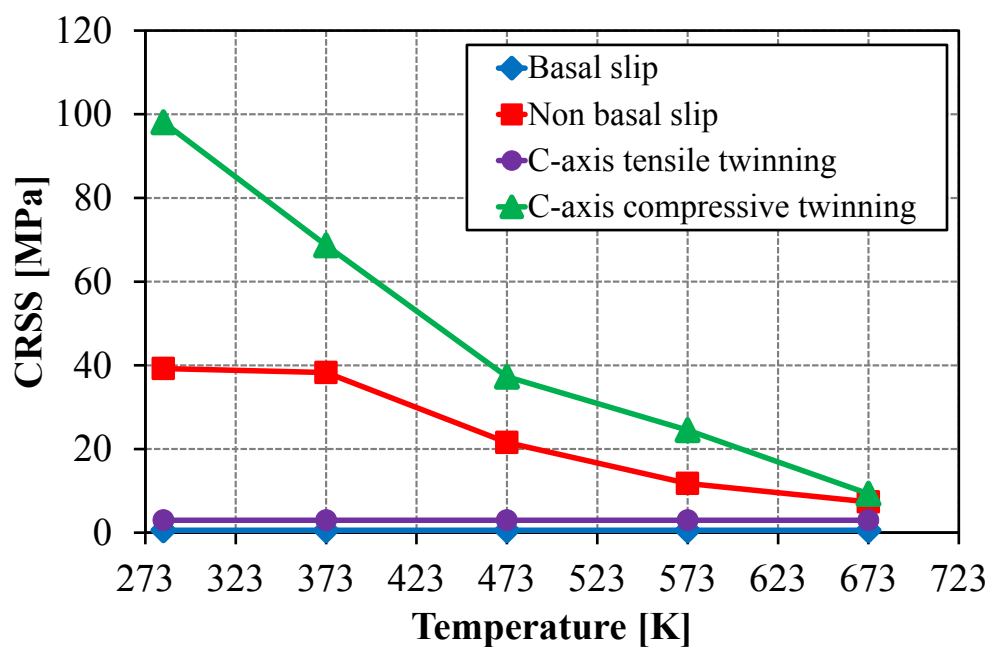


Fig.2-4 Temperature dependency of critical resolved shear stress of basal slip and non basal slip of magnesium⁽³⁾.

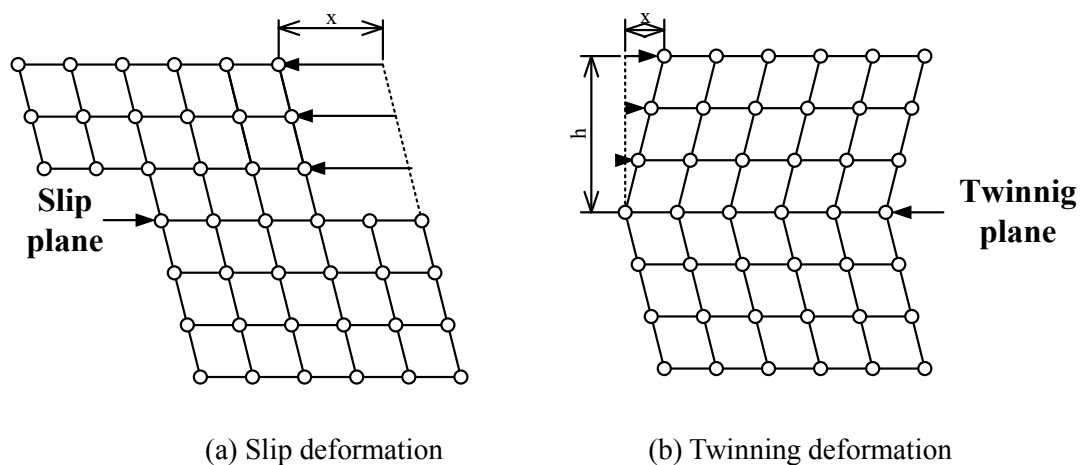


Fig.2-5 Models of (a) slip deformation and (b) twinning deformation.

Table.2-2 Twinning system of magnesium.

Twinning plane and twinning direction	γ_*	Deformation for c-axis
$\{10\bar{1}2\} \langle \bar{1}011 \rangle$	0.118	Elongation (tensile)
$\{10\bar{1}1\} \langle \bar{1}011 \rangle$	0.147	Shrinkage (compressive)
$\{10\bar{1}\bar{3}\} \langle 30\bar{3}2 \rangle$		Shrinkage (compressive)
$\{11\bar{2}1\} \langle \bar{1}\bar{1}26 \rangle$	0.612	Elongation (tensile)

* γ_* is the shear strain produced by each twinning deformation.

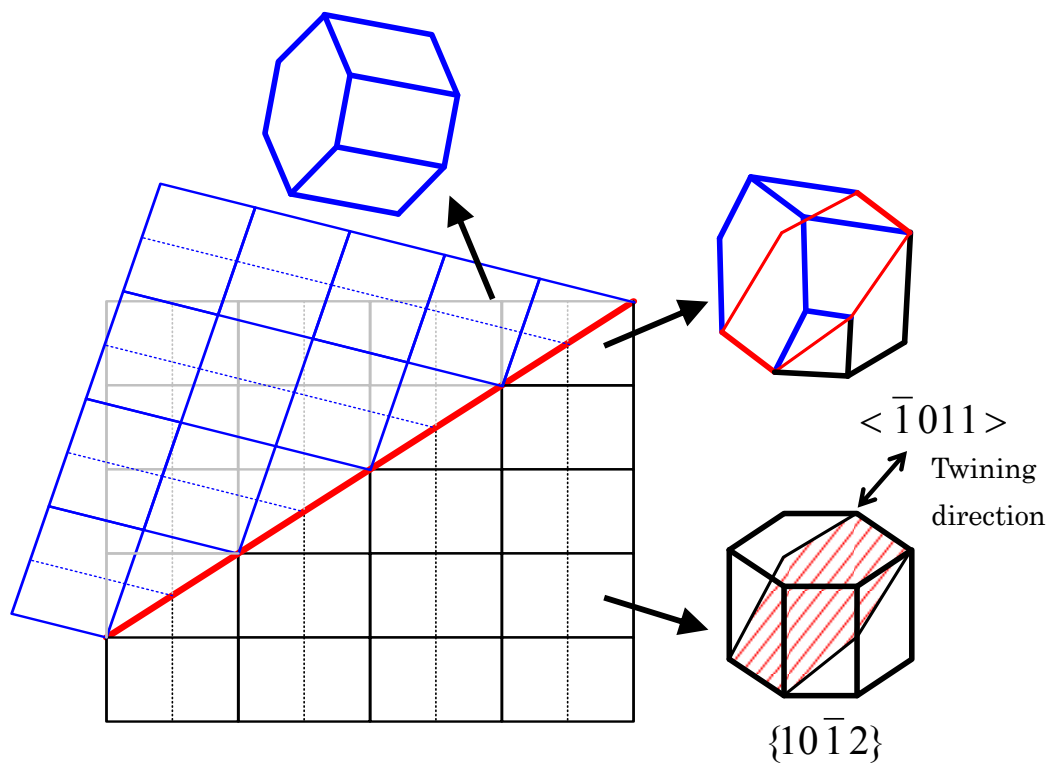


Fig.2-6 $\{10\bar{1}2\}$ twinning deformation with change of crystal orientation.

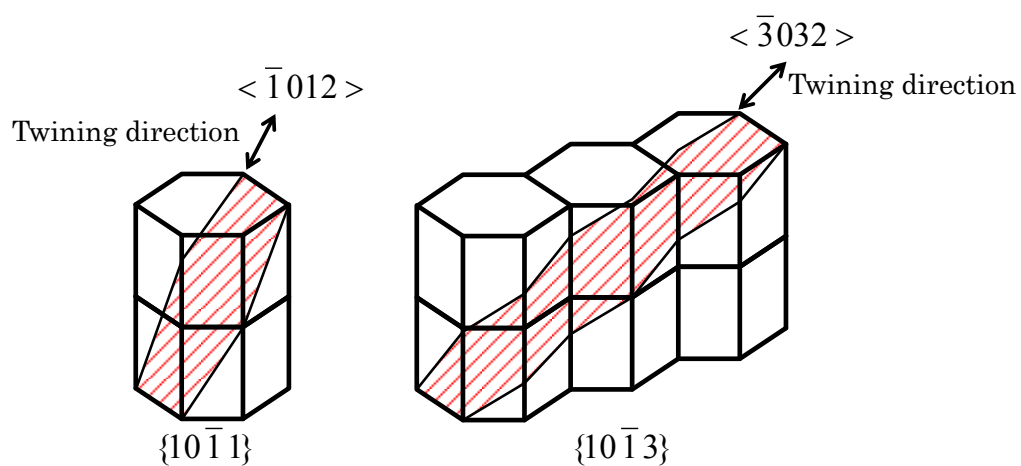


Fig.2-7 Twinning planes and directions of $\{10\bar{1}1\}$ twinning and $\{10\bar{1}3\}$ twinning.

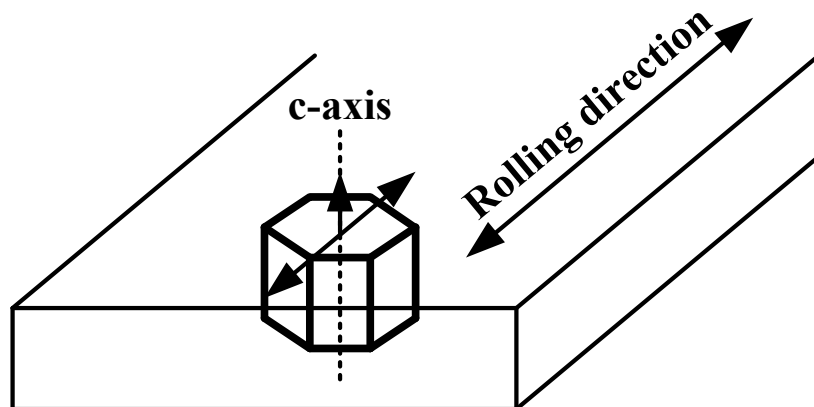


Fig.2-8 Typical preferred orientation of c-axis in texture of rolled hcp metal sheet.

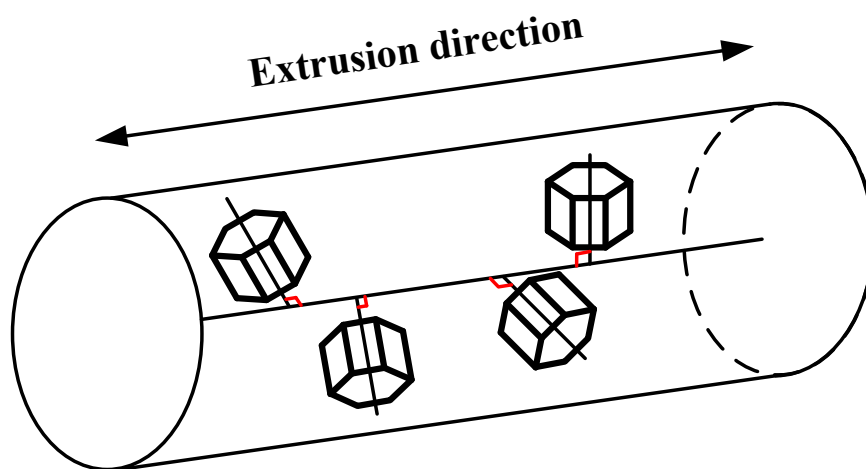


Fig.2-9 Typical preferred orientation of c-axis in texture of extruded hcp metal rod.

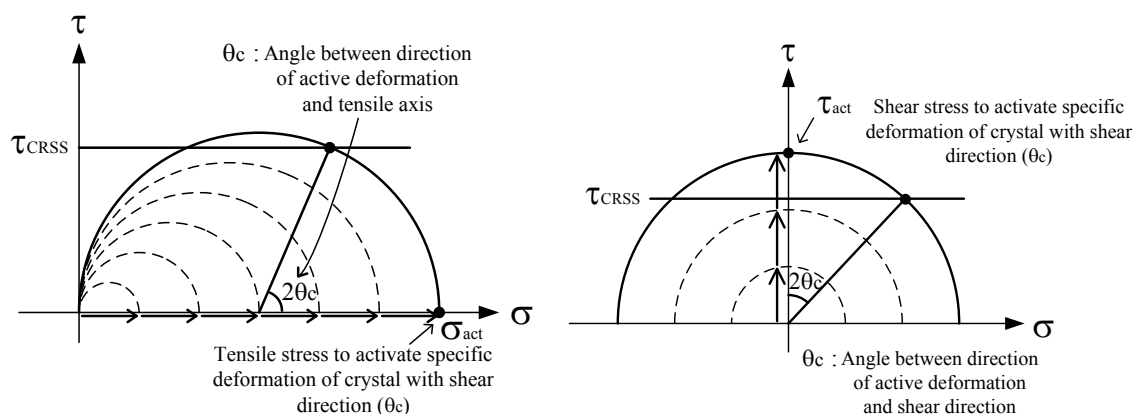


Fig.2-10 Activation stress of one of crystal in polycrystal for CRSS on axial loading and shear loading.

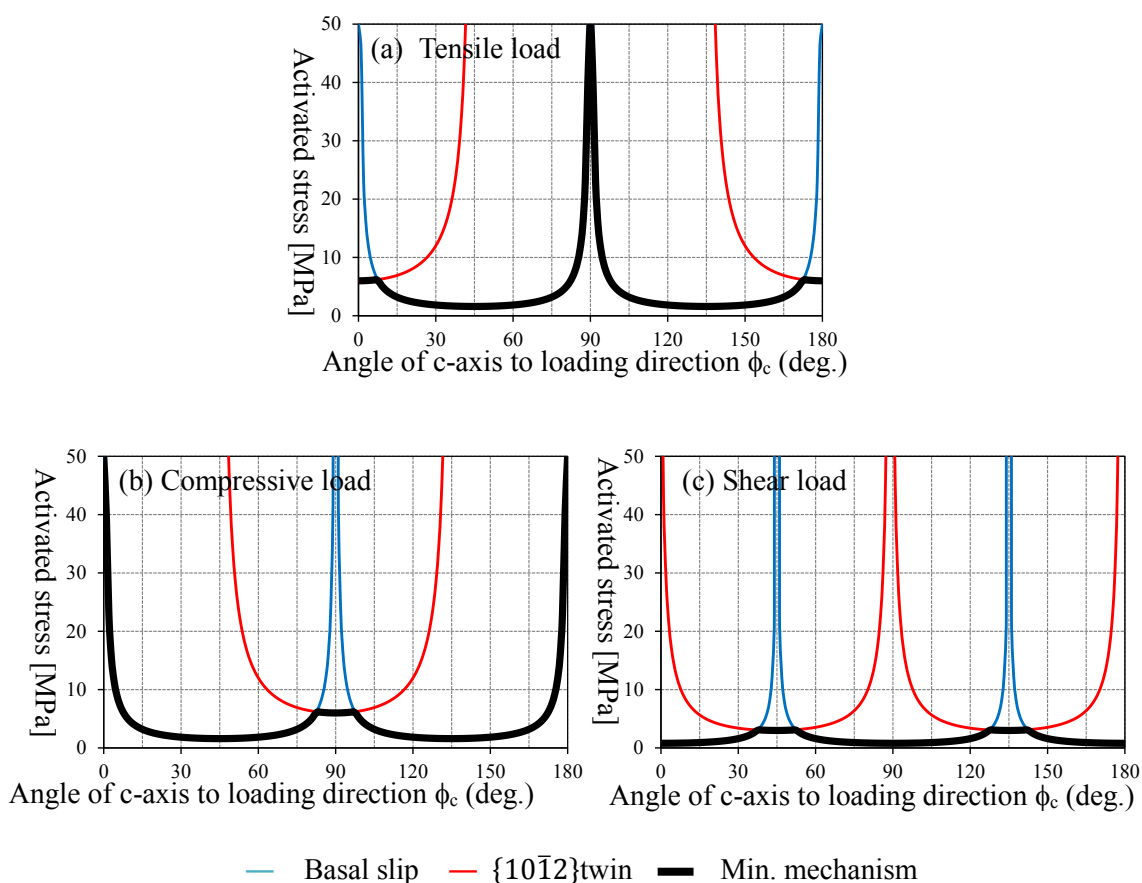


Fig.2-11 Estimated stress to activate deformation mechanism of grain with c-axis inclined by angle relative to (a) tensile, (b) compressive, (c) shear loading direction.

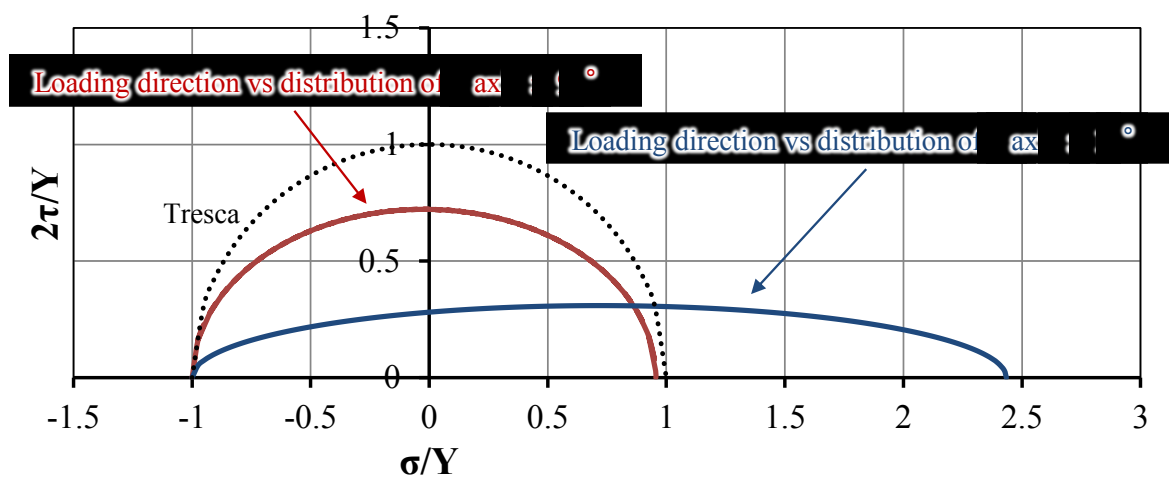


Fig. 2-12 Estimated yield surfaces to loading direction versus distribution of c-axis.

第3章 降伏関数の推定

本研究では、AZ31 マグネシウム合金の環境温度の影響を加味し、特定の方位にもとづく基礎的な降伏関数の構築を目的とした。本章では AZ31 マグネシウム合金押し材に対して常温での各種負荷条件で力学試験を行うことで降伏関数の推定を行った。

3-1. 実験方法

3-1-1. 試験片

本研究では、マグネシウム合金の中でも構造用材料として最も広く実用化されている AZ31 マグネシウム合金（三協マテリアル製）を試験片に用いた。供試材である AZ31 マグネシウム合金は、押し加工によって成形された直径 50mm の丸棒である。成分は Mg : 95wt%以上, Al : 3.1wt%, Zn : 0.8wt%, Mn : 0.36wt%および微量成分 Fe, Si, Cu, Ni である（表 3-1）。供試材を図 3-1 のように、標線間距離 15mm, 外径 ϕ 7mm, 内径 ϕ 5mm の中空丸棒試験片に切削加工した。切削加工後の試験片には焼なまし処理を行った。焼なましはマッフル炉（FO410, ヤマト科学製, 図 3-2）によって 753K で 3Hr 保持したのち、12Hr かけて室温まで除冷する処理を行った。なお、先行研究結果から、焼なましによって力学的特性は顕著に変化しないことが報告されている⁽⁶⁾。

供試材には押し加工によって、押し方向と直交する面内に放射状に c 軸が配向した優先方位をもつ集合組織（第 2 章 2-4-2 節参照）が存在する。また本試験片の XRD（Empyrean, PANalytical 製）による (0001) 極点図測定からも押し方向（ED）への底面の傾きは小さく、c 軸が押し方向に垂直に配向していることが確認される（図 3-3）。マグネシウム合金の各種すべり変形および変形双晶の作動は結晶方位に対する負荷の方向に依存するため（第 2 章 2-2 節参照）、優先方位を持つ本試験片は各種負荷において、支配的に作動する塑性変形機構がそれぞれ異なると考えられる。よって本試験片では、特定の塑性変形機構が作動した場合の降伏応力を調査できると考えられる。そこで図 3-4 に示すように押し方向と平行および垂直に負荷軸をもつ 2 種類の試験片を用意した。

3-1-2. 力学試験装置

力学試験には、複合負荷力学試験機（Autograph AG-10TC-IR, 島津製作所製）を用いた。図 3-5 に AG-10TC-IR の外観を示す。試験機はクロスヘッドの上下移動によって試験片に軸力方向の負荷を与えることができる。また、旋回部の回転によってねじりによるせん断方向の負荷を与えることができる。試験機は、軸方向の負荷に対して最大軸力荷重 \pm 100kN のロードセルを、ねじり負荷に対して最大トルク 2kN \cdot m のトルクセルをそれぞれ備えている。設定可能なクロスヘッド仕様速度範囲は軸方向速度が

±0.05mm/min~±500mm/min, 旋回部の回転角速度が±9.0×10⁻⁵deg./min~±9deg./min である。軸方向のひずみ速度は Autograph 制御ソフト TRAPEZIUM2 (島津製作所製) を用いてクロスヘッド速度によって制御し, ねじり方向のひずみ速度はクロスヘッド回転角速度をねじり負荷制御部によって制御した。

3-1-3. 応力およびひずみの算出方法ならびに力学試験条件

各力学試験における応力の算出方法を以下に示す。ここで W [N]はロードセルによって計測された軸方向荷重, T [N・mm]はトルクセルによって計測されたトルク, d_{out} [mm]は試験片外径, d_{in} [mm]は試験片内径を表している。

$$\text{軸応力} \quad \sigma = \frac{W}{\pi(d_{out}^2 - d_{in}^2)/4} \quad (3-1)$$

$$\text{せん断応力} \quad \tau = \frac{T}{\pi(d_{out}^4 - d_{in}^4)/32} \frac{d_{out}}{2} \quad (3-2)$$

ロードセルおよびトルクセルにより検出された荷重およびトルクは, AG-10TC-IR 制御器付属のアンプで増幅した信号をセンサーインターフェース PCD-320A (共和電業製) を用いて A/D 変換した後, 電子データとして保存し, 式(3-1), (3-2)によって軸応力およびせん断応力に変換した。

力学試験は常温で行うため, 箔ひずみゲージを用いてひずみの測定を行った。軸方向ひずみの計測には単軸用ひずみゲージ KFG (共和電業製) を使用し, せん断ひずみの計測にはクロスゲージ KFG を用いた。図 3-6 図 3-7 にひずみゲージ KFG の試験片標線間部への貼り付け方向を示す。なお, せん断ひずみ γ は試験機下部クロスヘッドの右回転によるせん断方向を正としている。図 3-7 に示されるようなひずみゲージ 1, 2 により測定されるひずみを ε_1 , ε_2 とすると, 次の式(3-3), (3-4)で表される。

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{2}(\varepsilon_x + \varepsilon_y) + \frac{1}{2}(\varepsilon_x - \varepsilon_y)\cos(2 \times 45^\circ) + \frac{1}{2}\gamma_{xy}\sin(2 \times 45^\circ) \quad (3-3)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{2}(\varepsilon_x + \varepsilon_y) + \frac{1}{2}(\varepsilon_x - \varepsilon_y)\cos(-2 \times 45^\circ) + \frac{1}{2}\gamma_{xy}\sin(-2 \times 45^\circ) \quad (3-4)$$

ここで ε_x , ε_y , γ_{xy} はそれぞれ, x 軸方向のひずみ, y 軸方向のひずみ, せん断ひずみである。せん断ひずみ γ は, 式(3-3), (3-4)より次のように求められる。

$$\gamma = \gamma_{xy} = \varepsilon_1 - \varepsilon_2 \quad (3-5)$$

各種試験において、ひずみゲージは1 アクティブゲージ法2 線式を用いてブリッジボックスに結線した。ひずみはブリッジボックスを介して動ひずみ測定器 DPM-711B（共和電業製）で電圧データに変換後、ロードおよびトルクと同様にセンサーインターフェース PCD-320A を用いて A/D 変換し、電子データとしてパーソナルコンピュータに記録した。図 3-8 に実験システムの概略図を示す。

また、AZ31 マグネシウム合金は応力 - ひずみ線図において、弾性限付近でなだらかな屈曲を示すため、降伏点を特定することが困難である。そこで、材料の降伏点を決定する評価指標として 0.2%耐力を弾性限の応力とした。AZ31 マグネシウム合金の底面すべりで変形するときの縦弾性係数は 45GPa とされているが⁽¹⁾、本研究では底面すべりに加えて、双晶変形などの各変形機構が作動すると考えられる。つまり、底面すべり以外の変形機構が作動した際の縦弾性係数は文献値と異なることが予測される。よって本研究では、応力 - ひずみ線図の線形部の傾きを縦弾性係数として、ひずみ 0.2%の位置から縦弾性係数の傾きを持つ直線を引き、応力 - ひずみ線図との交点の応力値を降伏応力と定義した。

本章では AZ31 マグネシウム合金押し出し材の降伏関数について、常温での力学試験結果を用いた推定を行う。そこで力学試験は常温において単軸引張、単軸圧縮および単純ねじり試験を前述した2種類の試験片について行った。なお、ひずみ速度は $6.0 \times 10^{-4} \text{s}^{-1}$ とした。

3-2. 実験結果

図 3-9 に常温での各種力学試験によって得られた降伏応力を縦軸にせん断応力 τ [MPa]、横軸に垂直応力 σ [MPa]をとって整理した降伏曲面を示す。青色□および赤色△のマーカはそれぞれ押し出し方向と平行および垂直に負荷軸をもつ試験片における各種負荷条件での降伏応力を表している。押し出し方向と垂直な負荷軸をもつ試験片の結果では、単軸引張および単軸圧縮での降伏応力が同程度であり、単純ねじりでは単軸引張および単軸圧縮負荷の半分程度の降伏応力を示した。一方、押し出し方向と平行な負荷軸をもつ試験片においては、単軸圧縮および単純ねじり負荷では押し出し方向と垂直な負荷軸をもつ試験片と同程度の降伏応力であったが、試験片軸方向への単軸引張負荷が作用したときには顕著に高い降伏応力を示した。

3-3. 降伏関数の推定

本項では、現象論的アプローチによって実験値から降伏曲面の形状を推定し、降伏関数の推定を試みた。本研究で用いた供試材には、押し出し方向と直交する面内にc軸が放射状に配向した集合組織が存在している（第2章 2-4-2節参照）。そこで押し出し方向を第1軸として押し出し方向と直交するように第2軸および第3軸をとり、直交座標系によって表記する（図3-10）。前述した集合組織の優先方位から、第2軸および第3軸は押し出し方向と直交する面内において任意に決定される。第1軸と平行な垂直応力を σ_{11} 、第2軸と平行な垂直応力を σ_{22} に対し、1-2面内に作用する応力 σ_{12} (σ_{21})は押し出し方向をねじり方向としたときの試験片表面のせん断応力となる。ただし、押し出し材の押し出し軸まわりの対称性から σ_{23} (σ_{32})および σ_{31} (σ_{13})と同等に扱うことができる。本研究で行った力学試験では、押し出し方向と平行に負荷軸をもつ試験片での単軸引張および単軸圧縮試験において垂直応力 σ_{11} が作用し、押し出し方向と垂直に負荷軸をもつ試験片での単軸引張および単軸圧縮試験において垂直応力 σ_{22} が作用する。なお単純ねじり試験ではいずれの試験片においてもせん断応力 τ (σ_{12} , σ_{23} , σ_{31})が作用している。ここで図3-9において縦軸のせん断応力 $\tau = \sigma_{12}$ 、横軸の垂直応力 $\sigma = \sigma_{22}$ をとった σ_{22} - σ_{12} の平面応力状態ではAZ31マグネシウム合金押し出し材の常温における降伏曲面は単軸引張、単軸圧縮および単純ねじりの結果から σ_{12} 軸および σ_{22} 軸対称の楕円形であると考えられる。またせん断応力 $\tau = \sigma_{12}$ 、垂直応力 $\sigma = \sigma_{11}$ とした σ_{11} - σ_{12} の平面応力状態において、同様に3条件の実験結果からは σ_{22} 軸対称かつ σ_{12} 軸非対称の楕円形であると考えられる。したがって σ_{11} - σ_{22} 面に直交する σ_{12} 軸をとった3次元応力空間中での降伏曲面を考えると σ_{11} 軸対称の楕円体表面として表せるため、降伏関数は

$$\frac{(\sigma_{11} + \sigma_c)^2}{\zeta_1^2} + \frac{\sigma_{22}^2}{\zeta_2^2} + \frac{\sigma_{12}^2}{\zeta_3^2} - \alpha^2 = 0 \quad (3-6)$$

となる。 α は無次元の定数である。 ζ_1 , ζ_2 , ζ_3 , σ_c は降伏時に支配的に作動する変形機構を考慮すると、それぞれ

$$\zeta_1 = \frac{1}{2\alpha} (\sigma_{nbs} + \sigma_{bs}) \quad (3-7)$$

$$\zeta_2 = \frac{1}{2\alpha} (\sigma_{nbs} + \sigma_{bs}) \sqrt{\frac{\sigma_{bs}}{\sigma_{nbs}}} \quad (3-8)$$

$$\zeta_3 = \frac{1}{4\alpha}(\sigma_{nbs} + \sigma_{bs})\sqrt{\frac{\sigma_{bs}}{\sigma_{nbs}}} \quad (3-9)$$

$$\sigma_c = \frac{1}{2}(\sigma_{nbs} - \sigma_{bs}) \quad (3-10)$$

と表せる．ここに σ_{nbs} [MPa]は非底面すべりの作動による降伏応力， σ_{bs} [MPa]は底面すべりの作動による降伏応力である．底面すべりおよび $\{10\bar{1}2\}$ 双晶が支配的に作動する場合の降伏応力は同程度であるため， σ_{bs} で統一した．図3-10(a)および(b)に示すように ζ_1 ， ζ_2 ， ζ_3 は楕円体の軸の半分の長さを表し， σ_c は σ_{11} 軸上での中心点を表している．さらに式(6-1)を展開すると

$$\left(\frac{\zeta_2}{\zeta_1}\right)^2(\sigma_{11}^2 + 2\sigma_c\sigma_{11}) + \sigma_{22}^2 + 4\sigma_{12}^2 - \alpha^2\left(\frac{\zeta_2}{\zeta_1}\right)^2(\zeta_1^2 - \sigma_c^2) = 0 \quad (3-11)$$

となり，定数項が応力の2次の次元をもつことから臨界値 κ [MPa]の2乗とおくと

$$\left(\frac{\zeta_2}{\zeta_1}\right)^2(\sigma_{11}^2 + 2\sigma_c\sigma_{11}) + \sigma_{22}^2 + 4\sigma_{12}^2 - \kappa^2 = 0 \quad (3-12)$$

となる．なお臨界値 κ [MPa]は

$$\kappa = \pm\sqrt{\alpha^2\left(\frac{\zeta_2}{\zeta_1}\right)^2(\zeta_1^2 - \sigma_c^2)} \quad (3-13)$$

である．

Table 3-1 Alloy composition of AZ31 magnesium alloy measured by emission spectrochemical analysis (Sankyo Material, Inc.).

	Al	Zn	Mn	Si	Fe	Cu	Ni	Ca	Mg
AZ31	3.1	0.8	0.36	0.024	0.002	0.002	0.001	0.01	Bal.

(wt.%)

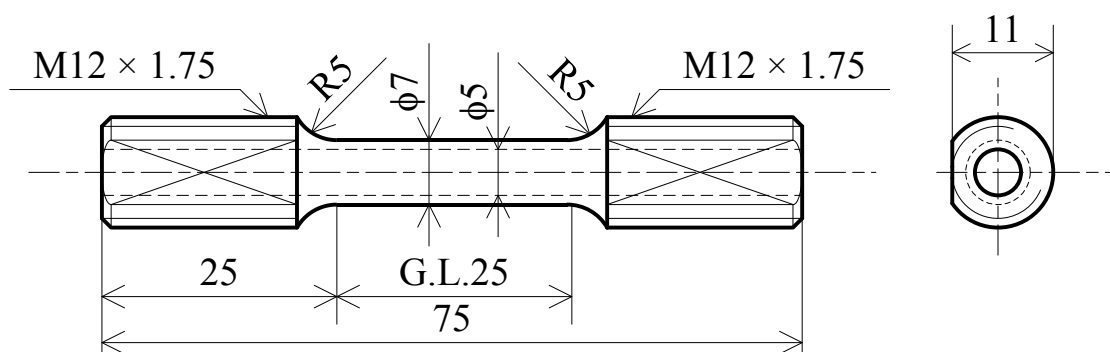


Fig.3-1 Shape of specimen.



Fig.3-2 Muffle furnace FO410 to anneal specimens.

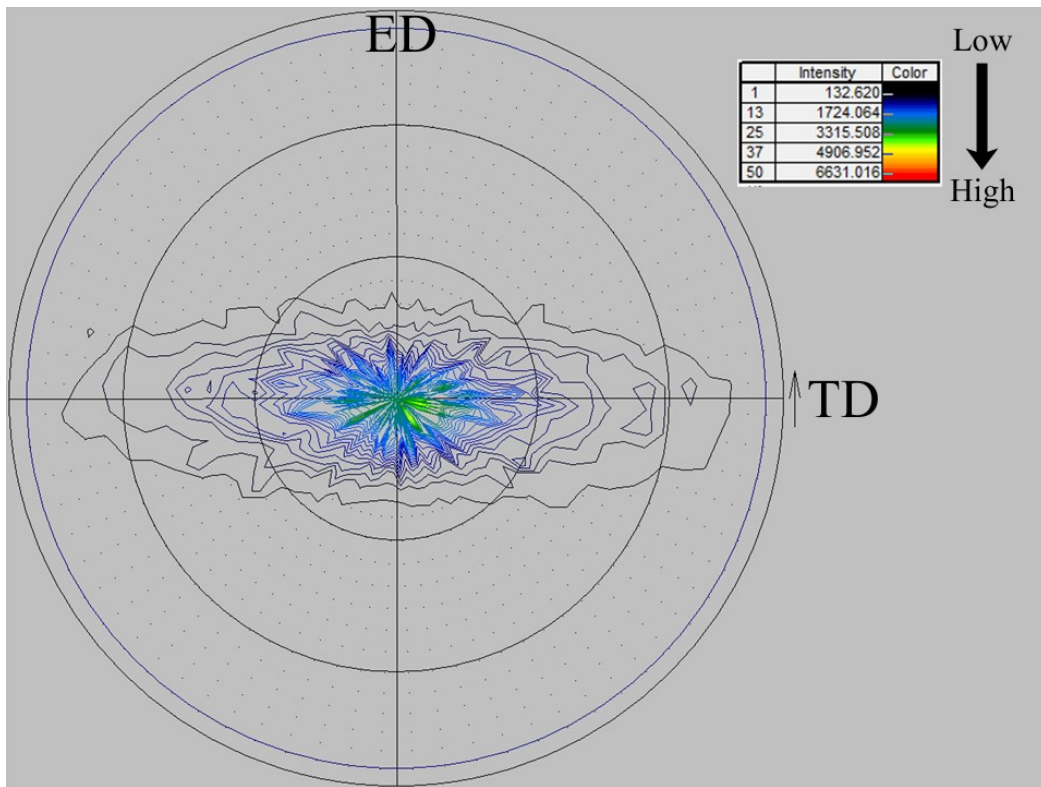


Fig.3-3 (0001) Pole figure by X-ray diffractometry in extruded AZ31 magnesium alloy rod.

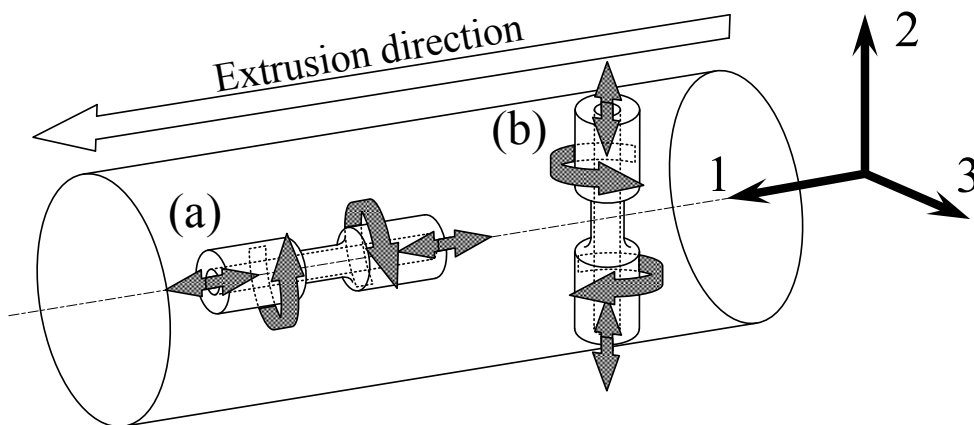


Fig.3-4 Cutting directions of specimens (a) parallel to extrusion and (b) perpendicular to extrusion with coordinate axes and sampling directions of extruded AZ31 magnesium alloy.



Fig.3-5 Autograph AG-10TC-IR.

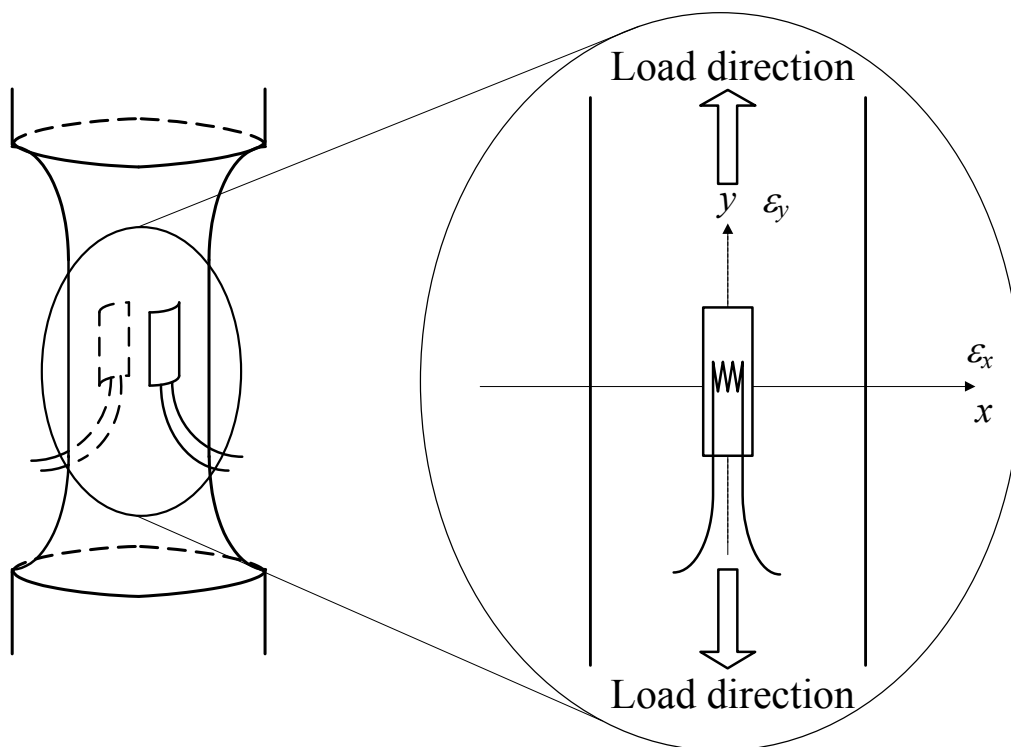


Fig.3-6 Measurement method of axial strain by uni-axial gauge.

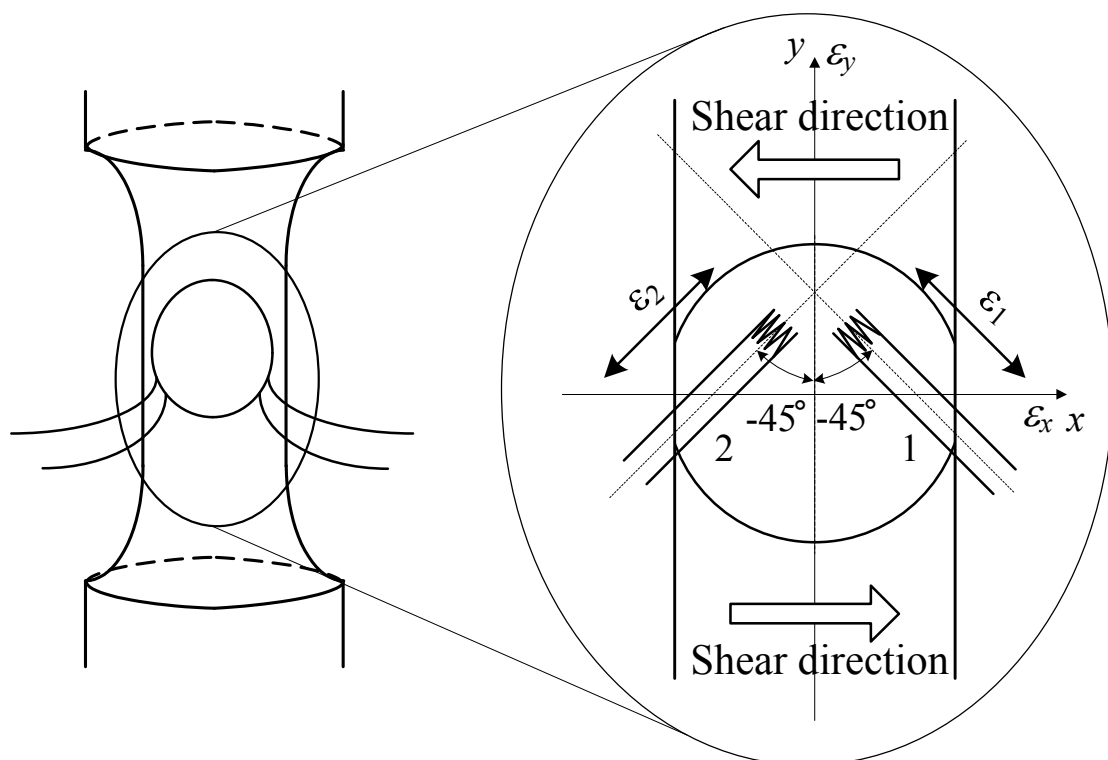


Fig.3-7 Measurement method of shear strain by cross gauge.

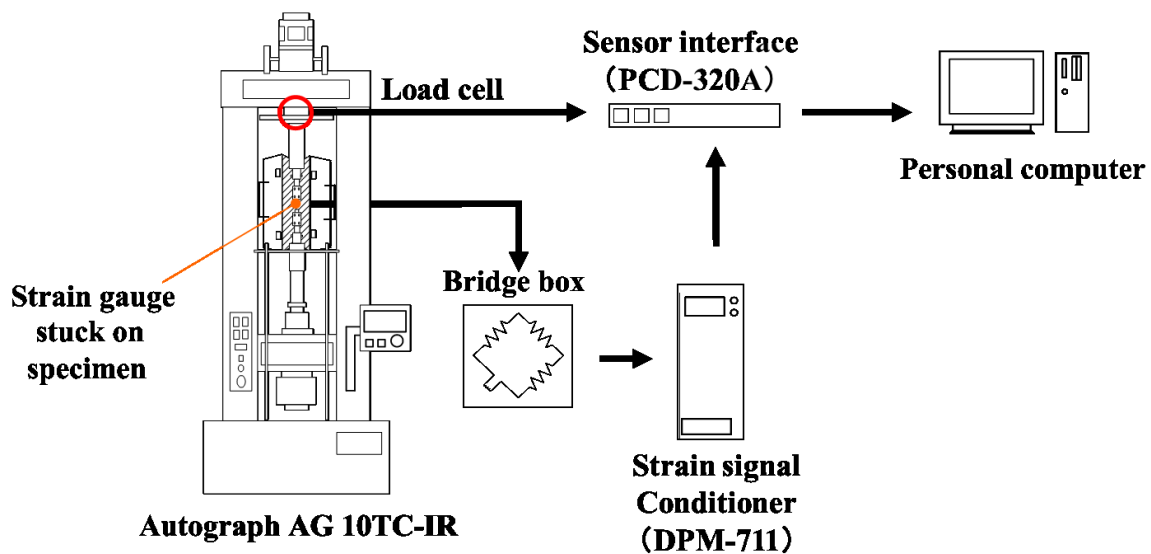


Fig.3-8 Scheme of load and strain measurement system.

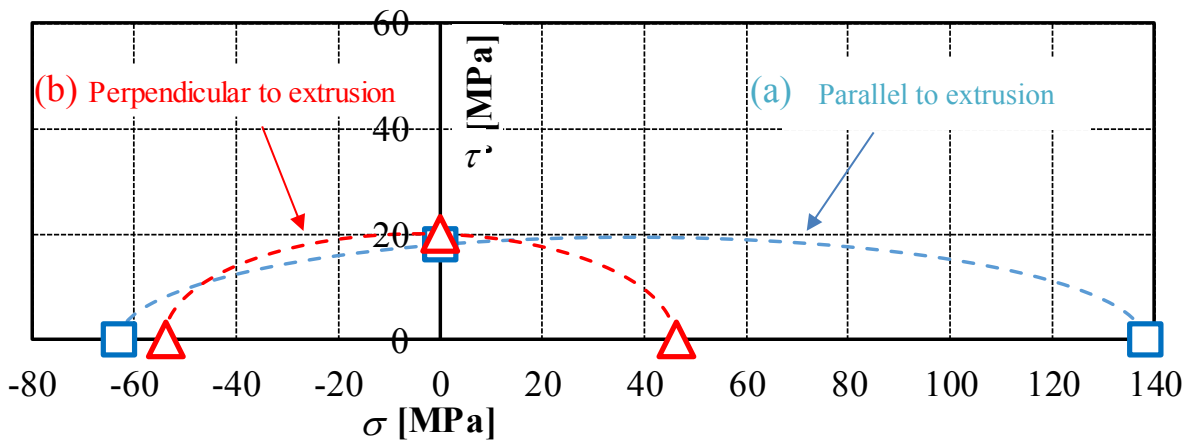


Fig.3-9 Cross sections of yield surface of AZ31 magnesium alloy for specimens (a) parallel to extrusion and (b) perpendicular to extrusion at room temperature.

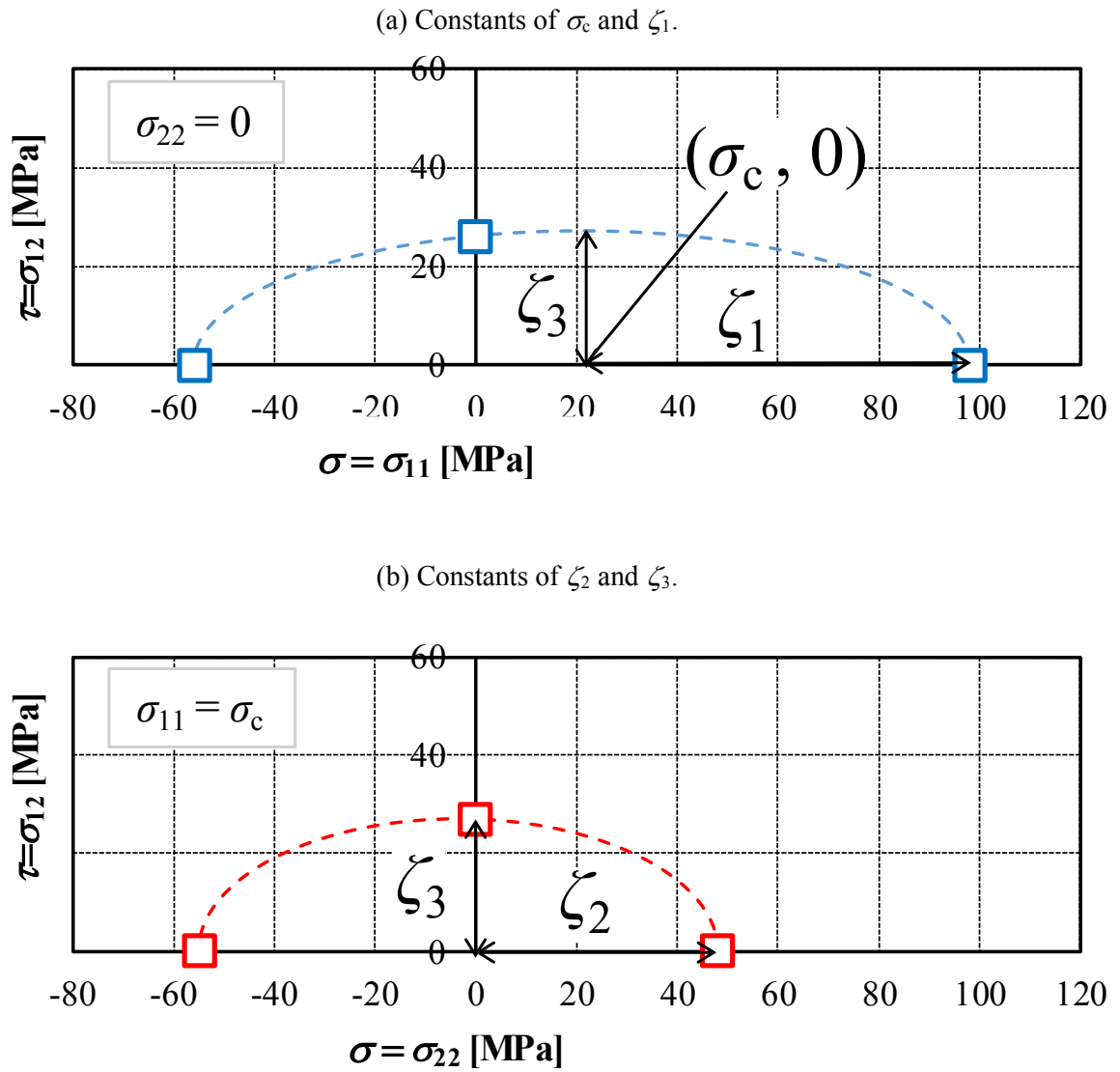


Fig.3-10 Estimation of specific of yield function constants.

第4章 降伏関数の温度依存性

本研究では、AZ31 マグネシウム合金の環境温度の影響を加味し、特定の方位にもとづく基礎的な降伏関数の構築を目的とした。本章では常温での実験結果および文献値を用いて第3章で推定した降伏関数における各パラメータの構成を行う。

4-1. 高温条件下における力学試験

4-1-1. 力学試験方法

第3章 3-1-2 節で述べた複合負荷試験機 Autograph (AG-10TC-IR) には最大加熱温度 823K の電気炉 (大阪科学製) が取り付けられているため、高温条件下での力学試験が可能である。本研究では AZ31 マグネシウム合金の塑性変形機構の温度依存性にもとづく降伏関数の変化を考慮するため、各種温度条件下における降伏応力を実験的に調査した。温度条件は 423K および 523K である。(第3章 3-1-3 節で述べた常温における力学試験と同様に,) 単軸引張, 単軸圧縮および単純ねじり試験を行った。なお, ひずみ速度は $6.0 \times 10^{-4} \text{s}^{-1}$ とした。力学試験において炉内の温度が上昇すると試験片や治具が熱膨張し, 試験片に余分な圧縮負荷が加わる。この余分な負荷を防ぐために, Autograph 制御ソフト TRAPEZIUM2 (島津製作所製) による荷重制御プログラムを起動させ, 昇温中は熱膨張による負荷を常時ゼロ近傍にした。

マグネシウム合金は環境温度の変化が機械的性質に大きく影響することが知られている。そのため, 各種温度条件において試験片の実態温度を測定する必要がある。そこで, 力学試験機に設置されている電気炉を用いて加熱を行う際に, 試験片の標線間中央付近に K 型熱電対 (アルメル - クロメル) を取り付け, 試験片表面の実態温度を測定した。なお, 熱電対が試験片に接触することでロードセルおよびトルクセルの計測に影響を与えないよう, 稼働クロスヘッドに連結した下方治具部に固定し, 熱電対自体のバネ特性によって熱接点を試験片標線部近傍に設置した。基準接点は氷水で 273K に維持して測定を行った。熱電対の出力電圧値はデジタル・マルチメータ HP34401A (Hewlett Packard 製) を用いて計測し, 電子データとして保存した。使用した熱電対の較正は純度 99.9%以上の純金属 (ニラコ製) Pb (融点 601K), Sn (融点 505K), Zn (融点 693K), および氷水 (273K), 沸騰水 (373K) を用いて行った。力学試験は測定温度が目標条件温度に達し, 定常化した後に行った。

本章の力学試験は高温雰囲気中で行うため, 高温用箔ひずみゲージ KFH および KFU (共和電業製) の単軸ゲージおよびクロスゲージを用いてひずみの測定を行った。高温用箔ひずみゲージ KFH および KFU の使用可能温度上限はそれぞれ 523K および 573K であり, 計測可能なひずみはそれぞれ最大 2.1%, 1.9% である。各種力学試験において,

温度影響の低減を目的として、リード線には高温用リード線を用いた。またひずみゲージは1 アクティブゲージ法3 線式を用いてリード線を介してブリッジボックスに結線し、第3章 3-1-3 節で述べた方法でひずみを測定した。

4-1-2. 高温条件下での実験結果および考察

図 4-1, 4-2 に環境温度 423K および 523K における各種力学試験の応力 - ひずみ線図を示す。押出し方向と平行に負荷軸とした (図 4-1(a)) 単軸引張, (図 4-1(b)) 単軸圧縮および (図 4-1(c)) 単純ねじり試験を行った結果および押出し方向と垂直に負荷軸とした (図 4-2(a)) 単軸引張, (図 4-2(b)) 単軸圧縮および (図 4-2(c)) 単純ねじり試験を行った結果である。それぞれ環境温度 423K および 523K における試験結果について併記している。縦軸は公称応力 [MPa], 横軸は公称ひずみ (%) である。環境温度 423K での試験結果において, 0.2%耐力 (第3章 3-1-3 節参照) により算出された降伏応力は, 押出し方向と垂直な単軸引張および単軸圧縮ならびに押出し方向と平行な単軸引張で同程度の値を示した。また, 単純ねじりでの降伏応力も方向によらず同程度の値を示し, 単軸圧縮での降伏応力の半分程度であった。また押出し方向と平行な単軸引張では常温での結果同様, 顕著に高い降伏応力を示すことが認められた。一方, 環境温度 523K において降伏応力は方向によらず同程度の値を示し, 常温や 423K での結果と同様に単純ねじり負荷での降伏応力は単軸圧縮負荷での降伏応力の半分程度であった。

常温から 523K までの環境温度の上昇によって押出し方向と垂直な単軸引張, 単軸圧縮および単純ねじり負荷での降伏応力は変化しない。また押出し方向と平行な単軸圧縮および単純ねじり負荷においても同様で, 常温化から 523K の温度範囲では環境温度による降伏応力の変化は認められなかった。これらの負荷条件では CRSS の小さい底面すべりや $\{10\bar{1}2\}$ 双晶といった塑性変形機構が作動する。底面すべりや $\{10\bar{1}2\}$ 双晶の CRSS は温度によってほとんど変化しないため, 降伏応力も変化が認められなかったと考えられる。一方で非底面すべりが作動する負荷条件である押出し方向と平行な単軸引張負荷での降伏応力は, 423K から 523K への温度上昇によって半分程度まで低下した。非底面すべりの CRSS が環境温度の上昇によって大幅に低下するためであると考えられる。

4-2. 降伏応力の温度依存性の導入

いずれかの塑性変形機構が支配的に作動するときの垂直応力 σ_Y [MPa] は、作動する塑性変形機構の臨界分解せん断応力 (CRSS) τ_{CRSS} [MPa] (第2章 2-2 節参照) を環境温度 T [K] の関数としてシグモイド関数を用いて近似すると、 σ_Y と τ_{CRSS} の関係から

$$\begin{aligned}\sigma_Y &= C \tau_{CRSS} \\ &= \frac{\Delta\sigma}{1 + \exp\{\beta(T - T_0)\}} + \sigma_B\end{aligned}\quad (4-1)$$

と表される。ここに C と β はそれぞれ無次元および温度の逆数の次元をもつ定数であり、 $\Delta\sigma$ は温度によるマクロな降伏応力の差分、 σ_B はある塑性変形機構がとりうる最小の降伏応力である。また、 T_0 は変曲点の温度である。

実験で顕著に降伏曲面が変化した非底面すべりが支配的に作動する場合の降伏応力 σ_{nbs} [MPa] を考える。非底面すべりが支配的に作動する負荷条件である押出し方向と平行な単軸引張負荷による降伏応力は、常温において 136MPa であったことから漸近する最大の応力 σ_M [MPa] を 140MPa と見積もった (図 4-3)。また、環境温度の上昇によって非底面すべりの CRSS は低下していくが、 $\{10\bar{1}2\}$ 双晶の CRSS より小さくならないものと仮定して、漸近する最小の応力 σ_B [MPa] を 10MPa とした。温度によるマクロな降伏応力の差分 $\Delta\sigma$ [MPa] は σ_M と σ_B を用いて $\Delta\sigma = \sigma_M - \sigma_B = 130$ MPa となる。また、文献値の CRSS の低下傾向から T_0 および β は、473K および -0.017 と見積もられる⁽³⁾。よって σ_{nbs} は以下の式で表される。

$$\sigma_{nbs} = \frac{130}{1 + \exp\{(-0.017)(T - 473)\}} + 10\quad (4-2)$$

底面すべりおよび $\{10\bar{1}2\}$ 双晶の CRSS は文献値では環境温度によらず一定の応力を示す⁽³⁾。よって $\Delta\sigma$ はいずれも 0MPa と考えた。また、常温での実験結果において底面すべりおよび $\{10\bar{1}2\}$ 双晶が支配的に作動する負荷条件はいずれも同程度の降伏応力であるため、底面すべりによる降伏応力 σ_{bs} [MPa] で統一した。また常温での各方向の単軸圧縮および単純ねじり試験ならびに押出し方向と垂直な単軸引張試験実験結果から $\sigma_{bs} = 51$ MPa とした。

図 4-4 に前節で構成した σ_{nbs} および σ_{bs} の環境温度による変化を示す。縦軸は応力 [MPa]、横軸は環境温度 [K] であり、赤色の太実線が σ_{nbs} を、青色の細実線が σ_{bs} を表している。環境温度の上昇によって σ_{nbs} は単調に低下していくことが認められる。また環境温度による σ_{nbs} の変化は 400~600K の温度域で大きくなる。一方 σ_{bs} は環境温度による変

化がなく、一定の応力を示している。AZ31 マグネシウム合金は先行研究より、523K を超える温度で動的再結晶をともなう粒界すべりが作動することが示されている⁽⁶⁾。本研究では粒内変形をあつかうため、523K を超える温度での傾向については議論しない。

図 4-4 において 523K 以上は破線で付記した。

降伏関数における各パラメータ ζ_1 , ζ_2 , σ_c および κ はそれぞれ式(3-7), (3-8), (3-10), (3-13) (第3章 3-3 節参照) で示されるように σ_{nbs} および σ_{bs} のみで表される。図 4-5 に ζ_1 , ζ_2 , σ_c および κ と環境温度の関係を示す。縦軸は応力[MPa], 横軸は環境温度[K]である。また、先述のとおり 523K 以上は議論であつかわないため、破線で示した。環境温度の上昇にともなって ζ_1 および σ_c は単調に低下することが認められる。また ζ_2 においては 520K 程度までは環境温度の上昇にともなって低下していく。ただし ζ_2 の変化量は ζ_1 および σ_c に比べると小さい。臨界値 κ は環境温度によらず一定の値を示した。

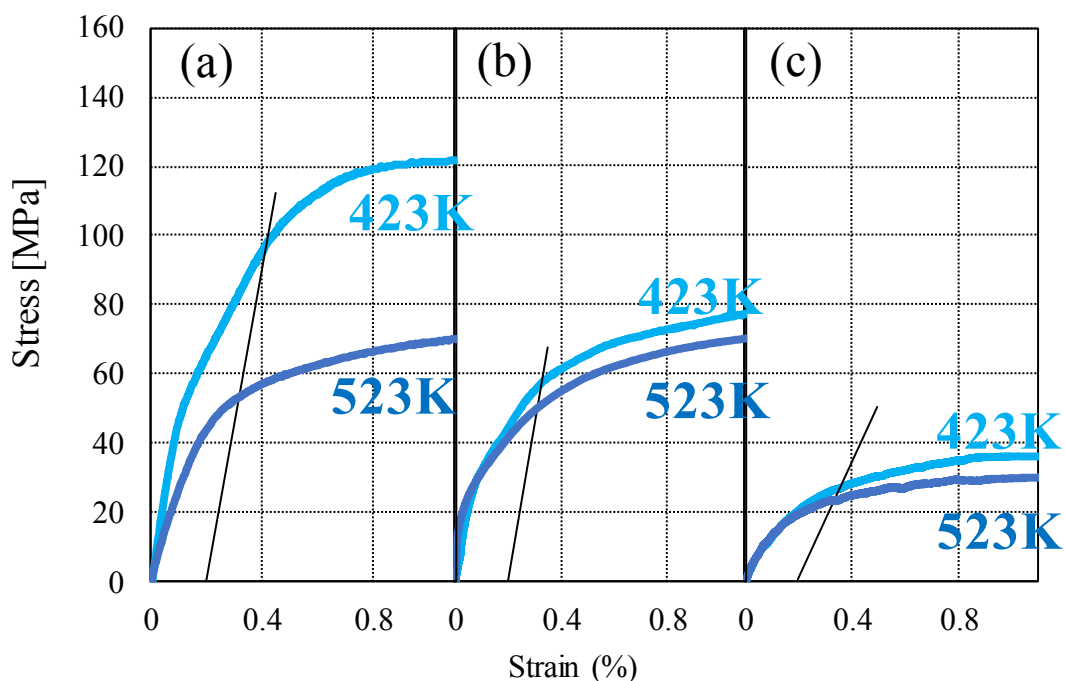


Fig.4-1 Stress-strain curves of (a) uniaxial tensile loading, (b) uniaxial compressive loading and (c) simple torsion loading for AZ31 magnesium alloy parallel to extrusion at 423K and 523K.

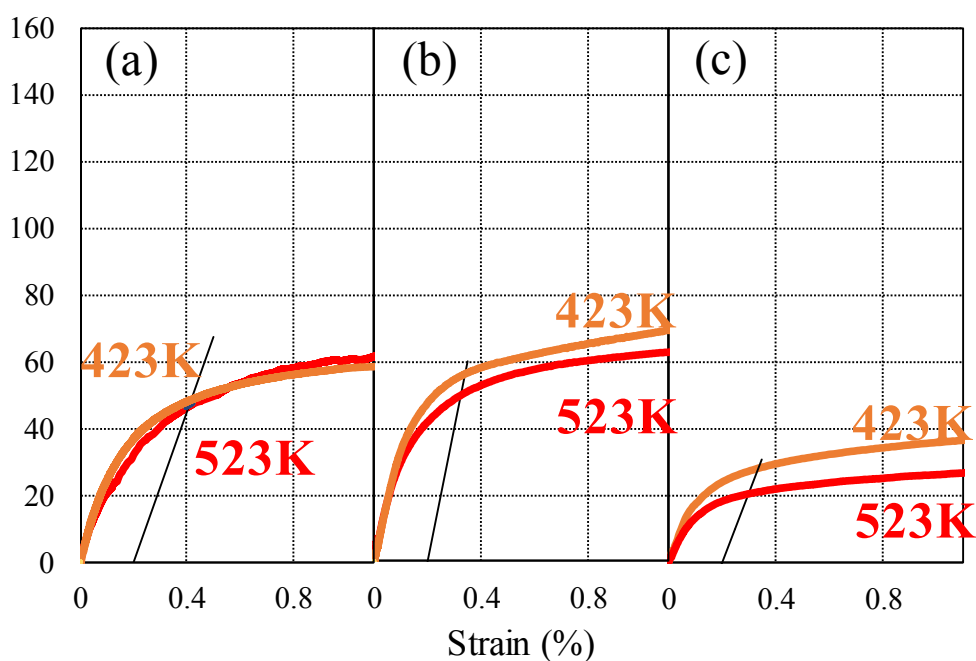


Fig.4-2 Stress-strain curves of (a) uniaxial tensile loading, (b) uniaxial compressive loading and (c) simple torsion loading for AZ31 magnesium alloy perpendicular to extrusion at 423K and 523K.

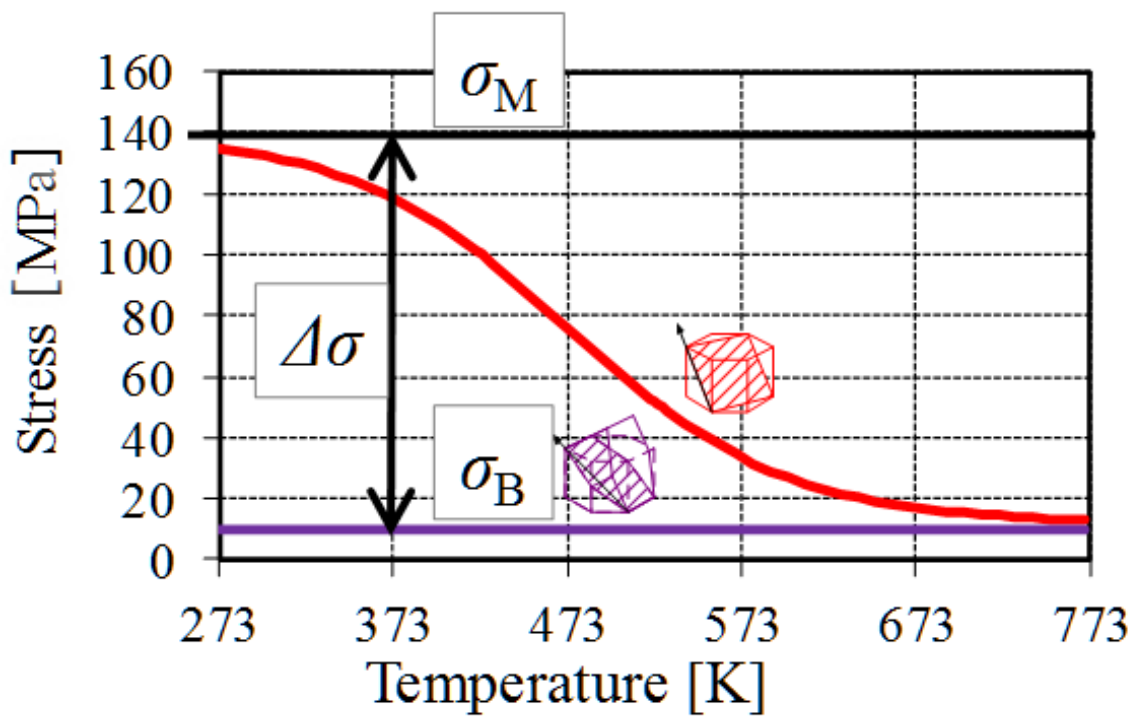


Fig.4-3 Estimation of temperature dependency of specific stress constants from approximate sigmoid curves⁽³⁾.

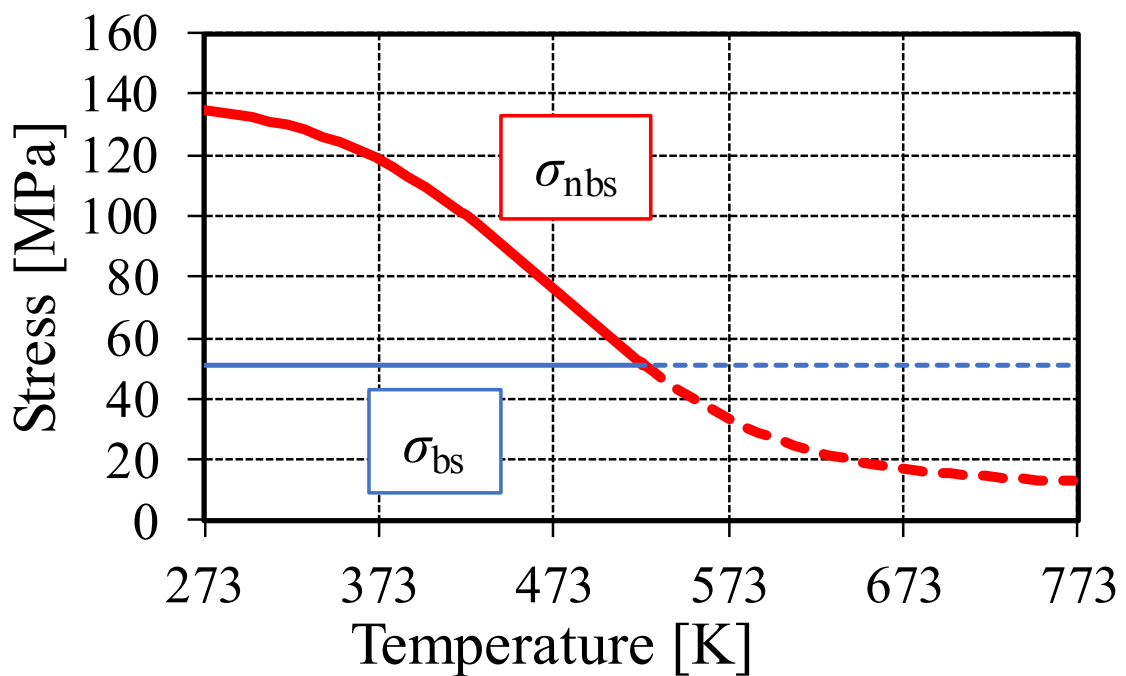


Fig.4-4 Temperature dependency of σ_{nbs} and σ_{bs} .

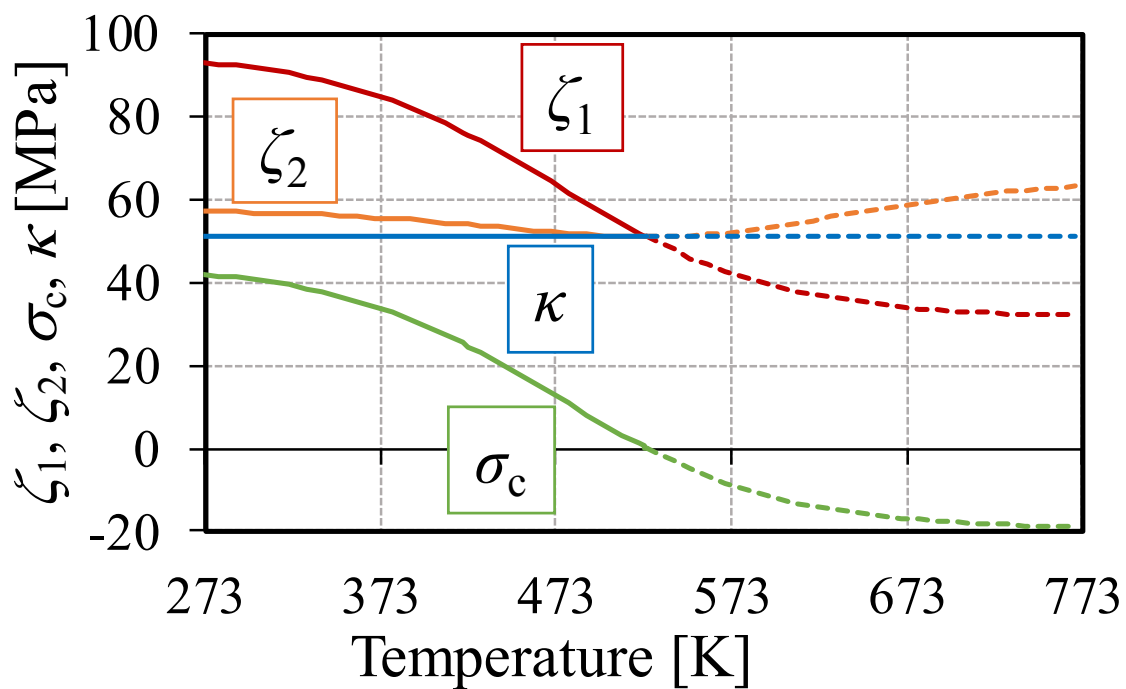


Fig.4-5 Temperature dependency of specific constants ζ_1 , ζ_2 , σ_c and κ of yield function.

第5章 降伏関数の検証

本研究では、AZ31 マグネシウム合金の環境温度の影響を加味し、特定の方位にもとづく基礎的な降伏関数の構築を目的とした。AZ31 マグネシウム合金押し出し材に対して特定の塑性変形機構を作動させる各種負荷条件で常温力学試験を行うことで降伏曲面を実験的に調査し、降伏関数を推定した。さらに、文献値⁽³⁾をもとに降伏関数の各種パラメータに温度依存性の効果を導入した。本章では構築した降伏関数から予測された降伏曲面と高温実験での結果を比較して検証を行った。降伏関数は降伏時に支配的に作動する塑性変形機構の CRSS の温度依存性を考慮し、常温 ($T=300\text{K}$) における実験結果を用いて構築したものであり、環境温度 $T[\text{K}]$ を与えた任意の環境温度における降伏曲面を予測できる。

図 5-1, 5-2 に環境温度 423K および 523K での各種力学負荷試験における降伏応力(第4章 4-1-2 節参照)を整理した。それぞれ縦軸はせん断応力 σ_{12} [MPa], 横軸は垂直応力 σ_{11} および σ_{22} [MPa] である。青色□のマーカは σ_{11} - σ_{12} の平面応力状態での降伏応力を表し、赤色△のマーカは σ_{22} - σ_{12} の平面応力状態での降伏応力を表している。また本研究で構築された降伏関数による 423K および 523K での降伏曲面を青色 (σ_{11} - σ_{12} の平面応力状態) および赤色 (σ_{22} - σ_{12} の平面応力状態) の曲線で併記している。いずれの環境温度においても降伏関数から予測された降伏曲面と実験結果がほぼ一致している。AZ31 マグネシウム合金の降伏関数において支配的に作動する塑性変形機構を考慮し、塑性変形機構の CRSS の温度依存性を降伏応力に展開することで、各種環境温度での降伏曲面を精度よく予測できることが示された。

AZ31 マグネシウム合金押し出し材の降伏関数において σ_{22} - σ_{12} 面内における降伏曲面の形態は常温から 523K までの温度範囲では変化しないことが認められた。常温で認められた σ_{11} 軸での降伏応力の引張、圧縮非対称性が常温から 523K までの温度範囲で環境温度によって変化し、環境温度 520K 程度で σ_{12} 軸対称の降伏曲面を示した。また常温で示した異方性の影響が環境温度の上昇によって小さくなり、環境温度 520K 程度では材料の方向によらない等方的な降伏曲面となることが示された。

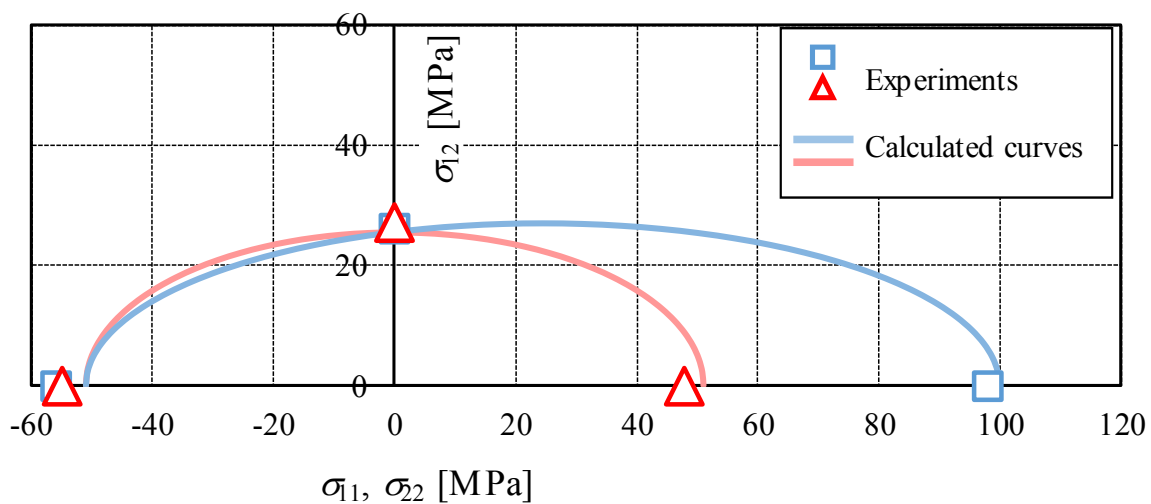


Fig.5-1 Experimental results and calculated yield surface of extruded AZ31 magnesium alloy rod at 423K.

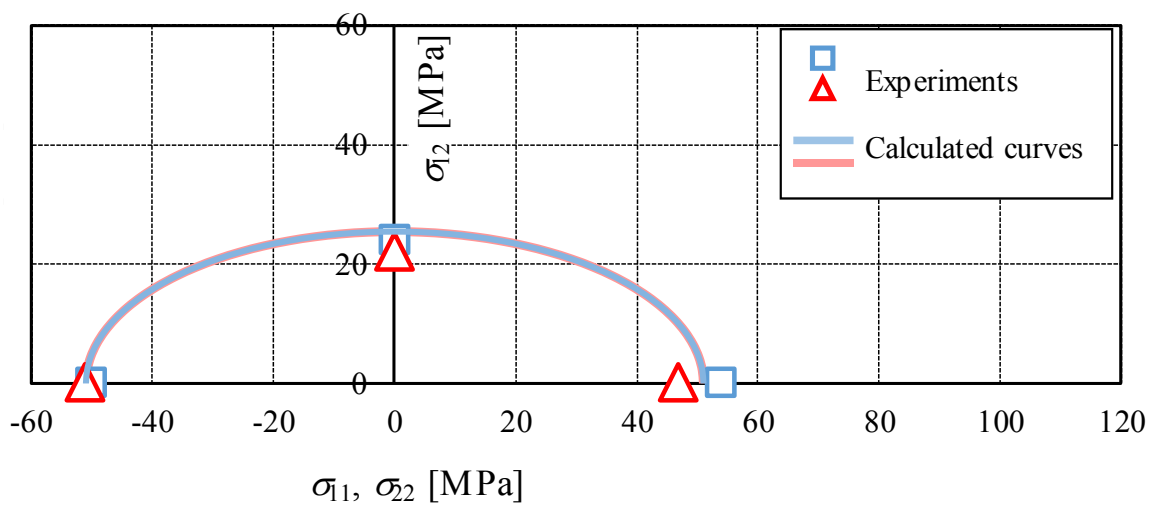


Fig.5-2 Experimental results and calculated yield surface of extruded AZ31 magnesium alloy rod at 523K.

第6章 結言

本研究では、AZ31 マグネシウム合金の環境温度の影響を加味し、特定の方位にもとづく基礎的な降伏関数の構築を目的とした。そこで優先方位と応力状態によって支配的に作動する降伏機構の温度依存性を調査するために、押出しによる優先方位をもつ AZ31 マグネシウム合金押出し材に対して特定の降伏機構を作動させる負荷条件で力学負荷試験を行い、降伏関数を構築した。その結果以下のことが明らかになった。

- (1) 常温における降伏曲面および各種負荷条件で支配的に作動する塑性変形機構の CRSS の温度依存性から構築した降伏関数によって予測された降伏曲面は、各種環境温度において力学試験で得られた降伏曲面とほとんど一致する。すなわち AZ31 マグネシウム合金押出し材の降伏曲面を降伏関数によって予測することが可能である。
- (2) 常温において単軸圧縮および単純ねじり負荷による降伏応力はそれぞれ方向によらず、同程度の値を示す。また単純ねじり負荷では単軸圧縮負荷が作用する場合に対して半分程度の降伏応力を示す。一方で単軸引張負荷においては、押出し方向と垂直に負荷を加えた場合と比較して平行に負荷を加えると顕著に高い降伏応力を示す。
- (3) 環境温度の上昇によって押出し方向と平行および垂直に単軸圧縮、単純ねじり負荷が加わった場合ならびに押出し方向と垂直な単軸引張負荷での降伏応力は変化しない。一方で、押出し方向と平行な単軸引張負荷での降伏応力は大幅に低下し、環境温度 520K 程度においていずれの負荷条件でも集合組織の優先方位と負荷の方向によらない同程度の降伏応力を示す。底面すべりや $\{10\bar{1}2\}$ 双晶は温度による CRSS の変化が小さいのに対して、非底面すべりの CRSS は環境温度の上昇によって大きく低下するため、降伏応力も同様に低下すると考えられる。
- (4) 環境温度に応じて押出し方向と平行な単軸引張負荷での降伏応力のみが変化することで、降伏曲面の形態が変化する。また 520K 程度で等方的な降伏曲面を示す。

以上のことから、AZ31 マグネシウム合金押出し材について、常温から 523K までの温度範囲で環境温度の上昇にともなって押出し方向と平行な引張による降伏応力が低

下し, 集合組織による異方性の影響が小さくなることで 520K 程度で材料の方向によらない等方的な降伏曲面に近づくと考えられる. 本研究の結果は, AZ31 マグネシウム合金の塑性加工技術において有益な情報を提示するものと考えられる.

参考文献

- (1) 日本塑性加工学会編, “マグネシウム加工技術”コロナ社 (2004).
- (2) 西野 創一郎, “マグネシウム合金板材のプレス成型技術”, *Journal of The Japan Institute of Light Metals*, Vol.61, No.6 (2011), pp.269-273.
- (3) 吉永 日出男, “稠密六方晶金属の変形双晶”, 内田老鶴圃 (2007).
- (4) 中曾根 祐司, “異方性材料の弾性論”, コロナ社 (2014).
- (5) 吉川 高正, 稲葉 忠司, 橋本 結衣, 横尾 優哉, 徳田 正孝, “AZ31 マグネシウム合金押し材の常温における降伏曲面に関する実験的研究”, *JOURNAL OF THE SOCIETY OF MATERIALS SCIENCE JAPAN*, Vol.62, No.5 (2013), pp.311-318.
- (6) 吉川 高正, 徳田 正孝, 稲葉 忠司, 岩崎 源, 町野 弘一, 出口 直紀, “種々の温度条件下における AZ31 マグネシウム合金の塑性変形特性”, *JOURNAL OF THE SOCIETY OF MATERIALS SCIENCE JAPAN*, Vol.57, No.7 (2008), pp.688-695.
- (7) 小島 陽, 井藤 忠男, “マグネシウム合金の応用と成型加工技術”, シーエムシー出版 (2001).
- (8) 松崎 邦男, 花田 幸太郎, “マグネシウム合金の生体吸収材料への応用のための塑性加工技術”, *Journal of the JSTP*, Vol.53, No.621 (2012), pp.30-31.
- (9) 堂山 昌男, 山本 良一, “機能性金属材料”, 東京大学出版会 (1985).
- (10) 日本材料学会, “機械材料学”, 日本材料学会 (1991).
- (11) 川並 高雄, 関口 秀夫, 斉藤正美, “基礎塑性加工学”, 森北出版株式会社 (1995).
- (12) Azeem M.A, Tewari A, Gollapudi S, Ramamurty U, “Development of novel grain morphology during hot extrusion of magnesium AZ21 alloy”, *Acta Materialia* Vol.58 (2010), pp.1495-1502.

謝辞

本研究を遂行するにあたり，ご指導して頂いた稲葉忠司教授，吉川高正准教授に心から感謝すると共に，ここに敬意を示します．研究を通じ，実験のノウハウやモノの考え方から論理的文章の構築方法まで，様々なことを丁寧かつ熱心にご指導して頂きました．深く感謝しております．

修士論文発表会にて副査を引き受けて下さった鈴木泰之教授にも心より御礼を申し上げます．非常に拙い論文にもかかわらず，ご丁寧に指導して頂いたことで修士論文の執筆を終えることが出来ました．

研究室の先輩方，後輩たちには研究のアドバイスや励ましなど様々な角度から支えられてきました．特に直属の先輩である廣嶋将士先輩，小嶽篤志先輩には度々助言を頂き，本当に感謝しております．また同チームの後輩である伊藤遼太君，栗田詢也君，大西優希君は，研究ミーティングや実験など数多くの場面で協力して頂きました．ありがとうございました．さらに研究室の同期である井田健太君，井上将隆君，覺田聖君，成瀬貴野君，原田知季君，八木隼人君は苦楽を共にし，様々な感情を共有し合った仲です．ここに感謝の意を表します．これから先もお互い頑張っていきましょう．

最後に，あらゆる面から支え，応援してくれた家族に深く感謝いたします．

平成 29 年 3 月 吉日

大久保 和也

Appendix 降伏関数のひずみ速度依存性

本研究では、AZ31 マグネシウム合金の降伏曲面への環境温度の影響を明らかにすることを目的とした。そこで AZ31 マグネシウム合金押し出し材に対して特定の塑性変形機構を作動させる各種負荷条件で力学試験を行うことで降伏曲面を実験的に調査し、降伏関数を推定した。本論においては全ての力学試験においてひずみ速度を一定として実施した。一般的にマグネシウム合金は高温条件下においてひずみ速度感受性が高い材料であることが知られている⁽¹⁾。また先行研究においては、塑性変形機構によって CRSS のひずみ速度依存性が異なることも示唆されている⁽³⁾。よって本章では本論で行った力学試験とは異なるひずみ速度で力学試験を行い、降伏関数によって予測された降伏曲面との比較を行った。

I. 力学試験方法

(i) 試験片

試験片は単軸引張、単軸圧縮試験を行うために中空丸棒試験片(第3章 3-1-1 節参照)と、純せん断試験を行うために標線間距離 6mm, 厚さ 4mm, 切欠き直径 $\phi 2$ mm の平板純せん断試験片(図 A-1)を用意した。いずれも押し出し方向と平行および垂直に負荷軸をもつ2種類の試験片を用意した。ねじり負荷を加えた中空丸棒試験片および引張負荷を加えた平板純せん断試験片の標線間部はともに純せん断状態を実現しており、それぞれの試験片における力学試験での降伏応力は同等である。

(ii) 純せん断試験における応力およびひずみの算出方法

純せん断試験における応力の算出方法を以下に示す。ここで W [N]はロードセルによって計測された軸方向荷重, t [mm]は試験片厚さ, h [mm]は切欠き間距離を表している。

$$\text{せん断応力} \quad \tau = \frac{W}{t \cdot h} \quad (\text{A-1})$$

ロードセルにより検出された荷重は、AG-10TC-IR 制御器付属のアンプで増幅した信号をセンサーインターフェース PCD-320A (共和電業製)を用いて A/D 変換した後、電子データとして保存し、そのデータを式(A-1)せん断応力に変換した。

試験は高温雰囲気中で行うため、高温用箔ひずみゲージ KFU (共和電業製)を用いてひずみの測定を行った。高温用箔ひずみゲージ KFU の使用可能温度上限は 573K であり、計測可能なひずみは最大 1.9%である。図 A-2 に純せん断試験片標線間部に貼り付けられたひずみゲージ KFU の模式図を示す。図 A-2 に示されるようなひずみゲージ 1,

2により測定されるひずみを ε_1 , ε_2 とすると, 次の式(3-5), (3-6)

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{2}(\varepsilon_x + \varepsilon_y) + \frac{1}{2}(\varepsilon_x - \varepsilon_y)\cos(2 \times 45^\circ) + \frac{1}{2}\gamma_{xy}\sin(2 \times 45^\circ) \quad (\text{A-2})$$

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{2}(\varepsilon_x + \varepsilon_y) + \frac{1}{2}(\varepsilon_x - \varepsilon_y)\cos(-2 \times 45^\circ) + \frac{1}{2}\gamma_{xy}\sin(-2 \times 45^\circ) \quad (\text{A-3})$$

ここで ε_x , ε_y , γ_{xy} はそれぞれ, x 軸方向のひずみ, y 軸方向のひずみ, せん断ひずみである. せん断ひずみ γ は, 式(3-5), (3-6)より次のように求められる.

$$\gamma = \gamma_{xy} = \varepsilon_1 - \varepsilon_2 \quad (\text{A-4})$$

(iii). 力学試験条件

本章での力学試験においては環境温度 523K, ひずみ速度を $6.0 \times 10^{-2} \text{s}^{-1}$ として単軸引張, 単軸圧縮および純せん断試験を行った.

II.力学試験結果

図 A-3, A-4 に各試験の応力 - ひずみ線図を示す. 押出し方向と平行に負荷軸をとった単軸引張 (図 A-3(a)), 単軸圧縮 (図 A-3(b)) および純せん断試験 (図 A-3(c)) を行った結果および押出し方向と垂直に負荷軸をとった単軸引張 (図 A-4(a)), 単軸圧縮 (図 A-4(b)) および純せん断試験 (図 A-4(c)) を行った結果である. 縦軸は公称応力[MPa], 横軸は公称ひずみ(%)である. すべての負荷条件においてひずみ速度 $6.0 \times 10^{-4} \text{s}^{-1}$ での試験結果と比べ, 降伏応力が上昇した. 特に押出し方向と平行な単軸引張では降伏応力の変化が顕著であり, $6.0 \times 10^{-4} \text{s}^{-1}$ から $6.0 \times 10^{-2} \text{s}^{-1}$ の高速化で 3/2 倍近くまで上昇した.

III.降伏関数との比較

図 A-5 に力学試験によって得られた降伏応力を整理した. 縦軸はせん断応力 σ_{12} [MPa], 横軸は垂直応力 σ_{11} および σ_{22} [MPa]である. 青色のプロットは σ_{11} - σ_{12} の平面応力状態での降伏応力を表し, 赤色のプロットは σ_{22} - σ_{12} の平面応力状態での降伏応力を表している. また本論で構築した降伏関数から予測された環境温度 523K での降伏曲面を青色 (σ_{11} - σ_{12} の平面応力状態) および赤色 (σ_{22} - σ_{12} の平面応力状態) の曲線で併記している. 底面すべりおよび $\{10\bar{1}2\}$ 双晶が支配的に作動する負荷条件においては, 降伏関数から予測された降伏曲面に比べ, 実験結果は全体的にわずかに高い降伏応力を示したもののほとんど一致する結果となった. 一方で, 非底面すべりが支配的に作動

する負荷条件である押出し方向と平行な単軸引張負荷においては、予測された降伏曲面より顕著に大きな降伏応力を示した。ひずみ速度によって AZ31 マグネシウム合金の降伏曲面が変化することが認められ、本論において構築した降伏関数による予測と異なる実験結果が得られた。以上の結果から、AZ31 マグネシウム合金においてひずみ速度依存性を考慮した降伏関数への展開が望まれる。

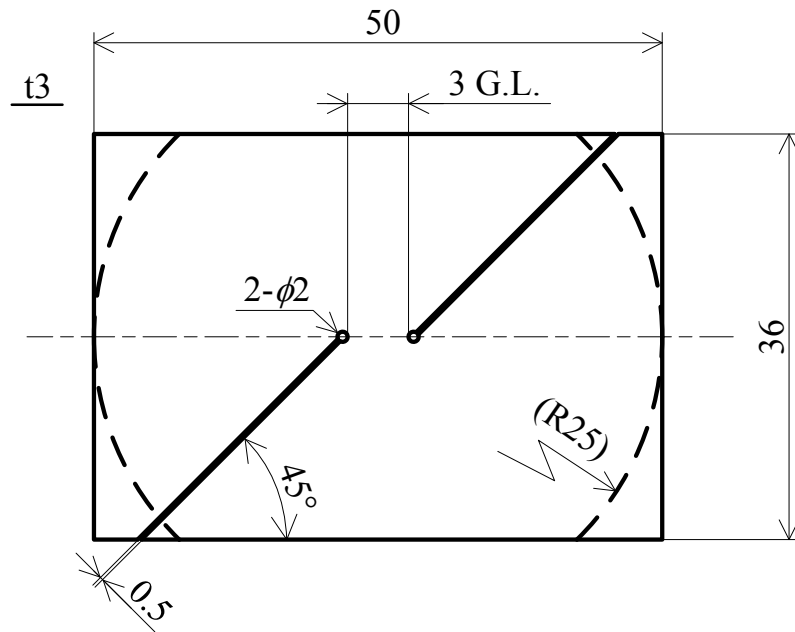


Fig.A-1 Shape of pure shear specimen.

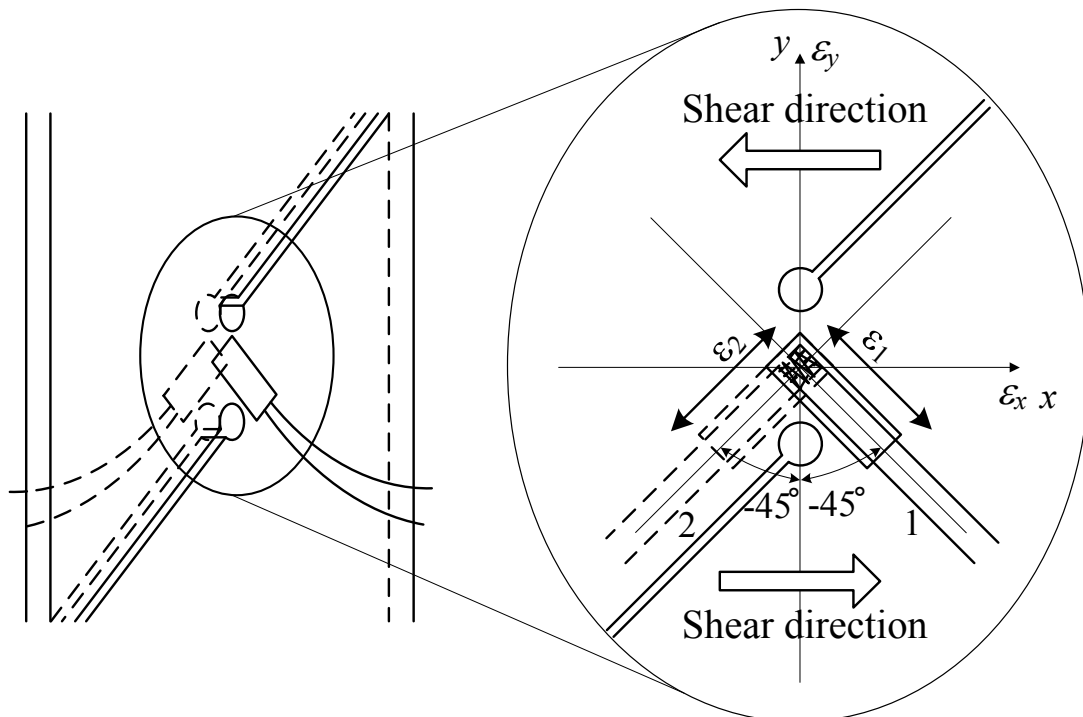


Fig.A-2 Measurement method of shear strain by uni-axial gauges.

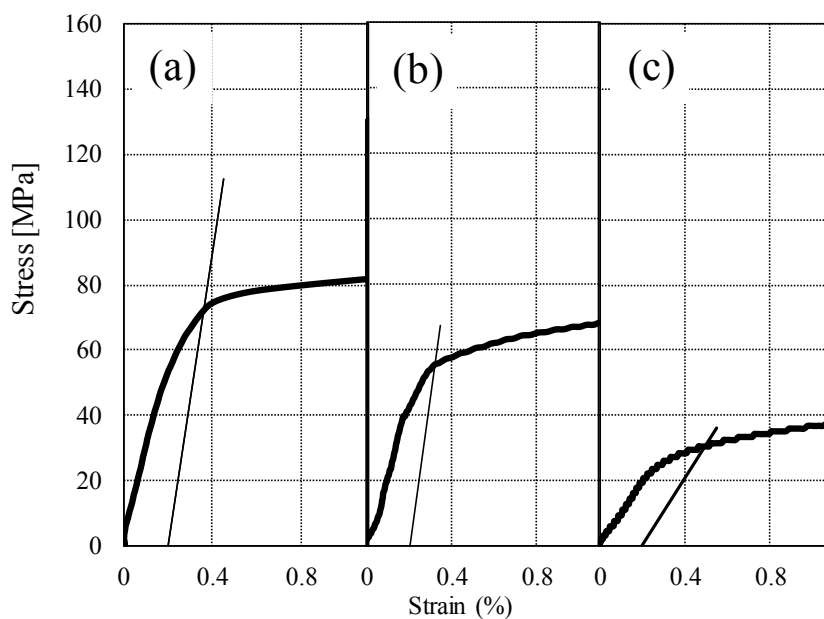


Fig.A-3 Stress-strain curves of (a) uniaxial tensile loading, (b) uniaxial compressive loading, and (c) pure shear loading at 523K under $6.0 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ for AZ31 magnesium alloy parallel to extrusion.

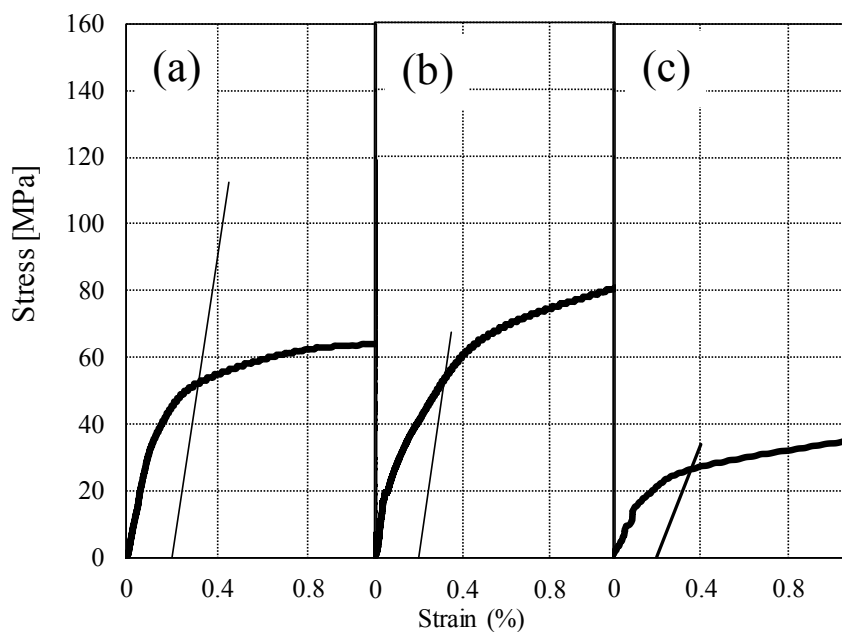


Fig.A-4 Stress-strain curves of (a) uniaxial tensile loading, (b) uniaxial compressive loading, and (c) pure shear loading at 523K under $6.0 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ for AZ31 magnesium alloy perpendicular to extrusion.

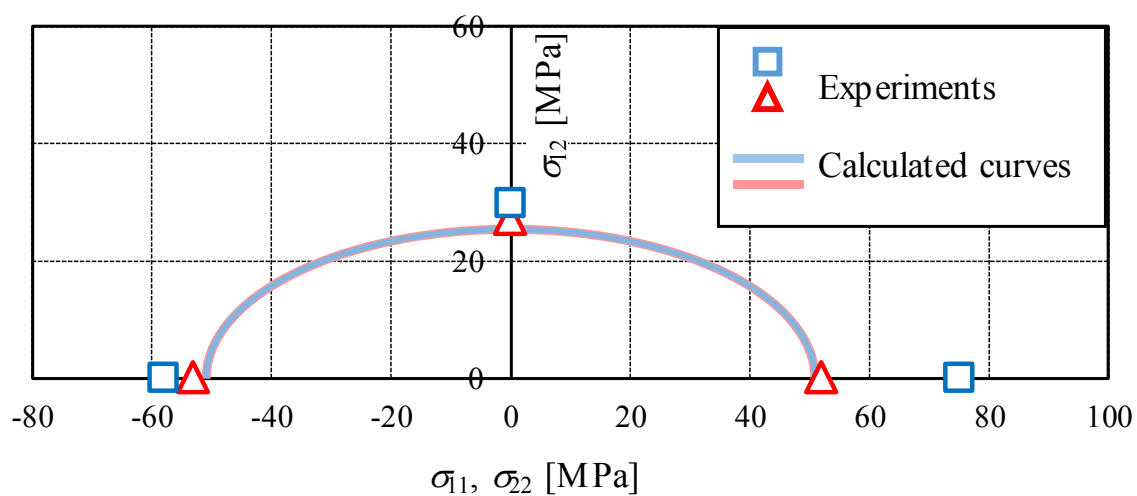


Fig.A-5 Experimental results and calculated yield Surface of extruded AZ31 magnesium alloy rod under strain rate of $6.0 \times 10^{-2} \text{s}^{-1}$ at 523K.