

令和6年度 博士（工学）論文

拡管型抽伸加工における成形不良抑制  
および精度向上に関する研究

報告者

2142005

張 世良

電気通信大学

2024年03月

# 拡管型抽伸加工における成形不良抑制 および精度向上に関する研究

博士論文審査委員会

主査 梶川 翔平 准教授

副査 久保木 孝 教授

副査 千葉 一永 教授

副査 増田 宏 教授

副査 森重 功一 教授

著作權所有者

張 世良

2024 年

# Research on defect prevention and accuracy improvement in expansion drawing process

Zhang Shiliang

## Abstract

Thin-walled tubes can be divided into two types: electric resistance welded (ERW) tubes and seamless tubes. Electric resistance welded (ERW) tubes are made by forming thin-walled plates into a circular shape and connecting them by electric resistance welding. On the other hand, seamless tubes are formed from cylindrical billets by a roll piercing, and then hot or cold formed to the target dimensions. In thin-walled tubes, the forming cost of seamless tubes is higher than that of ERW tubes. However, seamless tubes are stronger and more reliable because they are without seam. Generally, seamless tubes are manufactured by cold drawing with multiple passes of the tube formed by the roll piercing. The drawing process is considered inefficient for manufacturing thin-walled tubes because the higher the thickness reduction ratio per pass, the higher the possibility of tube fracture during forming. Therefore, it is necessary to gradually reduce the thickness by increasing the number of drawing passes.

This study proposes an expansion drawing process for the efficient forming of thin-walled tubes. This method uses a tapered plug to effectively reduce wall thickness by stretching the tube wall in the axial direction while circumferentially stretching it. The expansion drawing process consists of two forming stages: flaring and drawing. In the flaring stage, a plug is pushed into one end of the tube to form a chuck section for the drawing stage. In the drawing stage, the plug is drawn through the tube to form the tube with the diameter expansion. First, a series of experiments using STKM13C steel tubes and finite element method (FEM) analysis were conducted to investigate the effects of plug half-angle and plug outside diameter on forming limit, drawing load, thickness reduction, inner diameter accuracy, and strength of the formed tubes, and to examine the deformation mechanism of the tubes. The highest forming limit was obtained when the plug half-angle was set at  $36^\circ$ . Increasing the

forming limit resulted in a high reduction in wall thickness, with a maximum wall reduction of 32%. On the other hand, the dimensional accuracy of the tube inner diameter deteriorated as the plug half-angle increased, because the overshoot, which is the gap between the tube wall and the plug, increased. These results indicate that the plug half-angle must be appropriately selected to obtain the target dimensions.

The optimal plug half-angle for various materials was then investigated by finite element analysis and experiment, and the plug shape with the highest forming limit and the highest thickness reduction ratio was clarified. In addition, to investigate the deformation characteristics of various materials in the expansion drawing process, the strain distribution of the tubes after forming was experimentally measured. The specimens were as-received STKM13C steel tubes, annealed STKM13C steel tubes, AA1070 aluminum alloy tubes, and C1220 copper tubes. As a result, the highest forming limit was obtained by using a plug with a half-angle of  $36^\circ$  for all materials. The maximum expansion ratio and the maximum thickness reduction ratio differed depending on the material. To investigate the cause of this difference, the direction of strain in the formed products was investigated. The results showed that the deformation of AA1070 was close to biaxial tension when the plug had a half-angle of  $36^\circ$ , while the strain distribution of the other materials was close to plane strain tension. Finite element analysis was used to determine the effects of the proof stress, the hardening exponent, and the friction coefficient on tube deformation. This result explains the influence of material properties on deformation.

Finally, the geometry of the plug was optimized to improve the accuracy of the formed tube. The forming limit was the highest when the plug half-angle was  $36^\circ$ , while the thickness distribution in the circumferential direction was not uniform. In addition, the accuracy of the inner diameter of the formed tube was not good because of the gap generated between the tube and the plug due to the overshoot. A new plug, which has a guide and corner radius, was proposed, and the effects of the guide and corner radius were investigated. It was found that the guide was effective in uniformly distributing the circumferential thickness. The longer the guide, the more uniform the circumferential thickness distribution was. The guide length of the plug had no significant effect on drawing load, thickness reduction, or overshoot. Overshooting was suppressed by using a plug with a 20 mm corner radius. The use of a plug with a 20 mm corner radius was effective in improving the accuracy of the properties of the formed product.

These results suggested the appropriate plug shape for improving the forming limit and accuracy in the expansion drawing process, and clarified the forming limit, thickness reduction ratio, and dimensional accuracy that can be obtained for each material. These results provide a guideline for the development of forming conditions for this method.

# 拡管型抽伸加工における成形不良抑制 および精度向上に関する研究

張 世良

## 概要

自動車、産業機械、エネルギー産業など様々な分野において管材が製造された部品が用いられている。このような管材の薄肉化は、製品や設備の軽量化に貢献する。このため、薄肉管材を効率的に製造するための技術開発が求められている。薄肉管材は、電縫管およびシームレス管の2種類に分けられる。電縫管は、金属薄板を円管状に成形し、電気抵抗溶接によって接続するものである。一方、シームレス管は、穿孔圧延機によって円柱状ビレットから素管を成形した後、熱間または冷間加工によって目標寸法まで加工することによって製造される。薄肉管材の場合、シームレス管の生産コストは電縫管より高いが、継ぎ目がないため、強度や信頼性は高い。一般的に、シームレス管は穿孔圧延機による成形した素管に対して、複数回の冷間抽伸加工を行うことにより製造される。一方、薄肉管材の製造において、一般的な縮管型の抽伸加工は効率が悪いと考えられる。1パスあたりの減肉率が高いほど、加工中に管が破断しやすくなるため、工程数を増やして徐々に減肉する必要がある。

本研究では、薄肉管材を効率的に製造するため、拡管抽伸加工法を提案する。この方法では、円すいプラグを使用し、円周方向に管壁を伸ばしながら軸方向に引っ張ることによって、効果的な減肉を実現する。拡管抽伸加工法は、口広げ工程および抽伸工程の2つの加工工程に分けられる。口広げ加工では、プラグを管の一端から押し込んで、抽伸工程用のチャック部を成形する。抽伸工程では、管を通してプラグを引き抜くことによって、管材全体を拡管しながら成形する。はじめに、炭素鋼鋼管（STKM13C、納品材）を用いた実験と有限要素法(FEM)解析により、プラグ半角および外径が、成形限界、抽伸荷重、肉厚減少、内径精度および成形管の強度に及ぼす影響を調査するとともに、管材の変形メカニズムについて考察した。その結果、プラグ半角を $36^{\circ}$ に設定した場合にもっとも高い成形限界を得た。拡管量を大きくすることによって、高い肉厚減少が得られ、最大減肉率は32%であった。一方、管内径の寸法精度は、プラグ半角が大きくなるにつれて、管壁とプラグの間に隙間が生じるオーバーシュートが大きくなるため、悪化した。

続いて、様々な材料に対する最適なプラグ半角を有限要素解析および実験により調査し、成形限界および減肉率が最も高いプラグ形状を明らかにした。さらに、拡管抽伸加工における各種材料の変形特性を調べるため、成形後の管材のひずみ分布を実験的に測定した。供試材は、炭素鋼鋼管（STKM13C，納品材および焼なまし材），アルミニウム合金管（AA1070），りん脱酸銅管（C1220）である。結果として、いずれの材料を用いた場合においても、半角  $36^\circ$  のプラグを用いることによって最も高い成形限界が得られた。最大拡管率および最大減肉率は、材料によって異なった。この原因を考察するため、成形品のひずみ方向を調査した結果、プラグ半角  $36^\circ$  の場合において、AA1070 の変形は二軸引張に近く、その他の材料のひずみ分布は平面ひずみ引張に近いことがわかった。さらに、有限要素解析により、加工硬化指数および摩擦係数が管の変形に及ぼす影響を明らかにした。これは、実験にて見られた材料特性の影響を説明するものである。

最後に、成形品の偏肉や内径精度を向上することを目的として、プラグにガイドおよびコーナー形状を付与し、その影響を検討した。その結果、プラグのガイド部は偏肉の抑制に効果があり、ガイド部が長いほど、円周方向の厚さ分布はより均一になる傾向を示した。20 mm のコーナー半径を付与したプラグを用いることによって、オーバーシュートを抑制でき、成形品の内径精度を向上できることを示した。

以上の結果より、拡管抽伸加工において、成形限界や精度を向上するにあたって適正なプラグ形状を示し、材料ごとに得られる成形限界、減肉率、精度を明らかにした。この知見は、本工法における加工条件策定の指針となる成果である。

## 目次

第1章 緒言 .....	1
1.1 カーボンニュートラルおよびチューブフォーミング .....	2
1.2 従来の薄肉管材製造法 .....	2
1.3 拡管型抽伸加工法 .....	5
1.4 本論文の構成 .....	7
第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム .....	9
2.1 本章の主旨 .....	10
2.2 供試材料 .....	10
2.2.1 機械的な特性 .....	10
2.2.2 成形性試験 .....	11
2.3 実験および解析条件 .....	13
2.4 成形品評価および測定方法 .....	16
2.5 実験結果および考察 .....	18
2.5.1 成形不良および成形限界 .....	18
2.5.2 抽伸荷重 $P$ .....	20
2.5.3 成形品の肉厚および減肉率 $\gamma$ .....	21
2.5.4 成形品の形状精度 .....	25
2.5.5 成形品の力学特性 .....	28
2.6 第2章の小括 .....	31
第3章 素管の機械的特性が成形特性に及ぼす影響 .....	32
3.1 本章の主旨 .....	33
3.2 供試材料 .....	33
3.2.1 機械的特性 .....	33
3.2.2 成形性試験 .....	34
3.3 実験および解析条件 .....	36
3.4 成形品評価および測定方法 .....	36
3.5 実験結果および考察 .....	37
3.5.1 成形不良および成形限界 .....	37
3.5.2 抽伸荷重 $P$ .....	41
3.5.3 成形品の肉厚および減肉率 $\gamma$ .....	42
3.5.4 成形品の形状精度 .....	43
3.5.5 成形品のひずみ分布 .....	43
3.6 摩擦係数, 加工硬化指数および耐力が成形性に及ぼす影響 .....	45



3. 6. 1 解析条件 .....	45
3. 6. 2 摩擦係数の影響 .....	46
3. 6. 3 n 値および耐力の影響 .....	48
3. 6. 4 結果の検討 .....	54
3. 7 第 3 章の小括 .....	56
第 4 章 形状精度の向上を目的としたプラグ形状の適正化 .....	57
4. 1 本章の主旨 .....	58
4. 2 供試材料および成形品測定 .....	59
4. 3 拡管抽伸におけるプラグガイド部の影響 .....	60
4. 3. 1 ガイド部長さが偏肉率に及ぼす影響 .....	60
4. 3. 2 ガイド部が成形性に及ぼす影響 .....	63
4. 4 コーナー部による形状精度の改善 .....	69
4. 4. 1 有限要素解析モデルおよび条件 .....	69
4. 4. 2 成形品精度 .....	70
4. 4. 3 実験条件 .....	72
4. 4. 4 コーナー部が成形可否および成形品精度に及ぼす影響 .....	73
4. 5 第 4 章の小括 .....	81
第 5 章 結論 .....	82
5. 1 本研究の結論 .....	83
5. 2 将来の展望 .....	84
謝辞 .....	85
参考文献 .....	87

# 第 1 章

## 緒言

## 第1章 緒言

### 1.1 カーボンニュートラルおよびチューブフォーミング

2020年10月に、日本が「2050年までにカーボンニュートラル社会の実現を目指す」と発表して以降、金属メーカーはCO<sub>2</sub>排出量の大幅な削減を求められており、環境負荷の低減と生産性の両立に向け、様々な研究開発が行われている。例えば、自動車や産業機械などの構造部材や配管用部品として、中実材の代わりに薄肉円管などの中空材を使用することによって、機器の軽量化を実現できる。このため、自動車や産業機械に用いる部品としての管材を効率的に成形する方法が求められる。

管材を塑性変形させることによって目標形状まで加工する方法を、チューブフォーミングと呼ぶ。チューブフォーミングは管端部・胴部の成形、接合および分離などの分類に分けられ、それぞれに対して様々な技術が開発されている。チューブフォーミングには、成形品の寸法精度や機械的特性、加工時における成形限界や生産効率の向上が求められる[1]。一方、これらの要求を満たすためには、加工時における成形不良を抑制する必要がある。加工条件、工具などの適正化が必要となる。そのため、産業界の様々なニーズに応じて、既存の技術を適正化しつつ、多くの新たな加工技術が開発されている。例えば、管材の曲げ加工において、へん平変形、座屈、破断、偏肉およびしわといった5種類の成形不良が挙げられるが、これらの成形不良を抑制するため、素管材料および寸法、成形品の寸法および性能に応じて、プレス曲げ、回転引曲げ、圧縮および引張曲げ、ロール曲げ、偏心プラグ曲げ、せん断曲げなどの加工技術が提案されている[2], [3]。さらに、異形管の曲げ技術も開発されている[4]。

### 1.2 従来の薄肉管材製造法

薄肉管製造のための冷間加工法の一つとして、コールドピルガー圧延(Fig. 1.2.1)がある[5, 6]。被加工管の中にマンドレルを入れ、溝が付いたロールの前後運動によって、繰り返し圧延する方法である。ピルガー圧延は、西ドイツ式およびソ連式の2種類がある。この中で、ソ連式は薄肉管材を加工することが可能である。ピルガー圧延は、口絞りなどの前工程および中間熱処理が不要である。また、1パスあたり加工が高く、加工中に偏肉を改善できると言われている。特に、難加工性や難潤滑性を持っている合金管の製造によく利用されることが多い[7]。ピルガー圧延によって加工した管材は、高い寸法精度および表面性状を有し、機械的特性の向上も期待できる[8]。しかしながら、その反面、ローラーおよびマンドレルの形状が非常に複雑であるため、設計・製作および適正化が困難である。さらに、大幅に生産効率を高めることが難しい。また、マンドレルの取り外しが難しいという問題もある。

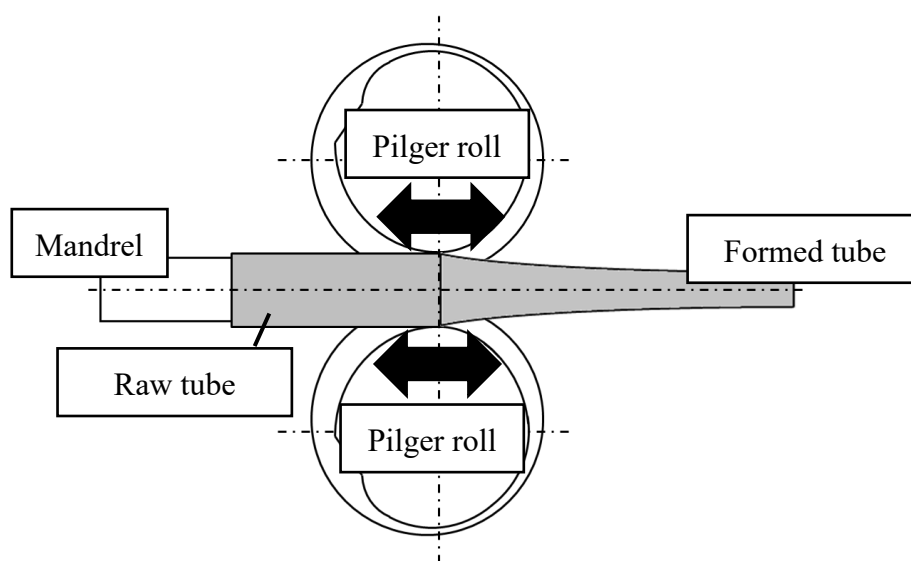
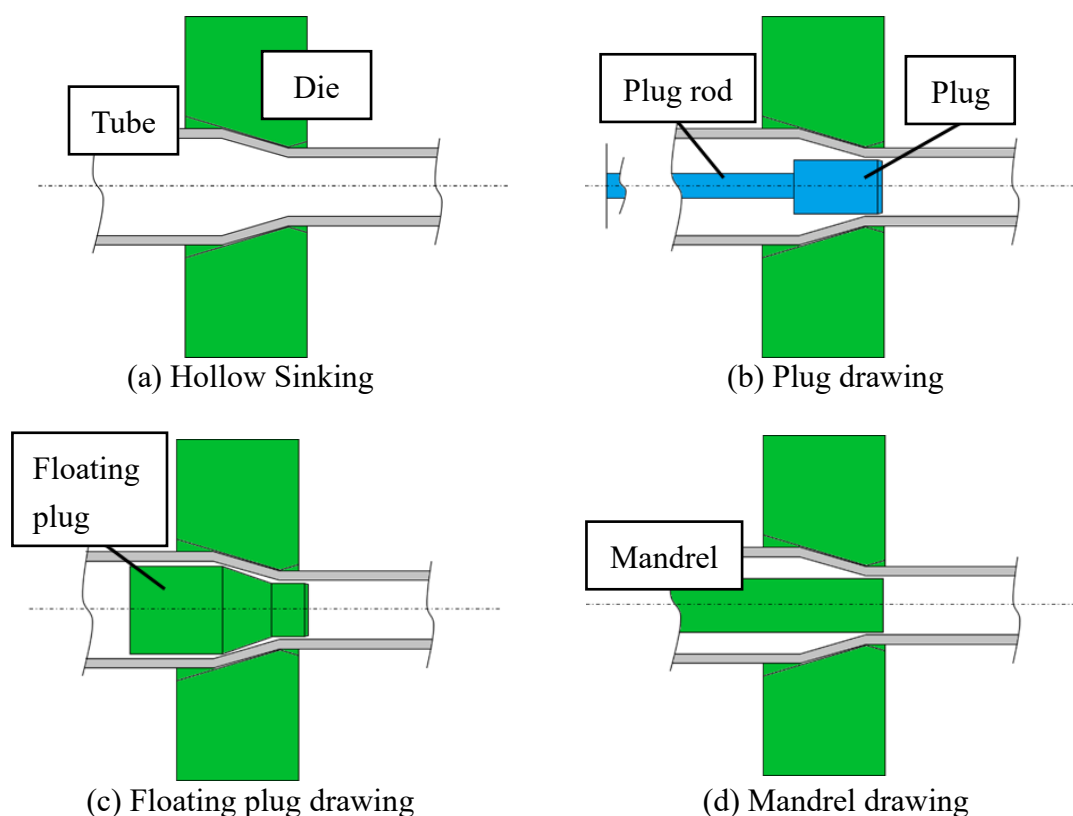


Fig. 1.2.1 Schematic of pilger rolling process

抽伸加工は、ピルガー圧延と異なる円管材の製造方法の一つである。抽伸加工の利点として、成形品の寸法精度および表面性状が高い、材料の加工硬化による強度の向上が挙げられる。また、高い寸法精度を得ることができるため、切削や研削などの機械加工が不要であり、連続的かつ高速に加工できる。そこで、円管材の製造において、一般的に抽伸加工によって最終形状に成形される。抽伸加工は、素材となる管材の直径よりも小さな穴径を有するダイスから素材を引き抜くことによって、径を減少させつつ断面積を調整する加工法である。一般的な抽伸加工(Fig. 1.2.2)は、空引き、プラグ引き、浮きプラグ引き、マンドレル引きの4つに分類される。Fig. 1.2.2(a)に示す空引きは、プラグやマンドレルなどを使用せず、ダイスのみを用いて抽伸を行う方法である。管材は体積一定で変形するため、管材は円周方向に縮む一方、肉厚方向には増加しやすい。Fig. 1.2.2(b)に示すプラグ引きは、ダイスと棒で支持されたプラグの隙間に管壁を通すことによって肉厚を調整しながら抽伸を行う方法である。プラグ引きは最も実用されている抽伸加工法である。管の中にプラグを配置することによって、成形後の管内外径の寸法精度および表面性状は空引きと比べて高い。Fig. 1.2.2(c)に示す浮きプラグ引きは、プラグを支持棒で固定せず、加工される管材との摩擦によって固定され、抽伸を行う方法である。プラグを支持する棒が不要なため、細い管材や長い管材の抽伸に利用されることが多い。Fig. 1.2.2(d)に示すマンドレル引きは、マンドレルを円管材に入れて、外径および肉厚の両方を減少しながら抽伸を行う方法である。小径または薄肉の円管材の加工に用いられる。



**Fig. 1.2.2** Schematic of the conventional tube drawing process

空引きは、プラグやマンドレルが不要である一方、肉厚を薄くすることが難しいため、岸本らは、ダイスの入口および出口の材料速度をコントロールできる新たな空引きを提案し、空引きによる管の減肉を実現した。しかしながら、減肉率は5%と高くない [9]。一方、プラグ引き、浮きプラグ引きおよびマンドレル引きのような心金を用いた抽伸加工では、加工後にプラグやマンドレルを取り外すことが困難である。また、変形量を大きく設定すると、過大な加工荷重による引張応力の増大によって、加工中に破断が生じやすい [10,11]。したがって、薄肉管を製造する場合、1パスあたりの減肉率を10%程度に設定し、目的の減肉率が得られるまで複数回に分けて加工することが多い。また、成形限界を向上するために、パス間に熱処理を行うこともある。薄肉管の製造に複数パスや熱処理を用いることは、時間やコストがかかり、生産性の低下を招く。

これまで、多くの研究者が抽伸加工の効率化を目的とした研究を行っている。Bihamtaらは、ダイス角度、マンドレル角度およびコーナー半径が管の最大変形量に与える影響について調査して、様々な肉厚のAA6063-0管を製造した [12]。Jinn-Jong Sheuらは、円弧およびBessel曲線を用いて、1パスあたりの変形量を大きく設定した場合におけるダイス形状の適正化に取り組んだ [13]。Jabbar Gattmahらは成形管の残留応力に及ぼすダイス形状の影響を調査した [14]。Kubokiらは、減肉率が6%のときに成形管の残留応力が最小になることを示している [15]。Karanjule

## 第1章 緒言

らは、ダイ半角が  $10^\circ$ 、断面減少率が 10%~15% に設定した条件で、スプリングバックの発生を抑制できると判明した [16]。減肉を目的とした研究に着目すると、Karnezis らは、1 パスあたりの断面減少率を大きくし、合計のパス数を減らす方法を提案しているが、過大な抽伸荷重が問題となった [17]。Yoshida らは、マンドレルの材質を軟質にして、管とともにマンドレルを変形させることにより、加工中の割れを回避しつつ、断面積を大幅に減少させる方法を提案した [18]。Kim らも、成形限界を改善するため、マンドレルの材質や被加工材の熱処理のお影響を調査した [19]。Béland らは、アルミニウム合金管 (AA6063-T4) の破断を回避するため、シングルパスにて 2 段階の変形が可能なダイスを開発し、合計の加工パス数を削減した [20]。しかし、マンドレルを利用するため、高い減肉率が達成される一方で、生産性は損なわれる。

拡管は管壁の薄肉化のために検討されている方法の一つである。体積一定で塑性変形するため、拡管して管壁を周方向に伸ばすと、その分肉厚方向には縮みやすくなり、管の肉厚を効果的に減少できると考えられる。したがって、抽伸加工によって管を積極的に薄肉化する場合、従来の縮管型よりも拡管型の抽伸加工の方が効果的と考えられる。しかしながら、薄肉管材を製造するにあたって拡管型抽伸加工を検討した例はほとんど見られない。多くの拡管に関する研究は、管端部の口広げ加工に関するものが多い。Seibi らは、鋼管とアルミニウム管を用いて、口広げ率が成形荷重に及ぼす影響を調査した [21]。Magrinho らは、成形限界線図を用いて、薄肉管の口広げ加工限界について検討した [22]。Lu は、FEM 解析および実験によって、プラグ半角が口広げ率および管端部のひずみ速度に影響を及ぼすことを明らかにした [23]。Mirzai らは、マイクロチューブの加工限界について調査し、プラグ半角の調整によって、加工限界が増大することを明らかにした [23]。加工中の座屈を抑制するために、Iizuka らは、逃げ有りダイスを用いた円管の口絞り加工に着想を得て [25]、逃げ有りパンチを用いた管の回転口広げ加工法を提案した [26]。管全体の拡管成形に関して、Al-Abri および Pervez は、大口径の坑井で使用される石油パイプラインの敷設におけるコスト低減を目的として、固体拡管技術 (SET) に関する検討を行った [27]。Scattina らは、SET において、摩擦の条件が拡管加工にとって重要であることを示唆した [28]。しかしながら、現行中の SET は、加工中に軸方向に圧縮荷重を受けているため、管材に座屈が発生しやすく、薄肉管材の製造に適用することは難しいと考えられる。

### 1.3 拡管型抽伸加工法

効率的に減肉加工を行い、薄肉管を製造する加工法として Fig. 1.3.1 に示す拡管型抽伸加工法が提案されている [29~32]。拡管抽伸は、口広げ工程 (Flaring process) および抽伸工程 (Expansion drawing process) の 2 工程に分けられる。はじめに、口広げ工程にて、プラグを円管材に押し込むことによって管先端を拡管し、次の抽伸

## 第1章 緒言

工程におけるつかみ部を成形する(Fig. 1.3.1 (a)). その後、抽伸工程において口広げ部をチャックで固定しプラグを引き抜くことによって、円管材全体を拡張しながら所定の寸法になるよう成形する(Fig. 1.3.1(b)).

抽伸する際に、軸方向  $z$  に引張応力  $\sigma_z$ 、周方向  $\theta$  に圧縮応力  $\sigma_\theta (\sigma_\theta < 0)$  が働く従来の縮管型抽伸加工(Fig. 1.3.2 (a), (b))と比べ、拡張抽伸 (Fig. 1.3.2 (c))は軸方向  $z$  および周方向  $\theta$  に引張応力が働くため、半径方向  $r$  における負の偏差応力  $\sigma'_r$  が大きくなる。このため、拡張抽伸では、縮管抽伸のように、管の内径および外径の両側からプラグおよびダイスにてしごきながら減肉する必要はなく、プラグのみを用いて内径側から加工することによって、大幅な減肉が実現できる。拡張抽伸のみでは、工具に接触しない外径の寸法精度を担保できないが、拡張抽伸後に低圧下率にて縮管抽伸を行うと、管外面からの加工によって、寸法精度や表面性状に優れた管が製造できる。このため、薄肉管材の製造プロセスにおいて、減肉工程としての拡張抽伸の適用は工程数削減に有効と考えられる。本研究にて提案工法を確立することによって、薄肉管材の製造プロセスの効率化に貢献できる。従来の製造法と比べて、高減肉率の管材加工が可能となり、抽伸パス数を削減できると考えられる。パス数の大幅な削減は、エネルギーの利用量の大幅な削減につながる。

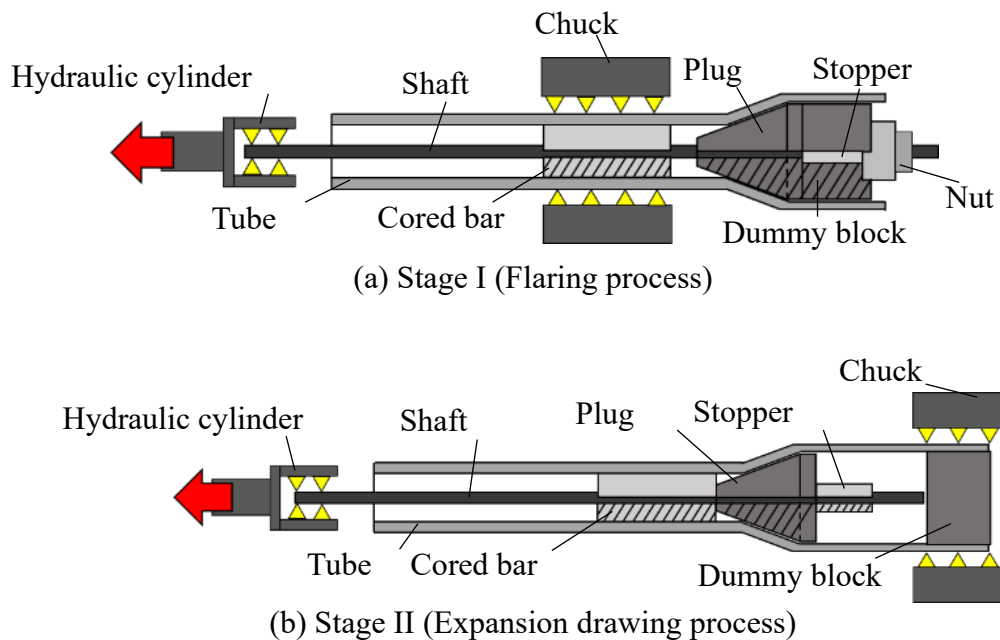


Fig. 1.3.1 Schematic of proposed expansion drawing process

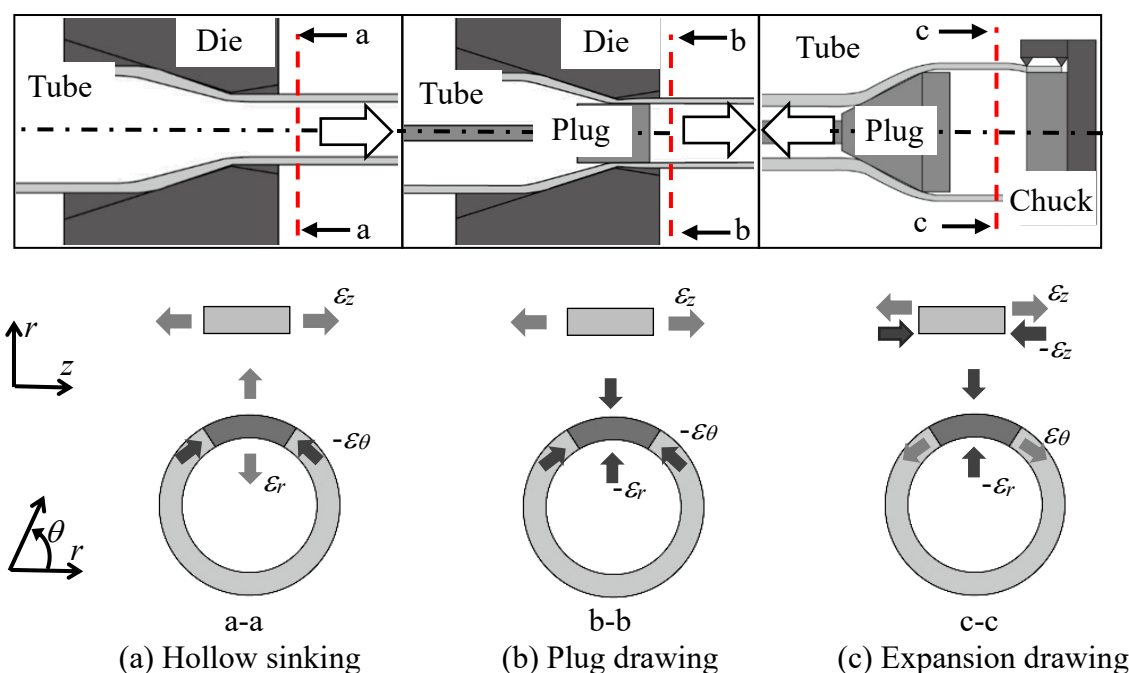


Fig. 1.3.2 Schematic diagrams of conventional and expansion drawing methods

#### 1.4 本論文の意義および構成

一般的な縮管をとまなう抽伸加工についてはさまざまな研究がなされている。しかし、拡管型抽伸加工に関する研究において、薄肉管材の製造を目的とした検討例は少ない。これまでに、プラグ半角  $12^\circ$  の条件において、STKM13C 材および AA1070 材は、1 パス当たりの最大減肉率がそれぞれ 15% および 29% であり、AA1070 材を用いた場合に高い減肉率が得られることを明らかにした[29]。しかしながら、拡管抽伸において、半角などといったプラグの形状パラメータが成形性に及ぼす影響について、詳細な検討はなされていない。口広げ加工に関する既往の研究では、円すいパンチの半角が成形限界に大きく影響することがこれまでに明らかになっており、拡管抽伸においても口広げ加工と同様にプラグ半角が成形限界に大きく影響する可能性があり、プラグ半角の調整によって STKM13C や、その他の様々な工業材料を用いた場合においても、高い減肉率を達成できる可能性がある。また、成形品の形状精度も重要である。例えば、これまでの拡管抽伸に関する調査において、加工時にプラグと管の間にオーバーシュートが発生することが明らかになっており、このオーバーシュートが成形品の管内径の精度悪化を招いている。拡管抽伸を薄肉管製造に用いる工法として実用化するためには、上記の問題の解決が必要である。本研究では、半角をはじめとしたプラグの形状パラメータや、素管材料の違いが、拡管限界、減肉率および成形品の形状精度に及ぼす影響を調査し、適正な工具形状を明らかにすることを目的とした。

本論文は 5 章から構成される。第 1 章は緒言であり、本研究の背景、提案手法



## 第1章 緒言

および研究目的を述べた。第2章では拡張管抽伸技術における管材の変形メカニズムを解明するために、プラグ半角が成形性に及ぼす影響を調査した。第3章では素管の機械的特性が成形限界および成形特性に及ぼす影響を調査するため、一連の実験および解析を行った。さらに、FEM解析にて仮想的な材料特性を設定し、摩擦係数、耐力、加工硬化指数などの機械的特性の影響をそれぞれ調査した。第4章では成形品の形状精度を向上するため、新たな加工工具を提案し、その影響について調査した。第5章では、本論文の結論および展望を述べる。

## 第2章

# 拡管抽伸加工における管材 の変形メカニズム

## 第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム

### 2.1 本章の主旨

本章では、拡管抽伸加工法における管材の変形メカニズムを解明することに重点を置き、一連の実験および有限要素解析を行った。拡管抽伸加工においてプラグ半角が最大拡管率、抽伸荷重、減肉率および内径の成形精度に及ぼす影響を調査するとともに、成形品の強度特性を評価した。

### 2.2 供試材料

供試材料として、幅広い産業分野にて用いられている STKM13C (JIS G 3445 機械構造用炭素鋼鋼管)を用いた。管材の内径は  $d_{i0} = 26 \text{ mm}$ 、厚さは  $t_0 = 2 \text{ mm}$  とした。

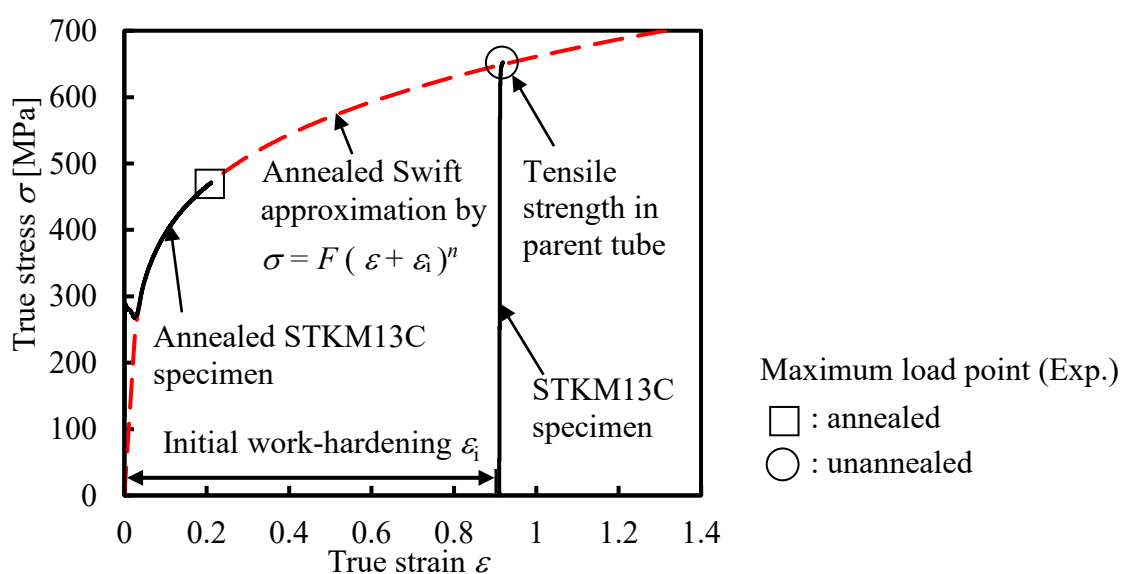
#### 2.2.1 機械的特性

供試材料の機械的特性を調査するために、JIS Z 2241 の 11 号管状試験片を素管から切り出し、引張試験を行った。引張試験によって得た素管の機械的特性および応力-ひずみ線図 (S-S 線図) を **Table 2.2.1** および **Fig. 2.2.1** に示す。

有限要素解析には、大きなひずみ領域における材料特性が必要となる。しかしながら、大きなひずみ領域の材料特性を引張試験にて直接的に得ることは難しい。そこで、一様伸びより大きなひずみ領域の材料特性は、一般的に Swift の式などの

**Table 2.2.1** Mechanical features of tube

Material	Proof strength $\sigma_Y$ [MPa]	Young's modulus $E$ [GPa]	Poisson's ratio
STKM13C	638	210	0.3
Density [g/cm <sup>3</sup> ]	R-value	Ultimate tensile strength $\sigma_U$ [MPa]	Uniform Elongation $\epsilon_U$ [%]
7.89	0.6	646	1



**Fig. 2.2.1** True stress-true strain diagram of STKM13C

## 第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム

加工硬化式を利用し、引張試験で得た実験結果を近似して外挿することによって推定している。一方、本実験にて使用した STKM13C 材は、製造工程にて生じた加工硬化の影響によって、一様伸びの領域が非常に狭く、引張試験にて得た応力-ひずみ線図を加工硬化式で近似することが困難である。そのため、**Fig. 2.2.1** に示すように、焼なまし処理を施した管材(STK-Ann)の引張試験結果を以下の Swift の式によって近似した。

$$\sigma_{\text{STK-Ann}} = F_{\text{STK-Ann}} (\varepsilon_{\text{U-STK-Ann}} + \varepsilon_{\text{i-STK-Ann}})^{n_{\text{STK-Ann}}} \quad (1)$$

式(1)にて近似した応力-ひずみ線図において、焼なまし処理を施していない素管(STK-Rec)の引張強さ $\sigma_U$ に達した点におけるひずみを、製造工程によって残った塑性ひずみ $\varepsilon_i$ と考え、式(1)を用いて推定した。**Table 2.2.2** に、この方法で求めた焼なまし処理なし素管の材料パラメータを示している。

$$\sigma_{\text{U-STK-Rec}} = F_{\text{STK-Ann}} (\varepsilon_{\text{U-STK-Rec}} + \varepsilon_i)^{n_{\text{STK-Ann}}} \quad (2)$$

ここで、 $\sigma_{\text{U-STK-Rec}}$  および  $\varepsilon_{\text{U-STK-Rec}}$  は、それぞれ STK-Rec の引張試験中の引張強さ $\sigma_U$ における真応力および真ひずみである。

**Table 2.2.2** Material properties of unannealed STKM13C tube

Parameters for Swift equation $\sigma = F (\varepsilon + \varepsilon_i)^n$		
$F$ [MPa]	$\varepsilon_i$	$n$
664	0.91	0.21

### 2.2.2 成形性試験(口広げ試験)

拡管抽伸加工において、第一工程(口広げ工程)が成形不可の場合は、第二工程(抽伸工程)を実施できない。供試材の口広げ性能を評価する必要があるため、**Fig. 2.2.2** に示すように口広げ試験を行った。試験片の一端を固定し、自由端に**Fig. 2.2.3** に示すような円すい状プラグを軸方向に押し込んだ。管材は軸方向に圧縮されながら拡管し、管の自由端を円錐状に成形する。具体的な試験条件は**Table 2.2.3** に示す。プラグ径 $D$ を十分大きい60 mmに設定し、半角 $\alpha$ を12°、24°、36°および48°の4条件とした。口広げ試験では、2 mm押し込むごとに成形品を観察し、**Fig. 2.2.4** に示すような割れが観察された時に試験を終了した。不良が発生する前の開口部内径 $d_{if}$ の最大値を用いて、最大口広げ率 $\psi_{f_{\max}}$ を算出した。最大口広げ率 $\psi_{f_{\max}}$ は次式で定義した。

$$\psi_{f\_max} = \frac{d_{if} - d_{io}}{d_{io}} \quad (3)$$

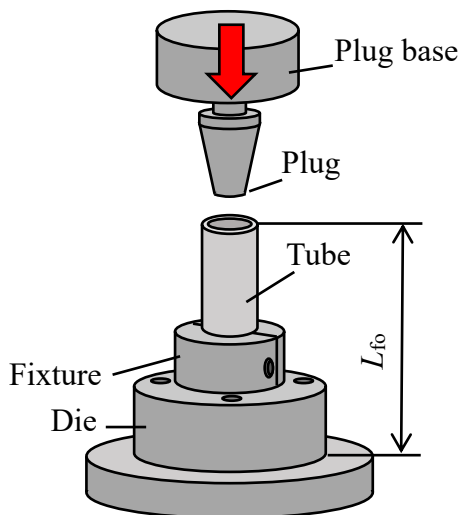


Fig. 2.2.2 Schematic of flaring experiment

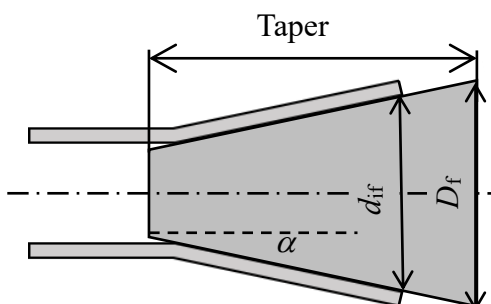


Fig. 2.2.3 Schematic of plug

Table 2.2.3 Geometry of plug and test specimen in flaring experiment

Half-angle $\alpha$ [°]	Plug diameter $D_f$ [mm]	Tube length $L_{fo}$ [mm]	Outer diameter $D_0$ [mm]	Thickness $t_0$ [mm]
12, 24, 36, 48	60	200	30	2



Fig. 2.2.4 Type of flaring defects

## 第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム

最大口広げ率  $\psi_{f\_max}$  に及ぼす半角  $\alpha$  の影響を Fig. 2.2.5 に示す。半角  $\alpha$  が大きくなるにともない、最大口広げ率  $\psi_{f\_max}$  が増加した。高い口広げ限界を得るにあたって適正な半角  $\alpha$  は、 $48^\circ$  であり、最大口広げ率  $\psi_{f\_max}$  は 1 (開口部内径  $d_{if} = 52$  mm) に達した。

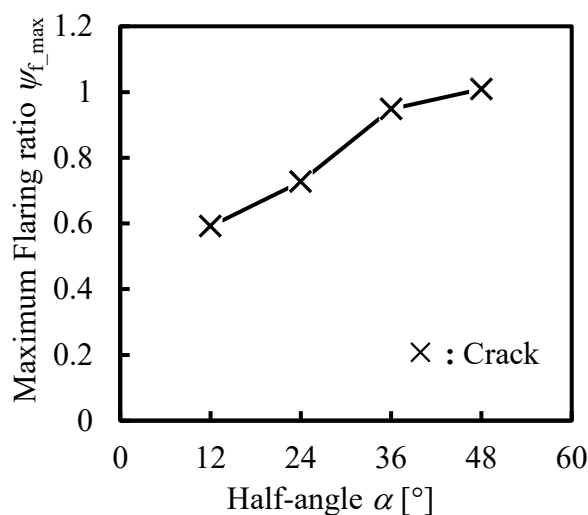


Fig. 2.2.5 Effect of plug half-angle  $\alpha$  on maximum flaring ratio  $\psi_{f\_max}$

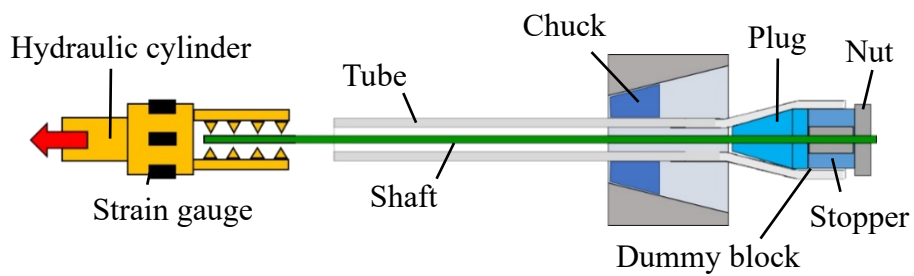
### 2.3 実験および解析条件

本実験の概要図を Fig. 2.3.1 に示す。Fig. 2.3.2 に示すような平行部有りプラグを用いて、口広げ工程および抽伸工程の 2 段階を含む拡管抽伸実験を行った。実験中に抽伸荷重  $P$  は、油圧シリンダーに接続した円柱型のブロックに貼り付けた 4 つのひずみゲージにて測定したひずみから算出した。

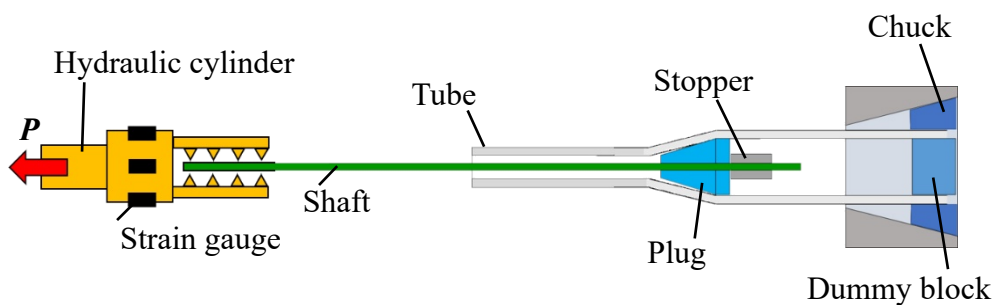
有限要素解析は、Rockfield Software 社製の有限要素法汎用コード ELFEN を用いて、静的陰解法に基づいて行った。計算時間を削減するために、Fig. 2.3.3 に示した二次元軸対称モデルを使用した。解析モデルは、プラグを剛体とし、管材を弾塑性体に設定した。解析においても実験と同様に、まず、一端を固定し、口広げ工程を行う。引き続き、口広げされた開口部を固定し、抽伸工程を行う。

具体的な実験および解析条件は Table 2.3.1 に示す。解析条件は、素管長さ  $L_0$  を除き、実験と同様とした。プラグ半角  $\alpha$  は、成形性試験と同じように  $12^\circ$ 、 $24^\circ$ 、 $36^\circ$  および  $48^\circ$  の 4 条件を設定し、外径  $D_p$  は 30 mm ~ 38 mm に 2 mm 刻みで 5 条件を選定した。潤滑剤には、一般的な抽伸加工に用いられるタイユ (株) 製のプレス加工用潤滑油(S-846M)を用いた。実験を実施する際に、試験片の内面およびプラグの外面に潤滑油を塗布した。摩擦係数  $\mu$  は、実験と解析の抽伸荷重  $P$  を比較することによって、同定した。

第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム



(a) Stage I (Flaring process)



(b) Stage II (Expansion drawing process)

Fig. 2.3.1 Procedure of expansion drawing process

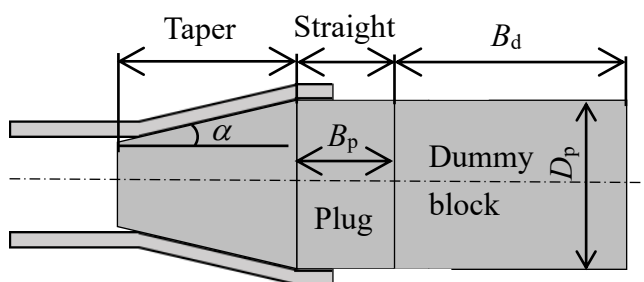


Fig. 2.3.2 Geometrical parameters of plug and dummy block

第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム

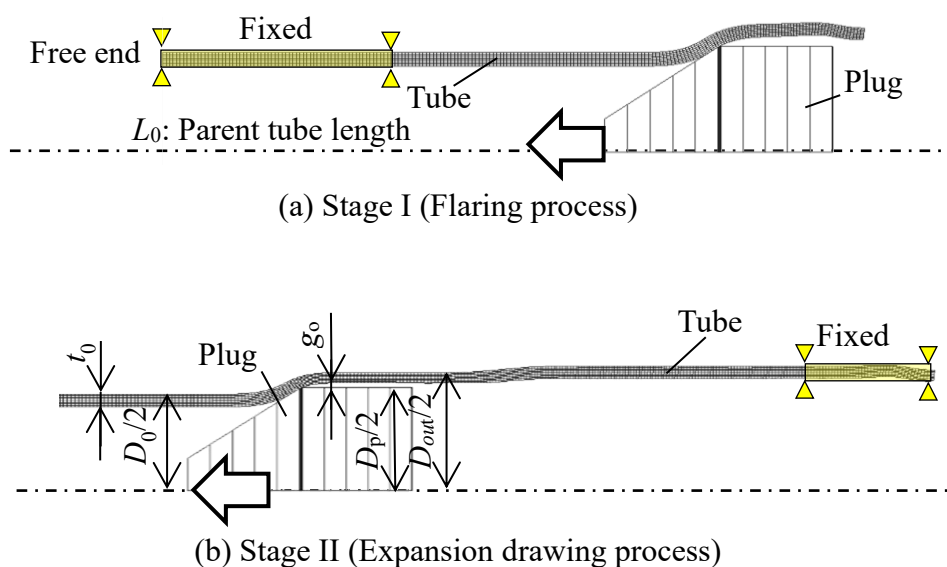


Fig. 2.3.3 FEM analysis model for expansion drawing process

Table 2.3.1 Experimental and FEM analytical conditions

Plug	Half-angle $\alpha$ [°]	12, 24, 36, 48
	Bearing length $B_p$ [mm]	15
	Dummy block length $B_d$ [mm]	43
	Plug diameter $D_p$ [mm]	30, 32, 34, 36, 38
	Arithmetic average roughness $R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	0.8
Tube	Material	STKM13C (Carbon steel tubes for machine structural purposes 13C)
	Thickness $t_0$ [mm]	2
	Outer diameter $D_0$ [mm]	30
	Length $L_0$ [mm]	600(Exp., FEM), 200(FEM)
	Element size	8 elements in thickness, 5 mm / div along z-axis
Lubricant	Press forming oil S-846M (Exp.)	
Friction coefficient $\mu$	0, 0.07 (FEM)	



## 2.4 成形品の評価および測定方法

Fig. 2.4.1 に成形管の測定部位と測定方法を示す。Fig. 2.4.1 における測定範囲は、FEM によって得られた成形管の肉厚  $t$  分布 (Fig. 2.4.2) を参考に決定した。肉厚  $t$  は、自由端近傍とチャック部で大きくなる以外は一様であった。成形管の肉厚  $t$  と外径  $D_{out}$  は、成形管の自由端とチャック部を除いた定常域にて評価した。測定点は、自由端から 50 mm の所を起点とし、固定端に向かって 20 mm ごとに 16 点配置した。各測定点の値は、周方向に  $45^\circ$  ピッチの 8 点の測定点から得られた平均値である。

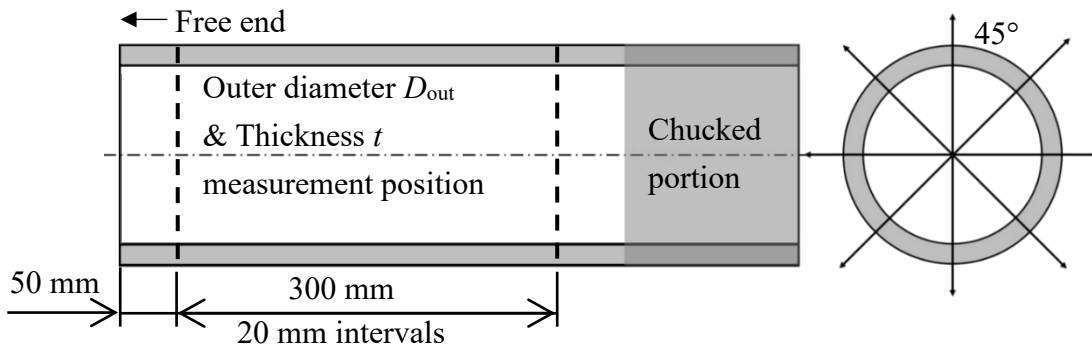


Fig. 2.4.1 Measurement position of thickness  $t$  and outer diameter  $D_{out}$  in formed tube

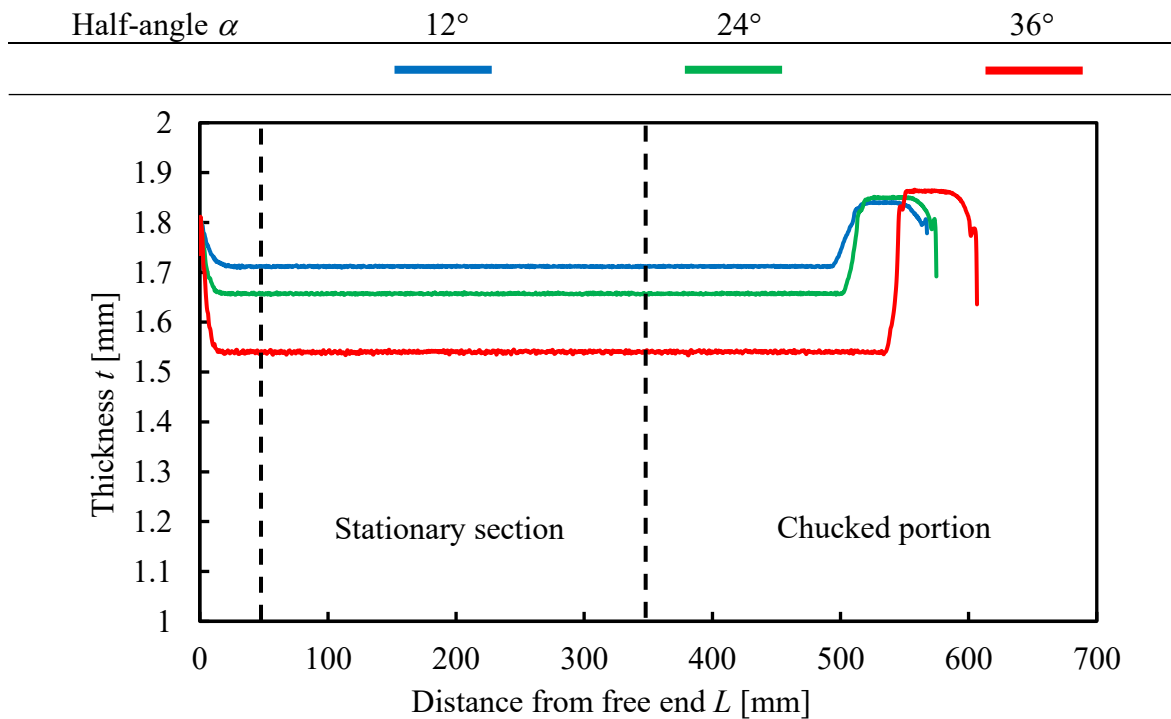


Fig. 2.4.2 Thickness distribution of formed tube (STKM13C FEM, Plug diameter  $D_p = 32$  mm)

## 第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム

日本マテック株式会社の超音波測定機である“ECHOMETER 1061”を用いて肉厚  $t$  を測定した。また、外径  $D_{\text{out}}$  はデジタルノギスを用いて、肉厚  $t$  の測定点と同じ位置において測定を行った。FEM 解析においても、定常域における要素の節点座標から肉厚  $t$  を求めた。

減厚率  $\gamma$  は以下の式(3)で定義される。

$$\gamma = \frac{t_0 - t}{t_0} \quad (4)$$

ここで、 $t$  は成形管の平均厚さである。

上記に加え、軸方向の伸び、縮み変形が生じず、体積一定にて変形する、すなわち、変形前後の管の断面積が一定と仮定した際の減肉率の計算値も合わせて計算した。この減肉率の計算値  $\gamma'$  を求めるにあたって、「変形前後の管断面積は等しい」および「変形後の管内径は加工に使用したプラグ径  $D_p$  と等しい」という2つの仮定の下、式(4)を用いて肉厚の計算値  $t'$  を求め、実験および解析結果と比較した。

$$\left[ \left( \frac{D_0}{2} \right)^2 - \left( \frac{D_0 - 2t}{2} \right)^2 \right] \pi = \left[ \left( \frac{D_p + 2t'}{2} \right)^2 - \left( \frac{D_p}{2} \right)^2 \right] \pi \quad (5-1)$$

$$t' = \frac{-D_p + \sqrt{D_p^2 + 4t(D_0 - t)}}{2} \quad (5-2)$$

オーバーシュート  $g_o$  は、成形品内壁とプラグの間に生じた隙間であり、成形品内径の精度を評価するために使用した。以下の式を用いてオーバーシュート  $g_o$  を定義し、各測定点の平均値にて評価した。

$$g_o = \{(D_{\text{out}} - 2t) - D_p\} / 2 \quad (6)$$

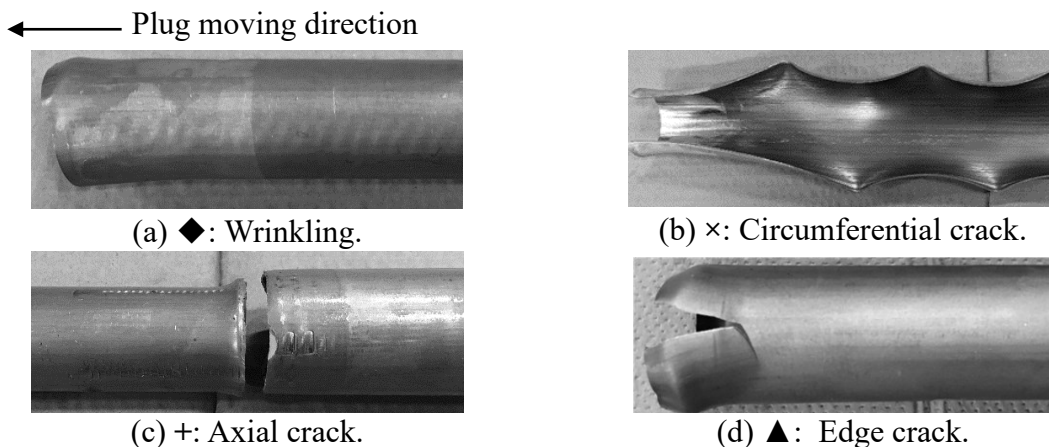
ここで、 $D_{\text{out}}$  は成形管の平均外径である。

## 2.5 実験結果および考察

### 2.5.1 成形不良および成形限界

STKM13C の拡管抽伸加工では、**Fig. 2.5.1** に示すように管材表面の波打ち(**Fig. 2.5.1 (a)**)、周方向割れ(**Fig. 2.5.1 (b)**)、軸方向割れ(**Fig. 2.5.1 (c)**)および端部割れ(**Fig. 2.5.1 (d)**)の4種類の成形不良が発生した。周方向および軸方向割れや端部割れは、プラグ径  $D_p$  が大きくなると発生しやすくなる。端部割れとは、抽伸工程において管端からプラグが引き抜かれる際に生じたき裂である(**Fig. 2.5.1 (d)**)。このき裂の長さが、50mm 未満の場合は端部割れ、50 mm 以上の場合は周方向割れと定義した。成形不良の発生が目視で確認した。

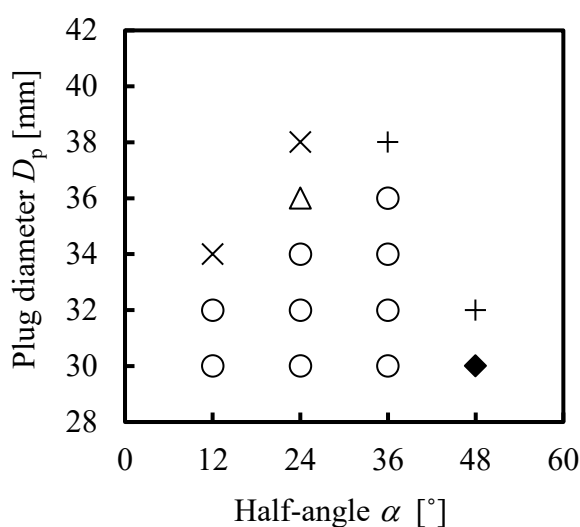
各条件における加工可否および成形不良を **Fig. 2.5.2** に示す。小さいプラグ径から順に実験を行い、周方向、もしくは軸方向割れが発生するまでプラグ径を大きくして実験を行った。割れが発生した場合、割れが発生したプラグ、および割れが発生したプラグよりも 2mm 小さな外径を有するプラグを用いた実験を計3回ずつ行った。3回とも不良なく成形できた場合に成形可能と評価した。3回とも成形不良が発生し、かつ異なる種類の成形不良が生じた場合は、2回発生した成形不良を代表例として評価した。結果としてプラグ半角  $\alpha$  によって発生する成形不良の種類は異なった。プラグ半角  $\alpha$  が  $36^\circ$  以下の条件において、プラグ径  $D_p$  が大きくなると、円周方向の引張応力が大きくなるため、管端割れ (**Fig. 2.5.1 (d)**)や、抽伸工程の開始直後に周方向割れ (**Fig. 2.5.1 (b)**)が生じた。成形不良が生じることなく加工可能な最大プラグ径  $D_{p\_max}$  は、プラグ半角  $\alpha$  が大きくなるにつれて増加し、プラグ半角  $\alpha$  が  $36^\circ$  の条件にて、最大プラグ径  $D_{p\_max} = 36$  mm まで成形可能になった。これは、**Fig. 2.2.5** に示す口広げ加工における成形限界と同傾向である。しかしながら、プラグ半角  $\alpha$  が  $48^\circ$  まで増加し続けると、加工可能な最大プラグ径  $D_{p\_max}$  は大幅に低下し、成形不良の種類も変化した。プラグ半角  $\alpha = 48^\circ$ 、プラグ径  $D_p = 30$  mm の条件では、管材に波打ち (**Fig. 2.5.1 (a)**)が生じた。これは、プラグ半角  $\alpha$  が大



**Fig. 2.5.1** Types of defects in expansion drawing process

## 第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム

きくなるほど、テーパ部長さが短くなって管材とプラグの接触面積が少なくなり、加工時に中心軸がずれやすくなるため、成形が不安定となって生じたと考えられる。また、半角 $\alpha=48^\circ$ 、プラグ径 $D_p=30\text{ mm}$ の条件において、**Fig. 2.5.3**に示すように、波打ち変形にともなって、プラグコーナーにて内面がこすられることによって切粉が生じた。半角 $\alpha=48^\circ$ のプラグのコーナーが鋭く、なおかつ、プラグ径の増加にともなって抽伸荷重は増大するため、切粉が生じたと考えられる。さらに、プラグ径 $D_p=32\text{ mm}$ になると、軸方向割れ(**Fig. 2.5.1 (c)**)が生じた。これは、管内面に生じた傷が起点となって生じたと考えられる。以上の結果より、拡管限界を向上させるにあたっては適正なプラグ半角 $\alpha$ が存在し、本実験においては $\alpha=36^\circ$ が適正であることがわかった。



○: Success

◆:(a) Wrinkling

×:(b) Circumferential crack

+: (c) Axial crack

△:(d) Edge crack.

**Fig. 2.5.2** Effect of plug half-angle  $\alpha$  and plug diameter  $D_p$  on formability



**Fig. 2.5.3** Shavings generated on wrinkling (STKM13C Experiment, Half-angle  $\alpha = 48^\circ$ , Plug diameter  $D_p = 30$  mm)

### 2.5.2 抽伸荷重 $P$

拡管抽伸加工における抽伸荷重  $P$  は、管径の増加に必要な荷重、曲げ変形に要する荷重および摩擦による荷重の3種類に分けられる。Fig. 2.5.4 にプラグ径  $D_p = 32$  mm の条件において、摩擦の有無およびプラグ半角  $\alpha$  が抽伸荷重  $P$  に及ぼす影響を示す。プラグ半角  $\alpha$  が  $12^\circ$  より大きい場合、プラグ半角  $\alpha$  が大きくなるほど、抽伸荷重  $P$  は増加する傾向を示した。管壁がプラグのテーパ部を通過する際に生じる曲げ・曲げ戻し変形がプラグ半角  $\alpha$  の増加にともなって増大することが要因と考えられる。一方、プラグ半角  $\alpha$  が  $12^\circ$  よりも小さい条件では、テーパ部長さが長くなって管材とプラグの接触面積が増大することによって、摩擦力が増加するため、プラグ半角  $\alpha$  が小さくなるほど、抽伸荷重  $P$  は増加する。本実験においては、用いたプラグが半角  $\alpha = 12^\circ \sim 48^\circ$  であるため、摩擦の影響よりも、管壁の曲げ・曲げ戻しによる影響が抽伸荷重  $P$  に対して支配的に作用していると考えられる。

Fig. 2.5.5 に、抽伸荷重  $P$  に及ぼすプラグ半角  $\alpha$  およびプラグ径  $D_p$  の影響を示す。プラグ半角  $\alpha$  やプラグ径  $D_p$  が大きくなるほど、抽伸荷重  $P$  が大きくなった。一方、小さいプラグ半角の条件において、プラグ径  $D_p$  の増大にともない、テーパ部長さが長くなり、摩擦力が大幅に上がった。結果として、プラグ径  $D_p$  が大きい条件では、プラグ半角  $\alpha$  の影響が小さくなった。また、 $\alpha = 48^\circ$  の条件を除き、解析と実験結果はおおよそ一致した。 $\alpha = 48^\circ$  の場合、実験では偏心が生じたり、プラグコーナーにて管内面が削られていることが、解析と実験の傾向が一致しなかった要因であると考えられる。

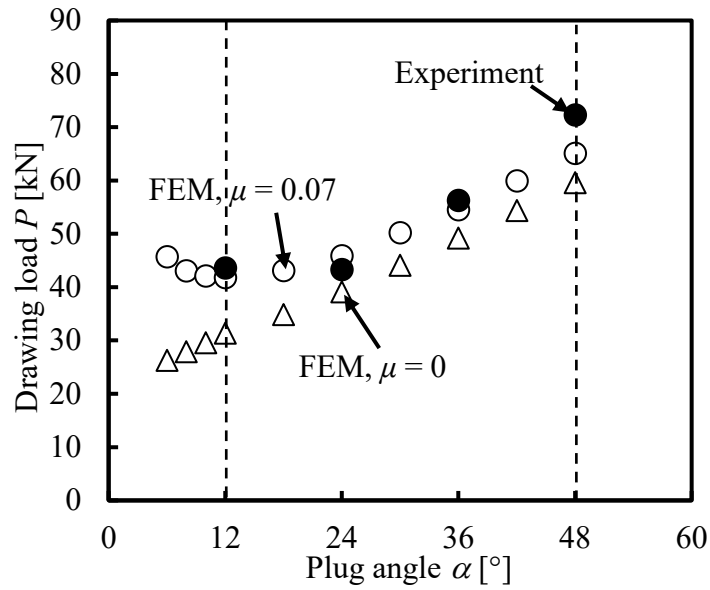


Fig. 2.5.4 Effect of half-angle  $\alpha$  and friction coefficient  $\mu$  on drawing load  $P$  (STKM13C FEM, Plug diameter  $D_p = 32$  mm)

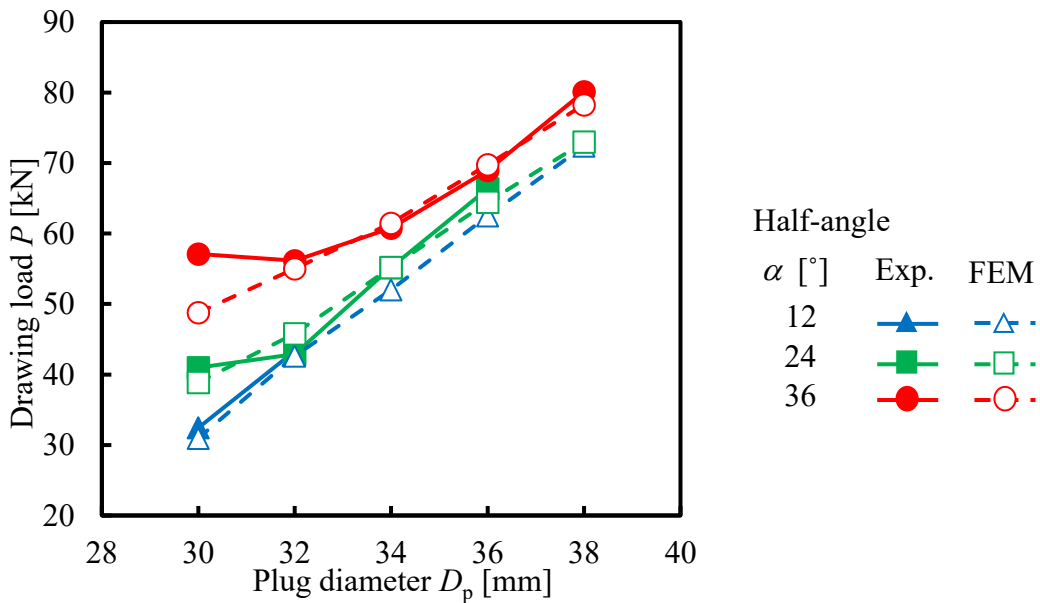


Fig. 2.5.5 Effects of plug diameter  $D_p$  and half-angle  $\alpha$  on drawing load  $P$

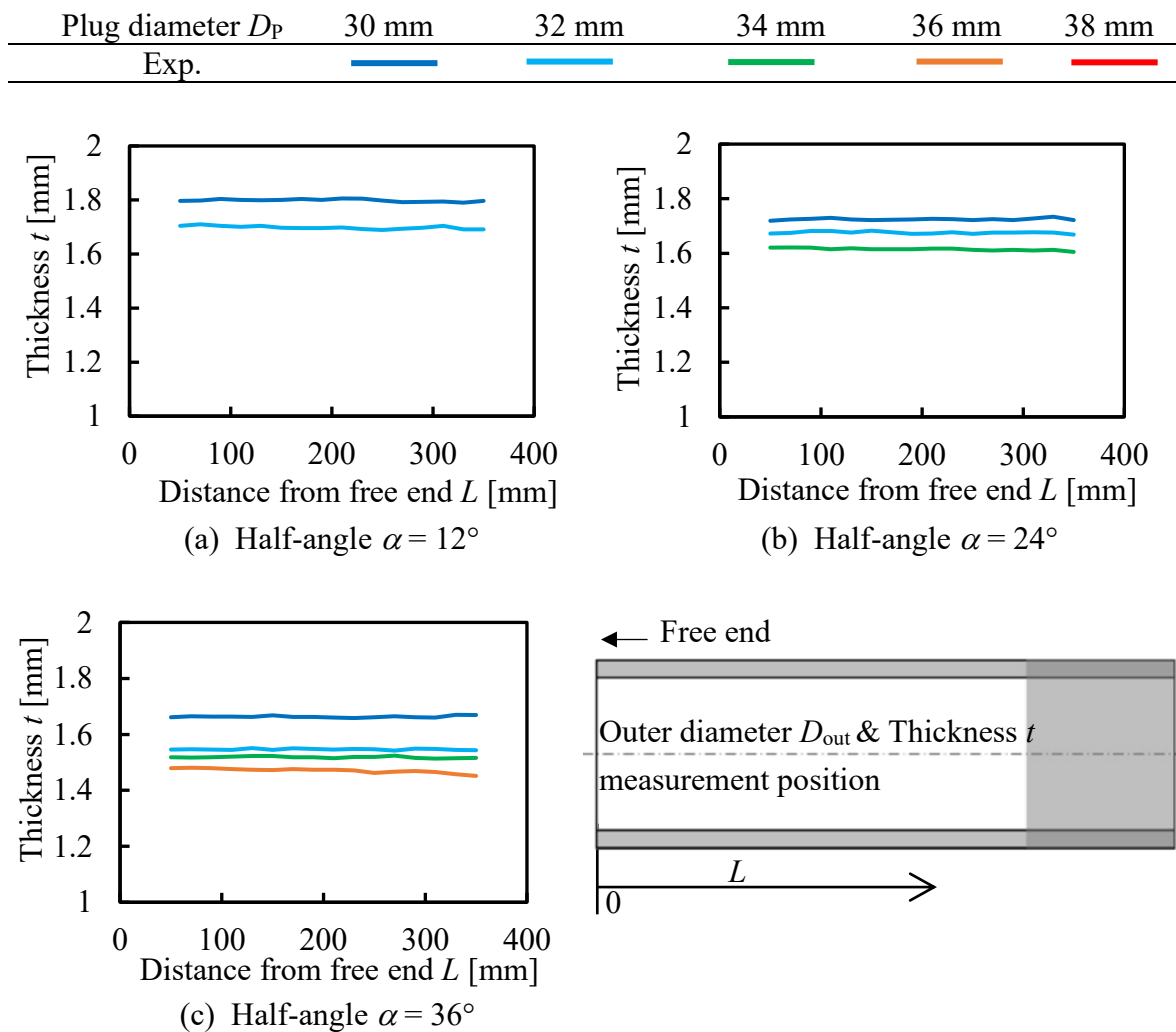
### 2.5.3 成形品の肉厚および減肉率 $\gamma$

Fig. 2.5.6 に、実験にて測定した定常域における軸方向の肉厚の分布を示す。結果として、成形品の肉厚  $t$  が軸方向に沿って、均一に分布している。肉厚  $t$  の誤差が最も大きい条件である  $\alpha = 36^\circ$ 、 $D_p = 36$  mm のプラグを用いた場合においても、平均値の  $\pm 0.15$  mm の範囲に収まっている。そのため、成形品の減肉率を評価する際に、定常域にて測定した値の平均値を用いた。

Fig. 2.5.7 に、プラグ径  $D_p$  とプラグ半角  $\alpha$  が減肉率  $\gamma$  に及ぼす影響を示す。プラグ

## 第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム

径  $D_p$  およびプラグ半角  $\alpha$  の増加にともなって、減肉率  $\gamma$  も増加した。プラグ半角  $\alpha = 36^\circ$ 、プラグ径  $D_p = 36 \text{ mm}$  の条件において最も大きな減肉率  $\gamma_{\max} = 0.26$  を得た。この値は、従来のプラグを管内に配置した縮管抽伸における最大減肉率である  $0.2$ [33] よりも大きい。プラグ半角  $\alpha$  が管壁の減肉特性に及ぼす影響を検討するため、**Fig. 2.5.8** に、プラグ径  $D_p = 32 \text{ mm}$  の条件において、プラグ半角  $\alpha$  が肉厚  $t$ 、子午線方向ひずみ  $\varepsilon_m$  および子午線方向応力  $\sigma_m$  の分布に及ぼす影響を示す。管壁は、まずプラグのテーパ部と接触し、拡管されることによって減肉する。この時、管壁には周方向に大きな引張応力  $\sigma_\theta$  が生じる一方、子午線方向の応力  $\sigma_m$  は小さいため、管壁が肉厚方向に加え、子午線方向にも縮む。その後、管壁がプラグのコーナーに達すると、管壁のオーバーシュート  $g_o$  が生じ、管壁とプラグの間に隙間が生じる。この時、管壁は軸方向に伸ばされ、さらに減肉する。プラグテーパ部において生じる減肉量に対して、プラグ半角  $\alpha$  が及ぼす影響は小さい。一方、オーバー

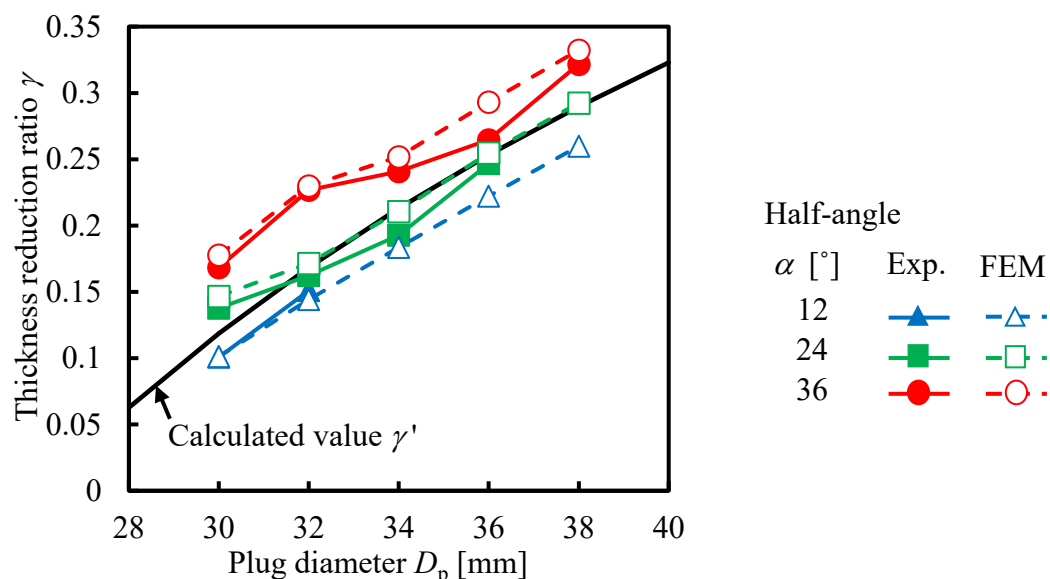


**Fig. 2.5.6** Effect of plug diameter  $D_p$  and half-angle  $\alpha$  on axial distribution of thickness  $t$

## 第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム

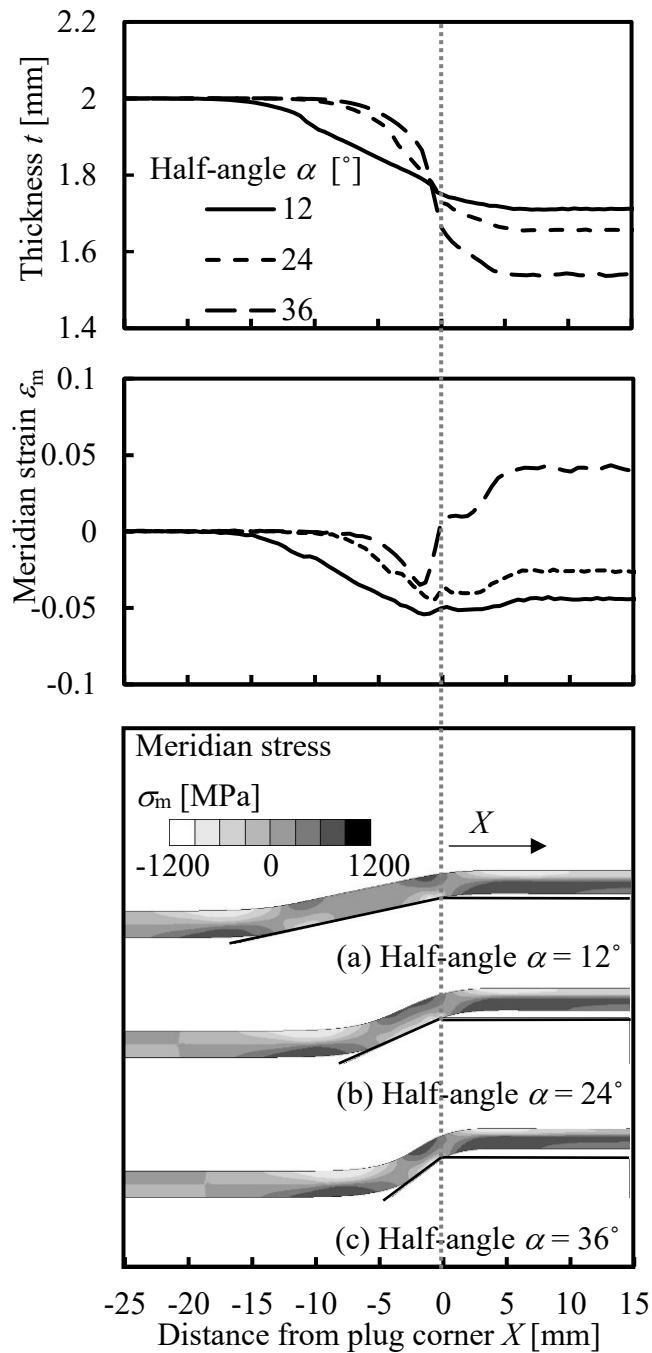
シュート  $g_0$  が生じ始めるプラグコーナー近傍以降は、プラグ半角  $\alpha$  が大きくなるほど、子午線方向ひずみ  $\epsilon_m$  が増大し、それにともない減肉量が増大する傾向を示した。

これは、**Fig. 2.5.4** に示すように、プラグ半角  $\alpha$  が大きくなると、抽伸荷重  $P$  が増大し、軸方向に強く引っ張られたためと考えられる。特に、プラグ半角  $\alpha = 36^\circ$  の条件では、プラグテーパ部における接触領域が短く、軸方向の引張力を受けやすい状況であったため、減肉量や子午線方向ひずみ  $\epsilon_m$  が他の条件と比べて増大したと考えられる。



**Fig. 2.5.7** Effects of plug diameter  $D_p$  and half-angle  $\alpha$  on thickness reduction ratio  $\gamma$





**Fig. 2.5.8** Distributions of thickness  $t$ , Meridian strain  $\varepsilon_m$ , and Meridian stress  $\sigma_m$  for each plug half-angle (STKM13C FEM, Plug diameter  $D_p = 32$  mm)

2.5.4 成形品の形状精度

Fig. 2.5.9 に、実験にて測定した定常域における軸方向の内径  $d_{inn}$  の分布を示す。結果として、成形品の内径  $d_{inn}$  が軸方向に沿って、均一に分布している。内径  $d_{inn}$  の誤差は、 $\pm 0.1$  mm の範囲に収まっており、軽微である。

Fig. 2.5.10 にオーバーシュート  $g_o$  に及ぼすプラグ径  $D_p$  の影響を示す。プラグ半角  $\alpha = 36^\circ$ 、プラグ径  $D_p = 30$  mm の条件を除くと、プラグ径  $D_p$  が大きくなるとオーバーシュート  $g_o$  は小さくなる傾向にある。これは、プラグ径  $D_p$  が大きくなることで加工時の軸方向の抽伸荷重  $P$  が増加し、管の半径方向への広がりが抑えられるためだと考えられる。また、同じプラグ径  $D_p$  であっても、プラグ半角  $\alpha$  が大きいほどオーバーシュート  $g_o$  も大きくなる傾向にある。この原因としては、プラグ半

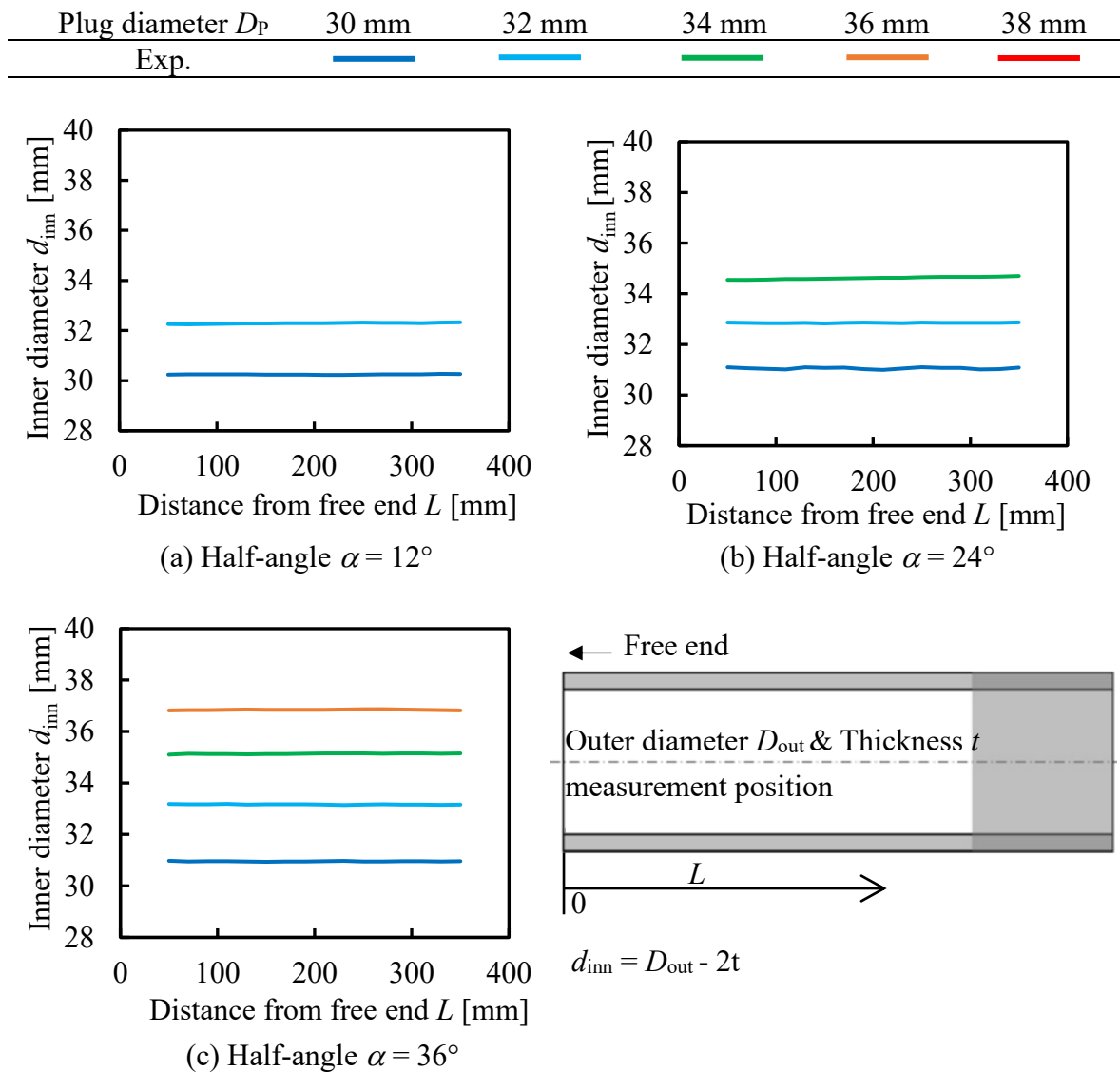


Fig. 2.5.9 Effect of plug diameter  $D_p$  and half-angle  $\alpha$  on axial distribution of inner diameter  $d_{inn}$

## 第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム

角 $\alpha$ が大きくなるほど、プラグコーナーにおける管の曲げ半径 $\rho$ も小さくなるためだと考えられる。Fig. 2.5.11に示すように、管壁はプラグのテーパ部に入るとプラグのテーパに沿って曲がる。その後、管はプラグのテーパ部で円周方向に膨張し、プラグコーナー部に至ると曲げ戻される。プラグ半角 $\alpha$ が大きくなるにつれて管壁の曲げ角が大きくなるため、オーバーシュート $g_o$ が増加した。解析結果を実験結果と比較すると、変化の傾向は同様であるが、実験の方が値が小さくなる傾向を示した。Fig. 2.5.12に抽伸時におけるプラグコーナーの拡大図を、プラグ径 $D_p = 30, 32, 38$  mmの3条件についてそれぞれ示す。プラグ径 $D_p = 32$  mmもしくは38 mmの場合、管壁はテーパ部に入ると、テーパ部に沿って曲げられる。その後、テーパ部にて管は周方向に広げられて、テーパ部の終わりとともに曲げ戻される。一方、プラグ径 $D_p = 30$  mmのときはテーパ部長さが短いため、曲げ・曲げ戻し変形量が他の条件と比べて小さい。このため、 $D_p = 32$  mmの場合と比べて、オーバーシュート $g_o$ が低下したと考えられる。また、 $D_p = 36$  mmの場合、抽伸荷重 $P$ が最も大きいため、管半径方向への広がりや抑えられ、オーバーシュート $g_o$ が低下したと考えられる。

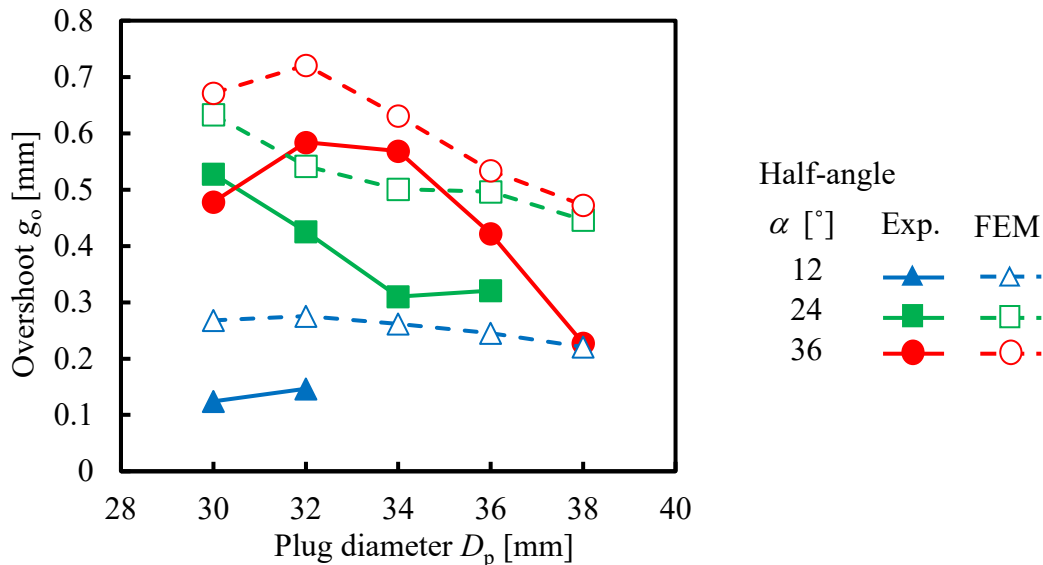


Fig. 2.5.10 Effects of plug half-angle  $\alpha$  and plug diameter  $D_p$  on overshoot  $g_o$ .

第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム

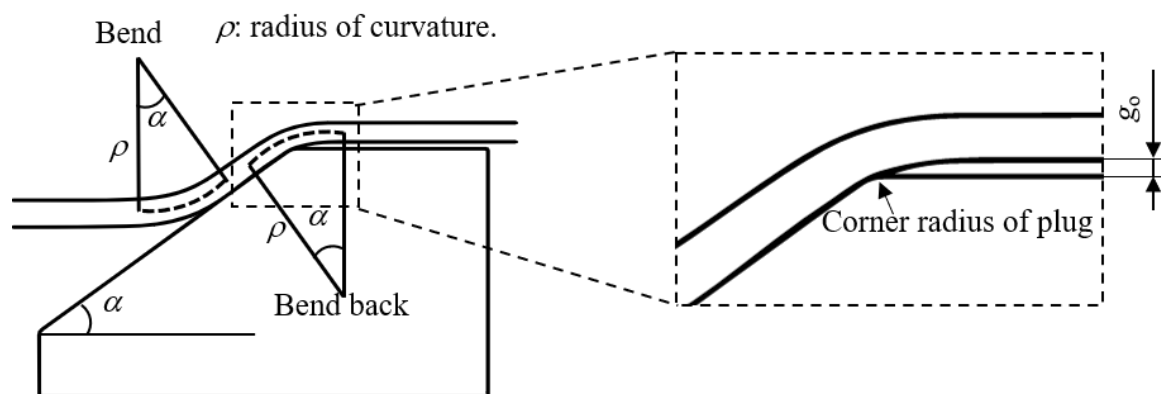
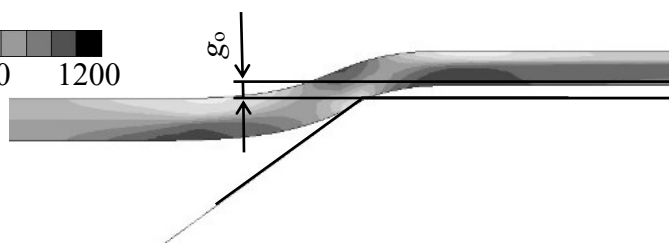


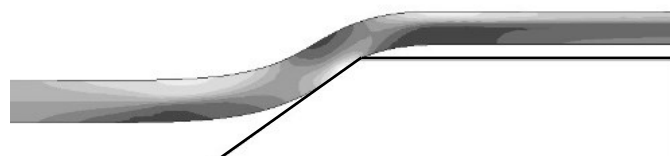
Fig. 2.5.11 Schematic of bending deformation in expansion drawing process

Meridian stress

$\sigma_m$  [MPa]



(a) Plug diameter  $D_p = 30$  mm, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ , Overshoot  $g_o = 0.67$  mm



(b) Plug diameter  $D_p = 32$  mm, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ , Overshoot  $g_o = 0.72$  mm



(c) Plug diameter  $D_p = 38$  mm, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ , Overshoot  $g_o = 0.47$  mm

Fig. 2.5.12 Enlarged view of plug corner

### 2.5.5 成形品の力学特性

拡管抽伸が成形品の力学特性に与える影響を調査するため、成形品の引張試験を行った。Fig. 2.5.13に、STKM13C素管と拡管抽伸後の管材の応力-ひずみ線図を示す。Fig. 2.5.14にプラグ径  $D_p = 32$  mm の場合において、各プラグ半角  $\alpha$  が成形品の引張強さ  $\sigma_U$  および破断時全伸び  $\varepsilon_f$  に及ぼす影響を示す。破断時全伸び  $\varepsilon_f$  に着目すると、プラグ半角  $\alpha$  が大きいほど、破断時全伸び  $\varepsilon_f$  が小さい。これは、プラグ半角  $\alpha$  が大きくなるほど、管壁に生じる相当塑性ひずみ  $\varepsilon_p$  が増加するため、破断時全伸び  $\varepsilon_f$  が低下したと考えられる。一方、引張強さ  $\sigma_U$  には、素管よりも拡管抽伸後の管の方が加工硬化によって引張強さ  $\sigma_U$  が増加したものの、増加量は小さかった。

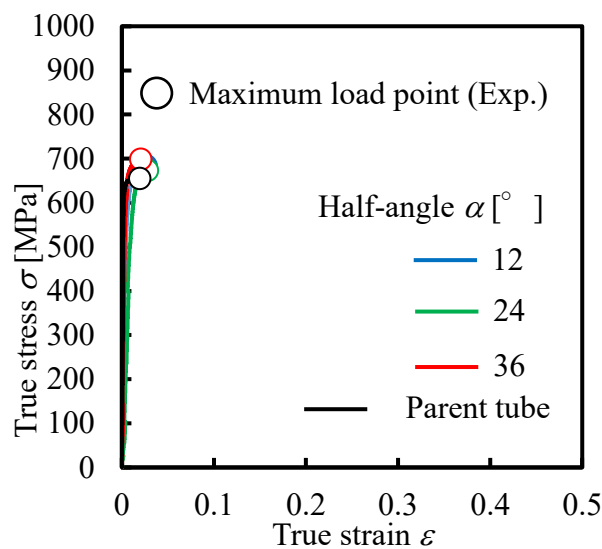
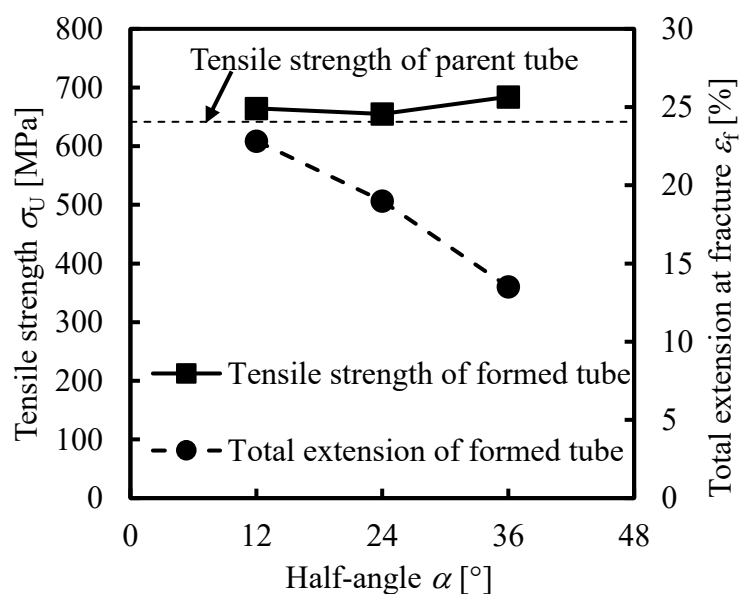


Fig. 2.5.13 True stress-true strain diagram for tension test of formed tube

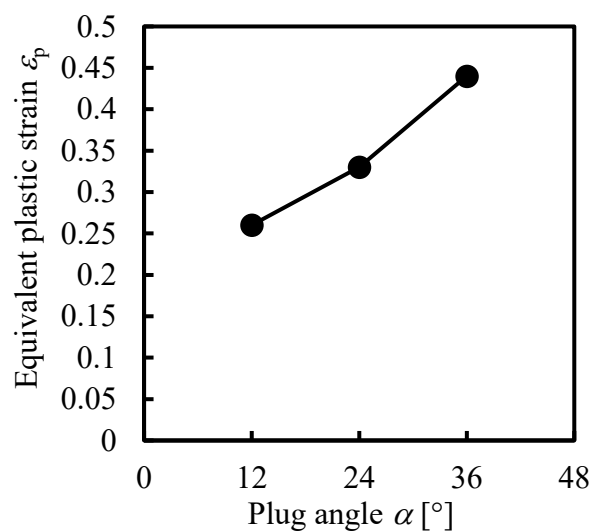
この原因を考察するため、FEM解析によって拡管抽伸にて管壁に生じる相当塑性ひずみ  $\varepsilon_p$  を推定し、本章で用いた STKM13C 素管の応力-ひずみ線図にて、推定した相当塑性ひずみ  $\varepsilon_p$  における応力を確認した。Fig. 2.5.15にFEM解析による相当塑性ひずみ  $\varepsilon_p$  の推定値を示す。相当塑性ひずみ  $\varepsilon_p$  の推定値は厚さ方向分布の平均値を用いた。Fig. 2.5.16に、拡管抽伸後の管材の応力-ひずみ線図に関しては、FEM解析にて推定した相当塑性ひずみの分、原点をオフセットしている。拡管抽伸後の管材の応力-ひずみ線図(Fig. 2.5.13)を見ると、降伏後、ほとんど伸びることなく破断しており、耐力と引張強さが非常に近い値であることがわかる。したがって、FEM解析にて推定した相当塑性ひずみ  $\varepsilon_p$  と素管の応力-ひずみ線図から、拡管抽伸後の管の引張強さを推測できる。例えば、プラグ半角  $\alpha = 36^\circ$  の条件において、FEM解析によって算出した相当塑性ひずみ  $\varepsilon_p$  は 0.44 である。素管の応力-ひずみ線図において塑性ひずみ 0.44 の際の真応力  $\sigma$  は 706 MPa であり、これが拡管抽伸後のおおよその引張強さ  $\sigma_U$  と考えられる。Fig. 2.5.17に、Fig. 2.5.16にて見積もった値と実験によって得た引張強さを示す。FEM解析および素管の応力-ひずみ

## 第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム

線図から得た引張強さの推定値は、成形品の引張試験によって得た実際の引張強さと極めて高い一致を示した。したがって、本実験に用いた素管の製造時において、管材に生じた加工硬化が大きかったため、拡管抽伸による引張強さ $\sigma_U$ の増加量が小さかったとが考えられる。



**Fig. 2.5.14** Effects of plug half-angle  $\alpha$  on tensile strength  $\sigma_U$  and total extension at fracture  $\epsilon_f$



**Fig. 2.5.15** Equivalent plastic strain  $\epsilon_p$  of formed tubes estimated by FEM analysis

第2章 拡管抽伸加工における管材の変形メカニズム

Half-angle $\alpha$	Equivalent plastic strain $\varepsilon_p$	FEM
12°	0.26 (FEM)	— (Blue)
24°	0.33 (FEM)	— (Green)
36°	0.44 (FEM)	— (Red)

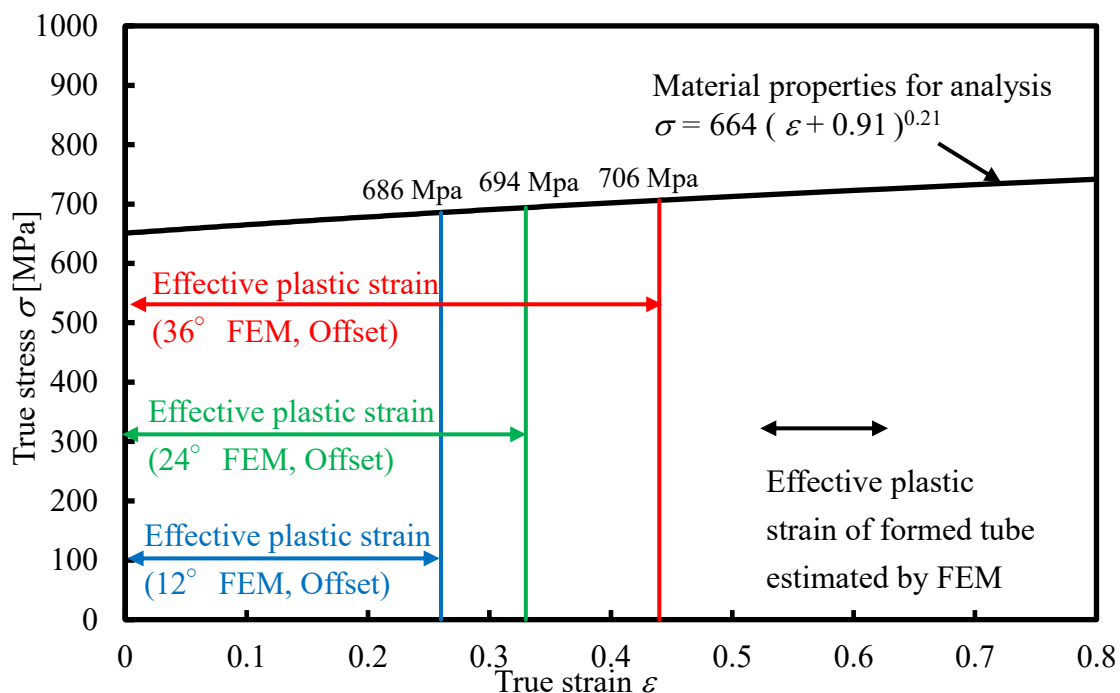


Fig. 2.5.16 S-S diagram and equivalent plastic strain  $\varepsilon_p$  of STKM13C estimated by FEM analysis

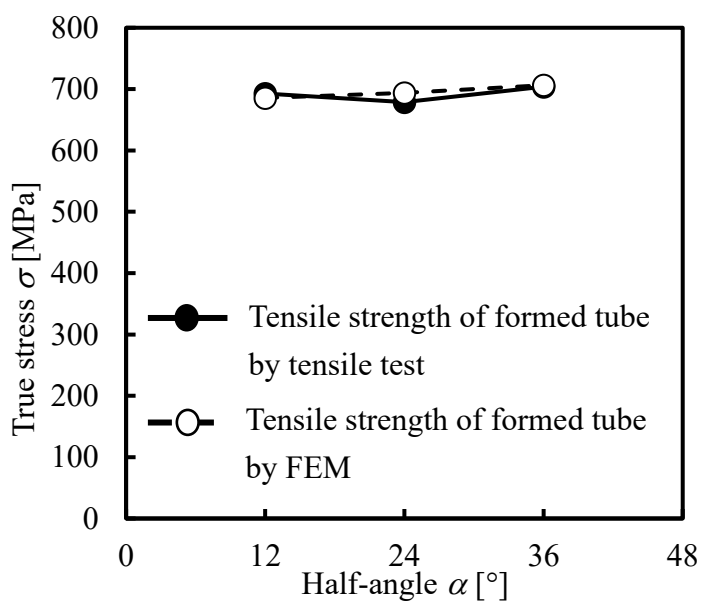


Fig. 2.5.17 Comparison of experimental values for tensile strength and estimated values based on FEM analysis

### 2.6 結言

本章では、STKM13C鋼管を用いて、効率的な減肉を実現するために提案した拡管型抽伸加工において、成形可否、減肉性能、内径のオーバーシュートおよび強度に及ぼすプラグ半角 $\alpha$ の影響を実験および数値解析によって検討した。得られた知見は以下の通りである。

- 円すいプラグを管端に押し込んだ後に、引き抜きながら加工することによって、管全体が拡管され、大幅な減肉が可能である。
- プラグ半角 $\alpha$ が小さいほど半径方向に割れが発生しやすくなる一方、 $\alpha$ が大きすぎると偏心や軸方向割れが発生しやすくなった。その結果、プラグ半角 $\alpha = 36^\circ$ の条件において、最も高い拡管率（プラグ径  $D_p = 36$  mm）まで加工することが可能であった。
- 減肉率 $\gamma$ は拡管率が大きくなるにつれて増加し、最も高い拡管率が得られたプラグ半角 $\alpha = 36^\circ$ 、プラグ径  $D_p = 36$  mmの条件において、最大減肉率 $\gamma_{\max} = 26\%$ を得た。また、プラグ径  $D_p$  が等しい場合、プラグ半角 $\alpha$ が大きいほど、減肉率 $\gamma$ も高くなる傾向を示した。
- プラグ径と成形管の内径に生じる隙間であるオーバーシュート  $g_o$  の大きさは、プラグ径  $D_p$  が大きくなると減少する傾向にあることが分かった。また、プラグ径  $D_p$  が同じでも、プラグ半角 $\alpha$ が大きいほどオーバーシュート  $g_o$  も大きくなる傾向にあることが判明した。
- 成形品の引張強さ $\sigma_U$ は、加工硬化によって、素管よりも増加する一方、破断時全伸びは、プラグ半角 $\alpha$ が大きいほど低下する。



# **第 3 章**

## **素管の機械的特性が成形特性に及ぼす影響**

### 第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

#### 3.1 本章の主旨

前章にて、プラグ半角 $\alpha$ が成形限界に及ぼす影響は大きく、炭素鋼管(STKM13C, 日本工業規格 JIS G3455)を使用した場合、適正な半角 $\alpha$ は $36^\circ$ であり、その条件下で最大減肉率 $\gamma_{\max} = 0.26$ を達成した。一方、拡管抽伸加工法を様々な産業用途に使用するにあたって、素管材料が成形性に及ぼす影響を把握する必要がある。そこで、本章では、炭素鋼、アルミニウム合金、銅を用いて、素管の機械的特性が成形限界および成形特性に及ぼす影響を調査するため、各材料を加工した際の抽伸荷重 $P$ 、減肉率 $\gamma$ 、オーバーシュート $g_0$ および成形品のひずみ状態を測定した。さらに、FEM解析において、鋼材の材料特性に基づいた仮想的な材料を設定することによって、素管の摩擦係数 $\mu$ 、 $n$ 値および耐力 $\sigma_Y$ が変形特性に及ぼす影響を明らかにした。

#### 3.2 供試材料

本章では、構造用の金属管として広く使用されている炭素鋼管(STKM13C)、アルミニウム合金管(AA1070)、リン脱酸銅管(C1220)を使用した。試験片の外径 $D_0$ は30 mm、肉厚 $t_0$ は2 mmとした。さらに、拡管抽伸加工において熱処理の影響を調べるために、STKM13C管に焼きなまし処理を行い、納品されたままの素管と比較した。したがって、本章では、STKM13C材の納品材(STK-Rec)、STKM13C材の焼きなまし材(STK-Ann)、AA1070、C1220の4つの材料について検討した。

##### 3.2.1 機械的特性

供試材料の機械的特性を把握するために、管材の引張試験を行った。素管材料の機械的特性をTable 3.2.1に示す。Fig. 3.2.1に引張試験によって得た応力-ひずみ線図(実線)およびFEM解析を行うためにSwift式によって近似および外挿した応力-ひずみ線図(破線)を示す。Swift式にて同定した各材料の材料定数をTable 3.2.2に示す。STK-Rec材には、前章と同様に、STK-Ann材のF値および $n$ 値を採用し、

Table 3.2.1 Mechanical properties of parent tube

Material	STK-Rec	STK-Ann	C1220	AA1070
Proof strength $\sigma_Y$ [MPa]	638	265	204	102
Young's modulus $E$ [GPa]		210	120	69
Poisson's ratio		0.3	0.33	0.33
Density [g/cm <sup>3</sup> ]		7.89	8.94	2.70
$R$ -value	0.6	0.7	1	0.4
Ultimate tensile strength $\sigma_U$ [MPa]	646	382	255	112
Uniform elongation $\epsilon_U$ [%]	1	23	18	4

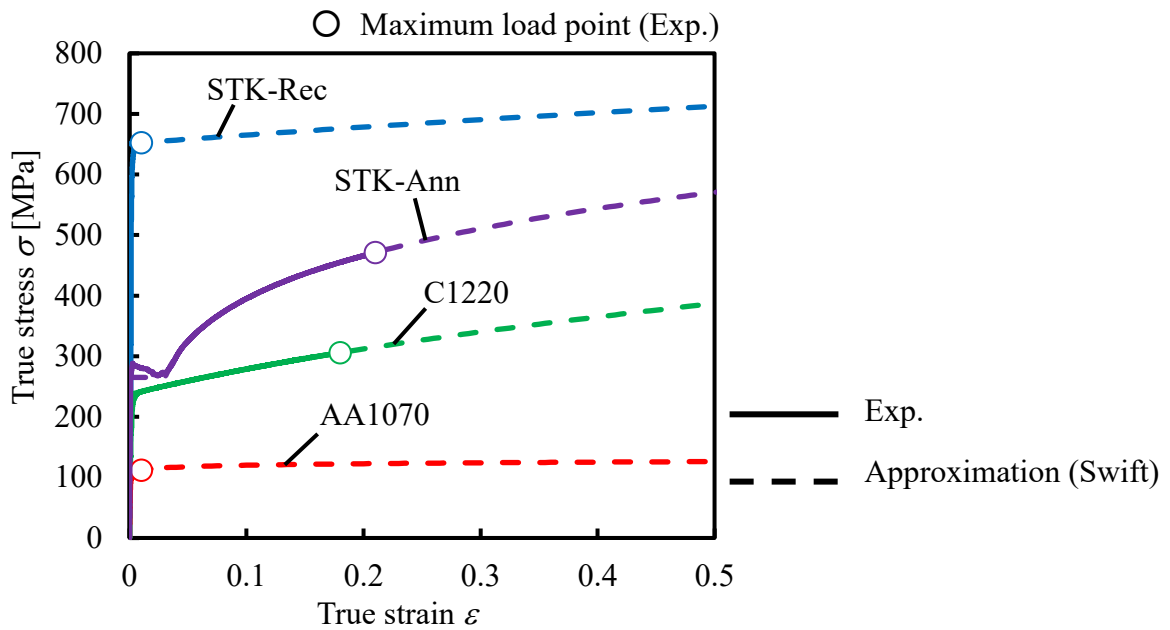


Fig. 3.2.1 True stress-true strain diagram of each material

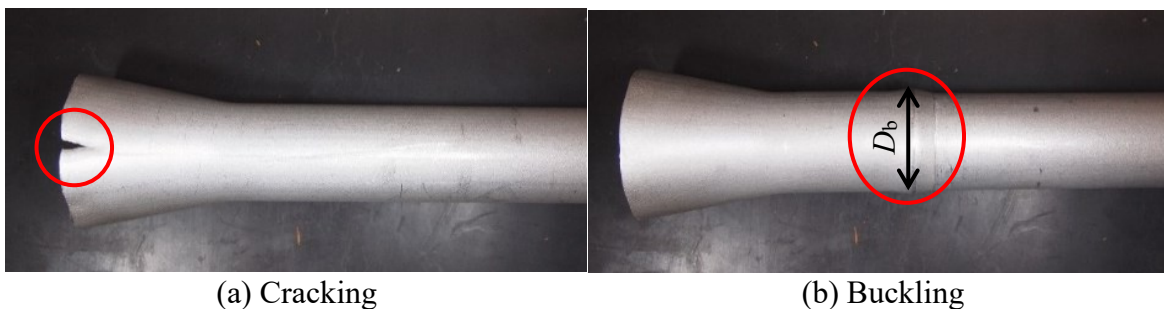
Table 3.2.2 Parameters of each parent tube for swift equation

Material	Parameters for Swift equation		
	$\sigma = F (\varepsilon + \varepsilon_i)^n$		
	Hardening coefficient	Offset	Hardening exponent
	$F$ [MPa]	$\varepsilon_i$	$n$
STK-Rec	664	0.91	0.21
STK-Ann	664	-0.02	0.21
C1220	446.01	0.18	0.37
AA1070	128.64	0	0.03

オフセット量  $\varepsilon_i$  の調整によって、STK-Rec 材の変形抵抗を再現した。

### 3.2.2 成形性試験 (口広げ試験)

供試管材の口広げ性能を評価するため、前章と同様の口広げ試験を行った。本章における口広げ試験では、Fig. 3.2.2 に示すような割れおよび座屈の 2 種類の成形不良が観察された。不良が発生する前の開口部内径  $d_{if}$  の最大値を用いて、最大口広げ率  $\psi_{f\_max}$  を算出した。座屈は、座屈部の外径  $D_b$  が成形時の直管部の外径よ



(a) Cracking

(b) Buckling

Fig. 3.2.2 Type of flaring defects (Exp.)

### 第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

り 2 mm 大きくなる状態と定義した。

素管材料およびプラグ半角 $\alpha$ が最大口広げ率 $\psi_{f\_max}$ に及ぼす影響を Fig. 3.2.3 に示す。素管の材料によって、最大口広げ率 $\psi_{f\_max}$ を得るプラグ半角および最大口広げ率 $\psi_{f\_max}$ の大きさが異なった。STK-Rec 材の場合、前章と同様に、プラグ半角が大きくなるにともない、最大口広げ率 $\psi_{f\_max}$ が増加し、成形不良はいずれのプラグ半角 $\alpha$ の場合も割れであった。焼きなまし処理を施した STK-Ann 材の場合、発生した成形不良は座屈であった。36°が STK-Ann 材における適正なプラグ半角 $\alpha$ であり、最大口広げ率 $\psi_{f\_max}$ は 0.84 であった。AA1070 材は STK-Rec 材と同様に、すべてのプラグ半角 $\alpha$ の条件にて割れが発生した。AA1070 材における適正なプラグ半角 $\alpha$ は 36°であり、最大口広げ率 $\psi_{f\_max}$ は 0.75 であった。C1220 材においては、成形不良として座屈が発生し、プラグ半角 $\alpha = 24^\circ$  の条件下で最大口広げ率 $\psi_{f\_max} = 0.84$ に達した。

一様伸び $\epsilon_U$ が高い材料では、割れ限界が座屈限界よりも高かったと考えられる。したがって、一様伸び $\epsilon_U$ が高い C1220 材および STK-Ann 材において、すべての半角 $\alpha$ で座屈が発生したと考えられる。素管の製造工程で生じた加工硬化によって、一様伸び $\epsilon_U$ が低い AA1070 材および STK-Rec 材では、座屈よりも割れの方が発生しやすかった。

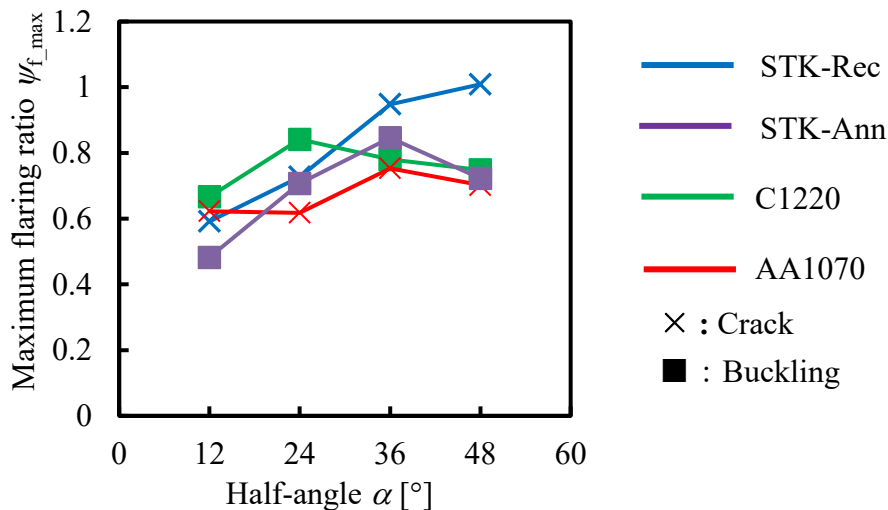


Fig. 3.2.3 Effect of plug half-angle  $\alpha$  and material on maximum flaring ratio  $\psi_{f\_max}$

### 3.3 実験および解析条件

本章の実験および FEM 解析方法は、前章と同じである。具体的な実験および FEM 解析条件は **Table 3.3.1** に示す。実験は、プラグ径  $D_p$  を 30 mm から 2 mm ずつ増加させ、成形不良が発生する条件まで行った。各材料の摩擦係数  $\mu$  は、実験および FEM 解析の抽伸荷重  $P$  を比較することによって推定した。摩擦係数  $\mu$  は材料によって異なり、AA1070 材が最も高い摩擦係数  $\mu = 0.23$  を示した。

**Table 3.3.1** Expansion drawing conditions in experiments and FEM

	Half-angle $\alpha$ [°]	12, 24, 36, 48
Plug	Bearing length $B_p$ [mm]	15
	Dummy block length $B_d$ [mm]	43
	Plug diameter $D_p$ [mm]	30, 32, 34, 36, 38, 40, 42
	Arithmetic average roughness Ra [ $\mu\text{m}$ ]	0.8
	Thickness $t_0$ [mm]	2
	Outer diameter $D_0$ [mm]	30
Tube	Length $L_0$ [mm]	600 (Exp.), 200 (FEM)
	Element size (FEM)	8 elements in thickness, 5 mm [div along the Z-axis]
	Lubricant	Press forming oil S-846M
	Friction coefficient $\mu$	0.1 (STK-Rec and STK-Ann), 0.23 (AA1070), 0.07 (C1220)

### 3.4 成形品評価および測定方法

本章における成形品の外径  $D_{\text{out}}$  および肉厚  $t$  の測定方法は前章と同じである。材料特性が成形特性に及ぼす影響を調査するために、成形品のひずみ分布を調査した。**Fig. 3.4.1** に成形管の外径  $D_{\text{out}}$ 、肉厚  $t$  の測定位置および外表面に描いた成形品のひずみを調査するための格子の概要図を示す。成形品のひずみ状態を調べるため、自由端から 150 mm の  $20 \times 20 \text{ mm}^2$  の領域の中に 2 mm 間隔の格子を描いた。成形前後の格子寸法を測定し、成形品のひずみを算出した。

### 3.5 実験結果および考察

#### 3.5.1 成形不良および成形限界

Fig. 3.5.1 に、拡管抽伸加工の二つの加工工程にて発生した 7 種類の成形不良を示す。第一工程である口広げ加工では、座屈(Fig. 3.5.1 (a))および偏心口広げ(Fig. 3.5.1 (b))が生じた。座屈は、管材が軸方向の圧縮変形中に発生する不良であり、口広げ加工工程においてのみ発生した。座屈が発生する判断基準は、3.2.2 節と同

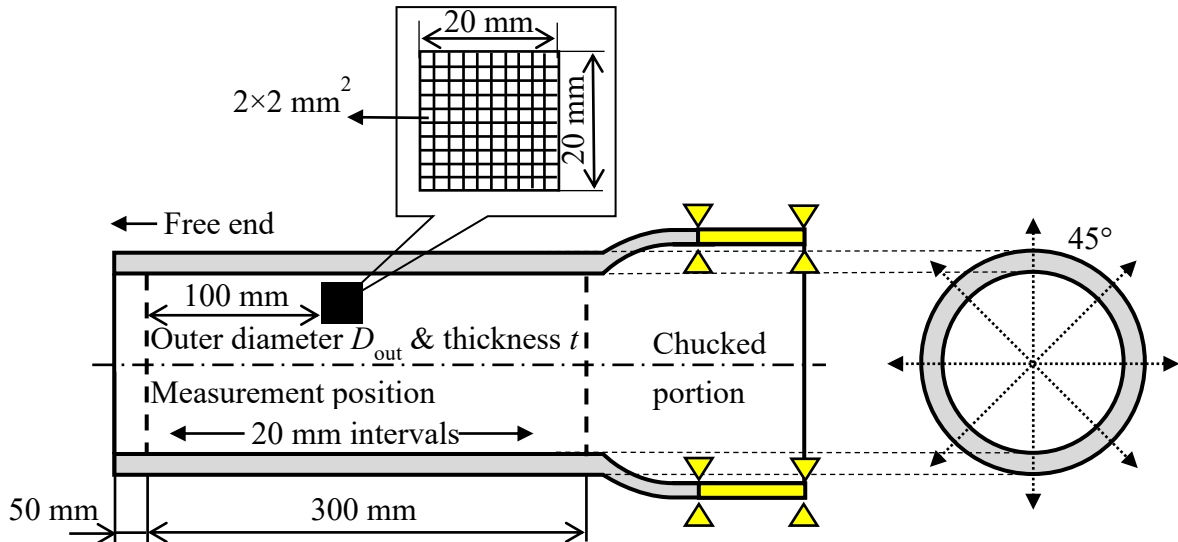


Fig. 3.4.1 Measurement position of outer diameter  $D_{out}$  and thickness  $t$  in formed tube and schematic of grid on outer surface

← Plug movement direction

Flaring stage



(a) Buckling



(b) Deviating flaring

Drawing stage



(c) Circumferential crack



(d) Axial crack



(e) Edge crack



(f) Wrinkling



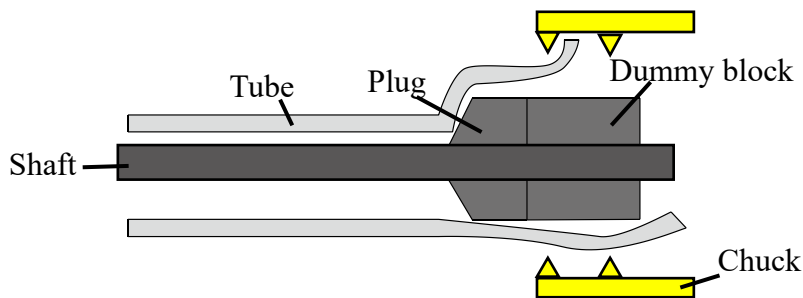
(g) Chip generation

Fig. 3.5.1 Types of defects in expansion drawing (Exp.)

### 第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

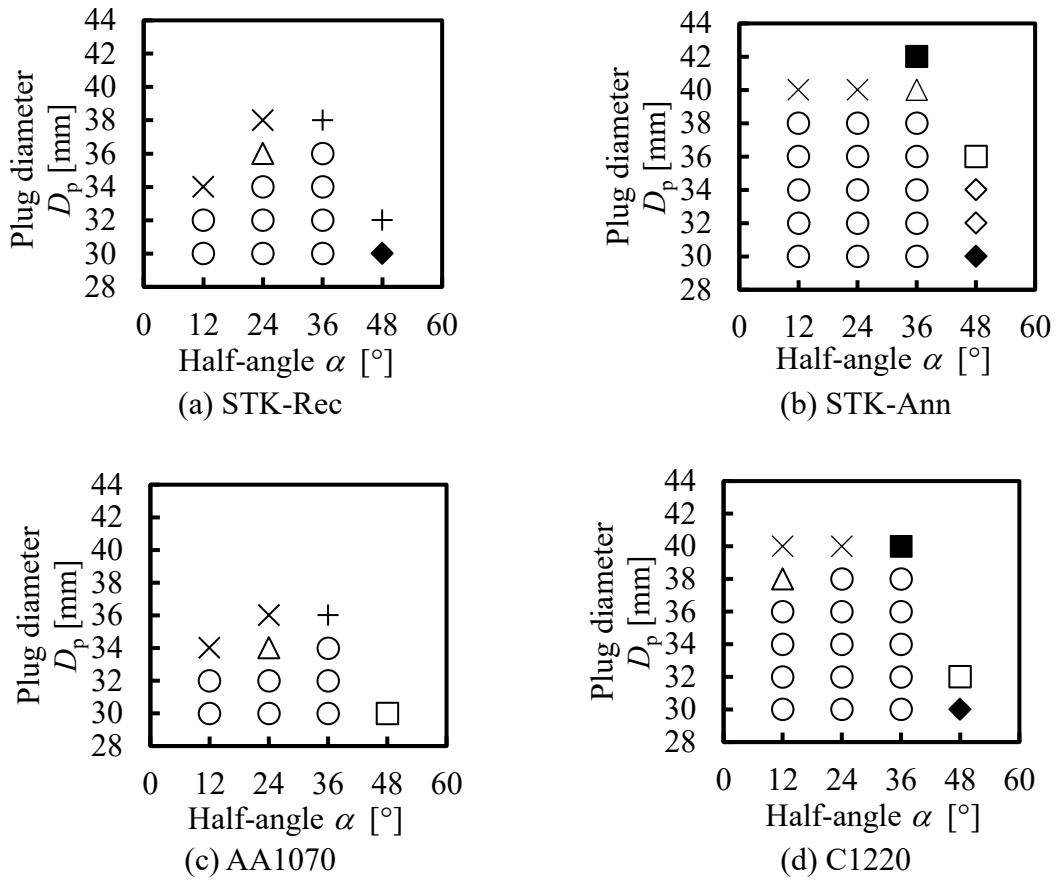
様である。偏心口広げは、**Fig.3.5.2** に示すように、管軸からプラグ軸がずれた状態でプラグを押し込むと生じる。偏心口広げが生じると、抽伸工程にて管をチャックすることができない。偏心口広げはプラグ半角 $\alpha$ が大きい場合に発生しやすい。プラグ半角 $\alpha$ が大きくなると、プラグのテーパ長さが短くなるため、管内壁とプラグの接触面積が小さくなる。このため、プラグを管端から押し込む際に、プラグと管軸の位置合わせが難しくなる。口広げ工程にて、不良なく成形できた加工条件においては、抽伸工程中に円周方向割れ(**Fig. 3.5.1 (c)**)、軸方向割れ(**Fig. 3.5.1 (d)**)、端部割れ(**Fig. 3.5.1 (e)**)、波打ち(**Fig. 3.5.1 (f)**)および切粉発生(**Fig. 3.5.1(g)**)の5つの成形不良が発生した。プラグ径 $D_p$ が大きくなるにつれて、円周方向、軸方向に割れが発生しやすくなった。大きいプラグ半角 $\alpha$ の条件において、波打ちおよび切粉が発生しやすかった。

**Fig. 3.5.3** にプラグ半角 $\alpha$  およびプラグ径 $D_p$ が成形可否および生じた成形不良の種類に及ぼす影響を示す。拡管限界である最大プラグ径 $D_{p\_max}$ は、周方向もしくは軸方向割れが生じることなく成形できる最大の $D_p$ として定義した。成形不良が発生するプラグ径 $D_p$ 、およびそれよりも2 mm 小さなプラグ径 $D_p$ の条件において、前章と同じように、3回ずつ実験を行い、再現性を確認した。すべての材料において、プラグ半角 $\alpha = 36^\circ$ の条件下で不良なく加工可能なプラグ径 $D_p$ が最大となった。プラグ半角 $\alpha$ が $12^\circ$ から $36^\circ$ に近づくと、円周方向割れが発生しにくくなり、拡管限界が向上したと考えられる。これは、口広げ加工における一般的な傾向と一致する [24]。しかし、プラグ半角 $\alpha = 48^\circ$ の条件において、座屈、偏心口広げ、軸方向割れ、波打ちおよび切粉発生が発生しやすくなり、拡管限界が低下した。



**Fig. 3.5.2** Schematic diagram of deviating flaring

第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響



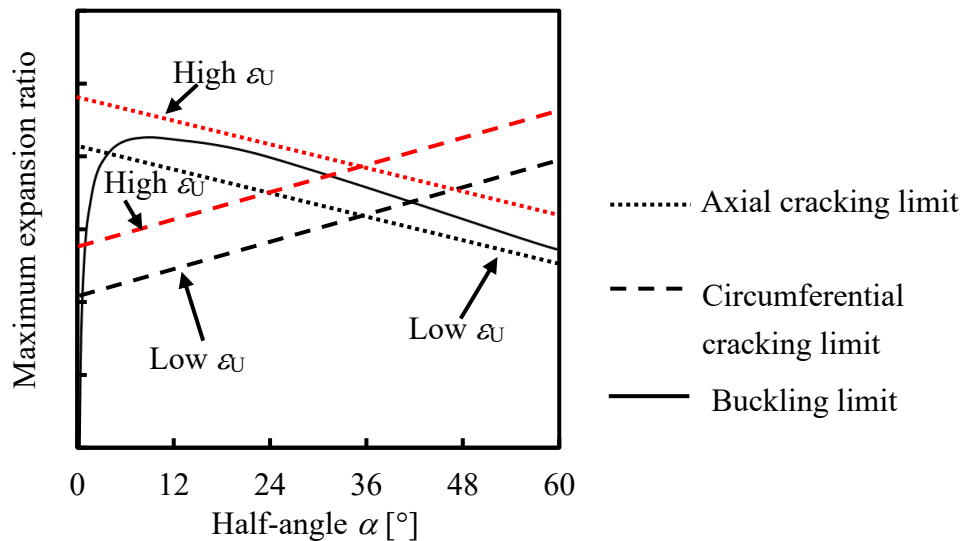
○: Success, ■: Buckling, □: Deviating flaring, ×: Circumferential cracking,  
 +: Axial cracking, △: Edge cracking ◆: Wrinkling, ◇: Chip generation

**Fig. 3.5.3** Effect of plug half-angle  $\alpha$  and plug diameter  $D_p$  on formability for each materials (Exp.)



### 第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

拡管限界は材料によって異なり、一様伸び $\epsilon_U$ が高い STK-Ann 材および C1220 材において高い傾向であった。Fig. 3.5.4 にプラグ半角が成形限界に及ぼす影響についての概略図を示す。すべての素管材料において、プラグ半角 $\alpha = 12^\circ$ および $24^\circ$ の条件では、円周方向割れが生じた。STK-Ann 材および C1220 材における割れ限界はプラグ半角 $\alpha$ の増加とともに増加した。プラグ半角 $\alpha \geq 36^\circ$ の場合は、割れ限界が座屈限界よりも大きくなったため[24]、成形不良として座屈が生じたと考えられる。また、プラグ半角 $\alpha = 48^\circ$ の条件では、波打ちおよび切粉が発生した。これは、プラグ半角 $\alpha$ が大きくなるほど、管材とプラグの接触面積が少なくなり、加工中にプラグと管材の中心軸がずれやすくなることに起因する。プラグ径 $D_P$ が大きくなると、プラグと管材の接触面積が増加し、プラグと管材の軸のずれが小さくなったため、波打ちは抑制され、切粉のみが生じた。一様伸び $\epsilon_U$ が低い STK-Rec 材および AA1070 材においては、割れが主な成形不良である。プラグ半角 $\alpha \geq 36^\circ$ の条件において、成形不良が円周方向割れから軸方向割れに変化した。要因としては、前章で説明した通り、プラグ半角 $\alpha$ が増加すると、プラグのコーナー部が鋭くなるため、管の拡管加工中に管内壁に食い込みやすくなり、軸方向割れを引き起こしたと考えられる。



**Fig. 3.5.4** Conceptual diagram of effect of half-angle  $\alpha$  on maximum expansion ratio for each defect type under conditions of high and low uniform elongation  $\epsilon_U$ .

3.5.2 抽伸荷重  $P$

Fig. 3.5.5 に、各プラグ半角  $\alpha$  における、プラグ径  $D_p$  および素管材料が抽伸荷重  $P$  に及ぼす影響を示す。いずれの材料においても、プラグ径  $D_p$  が大きくなるにつれて抽伸荷重  $P$  は増加する。これは、前章に説明した通り、プラグ半角  $\alpha$  が大きくなるにつれて、プラグのコーナー部にて生じる曲げ変形の影響が大きくなり、プラグ半角  $\alpha$  が大きいほど、抽伸荷重  $P$  が大きくなる。実験結果を FEM 解析の結果と比べると、摩擦係数  $\mu$  を適切に設定することによって、抽伸荷重  $P$  を高い精度で予測することができた。STK-Rec 材の抽伸荷重  $P$  が最も高く、次いで STK-Ann 材、C1220 材、AA1070 材の順である。この順序は、耐力  $\sigma_Y$  の大きさと同じである。つまり、加工荷重  $P$  が耐力  $\sigma_Y$  と強い関連性を有すると考えられる。

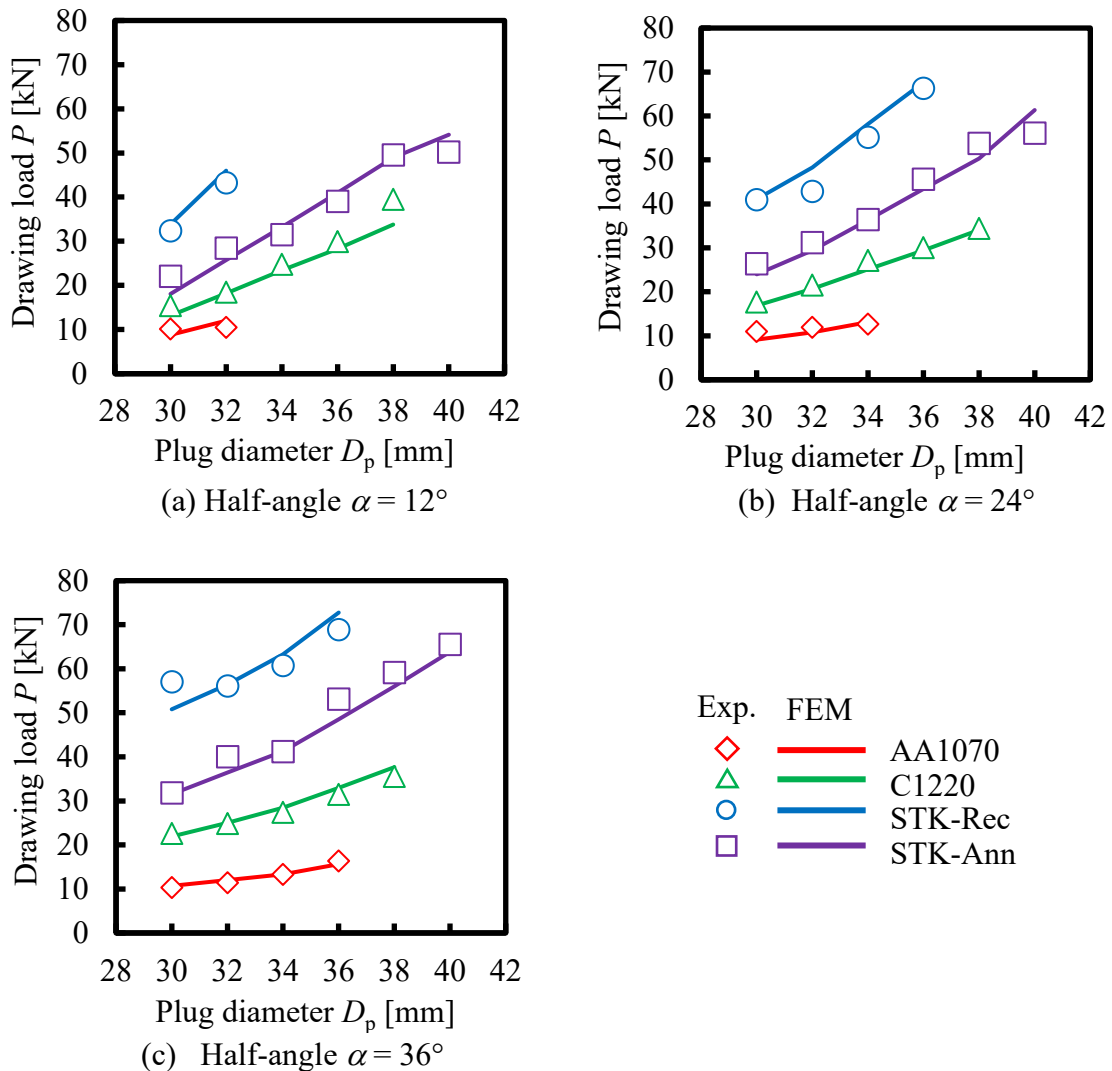


Fig. 3.5.5 Effect of plug half-angle  $\alpha$  and material on drawing load  $P$

3.5.3 成形品の肉厚および減肉率  $\gamma$

Fig. 3.5.6は、各プラグ半角 $\alpha$ において、減肉率 $\gamma$ に及ぼす材料およびプラグ径 $D_p$ の影響を示す。また、前章と同様に軸方向変形が生じないと仮定した場合の減肉率の計算値 $\gamma'$ も追加した。減肉率 $\gamma$ は、材質を問わずプラグ径 $D_p$ が大きくなるほど大きくなる傾向にある。つまり、プラグ径 $D_p$ が大きいほど円周方向の変形が大きいため、1パス当たりでの減肉量が大きくなる。プラグ半角 $\alpha = 12^\circ$ の条件下で減肉率 $\gamma$ が計算値 $\gamma'$ より低くなる傾向を示した。一方、減肉率 $\gamma$ は、プラグ半角 $\alpha$ の増加にともなって増加し、プラグ半角 $\alpha = 36^\circ$ の場合には計算値 $\gamma'$ より高くなった。大きいプラグ半角 $\alpha$ の場合、抽伸荷重が大きくなるため、軸方向の伸び変形が大きくなり、その結果として減肉率 $\gamma$ が大きくなったと考えられる。減肉率 $\gamma$ は素管材料によって変化した。特にAA1070では、プラグ半角 $\alpha = 36^\circ$ の条件下でも

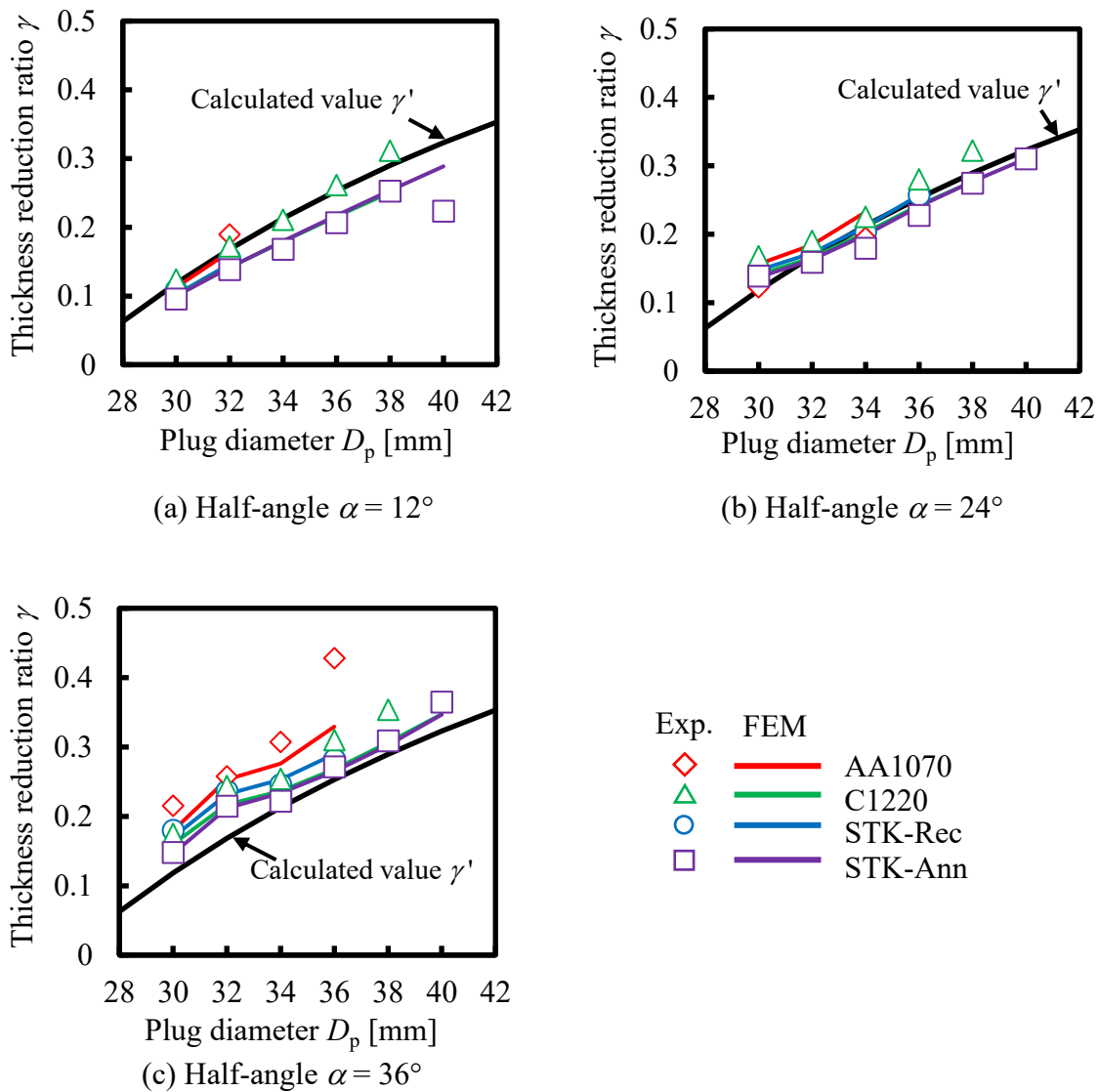


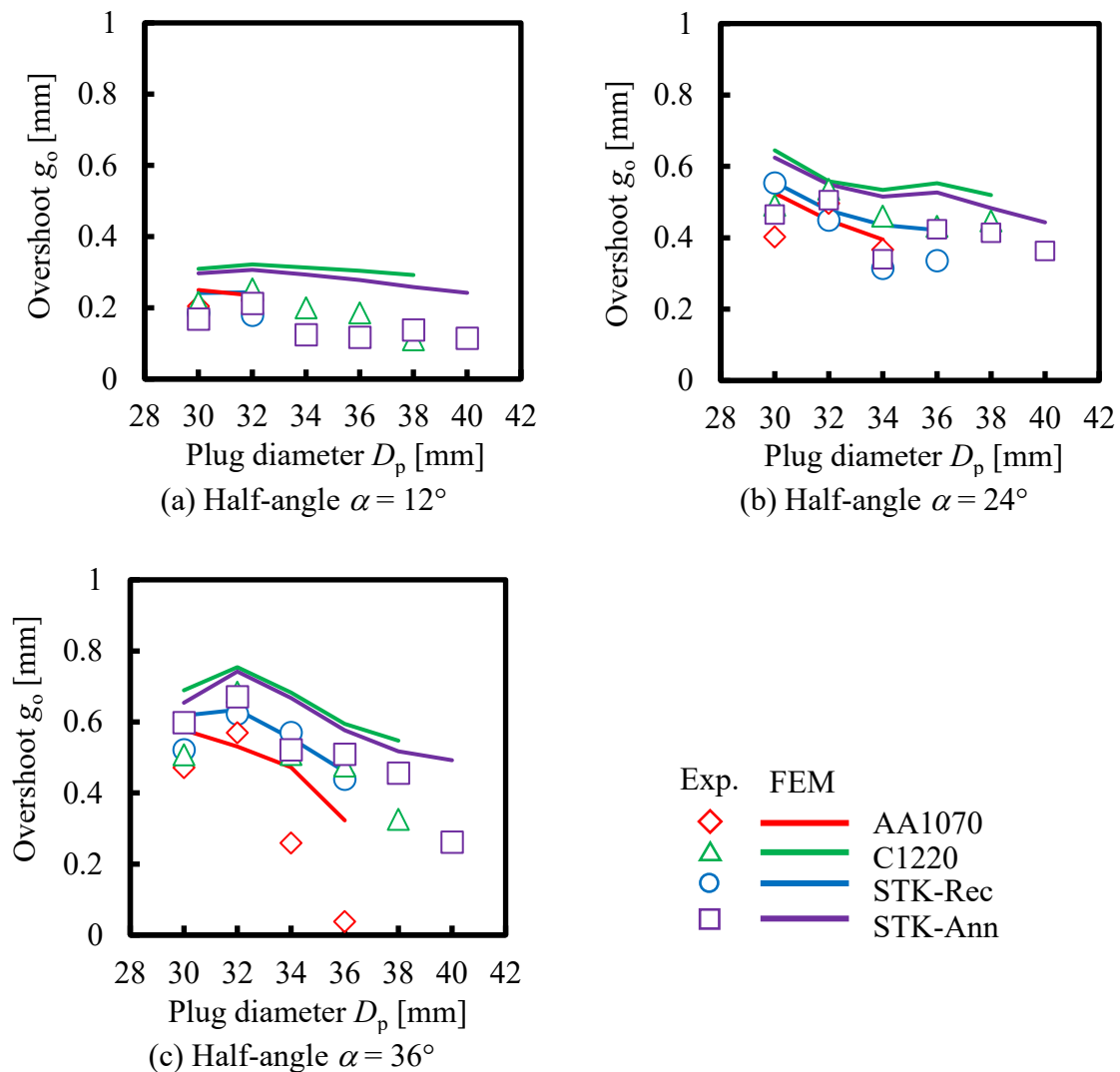
Fig. 3.5.6 Effect of plug half-angle  $\alpha$  and material on thickness reduction ratio  $\gamma$

### 第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

つとも大きい減肉率 $\gamma=0.43$ を得た。材料特性および摩擦係数 $\mu$ が軸方向変形の大きさに影響すると考えられる。

#### 3.5.4 成形品の形状精度

**Fig. 3.5.7** に、プラグ径  $D_p$  および素管材料がオーバーシュート  $g_o$  に及ぼす影響を示す。プラグ径  $D_p$  の増加にともない、いずれの素管材料においてもオーバーシュート  $g_o$  が減少する傾向を示した。プラグ径  $D_p$  が大きくなると抽伸荷重  $P$  が増加するため、オーバーシュート  $g_o$  が抑制されたと考えられる。一方、プラグ半角  $\alpha$  が大きくなるとオーバーシュート  $g_o$  が増加した。有限要素解析の結果は実験結果と同じ傾向を示した。



**Fig. 3.5.7** Effect of plug half-angle  $\alpha$  and material on overshoot  $g_o$ .

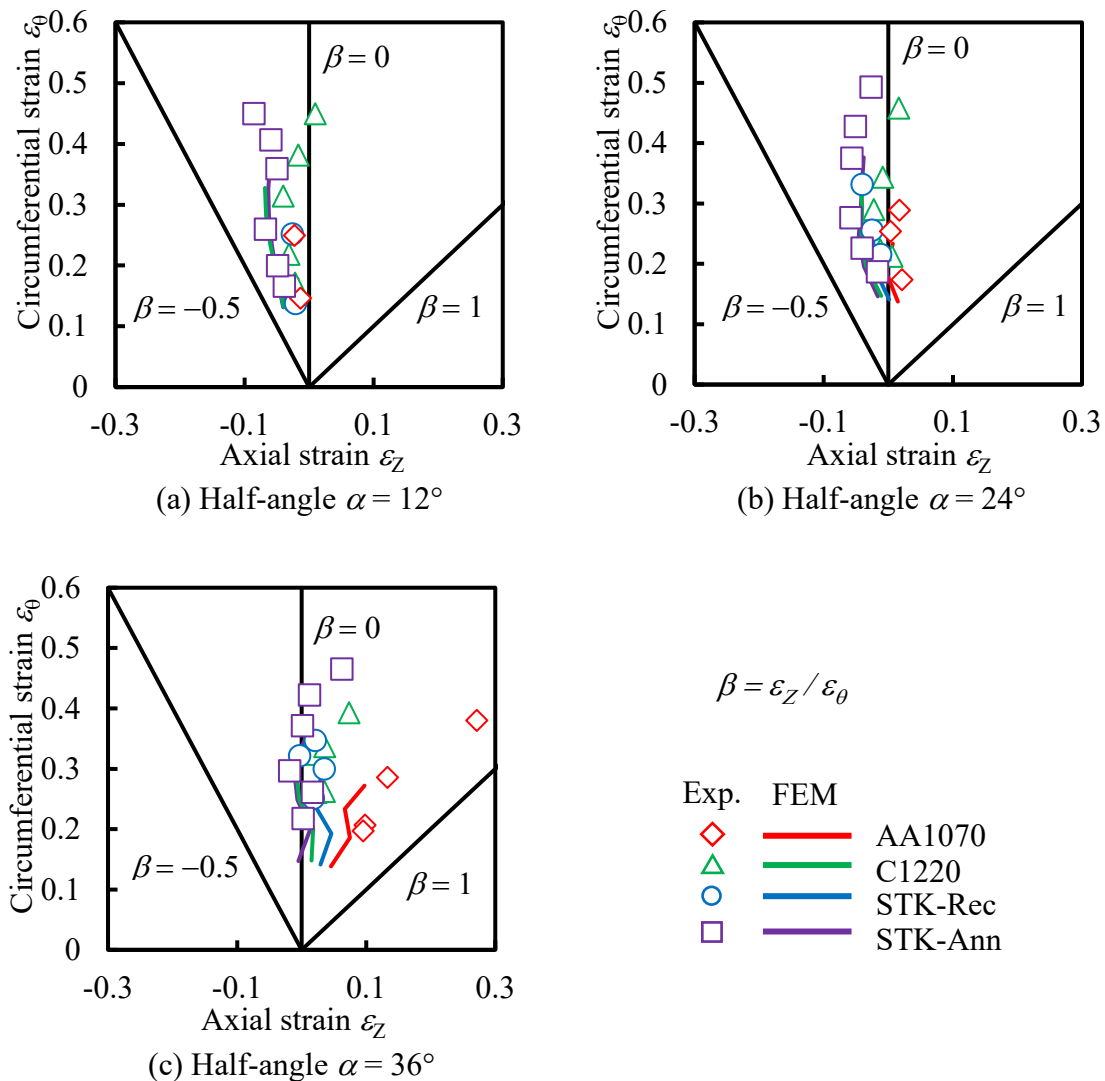
#### 3.5.5 ひずみ分布

**Fig. 3.5.8** に、様々な外径  $D_p$  のプラグを用いて成形した管のひずみ状態に及ぼす

### 第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

素管材料の影響をプラグ半角  $\alpha$  ごとに示す。いずれの条件においても、プラグ径  $D_p$  が大きくなると、周方向ひずみ  $\varepsilon_\theta$  が大きくなる一方、軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$  はプラグ半角  $\alpha$  および素管材料によって変化した。軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$  は、プラグ半角  $\alpha$  が大きくなるにつれて増加した。プラグ半角  $\alpha = 12^\circ$  の条件においては、軸方向の変形が圧縮であり、ひずみ状態は単軸引張状態および平面ひずみ引張状態の間に位置する。抽伸荷重  $P$  はプラグ径  $D_p$  の増加とともに大きくなるため、プラグ径  $D_p$  が大きくなると、軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$  が大きくなり、変形状態は平面ひずみ引張状態に近づいた。プラグ半角  $\alpha = 24^\circ$  の場合、軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$  が増加し、ひずみ状態は平面ひずみ引張状態付近の範囲になる。プラグ半角  $\alpha$  を  $36^\circ$  まで増加させると、ひずみ状態は平面ひずみ引張と二軸引張状態の間となる。

材料の影響に着目すると、各プラグ半角  $\alpha$  において、AA1070 の軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$  が最も大きく、STK-Ann の軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$  が最も小さかった。特に、プラグ半角



**Fig. 3.5.8** Effect of plug half-angle  $\alpha$  and material on strain state

### 第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

$\alpha = 36^\circ$  のとき，AA1070 の変形状態は二軸引張状態に最も近かった．このため，**Fig. 3.5.6** に示すように，AA1070 の減肉率 $\gamma$ が他の材料よりも大きかったと考えられる．軸方向変形は，減肉率 $\gamma$ と強い相関があり，軸方向変形が大きいほど減肉率 $\gamma$ は大きい．ひずみ状態に対する素管材料の具体的な影響および考察については，次節で述べる．

## 3.6 摩擦係数，加工硬化指数および耐力が成形性に及ぼす影響

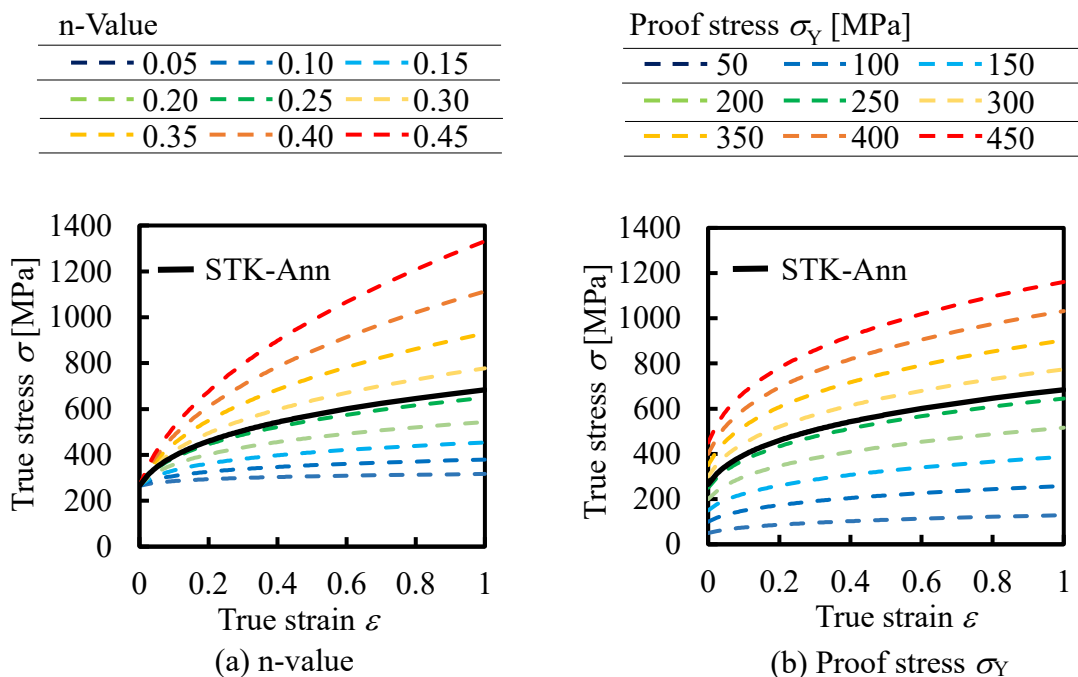
### 3.6.1 解析条件

これまでの結果から，管材の機械的特性および摩擦係数 $\mu$ が成形性に影響を与えることが分かった．しかしながら，実験によって各因子の影響について，それぞれ検討することが難しい．そこで，FEM 解析にて仮想材料の拡管抽伸加工をシミュレーションし，素管材料の機械的特性が成形性に及ぼす影響を詳細に検討した．摩擦係数  $\mu$  の影響に関する検討では，材料を STK-Ann を対象とし，摩擦係数 $\mu$ をパラメータとして，FEM解析を行った． $n$ 値および耐力 $\sigma_Y$ の影響に関する検討においては，式(6)を用いて STK-Ann の材料特性を基準とした仮想材料を設定した．

$$\sigma = \sigma_Y \times \varepsilon_0^{-n} (\varepsilon + \varepsilon_0)^n \quad (6)$$

ここで， $\varepsilon_0$ は材料定数である．

**Fig.3.6.1** に，仮想材料の応力-ひずみ曲線を示す． $n$  値および耐力 $\sigma_Y$ の設定範囲



**Fig.3.6.1** Hypothetical material properties established based on STK-Ann

### 第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

は、一般的な金属材料が取りうる範囲である 0.05~0.45 および 50~450 MPa とした。プラグ半角  $\alpha$  は  $36^\circ$  に設定した。

#### 3.6.2 摩擦係数の影響

Fig.3.6.2 は、プラグ径  $D_p = 32$  mm の場合において、摩擦係数  $\mu$  が抽伸荷重  $P$ 、減肉率  $\gamma$  およびオーバーシュート  $g_o$  に及ぼす影響を示す。摩擦係数  $\mu$  が増加すると、抽伸荷重  $P$  および減肉率  $\gamma$  が増加し、オーバーシュート  $g_o$  が減少した。抽伸荷重  $P$  には、拡張変形荷重、曲げ変形荷重、摩擦力の 3 つの要素がある。摩擦係数  $\mu$  が増加すると、抽伸荷重  $P$  が大きくなり、軸方向への伸び変形が大きくなるため、減肉量が増加したと考えられる。抽伸荷重  $P$  が大きいほど、管の広がりや抑えられ、オーバーシュート  $g_o$  は小さくなる。

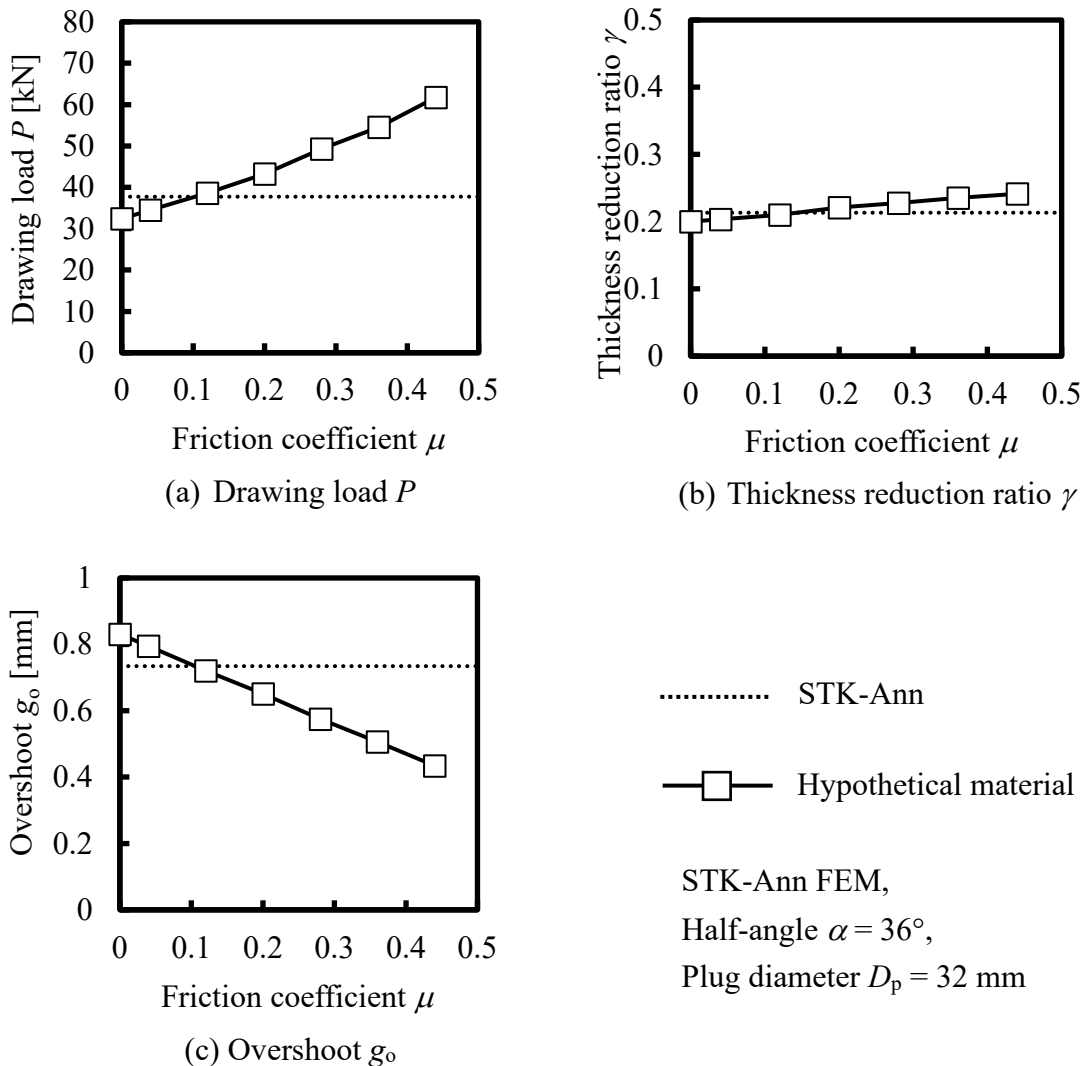


Fig.3.6.2 Effect of the friction coefficient  $\mu$  on drawing load  $P$  (a), thickness reduction ratio  $\gamma$  (b) and overshoot  $g_o$  (c) of the formed tube

### 第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

Fig.3.6.3 に、プラグ径  $D_p$  を 30 mm から 2 mm ピッチで増加させたときの成形管のひずみ状態に及ぼす摩擦係数  $\mu$  の影響を示す。摩擦係数  $\mu$  の増加にともなって、変形状態が平面ひずみ引張状態から二軸引張状態に近づいた。しかし、摩擦係数  $\mu$  が大きくなると、口広げ加工段階で座屈が発生しやすくなり、成形が難しくなった。

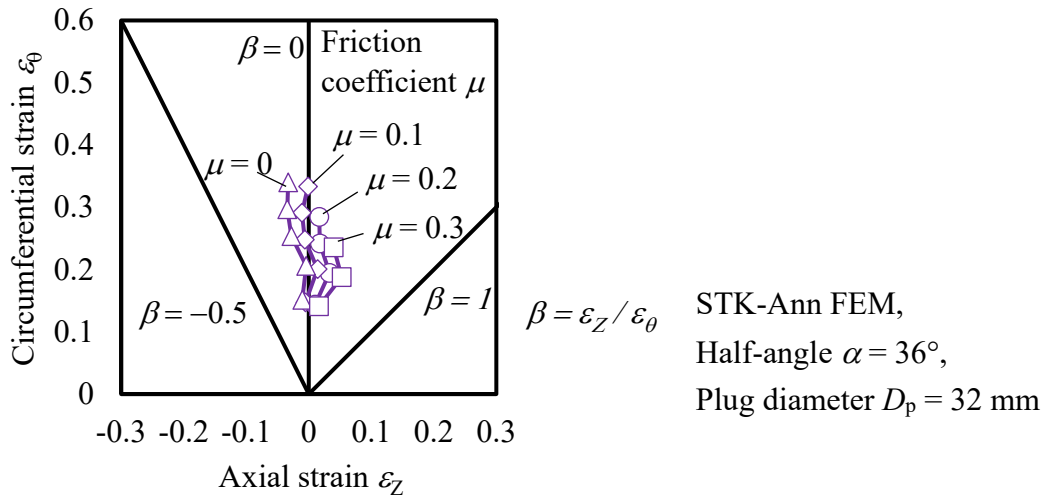
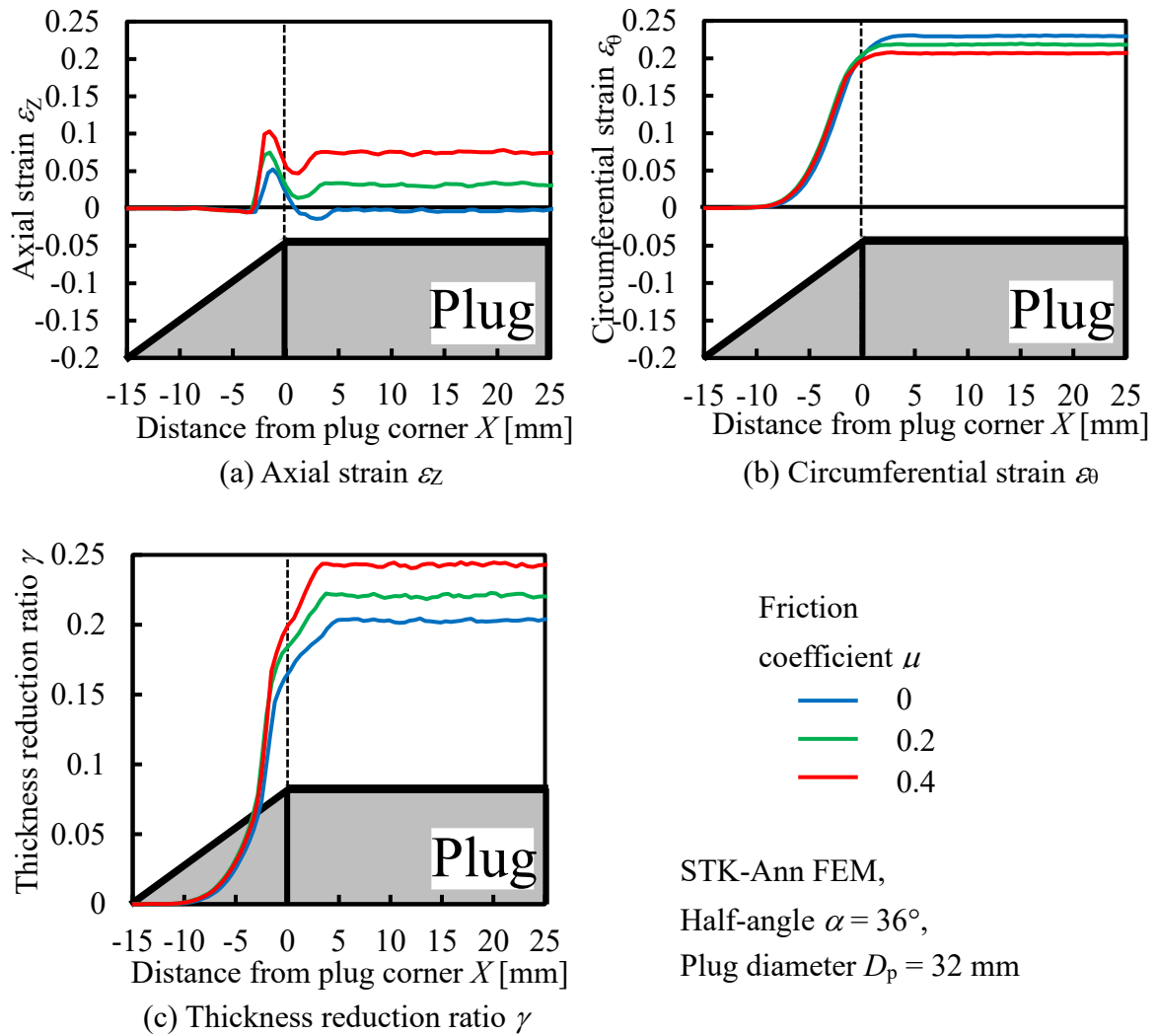


Fig.3.6.3 Effect of the friction coefficient  $\mu$  on the strain state in the formed tube

Fig.3.6.4 は、加工中の軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$ 、周方向ひずみ  $\varepsilon_\theta$ 、および減肉率  $\gamma$  の変化を示す。Fig.3.6.4(a) に示すように、軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$  は、コーナー部の手前で最大値に達し、その後減少するが、これはプラグのコーナー部での管材の曲げ変形によって生じた現象である。その後平行部にて軸方向に引っ張られることによって、ふたたび軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$  は増加する。摩擦係数  $\mu$  が大きいほど、軸方向の中心荷重は増加するため、軸方向の変形が大きくなる。摩擦係数  $\mu$  が拡張による周方向変形に及ぼす影響を Fig.3.6.4(b) に示す。周方向ひずみ  $\varepsilon_\theta$  はプラグテーパ部で増加しており、この領域においては摩擦係数  $\mu$  の影響は小さかった。プラグのコーナー部を超えた後については、摩擦係数  $\mu$  の増加にともない、オーバーシュート  $g_0$  に差が出るため、周方向ひずみ  $\varepsilon_\theta$  の差が生じた。ただし、摩擦係数  $\mu$  による周方向ひずみ  $\varepsilon_\theta$  の差は、軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$  の場合と比べると小さかった。摩擦係数  $\mu$  が減肉率  $\gamma$  に及ぼす影響を Fig.3.6.4(c) に示す。プラグのテーパ部では、肉厚減少が周方向ひずみ  $\varepsilon_\theta$  の増加にともなって増加した。プラグのコーナー部では、減肉率  $\gamma$  が主に軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$  の影響を受け、軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$  の増加とともに減肉量が増加した。つまり、摩擦係数  $\mu$  が大きいほど、軸方向のひずみ  $\varepsilon_z$  が大きくなるため、減肉率  $\gamma$  が大きくなったと考えられる。





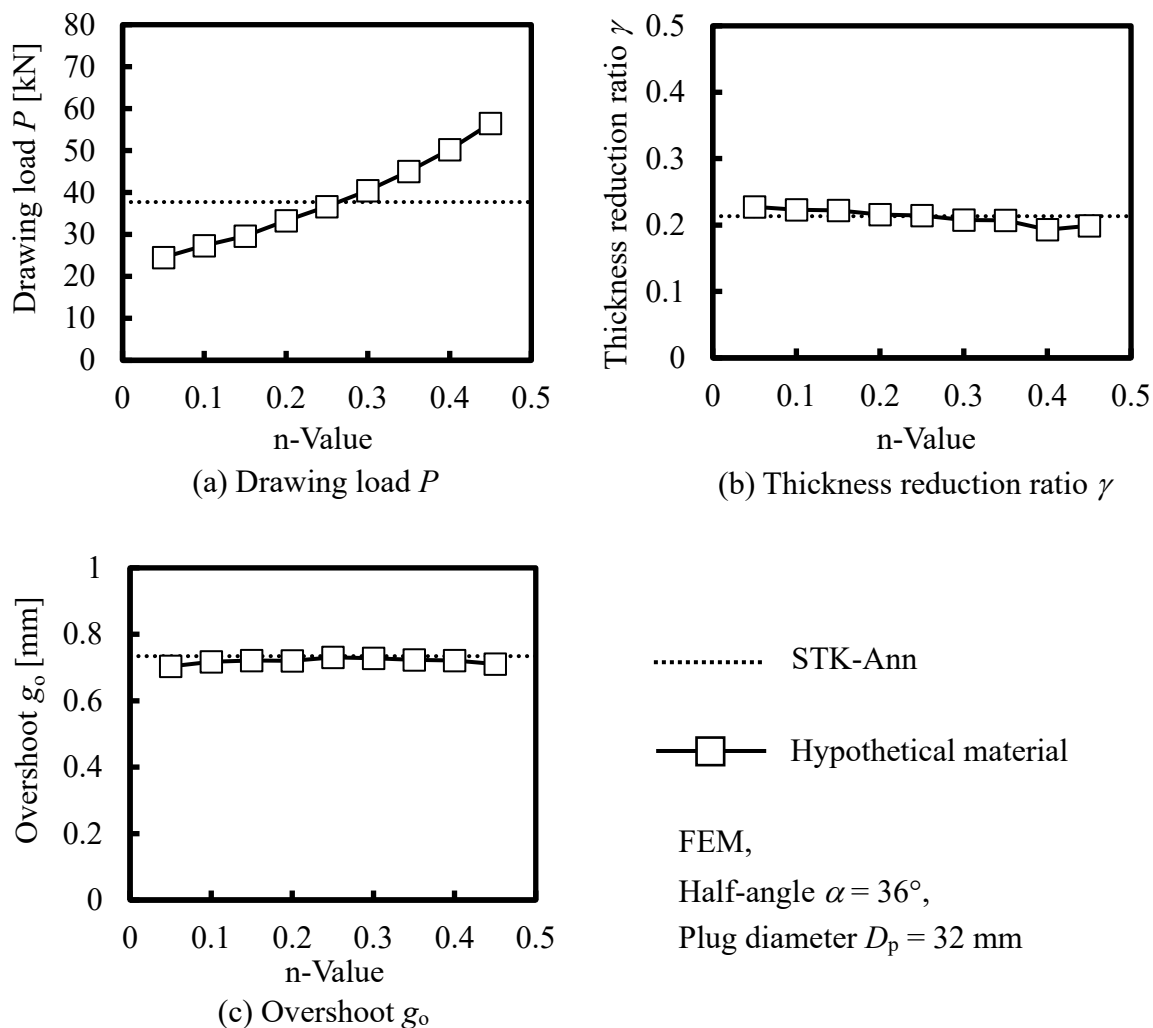
**Fig.3.6.4** Effect of the friction coefficient  $\mu$  on axial distribution of axial strain  $\varepsilon_z$  (a), circumferential strain  $\varepsilon_\theta$  (b) and thickness reduction ratio  $\gamma$  (c) of the formed tube

### 3.6.3 n 値および耐力の影響

n 値の影響を **Fig.3.6.5** に示す. n 値が増加すると, 抽伸荷重  $P$  も増加する. 減肉率  $\gamma$  は, n 値が増加するにつれて減少する. 一方で, n 値の変化がオーバーシュート  $g_0$  に及ぼす影響は小さい.

耐力  $\sigma_Y$  の影響を **Fig.3.6.6** に示す. n 値の影響と同様に, 耐力  $\sigma_Y$  を増加させると, 抽伸荷重  $P$  が増加する一方, 減肉率  $\gamma$  は変化せず, オーバーシュート  $g_0$  は減少する傾向を示した.

これらの結果から, 拡管抽伸の場合, 抽伸荷重  $P$  は, n 値や耐力  $\sigma_Y$  が大きくなると, それにともなって増加することがわかった. 耐力  $\sigma_Y$  が増加すると, 抽伸荷重  $P$  が増加するため, オーバーシュート  $g_0$  が減少したと考えられる. n 値がオーバーシュート  $g_0$  に及ぼす影響が小さい理由は, n 値が抽伸荷重  $P$  だけでなく, 抽



**Fig.3.6.5** Effects of the n-value on (a) the drawing load  $P$ , (b) the thickness reduction ratio  $\gamma$  and (c) the overshoot  $g_0$  of the formed tube

第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

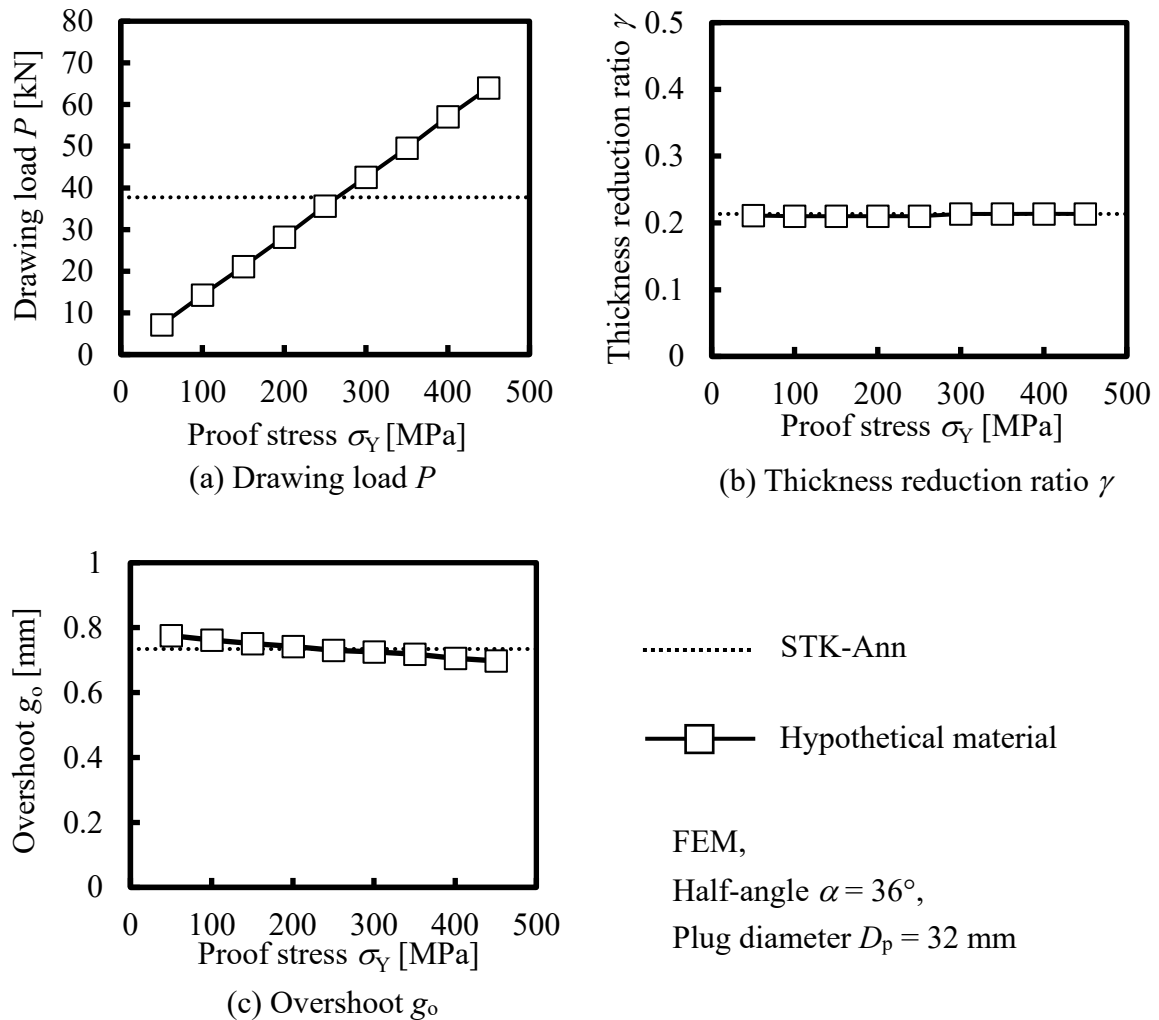


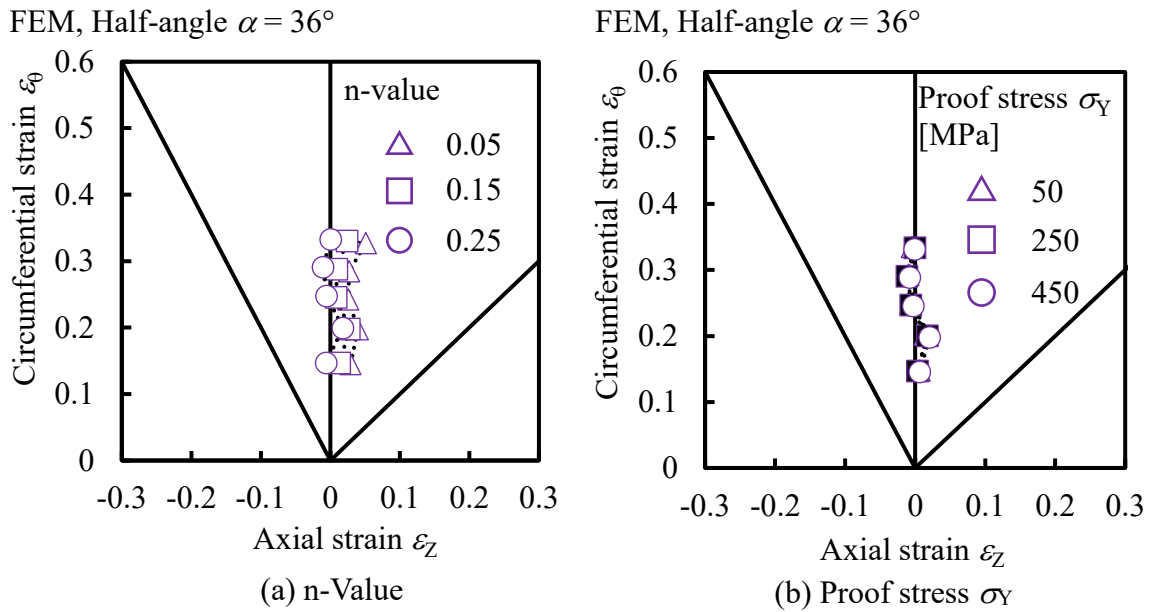
Fig.3.6.6 Effect of the proof stress  $\sigma_Y$  on (a) the drawing load  $P$ , (b) the thickness reduction ratio  $\gamma$ , and (c) the overshoot  $g_o$  of the formed tube

伸加工時の曲げ部のコーナー半径にも影響するからである。  $n$  値が大きくなるとコーナー部の曲げ半径が大きくなり、オーバーシュート  $g_o$  が大きくなる。したがって、抽伸荷重  $P$  およびコーナー部の曲げ半径の複合的な影響により、オーバーシュート  $g_o$  に対する  $n$  値の影響は小さくなったと考えられる。

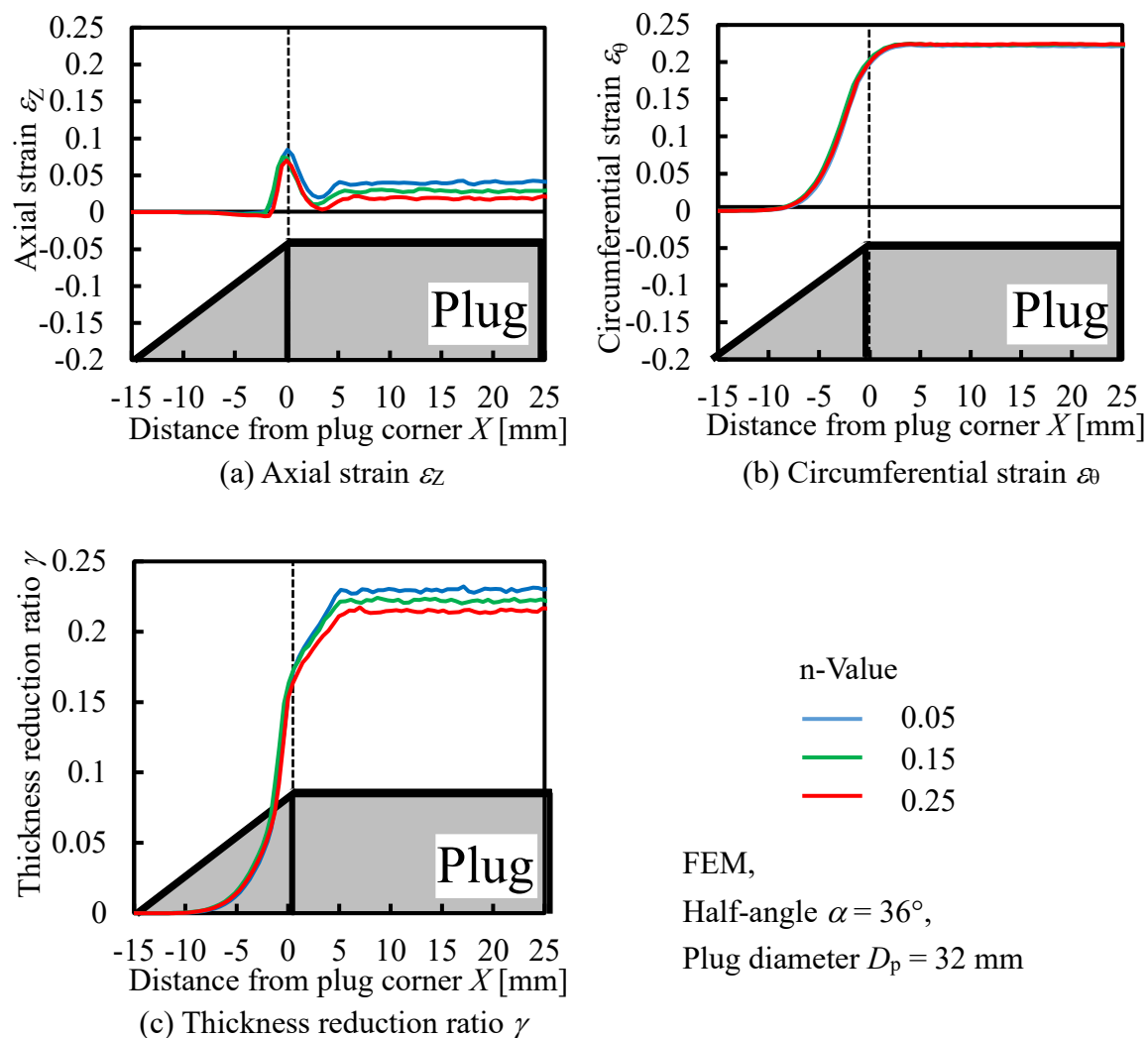
$n$  値と耐力  $\sigma_Y$  が成形管のひずみ状態に及ぼす影響を Fig.3.6.7 に示す。  $n$  値が大きいほど、引抜後の軸方向変形は小さい。一方、耐力  $\sigma_Y$  が成形管のひずみ状態に及ぼす影響は見られなかった。 Fig.3.6.8 および Fig.3.6.9 に、  $n$  値および耐力  $\sigma_Y$  を変えた場合の成形過程における軸方向ひずみ  $\epsilon_z$ 、周方向ひずみ  $\epsilon_\theta$  および減肉率  $\gamma$  の分布を示す。 Fig.3.6.8(a) に示すように、  $n$  値が小さくなるにつれて、成形管の軸方向ひずみ  $\epsilon_z$  が増加する。しかしながら、 Fig.3.6.8(b) に示すように、周方向ひずみ  $\epsilon_\theta$  は変化しない。 Fig.3.6.8(c) に示すように、  $n$  値が小さいほど減肉率  $\gamma$  が大きい。一方、 Fig.3.6.9 に示すように、耐力  $\sigma_Y$  が成形性に及ぼす影響は見られなかった。

### 第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

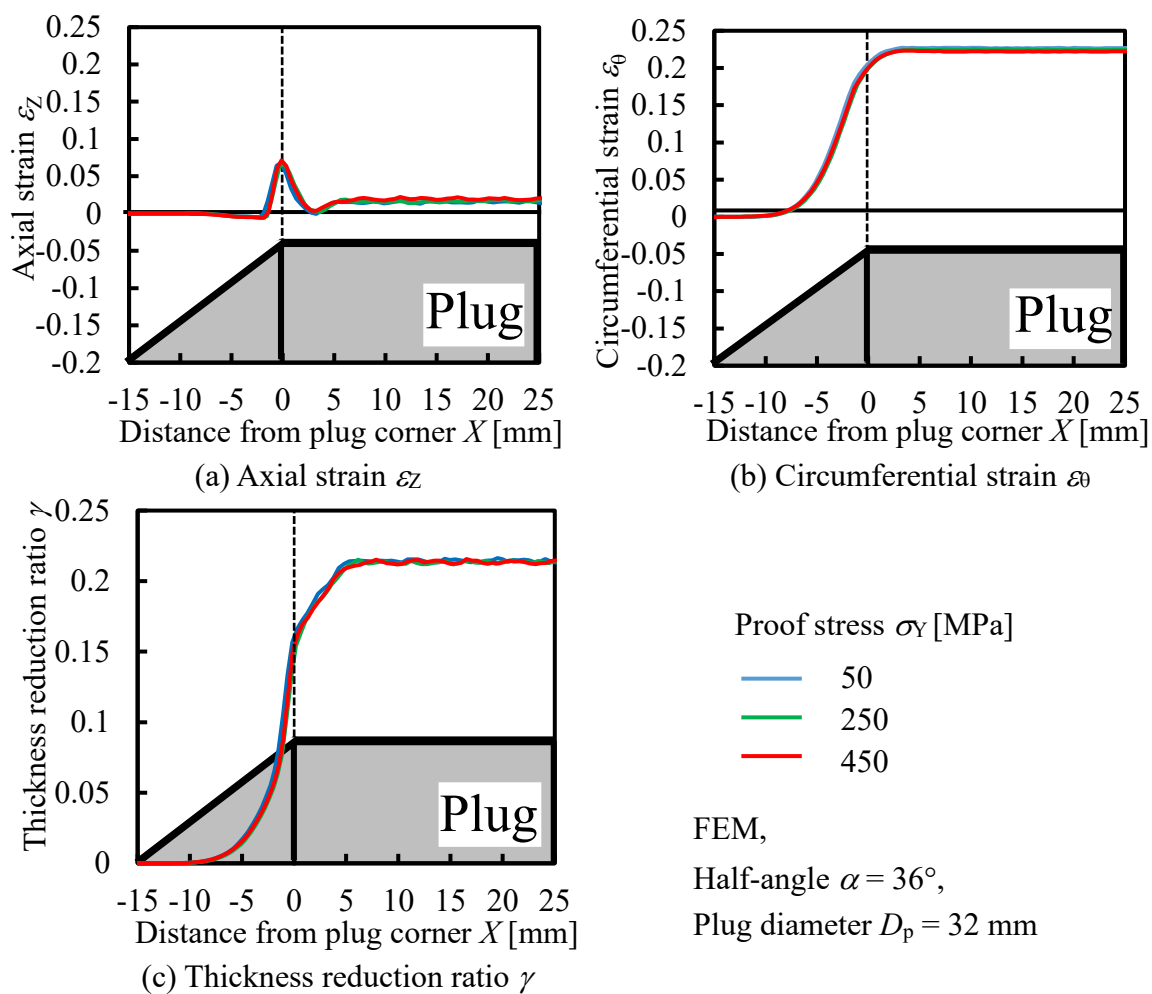
これらの結果を検討するために、軸方向偏差応力 $\sigma_{dz}$  および相当応力 $\sigma_{eq}$  の比 $\sigma_{dz}/\sigma_{eq}$  をパラメータとして加工時の変形を評価した。 $\sigma_{dz}/\sigma_{eq}$  が大きいほど、軸方向に変形しやすい応力状態と言える。**Fig.3.6.10** に、加工中の $\sigma_{dz}/\sigma_{eq}$  の変化を示す。結果として、 $n$  値が大きいほど、プラグのコーナー部を通過した後の材料の $\sigma_{dz}/\sigma_{eq}$  が小さいことがわかる。したがって、 $n$  値が大きい場合、抽伸荷重 $P$ による軸方向の伸びが小さくなると考えられる。耐力 $\sigma_Y$ の結果を注目すると、耐力 $\sigma_Y$ が変化しても $\sigma_{dz}/\sigma_{eq}$  はほとんど変化しないため、変形特性に及ぼす影響は少ないと考えられる。



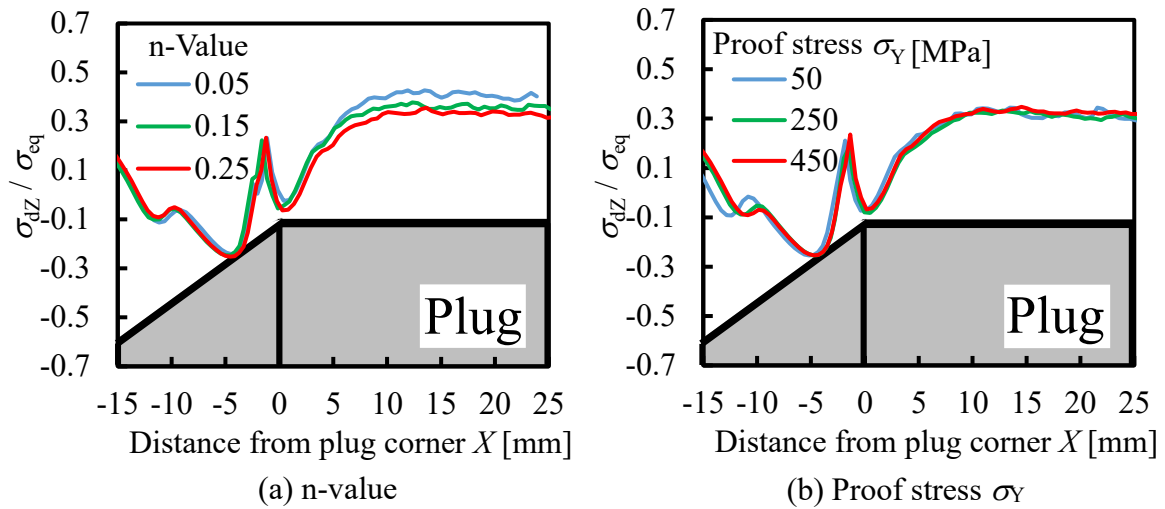
**Fig.3.6.7** Axial and circumferential strain state after the expansion drawing process



**Fig.3.6.8** Effect of the n-value on axial distribution of axial strain  $\varepsilon_z$  (a), circumferential strain  $\varepsilon_\theta$  (b) and thickness reduction ratio  $\gamma$  (c) in the formed tube



**Fig.3.6.9** Effect of the proof stress  $\sigma_Y$  on axial distribution of axial strain  $\varepsilon_z$  (a), circumferential strain  $\varepsilon_\theta$  (b) and thickness reduction ratio  $\gamma$  (c) in the formed tube



**Fig.3.6.10** Effect of (a) the n-value and (b) the proof stress  $\sigma_Y$  on axial distribution of the  $\sigma_{dz}/\sigma_{eq}$  ratio in the formed tube ( $\alpha = 36^\circ$ ,  $D_p = 32$  mm).

### 3.6.4 結果の検討

拡管抽伸加工における成形性に及ぼす素管材料の影響について、実験結果と仮想的な材料を用いた FEM 解析結果を比較することによって、考察した。実験においては、減肉率  $\gamma$  およびオーバーシュート  $g_o$  が素管材料の影響を受けた。減肉率  $\gamma$  に注目すると、AA1070 材が最も大きな減肉率  $\gamma$  に達し、次いで STK-Rec が大きな減肉率  $\gamma$  を示した。これは管壁が軸方向に伸びやすいためである。摩擦係数  $\mu$  が最も大きい AA1070 材が軸方向に伸びやすいのは、摩擦によって抽伸荷重が大きいためと考えられる。したがって、潤滑状態によって、減肉量をコントロールできる可能性がある。ただし、拡管率が大きい場合には、摩擦状態を注意する必要がある。特に n 値や一様伸び  $\epsilon_u$  が大きい場合、口広げ工程にて座屈が発生しやすくなり、成形限界に影響する。また、Fig.3.6.11 に示すように、STK-Rec 材は軸方向への変形が生じやすい。これは、STK-Rec が加工硬化しにくい材料であったためと考えられる。しかしながら、n 値の影響は、摩擦係数  $\mu$  の影響より小さい。

成形管のオーバーシュート  $g_o$  に着目すると、STK-Rec 材および AA1070 材のオーバーシュート  $g_o$  は、STK-Ann 材および C1220 材よりも小さかった (Fig. 3.6.11)。Fig.3.6.6(c) より、耐力  $\sigma_Y$  が大きいほど、オーバーシュート  $g_o$  が小さいことを考慮すると、STK-Rec 材は耐力が他の材料と比べて大きいことが、オーバーシュート  $g_o$  が小さかった原因として考えられる。一方、AA1070 材は摩擦係数  $\mu$  が大きい。Fig.3.6.2(c) にて摩擦力の増加とともにオーバーシュート  $g_o$  が減少することを踏まえると、高い摩擦係数が AA1070 材におけるオーバーシュート  $g_o$  低下の原因として考えられる。

第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

	STK-Rec	STK-Ann	C1220	AA1070
Exp.	○	□	△	◇
Friction coefficient $\mu$	0.1	0.1	0.07	0.23
n-value	0.21	0.21	0.37	0.03
(Uniform elongation $\varepsilon_u$ )	(1)	(23)	(18)	(4)
Proof stress $\sigma_Y$ [MPa]	638	265	204	102

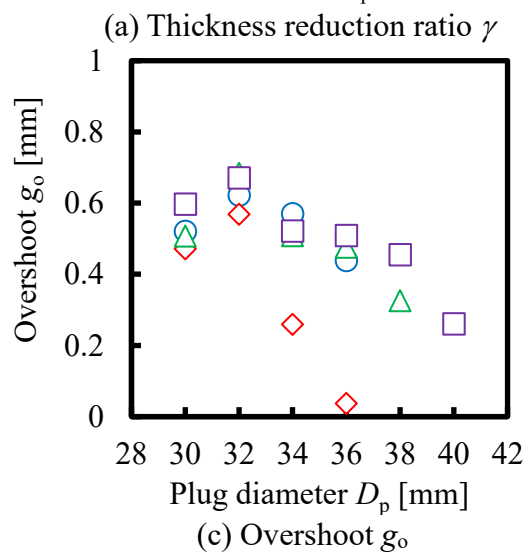
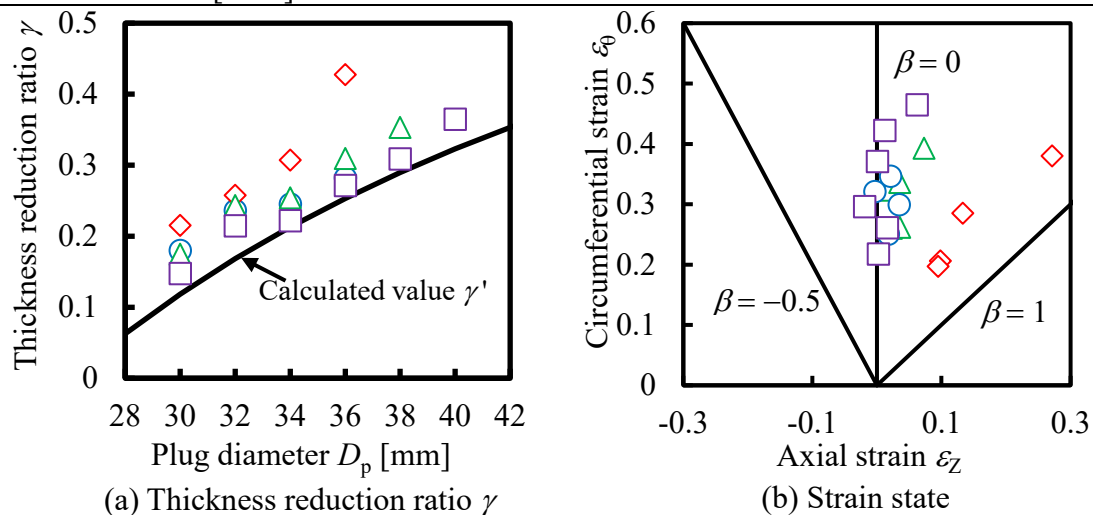


Fig.3.6.11 Results of the experiment (Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ )



### 第3章 素管機械的な材料特性が成形特性に及ぼす影響

#### 3.7 第3章の小括

一連の実験と解析を行い、管材とプラグの間にある摩擦係数 $\mu$ 、 $n$  値(一様伸び $\epsilon_u$ )および耐力 $\sigma_Y$ が拡管抽伸加工における成形性に及ぼす影響を調査した。

- 拡管抽伸加工において、プラグ半角 $\alpha$ が成形限界に及ぼす影響はいずれの材料を用いた場合においても同様であることを示した。調査したすべての材料において、プラグ半角 $\alpha = 36^\circ$ の場合に成形限界が最も高くなった。なお、過大または過小な半角 $\alpha$ が成形性に悪影響を与える。
- 成形限界は、焼きなまし処理を施した STKM13C 鋼管および C1220 銅管の場合に大きい。STKM13C 鋼管および C1220 銅管において、加工可能な最大プラグ径は、それぞれ 40 mm, 38 mm であった。
- 一様伸び $\epsilon_u$ が低い AA1070 および焼きなまし処理を施していない STKM13C 鋼管の場合、成形限界が低い一方、同一拡管量で材料の影響を比較する場合、大きい減肉率 $\gamma$ が得られた。
- 仮想的な材料を用いた FEM 解析によって個々の材料特性値の影響を調べた。その結果、耐力 $\sigma_Y$ が減肉率 $\gamma$ に及ぼす影響は小さい一方、 $n$  値が低いほど、軸方向伸び変形が大きいため、減肉率 $\gamma$ が大きくなることがわかった。
- 材料とプラグの間の摩擦係数 $\mu$ は、重要な影響因子であり、減肉率 $\gamma$ に強く影響することがわかった。摩擦係数 $\mu$ が大きいほど、軸方向の変形が大きくなり、その結果として、管材の肉厚が減少しやすくなる。

## **第4章**

# **成形限界および形状精度の向上に 関するプラグ形状の適正化**

#### 4.1 本章の主旨

前章までは、炭素鋼、アルミニウム合金、銅を用いて、素管の機械的特性が成形限界および成形特性に及ぼす影響を調査した。結果として、3.5.1 節に述べたように、いずれの材種を用いた場合においても、成形限界を向上するにあたって適正なプラグ半角  $\alpha$  は、本研究にて実験を行った条件の中では  $36^\circ$  が最適であった。しかしながら、成形管材の精度については課題が残っており、Fig.4.1.1 に示すような加工時におけるプラグと管の偏心によって生じる管材の周方向の肉厚変動や、曲げ変形の影響によって生じた過大なオーバーシュート  $g_0$  が精度悪化の原因となっている。本章では、円周方向の肉厚分布の均一性および内径精度の向上を目的として、新たなプラグ形状を提案する。Fig. 4.1.2 に本章で提案するプラグを示す。従来のプラグと比べて、提案したプラグは、ガイド部およびコーナー部を備えている。ガイド部は、プラグと管材の軸を一致させる役割を果たし、偏心変形の発生を抑制することによって、周方向の肉厚の不均一を改善できる可能性がある。コーナー部を設けることによって、曲げ時の曲率を小さくできるとともに、テーパ部から徐々に曲げ変形させることができるため、オーバーシュート  $g_0$  を抑制できる可能性がある(Fig. 4.1.3)。

そこで、本章では、プラグガイド部およびコーナー部の影響を実験および FEM 解析にて調査し、ガイド部およびコーナー部サイズの適正化および成形性に及ぼす影響を調査した。

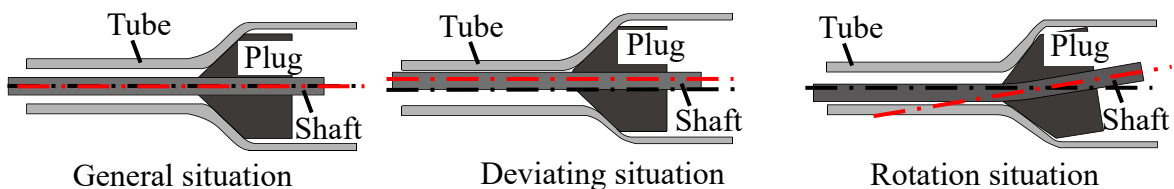


Fig. 4.1.1 Relationship between the position of the center axis of the tube and the plug during the forming process (Black: Center axis of the tube. Red: Center axis of the plug)

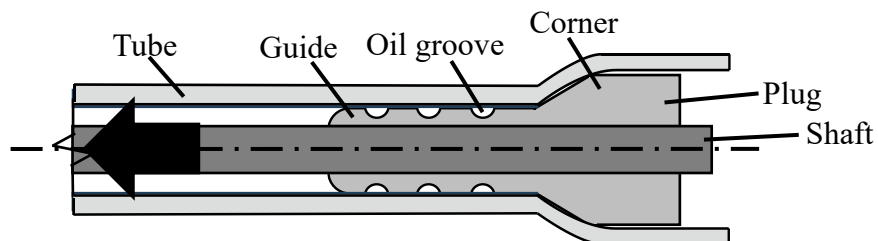


Fig. 4.1.2 Schematic diagram of proposed plug

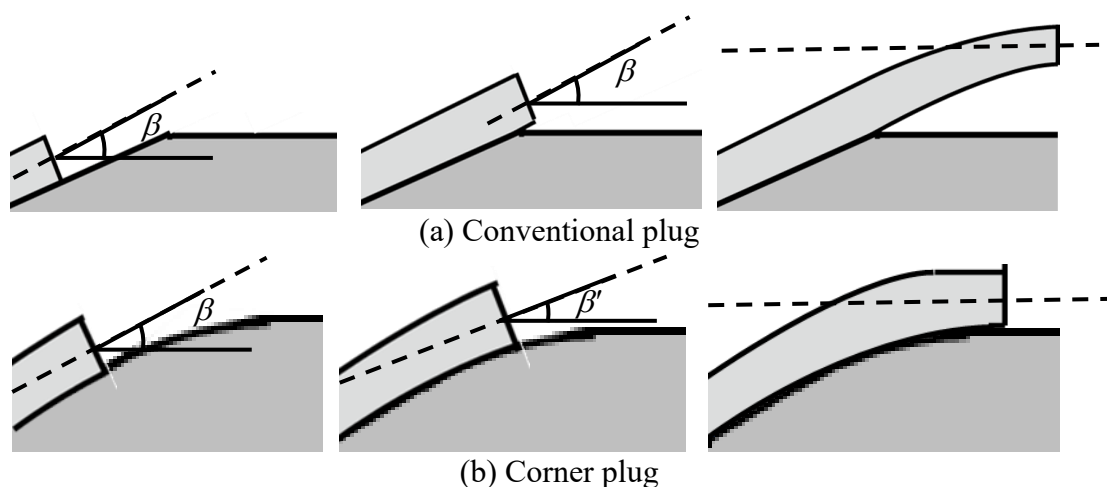


Fig. 4.1.3 Schematic diagram of plug corner effect (Enlarged view of plug corner)

## 4.2 供試材料および成形品測定

本章では、前章にて使用した炭素鋼管の納品材(STK-Rec)およびリン脱酸銅管(C1220)を用いて、適正なプラグ形状を調査した。成形品の評価方法は、Fig.4.2.1に示すように、前章と同様である。成形管材の肉厚分布を評価するために、偏肉率 $\lambda$ を計算した。偏肉率 $\lambda$ は以下の式(7)で定義される。

$$\lambda = \frac{t_{max} - t_{min}}{t_{ave}} \quad (7)$$

ここで、 $t_{max}$ 、 $t_{min}$  および  $t_{ave}$  は、周方向の最大、最小、平均肉厚である。偏肉率 $\lambda$ の大きさが、0に近づくほど、管材の円周方向肉厚分布が均一であることを意味する。

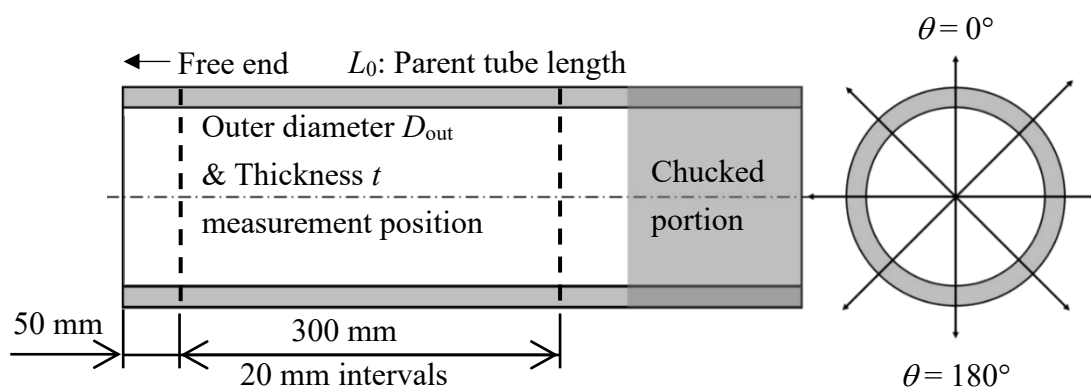


Fig. 4.2.1 Measurement position of thickness  $t$  and outer diameter  $D_{out}$  in formed tube

### 4.3 拡管抽伸におけるプラグガイド部の影響

Fig. 4.1.2 に示すように、ガイド付プラグを用いる場合、偏心変形を抑制できる可能性がある。本節は、ガイド部長さ  $L_g$  が偏肉率  $\lambda$  に及ぼす影響を検討したうえで、適正なガイド部長さ  $L_g$  において、ガイド部の有無が加工荷重  $P$ 、減肉率  $\gamma$ 、オーバーシュート  $g_o$  および偏肉率  $\lambda$  に及ぼす影響を検討する。

#### 4.3.1 ガイド部長さ $L_g$ が偏肉率 $\lambda$ に及ぼす影響

ガイド部長さ  $L_g$  の影響を調査するためのプラグを Fig. 4.3.1 に示す。ガイド付プラグは、ガイド部およびプラグ部の二つの部分に分けられる。ガイド部が加工中の摩擦に及ぼす影響を抑制するため、ガイド部に油溝を設けた。ガイド部の長さ  $L_g$  は、12, 21, および 30 mm であり、油溝数は、それぞれ 1, 2, および 3 である。ガイド部とプラグは、ねじによって締結される。

具体的な実験条件を Table 4.3.1 に示す。プラグ半角  $\alpha = 36^\circ$ 、プラグ径  $D_p = 32$  mm の条件にて、ガイド部の長さ  $L_g$  が偏肉率  $\lambda$  に及ぼす影響を調査した。

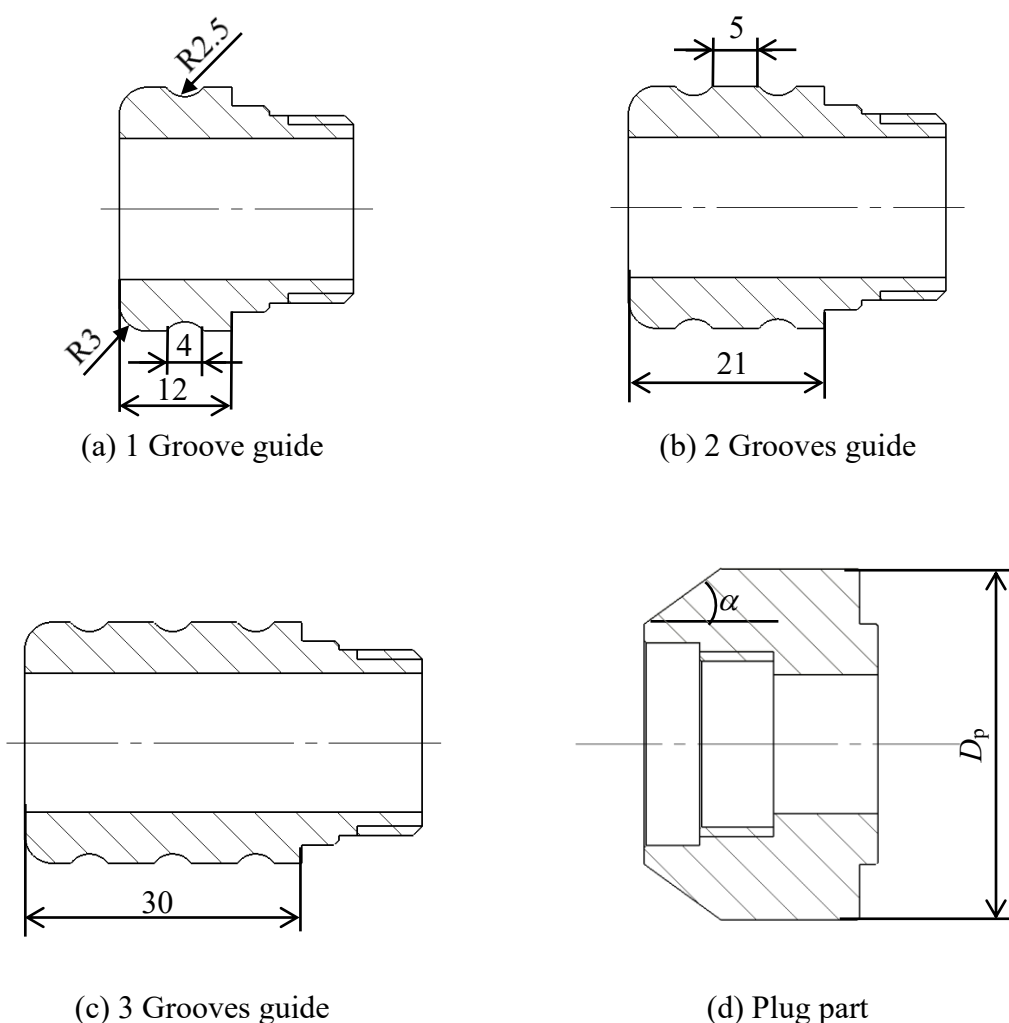


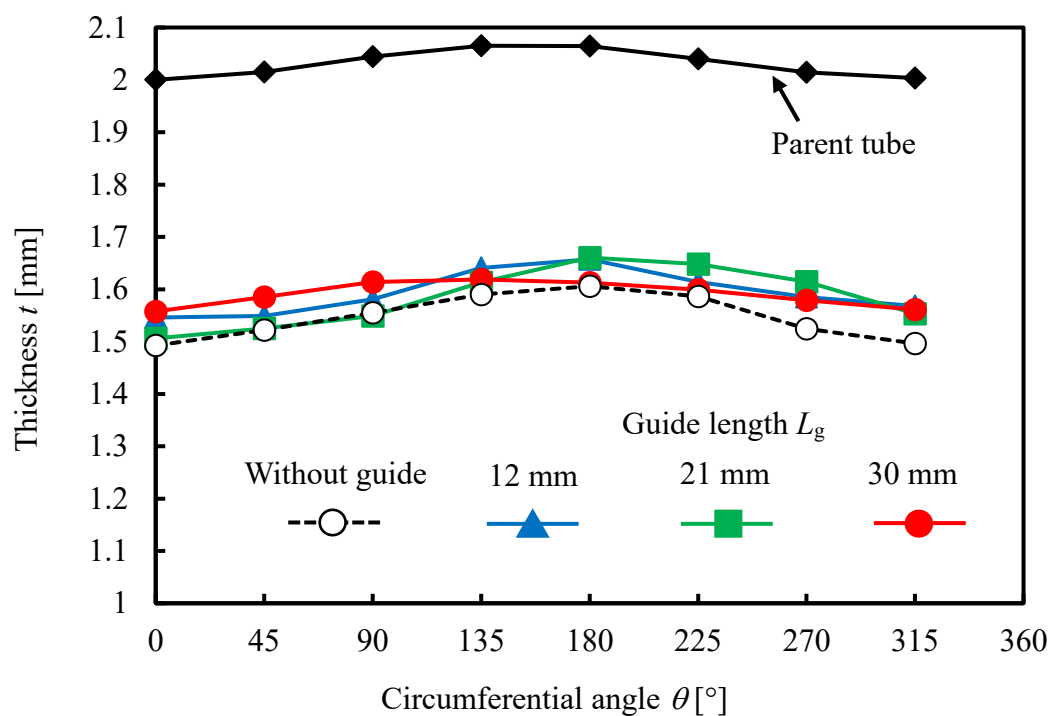
Fig. 4.3.1 Schematic of guide and plug portion of combinational plug

#### 第4章 成形限界および形状精度の向上に関するプラグの適正化

**Fig. 4.3.2** および **Fig. 4.3.3** に STK-Rec において、ガイド長さ  $L_g$  が円周方向の厚さ分布と偏肉率  $\lambda$  に及ぼす影響を示す。結果を見ると、ガイド部長さ  $L_g = 30$  mm のプラグを用いた場合に、円周方向の厚さ分布が均一化する傾向を示した。ガイド部長さ  $L_g = 30$  mm のプラグを用いた場合の偏肉率  $\lambda$  はガイドを用いない場合よりも低くなり、素管の偏肉率と同程度となった。

**Table 4.3.1** Experimental conditions of experiment for investigating effect of guide length  $L_g$

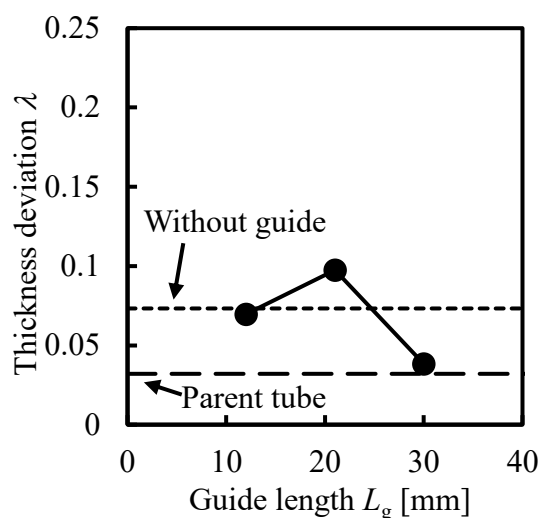
Plug	Half-angle $\alpha$ [°]	36
	Plug diameter $D_p$ [mm]	32
Guide	Guide length $L_g$ [mm] (Number of guide grooves)	12, 21, 30 (1, 2, 3)
	Thickness $t_0$ [mm]	2
Tube	Outer diameter $D_0$ [mm]	30
	Length $L_0$ [mm]	600
	Material	STK-Rec, C1220
Lubricant	Press forming oil S-846M	



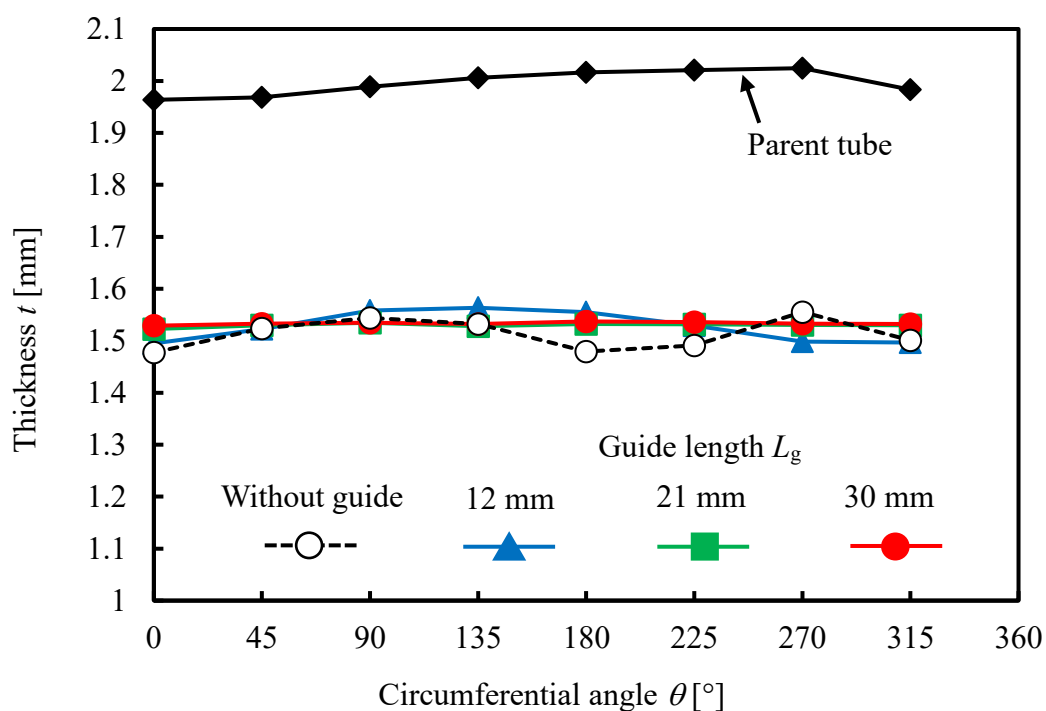
**Fig. 4.3.2** Effect of the guide length  $L_g$  on circumferential thickness distribution (STK-Rec Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ , Plug diameter  $D_p = 32$  mm)

#### 第4章 成形限界および形状精度の向上に関するプラグの適正化

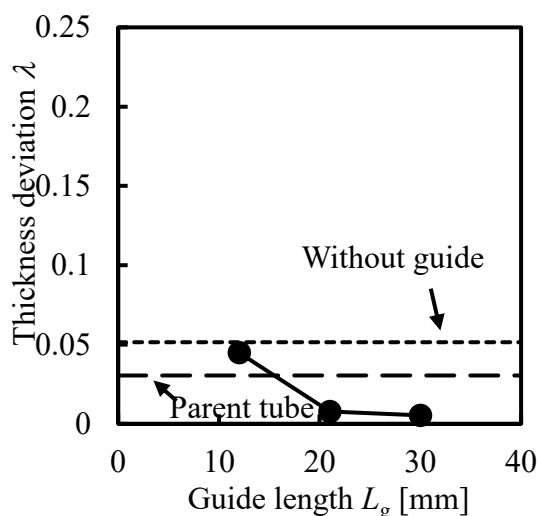
**Fig. 4.3.4** および **Fig. 4.3.5** に C1220 において、ガイド長さ  $L_g$  が円周方向の厚さ分布と偏肉率  $\lambda$  に及ぼす影響を示す。ガイド部長さ  $L_g = 21$  もしくは  $30$  mm のプラグを用いることによって、ガイドを用いない場合と比べて偏肉が改善された。



**Fig. 4.3.3** Effect of the guide length  $L_g$  on thickness deviation  $\lambda$  (STK-Rec Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ , Plug diameter  $D_p = 32$  mm)



**Fig. 4.3.4** Effect of the guide length  $L_g$  on circumferential thickness distribution (C1220 Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ , Plug diameter  $D_p = 32$  mm)



**Fig. 4.3.5** Effect of the guide length  $L_g$  on thickness deviation  $\lambda$  (C1220 Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ , Plug diameter  $D_p = 32$  mm)

#### 4.3.2 ガイド部が成形性に及ぼす影響

ガイド部の有無が成形性に及ぼす影響を調査した。実験条件を **Table 4.3.2** に示す。ガイド長さ  $L_g = 30$  mm のプラグを用い、プラグ半角  $\alpha$  は  $36^\circ$ 、プラグ径  $D_p$  は 30 mm から 38 mm まで 4 mm 刻みに 3 条件とした。

**Table 4.3.3** にガイド部の有無が STK-Rec 材の成形可否に及ぼす影響を示す。STK-Rec 材の場合、プラグ半角  $\alpha = 36^\circ$  の条件下では、従来のガイド部無しプラグを用いた結果と同じであった。プラグ半角  $\alpha = 36^\circ$ 、プラグ径  $D_p = 38$  mm の条件下は、口広げ工程は成形可能であるが、抽伸工程中に軸方向破断が生じた。

**Table 4.3.4** にガイド部の有無が C1220 材の成形可否に及ぼす影響を示す。プラグ半角  $\alpha = 36^\circ$  の条件下で、従来のガイド部を使用しない結果と同様にプラグ径  $D_p = 38$  mm まで成形することが可能である。以上の結果より、ガイド部は偏心成形の

**Table 4.3.2** Experimental conditions for investigating effect of the plug guide

	Half-angle $\alpha$ [°]	36
Plug	Plug diameter $D_p$ [mm]	30, 34, 38
	Guide length $L_g$ [mm]	Without, 30
	Thickness $t_0$ [mm]	2
Tube	Outer diameter $D_0$ [mm]	30
	Length $L_0$ [mm]	600
	Material	STK-Rec, C1220
Lubricant	Press forming oil S-846M	



第4章 成形限界および形状精度の向上に関するプラグの適正化

**Table 4.3.3** Experimental results for STK-Rec with or without guide part

Half-angle $\alpha$	Guide	Plug diameter $D_p$		
		$D_p = 30$ mm	$D_p = 34$ mm	$D_p = 38$ mm
$\alpha = 36^\circ$	With guide (30 mm)	Succeeded	Succeeded	<b>Axial cracking</b>
	Without guide	Succeeded	Succeeded	<b>Axial cracking</b>

**Table 4.3.4** Experimental results for C1220 with or without guide part

Half-angle $\alpha$	Guide	Plug diameter $D_p$		
		$D_p = 30$ mm	$D_p = 34$ mm	$D_p = 38$ mm
$\alpha = 36^\circ$	With guide (30 mm)	Succeeded	Succeeded	Succeeded
	Without guide	Succeeded	Succeeded	Succeeded

抑制に有効であること明らかにした。

**Fig. 4.3.6** にガイドの有無およびプラグ径  $D_p$  がオーバーシュート  $g_o$  に及ぼす影響を示す。ガイド部がオーバーシュート  $g_o$  に及ぼす影響は小さかった。

STK-Rec 材において、ガイドの有無およびプラグ径  $D_p$  が円周方向の厚さ分布および偏肉率  $\lambda$  に及ぼす影響を **Fig. 4.3.7** および **Fig. 4.3.8** に示す。ガイド部を設けることによって、円周方向の厚さ分布が均一化する傾向を示した。ガイド部がない場合、口広げ工程時に偏心が発生し、後続の抽伸工程においても偏心したまま加工されることによって、肉厚分布は不均一となる。一方、ガイド部を設けると、加工時における偏心がガイドによって抑制され、成形品の偏肉を改善できた。特に、 $D_p = 34$  mm の条件においてガイド付プラグを用いると、偏肉率  $\lambda$  を 0.02 まで低減できた。

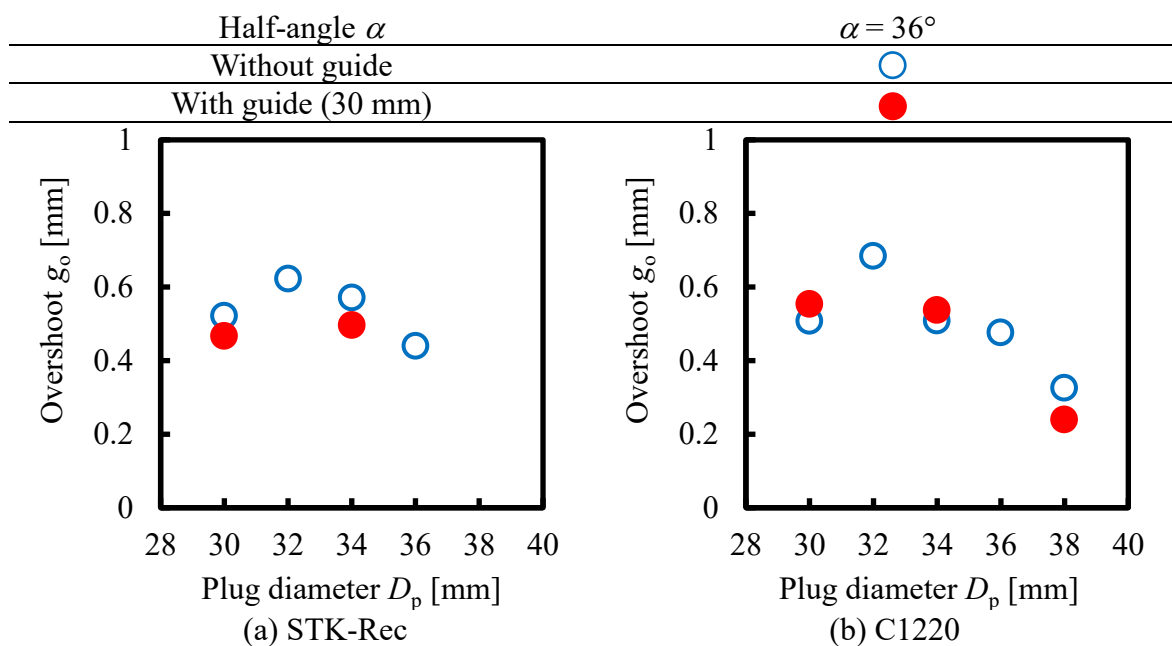


Fig. 4.3.6 Effects of guide and plug diameter  $D_p$  on overshoot  $g_o$

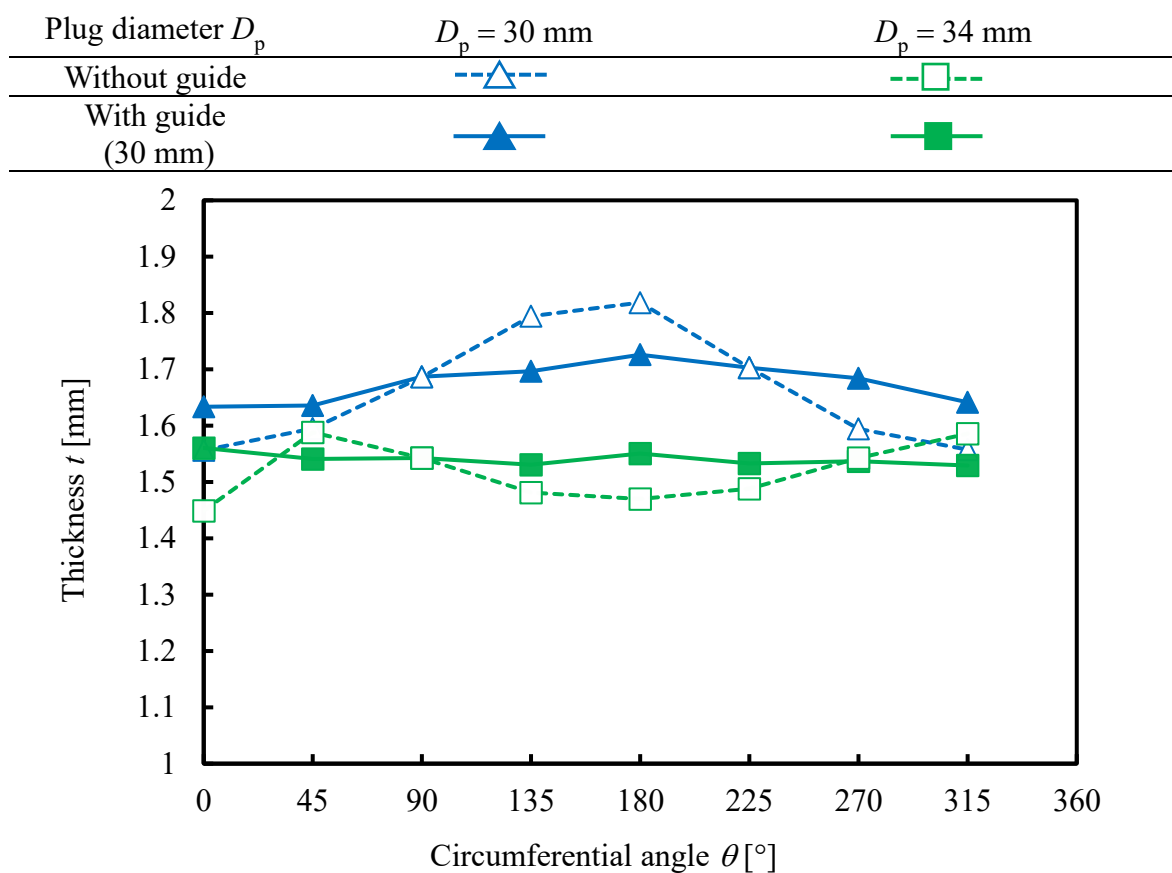
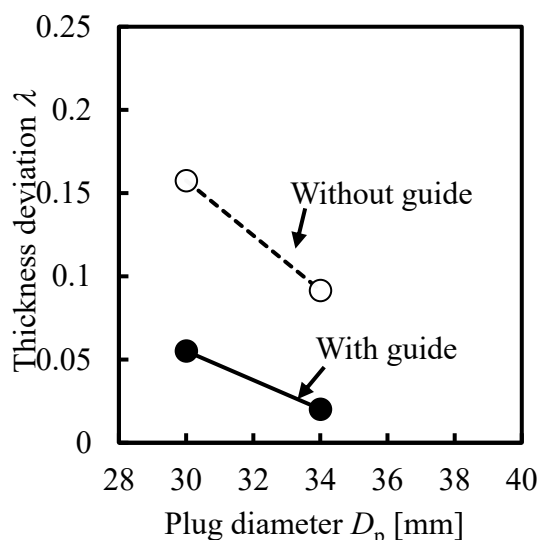


Fig. 4.3.7 Effect of guide and plug diameter  $D_p$  on circumferential thickness distribution (STK-Rec Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ )

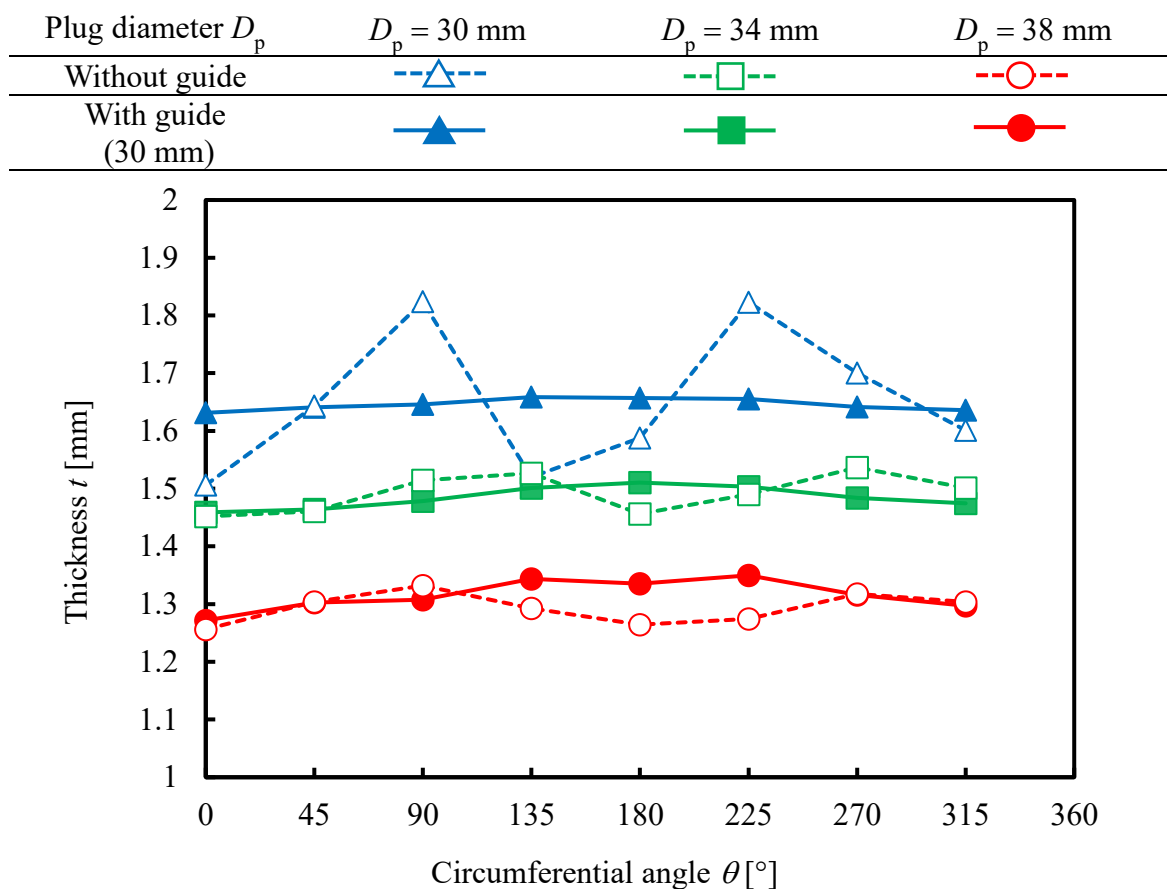


**Fig. 4.3.8** Effect of guide and plug diameter  $D_p$  on thickness deviation  $\lambda$  (STK-Rec Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ )

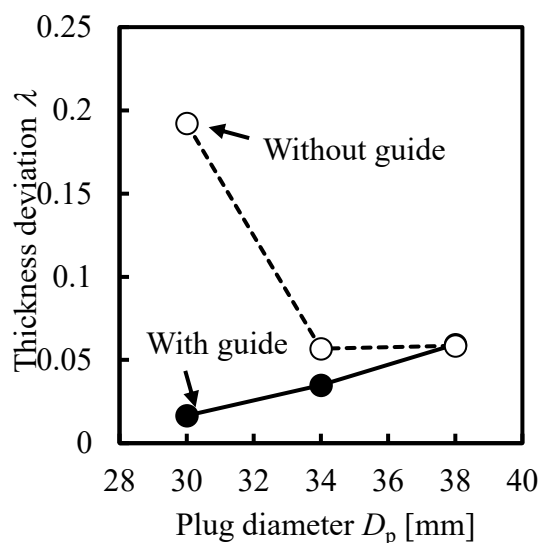
C1220材においてガイドの有無およびプラグ径  $D_p$  が肉厚の円周方向分布に及ぼす影響を **Fig. 4.3.9** に示す。C1220材においても、ガイド部が円周方向の厚さ分布の均一化に有効であった。ガイド部が無い場合、プラグ半角  $\alpha = 36^\circ$ 、プラグ径  $D_p = 30 \text{ mm}$  の場合には、加工時に偏心が発生したため、円周方向の厚さ分布が不均一となった。**Fig. 4.3.10** にガイドの有無およびプラグ径  $D_p$  が偏肉率  $\lambda$  に及ぼす影響を示す。プラグ径  $D_p$  が小さい条件において、管材とプラグの接触面積が小さくなるため、偏心が生じやすく、その結果として偏肉率  $\lambda$  が高くなる。ガイド部を設けることによって加工時の偏心を抑制し、成形品の偏肉を大幅に改善できる。一方、プラグ径  $D_p$  が大きい場合、テーパ部は長くなるので加工時に偏心が生じにくく、ガイド部の影響は小さくなる。

**Fig. 4.3.11** および **Fig. 4.3.12** にガイドの有無およびプラグ径  $D_p$  が抽伸荷重  $P$  および減肉率  $\gamma$  に及ぼす影響を示す。結果として、ガイド部の使用が抽伸荷重  $P$  および減肉率  $\gamma$  に及ぼす影響は少ない。

第4章 成形限界および形状精度の向上に関するプラグの適正化



**Fig. 4.3.9** Effect of guide and plug diameter  $D_p$  on circumferential thickness distribution (C1220 Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ )



**Fig. 4.3.10** Effect of guide and plug diameter  $D_p$  on thickness deviation  $\lambda$  (C1220 Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ )

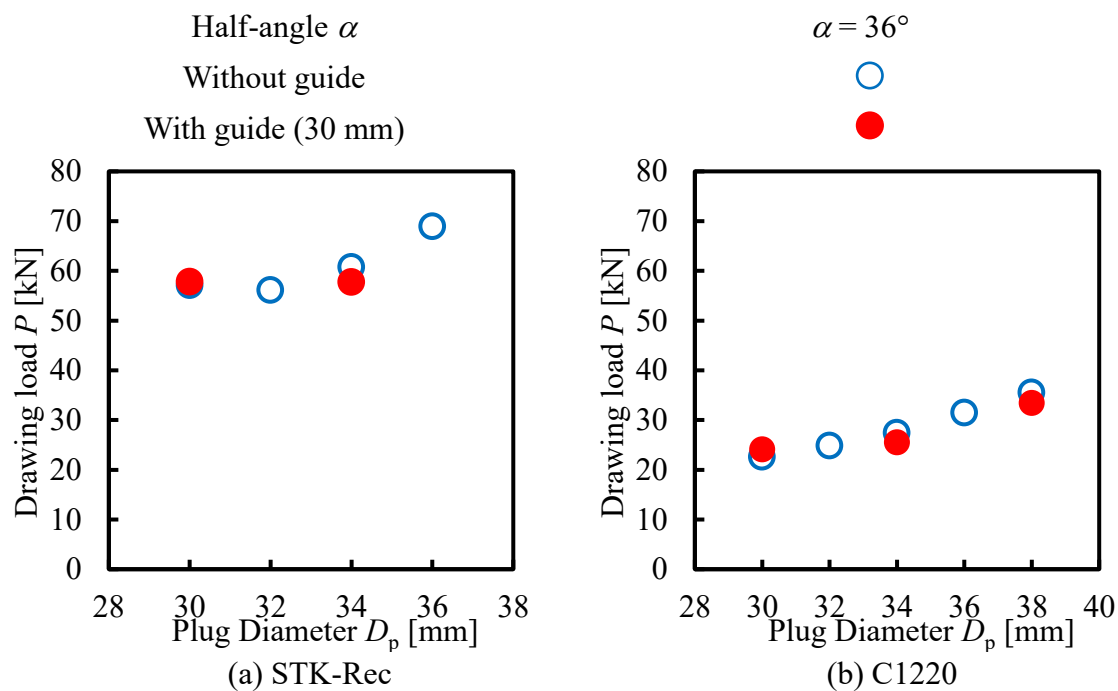


Fig. 4.3.11 Effects of guide and plug diameter  $D_p$  on drawing load  $P$

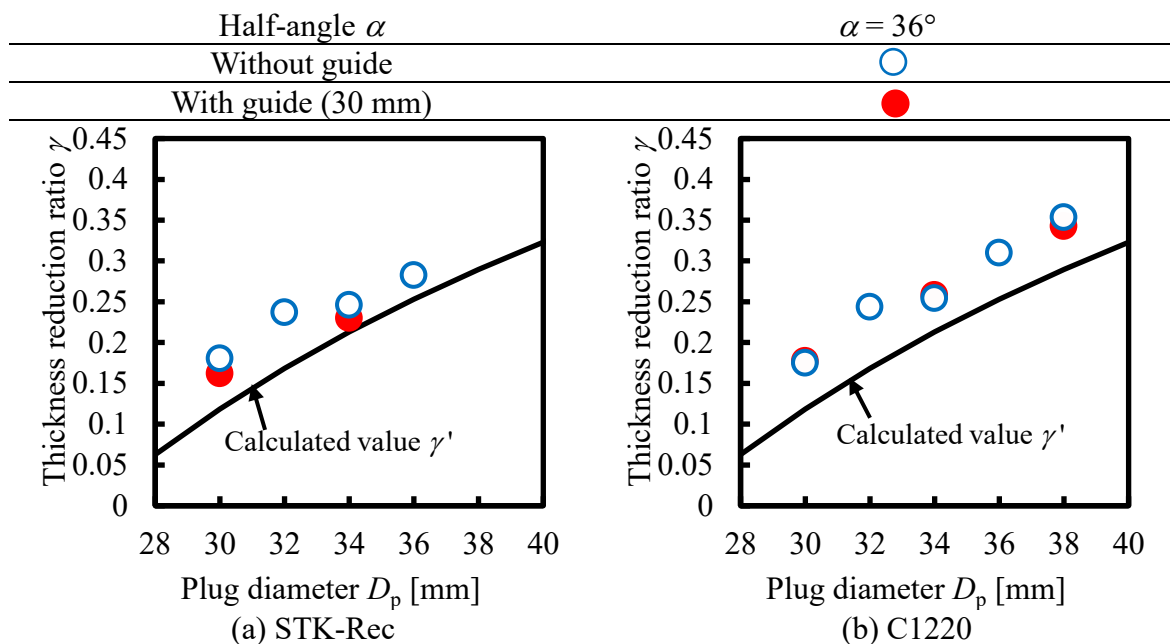


Fig. 4.3.12 Effects of guide and plug diameter  $D_p$  on thickness reduction ratio  $\gamma$

#### 4.4 コーナー部による形状精度の改善

前節まで、ガイド部の影響を検討した。しかしながら、Fig. 4.3.7 に示すようにオーバーシュート  $g_o$  が大きいいため、内径の寸法精度に課題が残る。そこで、コーナー部の付与によって、成形品の内径の寸法精度の改善を試みた。有限要素解析によって、プラグのコーナー半径  $R$  がオーバーシュート  $g_o$  に及ぼす影響を調査し、オーバーシュート  $g_o$  を抑制するにあたって適正なコーナー半径  $R$  を検討した。解析結果に基づき、適正なコーナー半径  $R$  を有するプラグを用いた実験を行い、解析結果の妥当性を検証した。

##### 4.4.1 有限要素解析モデルおよび条件

有限要素解析モデルを Fig. 4.4.1 に示す。前章までの調査にて用いたモデルと同様である。Fig. 4.4.2 に材料の応力-ひずみ線図を示す。

具体的な解析条件を Table 4.4.1 に示す。解析条件は、プラグ半角  $\alpha$  を  $12^\circ$ 、 $24^\circ$  および  $36^\circ$  の3条件に設定し、プラグ外径  $D_p$  は 30 mm ~ 38 mm の間を 2 mm 刻みで5条件を選定した。摩擦係数  $\mu$  は、前章の結果を用いた。

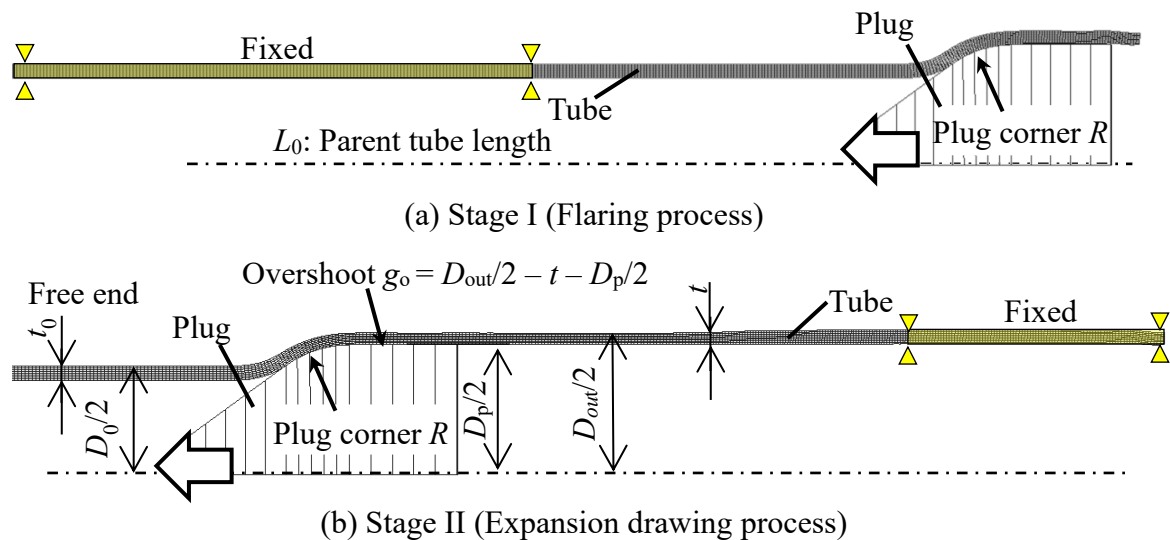


Fig. 4.4.1 FEM analysis model for expansion drawing

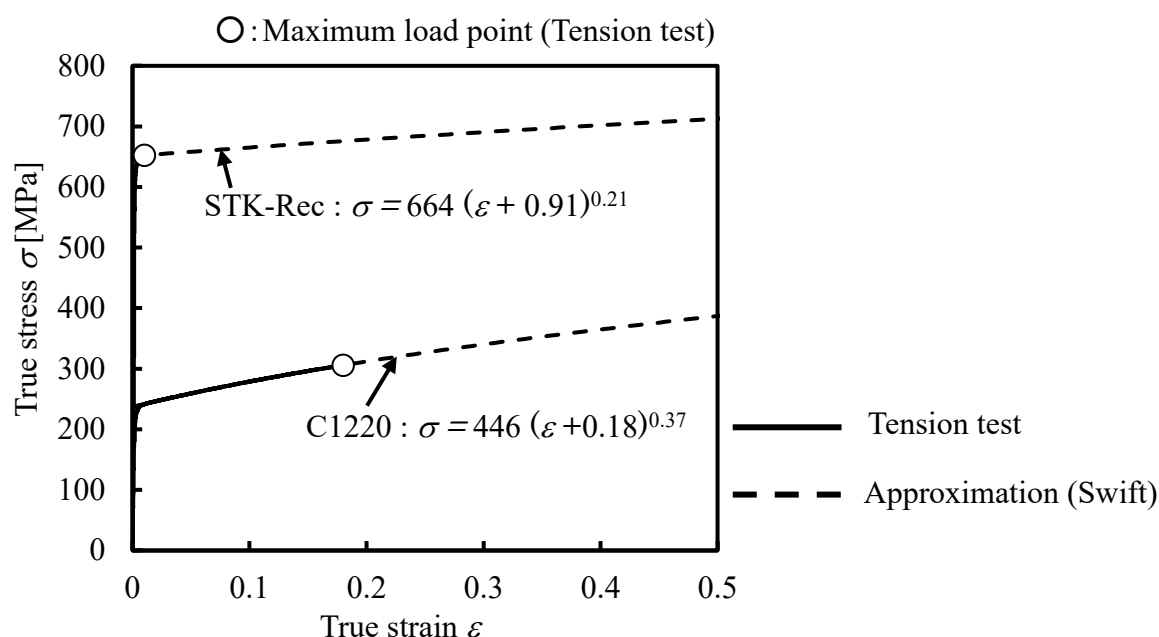


Fig. 4.4.2 True stress-true strain diagram of STK-Rec and C1220

Table 4.4.1 FEM conditions for investigating effect of plug corner radius

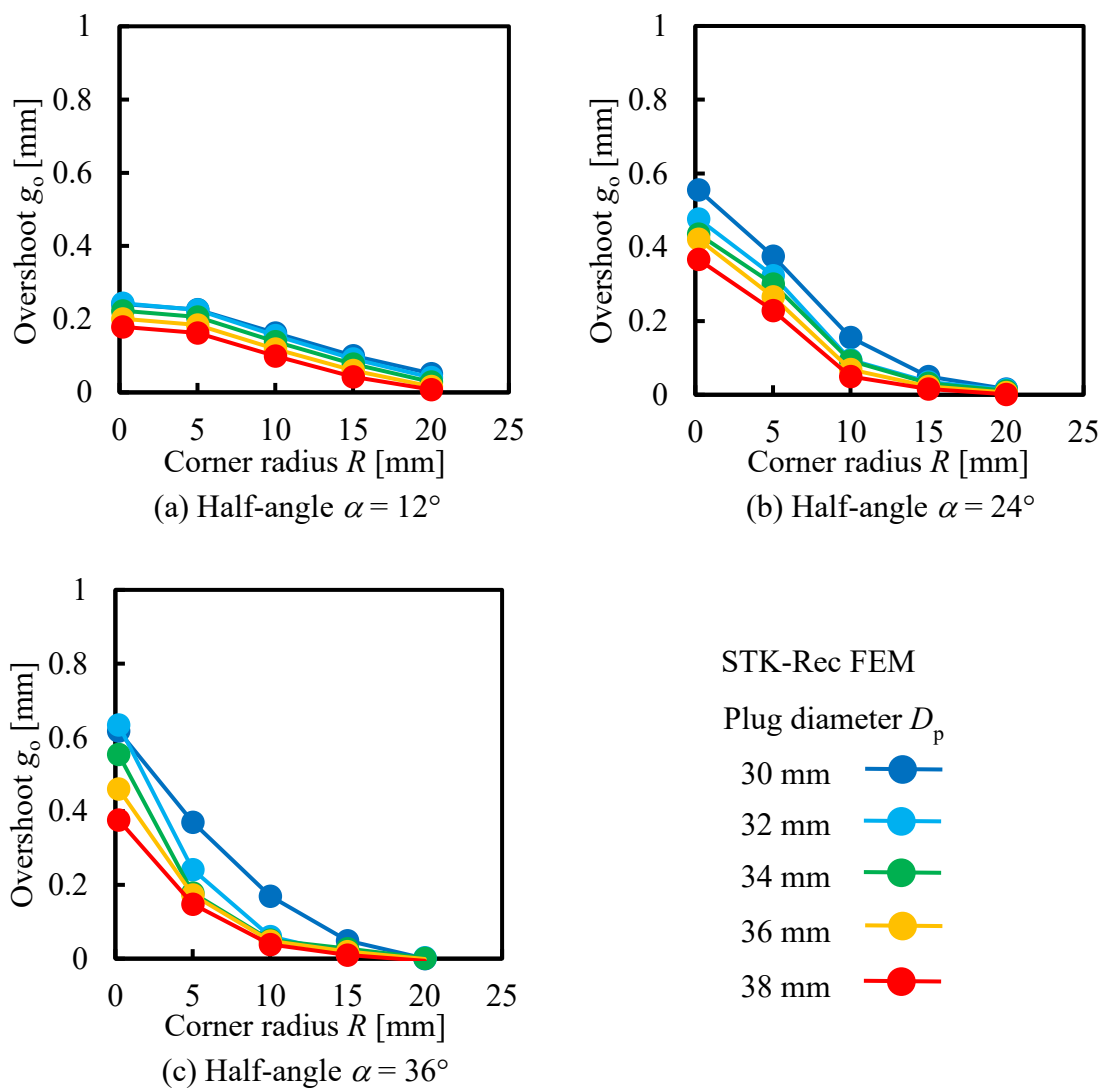
	Half-angle $\alpha$ [°]	12, 24, 36
Plug	Plug diameter $D_p$ [mm]	30, 32, 34, 36, 38
	Corner radius $R$ [mm]	None, 5, 10, 15, 20
Tube	Thickness $t_0$ [mm]	2
	Outer diameter $D_0$ [mm]	30
	Length $L_0$ [mm]	200
	Material	STK-REC, C1220
	Friction coefficient $\mu$	0.1 (STK-Rec), 0.07 (C1220)

#### 4.4.2 成形品精度

Fig. 4.4.3 および Fig. 4.4.4 に、STK-Rec と C1220 材の各プラグ半角  $\alpha$  において、コーナー半径  $R$  およびプラグ径  $D_p$  がオーバーシュート  $g_0$  に及ぼす影響を示す。コーナー半径  $R$  およびプラグ径  $D_p$  が大きくなるにともない、いずれのプラグ半角  $\alpha$  の条件下においてもオーバーシュート  $g_0$  が減少する傾向を示した。この傾向は、プラグ径  $D_p$  が大きくなると抽伸荷重  $P$  が増加し、オーバーシュート  $g_0$  が抑制されるためと考えられる。コーナー半径  $R$  が小さい場合、プラグ半角  $\alpha$  が大きいほど、オーバーシュート  $g_0$  が大きくなった。プラグ半角  $\alpha$  が大きいほど、プラグコーナー部の曲げ角度や、曲げ半径が小さくなるため、Fig. 4.1.3 に示すように、オーバーシュート  $g_0$  は大きくなったと考えられる。しかしながら、大きいコーナー半径

#### 第4章 成形限界および形状精度の向上に関するプラグの適正化

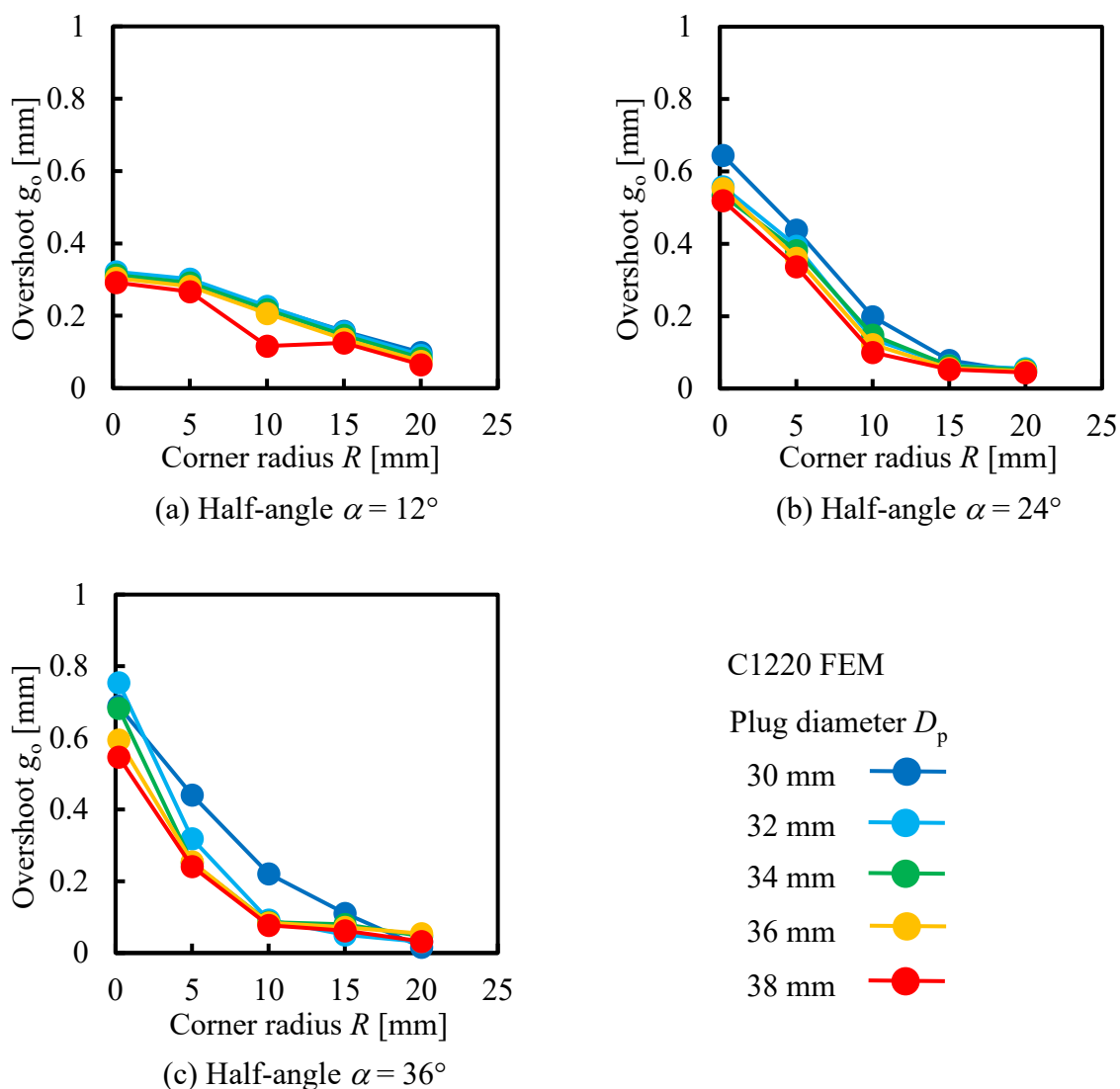
$R$  を設けることによって、強制的に曲げ半径を大きくしたため、大きいプラグ半角  $\alpha$  の条件においてもオーバーシュート  $g_0$  を抑制できた。コーナー半径  $R$  が 20 mm に設定した場合に、すべての加工条件において、オーバーシュート  $g_0$  を抑制し、高い内径精度を得た。以上の解析結果より、 $R=20$  mm のコーナー半径  $R$  を設けることによって、高い内径精度の管材を生産できる可能性を示した。



**Fig. 4.4.3** Effects of the corner radius  $R$  and plug diameter  $D_p$  on overshoot  $g_0$



#### 第4章 成形限界および形状精度の向上に関するプラグの適正化



**Fig. 4.4.4** Effects of the corner radius  $R$  and plug diameter  $D_p$  on overshoot  $g_0$ .

#### 4.4.3 実験条件

FEM 解析にて得た結果を検証するために、**Fig. 4.4.5**に示すようなコーナー半径  $R$  を持つプラグを用いて、抽伸実験を行った。具体的な実験条件を **Table 4.4.2** に示す。高い成形限界を得るため、プラグ半角  $\alpha$  を  $36^\circ$  にした。高い成形品の形状精度を得るために、 $L_g = 30$  mm のガイド部を使用し、コーナー半径  $R$  を 20 mm に設定した。

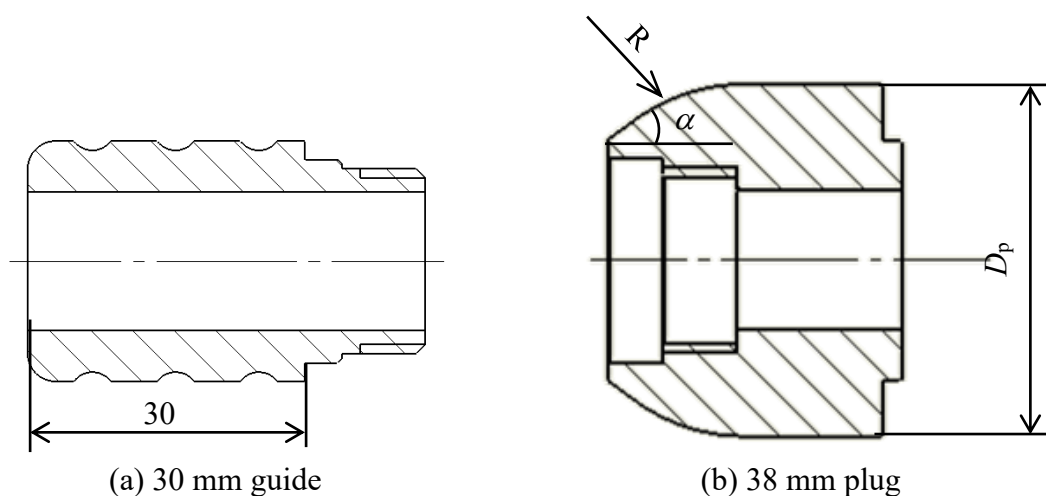


Fig. 4.4.5 Schematic of combinational plug with guide

Table 4.4.2 Experimental conditions for investigating effect of the plug corner

Plug	Half-angle $\alpha$ [°]	36
	Plug diameter $D_p$ [mm]	30, 34, 38
	Corner radius $R$ [mm]	None, 20
Tube	Thickness $t_0$ [mm]	2
	Outer diameter $D_0$ [mm]	30
	Length $L_0$ [mm]	600
	Material	STK-Rec, C1220
Lubricant	Press forming oil S-846M	

#### 4.4.4 コーナー部が成形可否および成形品精度に及ぼす影響

Table 4.4.3 に STK-Rec 材および C1220 材において、コーナー半径  $R$  の有無が成形可否に及ぼす影響を示す。C1220 材は、いずれの条件においても、不良なく成形できた。STK-Rec 材の場合は、コーナー半径  $R$  を設けることによって、成形可能な最大プラグ径  $D_p$  が 38 mm まで向上した。プラグにコーナー半径  $R$  を付けると、抽伸工程における加工荷重  $P$  も減少したため、軸方向の割れが生じにくくなったと考えられる。コーナー半径  $R$  が加工荷重  $P$  に及ぼす影響の詳細については後述する。

#### 第4章 成形限界および形状精度の向上に関するプラグの適正化

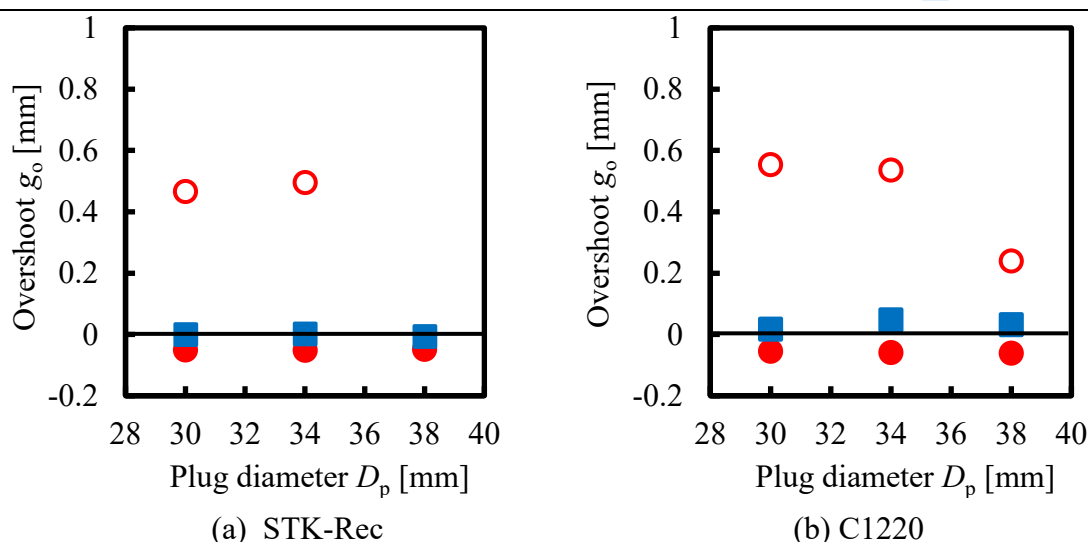
Fig. 4.4.6 にコーナー半径  $R$  の有無がオーバーシュート  $g_0$  に及ぼす影響を示す。いずれの材料に対してもコーナー半径  $R$  を設けると、オーバーシュート  $g_0$  が大幅に低減した。したがって、コーナー半径  $R$  が設けたプラグの使用が成形品内径の形状精度の向上において有効である。実験においてプラグ径  $D_p$  と成形管材の内径の最大誤差は、STK-Rec材およびC1220材において、それぞれ0.05 mmおよび0.06 mmであった。

Fig. 4.4.7 および Fig. 4.4.8 に STK-Rec 材において、コーナー半径  $R$  の有無が円周方向の厚さ分布と偏肉率  $\lambda$  に及ぼす影響を示す。結果として、コーナー半径  $R$  の有無が肉厚分布に及ぼす影響はほとんど見られなかった。しかし、コーナー半径  $R$  付プラグを用いた条件の肉厚は厚くなった。コーナー半径  $R$  を設けることによって、オーバーシュート  $g_0$  を抑制され、それにもなって円周方向の伸びが減少したため、肉厚減少が小さくなったと考えられる。プラグ径  $D_p=38$  mm の条件にお

**Table 4.4.3** Experimental results in the presence or absence of a corner section

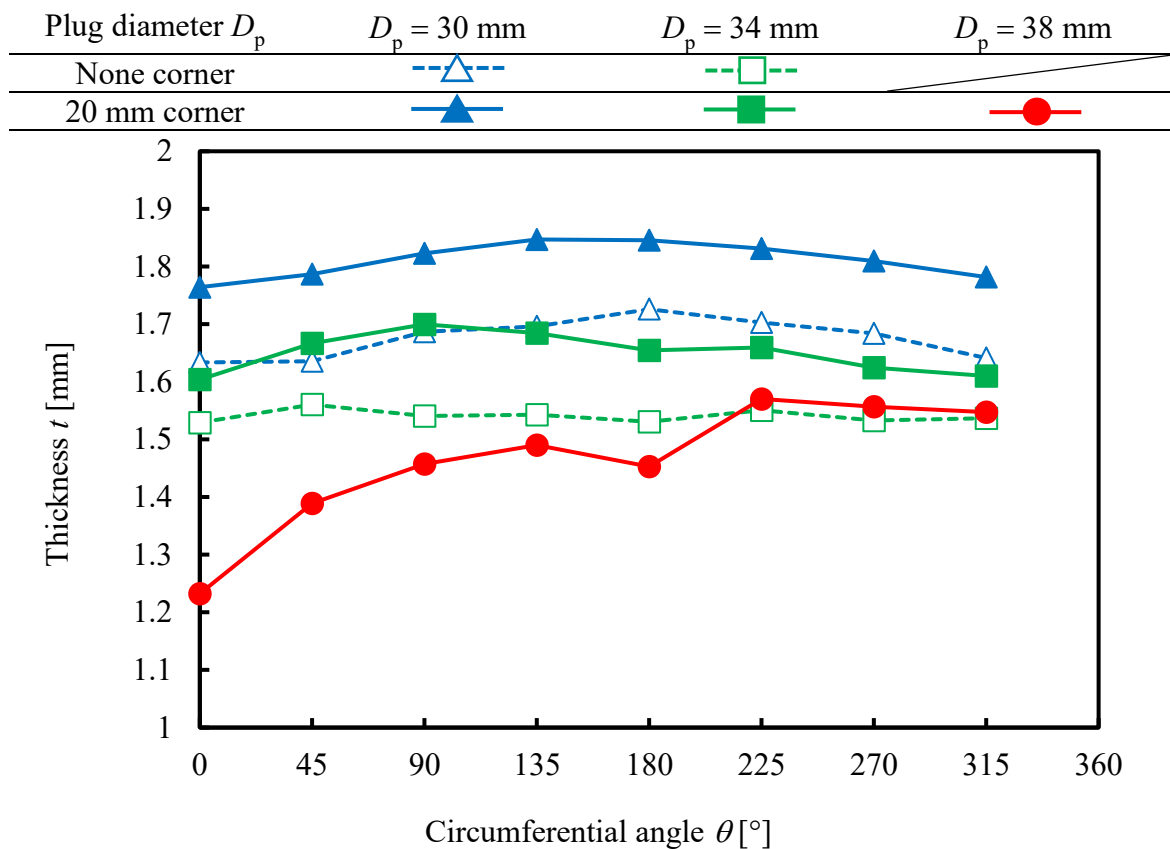
Material	Corner radius $R$	Plug diameter $D_p$		
		$D_p = 30$ mm	$D_p = 34$ mm	$D_p = 38$ mm
STK-Rec	$R = 20$ mm	Succeeded	Succeeded	Succeeded
	None	Succeeded	Succeeded	<b>Axial cracking</b>
C1220	$R = 20$ mm	Succeeded	Succeeded	Succeeded
	None	Succeeded	Succeeded	Succeeded

	Experiments	FEM
None corner	○	
Corner $R = 20$ mm	●	■

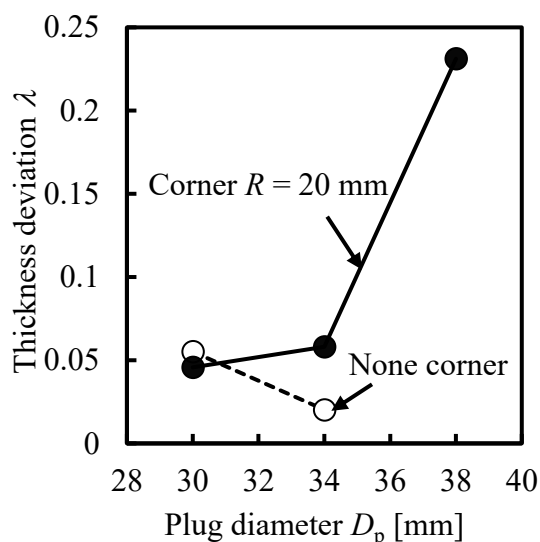


**Fig. 4.4.6** Effects of corner radius  $R$  and plug diameter  $D_p$  on overshoot  $g_0$ . (Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ )

第4章 成形限界および形状精度の向上に関するプラグの適正化



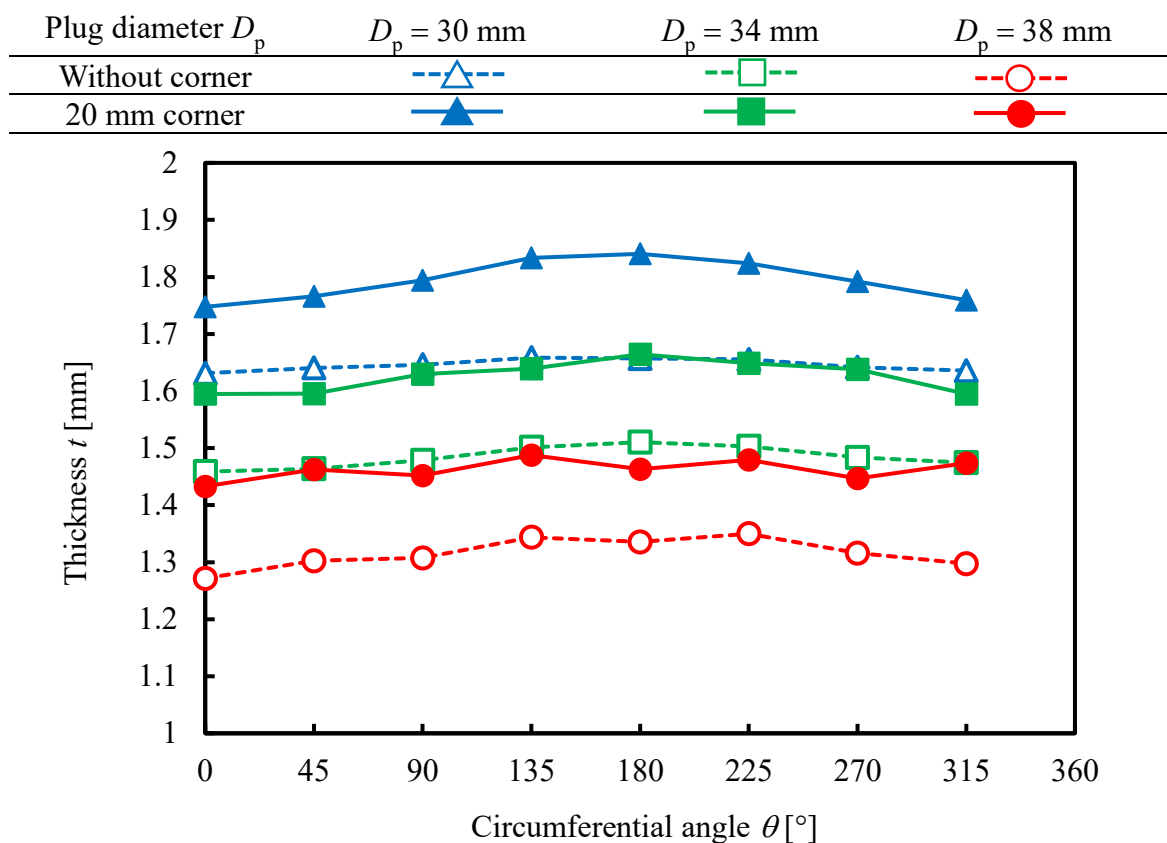
**Fig. 4.4.7** Effect of corner radius  $R$  and plug diameter  $D_p$  on circumferential thickness distribution (STK-Rec Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ )



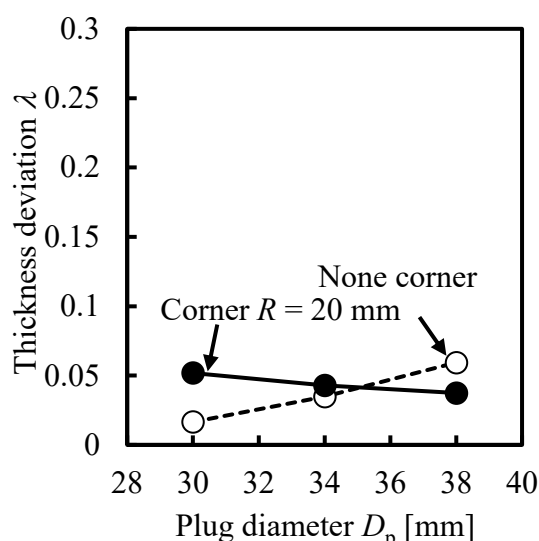
**Fig. 4.4.8** Effect of corner radius  $R$  and plug diameter  $D_p$  on thickness deviation  $\lambda$  (STK-Rec Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ )

#### 第4章 成形限界および形状精度の向上に関するプラグの適正化

いては、コーナー半径  $R$  がない場合は成形が難しく、コーナー半径  $R$  を設けることによって成形可能になったが、成形限界に近いことから、局所的な薄肉化が発生し、周方向の肉厚分布が不均一になったと考えられる。Fig. 4.4.9 および Fig. 4.4.10 に示す C1220 材の結果も STK-Rec 材の場合と同様に、コーナー半径  $R$  の有無が、周方向の肉厚分布に及ぼす影響はほとんど見られなかった。

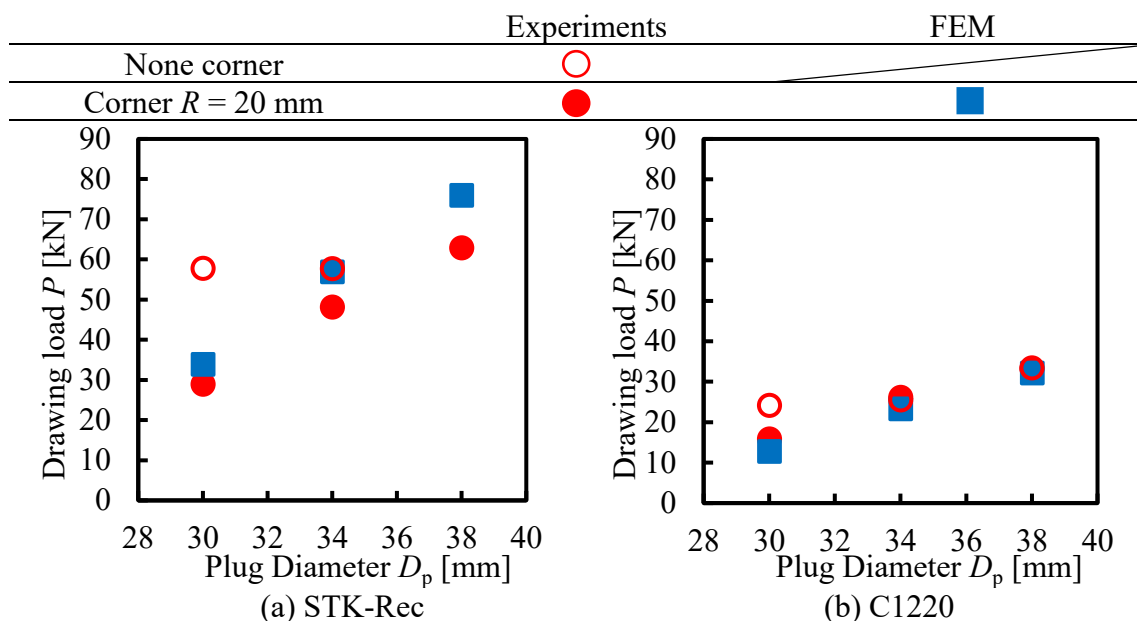


**Fig. 4.4.9** Effect of corner radius  $R$  and plug diameter  $D_p$  on circumferential thickness distribution (C1220 Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ )

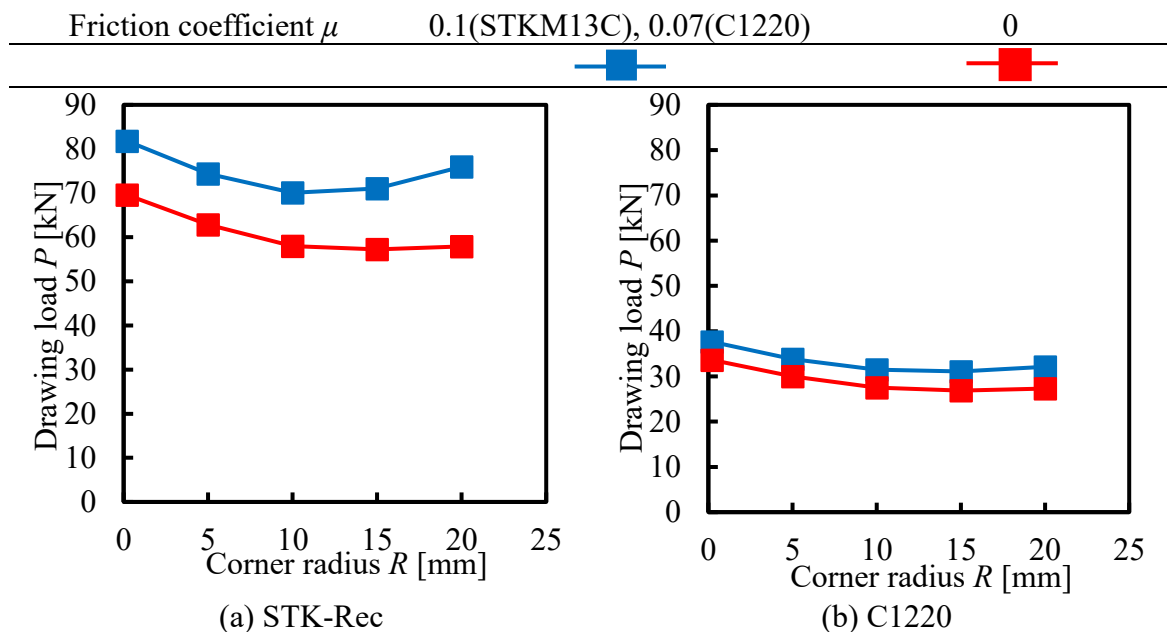


**Fig. 4.4.10** Effect of corner radius  $R$  and plug diameter  $D_p$  on thickness deviation  $\lambda$  (C1220 Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ )

**Fig. 4.4.11** にコーナー半径  $R$  の有無が抽伸荷重  $P$  に及ぼす影響を示す。STK-Rec材の場合、コーナー半径  $R$  を有するプラグを用いた際の抽伸荷重  $P$  がコーナー半径  $R$  なしプラグを用いた際の抽伸荷重  $P$  より小さい。実験結果は、解析結果と定性的に一致した。C1220材の場合、プラグ径  $D_p = 30$  mm の条件のみ、コーナー半径  $R$  を有するプラグを用いた際の抽伸荷重  $P$  がコーナー半径  $R$  無しプラグを用いた抽伸荷重  $P$  より小さい。実験および解析において、プラグ径  $D_p = 34$  mm, 38 mm 条件における抽伸荷重  $P$  は、コーナー部  $R$  無しの大きさが近づいた。これを解説するために、プラグ径  $D_p = 38$  mm の条件で、摩擦係数  $\mu$  を 0 に設定し、摩擦の有無の影響を調査した。摩擦係数が抽伸荷重  $P$  に及ぼす影響を **Fig. 4.4.12** に示す。プラグ径  $D_p = 38$  mm の条件において、コーナー半径  $R$  の増大とともに、抽伸荷重  $P$  が減少し、その後増加する傾向を示した。これは、第二章にて述べた通り、抽伸荷重  $P$  は管径の増加に必要な荷重、曲げ変形に要する荷重および摩擦による荷重の3種類に分けられる。コーナー半径  $R$  を設けることによって、曲げ変形の影響が減少し、抽伸荷重  $P$  が小さくなった。しかしながら、コーナー半径  $R$  が大きくなると、プラグと管材の接触面積が増加し、摩擦力が増大するため、抽伸荷重  $P$  が大きくなったと考えられる。このため、プラグ径  $D_p$  が小さい場合、コーナー半径  $R$  を有するプラグを用いた場合に抽伸荷重  $P$  が小さくなる一方、プラグ径  $D_p$  が大きい場合、摩擦力の影響が大きくなり、コーナー半径  $R$  の有無が加工荷重  $P$  に及ぼす影響が小さくなったと考えられる。



**Fig. 4.4.11** Effects of corner radius  $R$  and plug diameter  $D_p$  on drawing load  $P$  (Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ )



**Fig. 4.4.12** Effects of the corner radius  $R$  and friction condition on drawing load  $P$  (FEM, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ , Plug diameter  $D_p = 38$  mm)

#### 第4章 成形限界および形状精度の向上に関するプラグの適正化

Fig. 4.4.13 にコーナー半径  $R$  の有無が減肉率  $\gamma$  に及ぼす影響を示す。STK-Rec 材および C1220 材のいずれにおいても、コーナー半径  $R$  無しの場合と比べ、コーナー半径  $R$  有りの場合は、減肉率  $\gamma$  が低くなる傾向を示した。コーナー半径  $R$  を設ける場合、抽伸荷重  $P$  が小さくなるため、軸方向の伸び変形が小さくなる。さらに、コーナー半径  $R$  を設けると、オーバーシュート  $g_0$  を大幅に抑制されるため、拡管量が小さくなり、周方向の伸び変形が小さくなる。したがって、コーナー部  $R$  設けたプラグを用いると、軸方向および周方向の伸び量が減少し、その結果として、減肉率  $\gamma$  が低下したと考えられる。また、減肉率  $\gamma$  が計算値  $\gamma'$  より低くなる傾向を示した。すなわち、コーナー半径  $R$  を有するプラグを用いた場合、加工中の管材は、軸方向に縮む変形が生じた。

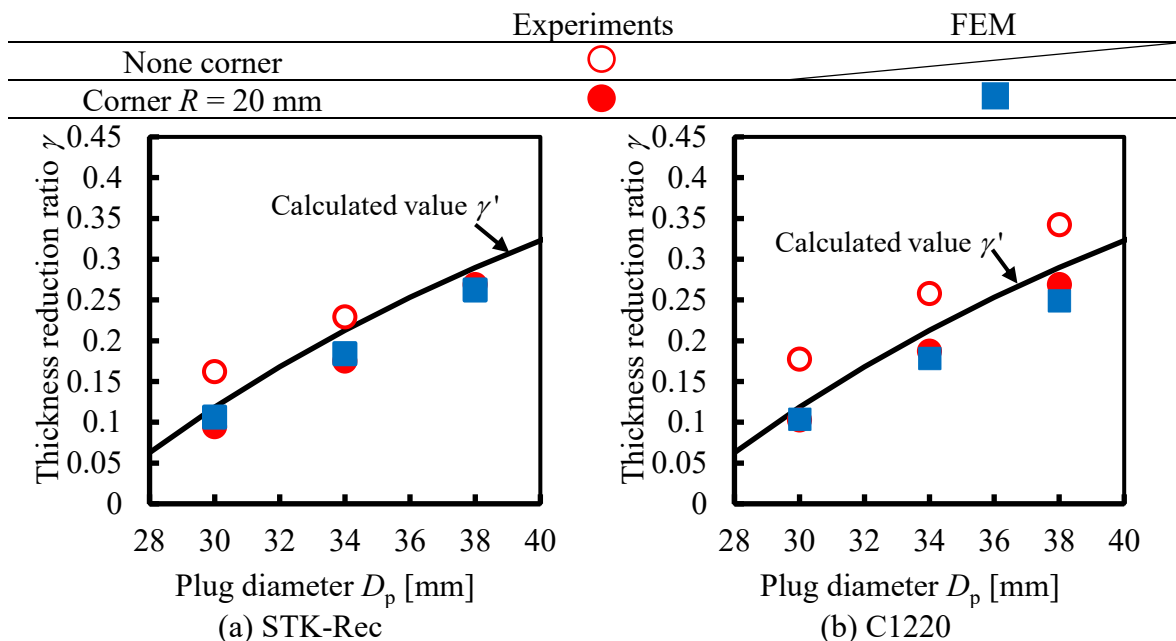
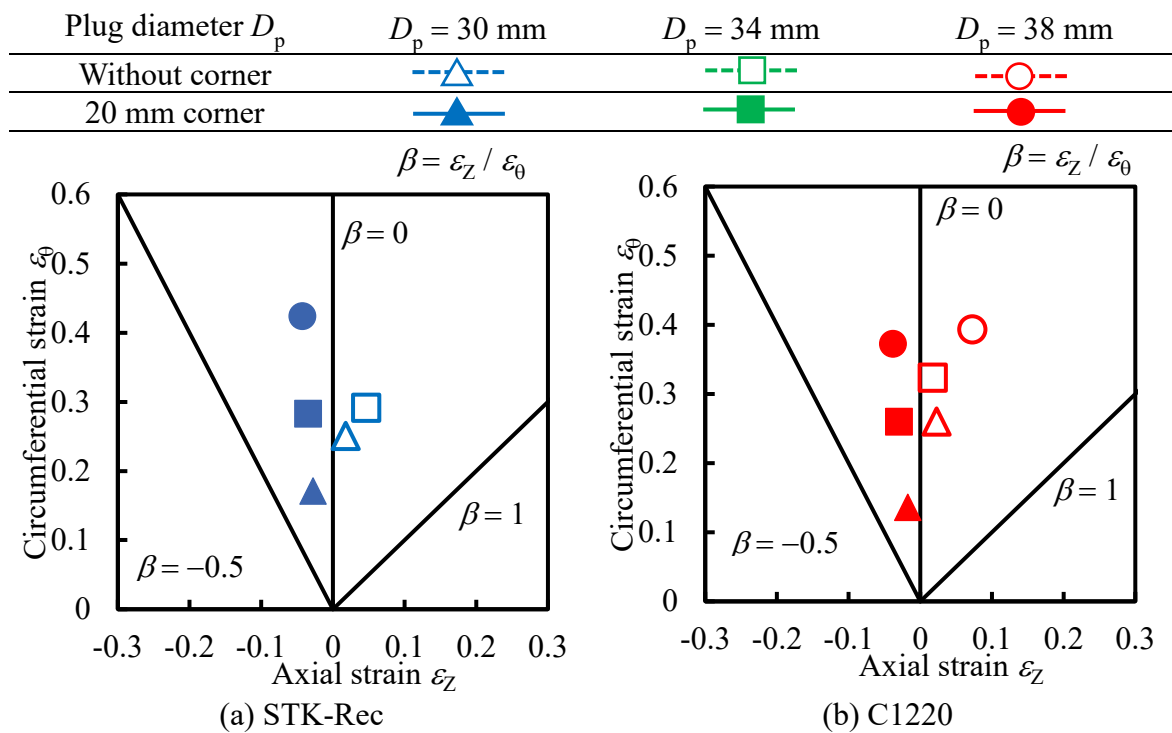


Fig. 4.4.13 Effects of corner radius  $R$  and plug diameter  $D_p$  on thickness reduction ratio  $\gamma$  (Experiment, Half-angle  $\alpha = 36^\circ$ )

Fig. 4.4.14 に、コーナー半径  $R$  の有無およびプラグ径  $D_p$  が成形した管のひずみ状態に及ぼす影響を示す。結果として、コーナー半径  $R$  を有するプラグを用いた場合、軸方向ひずみ  $\epsilon_z$  がマイナスになるとともに、円周方向ひずみ  $\epsilon_\theta$  が小さくなった。コーナー半径  $R$  を設けることによって、オーバーシュート  $g_0$  を大幅に抑制したため、円周方向のひずみ  $\epsilon_\theta$  が小さくなったと考えられる。プラグ径  $D_p$  が大きいほど、オーバーシュート  $g_0$  が小さいため、大きいプラグ径  $D_p$  の場合、コーナー半径  $R$  の有無による円周方向ひずみ  $\epsilon_\theta$  の変化は小さくなる。結果として、プラグにコーナー半径  $R$  を設けることによって、成形品のひずみ状態は単軸引張および平面ひずみ引張の間に位置するようになった。



第4章 成形限界および形状精度の向上に関するプラグの適正化



**Fig. 4.4.14** Effect of corner radius  $R$  and plug diameter  $D_p$  on strain state

### 4.5 第4章の小括

本章では、プラグのガイド部およびコーナー部に注目して、成形限界、加工荷重および成形品精度に及ぼす影響を調査し、適正なプラグ形状を検討した。得られた知見は以下の通りである。

- ガイド部を設けることによって、円周方向の厚さの均一性が向上した。ガイド部が長いほど、円周方向の厚さ分布が均一になる傾向を明らかにした。一方、プラグのガイド部長さが、抽伸荷重、減肉率およびオーバーシュートに及ぼす影響は小さい。
- ガイド部を設けることによって、円周方向の厚さ分布が均一化するため、局所的な薄肉化による割れが生じにくくなり、成形限界の向上に繋がる。
- プラグのコーナー半径を 20 mm に設定することによって、オーバーシュートを抑制できた。一方、減肉率は、コーナー半径の付与によって低下した。
- コーナー半径を有するプラグを用いた場合、周方向ひずみが減少することによって、変形様式が単軸引張りに近づいた。

# 第 5 章

## 結論

## 第5章 結言

本章では、拡管型抽伸加工における管材の変形挙動、成形特性、ならびに加工工具であるプラグ形状の適正化に関する調査の結果得られた知見と、本研究の将来の展望を示す。

### 5.1 本研究の結論

本研究では、効率的に薄肉管材を製造するための拡管型抽伸加工を提案し、円すいプラグを用いて、拡管しながら抽伸加工を行うことによって、大幅な減肉が可能であることを示した。管材の変形メカニズムを明らかにしたうえで、成形可否、減肉性能および内径精度などの視点から素管の機械的特性が変形特性に及ぼす影響や、形状精度を改善するためのプラグ形状を検討した。

- プラグ半角によって成形限界は変化し、いずれの材料においても、プラグ半角を  $36^\circ$  程度にすることによって、最大拡管率 0.54（初期内径：26mm, 最大成形管内径：40 mm, STK-Ann）を得ることができた。
- 最大拡管量は、材料によって異なる。焼なまし処理を施した STKM13C 鋼管および C1220 銅管のように一様伸びが大きな材料の場合、割れが生じにくくなるため、最大拡管量は大きい。
- 摩擦係数が高い AA1070 および一様伸びが低い STKM13C 鋼管の場合は、一パスの最大減肉率が 0.43 と 0.26 を達成した。仮想的な材料を用いた FEM 解析によって個々の材料特性値の影響を調べた結果、 $n$  値が低いほど、軸方向に伸びやすくなるため、減肉率は増加することが分かった。さらに、摩擦係数が大きいほど、加工荷重の増大にともなって軸方向の変形が大きくなり、その結果として、減肉率が増加する。減肉を抑えて高い拡管率を得る場合は、焼なまし処理によって加工硬化指数  $n$  を大きくすることが有効である。また、適切な潤滑剤を用いて摩擦状態を調整することによって、減肉量をコントロールできる可能性がある。
- 成形品の形状精度に関して、管材の内壁とプラグに生じた隙間、すなわち、オーバーシュートはプラグ半角が大きいほど大きくなる。プラグに適正なコーナー半径を設けることによって、オーバーシュートを抑制することが可能であり、適正なプラグのコーナー半径は 20 mm であった。さらに、ガイド部を設けることが成形品の周方向の偏肉を抑制できた。ガイド部およびコーナー半径を有するプラグを用いることによって、内径誤差が 0.06 mm 以下の高精度円管材を成形可能である。

## 第5章 結言

### 5.2 将来の展望

環境問題が深刻化する中、2050年にカーボンニュートラル社会を実現することが求められている。本研究にて提案する拡管型抽伸加工の適用によって、低コストかつ高効率に高精度な薄肉管材を生産できる。以下の課題を解決することによって、拡管型抽伸加工の今後の実用化が期待できる。

- 成形品外径の寸法精度向上のための検討

成形品外径の寸法精度を得るための方法について検討を行う必要がある。素管の減肉工程として拡管抽伸加工を行った後に、外径の寸法精度を向上するため、最終工程として低減径率、低減肉率にて縮管型の抽伸加工を行うことが有効と考えられる。拡管抽伸加工後に縮管抽伸加工を行った場合の成形性について検討が行われた例はなく、詳細な検討が必要である。

- 拡管型抽伸加工による高精度異形管成形技術の開発

従来の角形管の製造法と比べ、拡管型抽伸加工は、角管の形状精度向上や薄肉化が期待できる。また、従来の抽伸加工では難しかった偏心管の製造にも適している可能性がある。上記の検討によって、様々な断面形状を有する管材を効率的な製造できるようになる可能性がある。

- 拡管型抽伸加工による医療用マイクロ管成形技術の開発

医療用マイクロ管の製造は、空引きが利用されている。しかしながら、空引きにおいては、管壁の減肉が難しく、薄肉のマイクロ管を成形することは難しい。拡管型抽伸加工法の適用で、医療用流体や構造管部品の軽量化および高性能化に貢献できる可能性がある。

# 謝辭

謝辞

## 謝辞

本論文を執筆にあたり，御指導，御助言を下された梶川 翔平 准教授，久保木 孝 教授，秋山 雅義 教授に深く御礼申し上げます．本研究に使用した工具の制作にご協力いただいた，電気通信大学教育研究技師学術技師ものづくりセンターの齋藤悟様，荒川欣吾様，田幡秀典様に深い感謝の意を表します．

最後に，日ごろから多くのご助力をいただいた久保木・梶川研究室の先輩・同期各位に深く感謝の意を表します．

## 参考文献



## 参考文献

### 参考文献

- 1) 日本塑性加工学会：チューブフォーミング(2019), p. 197.
- 2) 久保木 孝, 高橋 和仁：金属管の冷間曲げ加工と数値解析の精度向上への展望. 塑性と加工, 49-572(2016), pp. 872-877.
- 3) Noah Utsumi, Eitaro Usuda, Shuji Sakaki: Effects of Reinforcing Rib on Draw Bending of Pipes Examined by Finite Element Method. MATERIALS TRANSACTIONS, 48-8(2008), pp. 1812-1817.
- 4) 内海 能亜, 坂木 修次：6000系アルミニウム合金押出角管の回転引曲げ加工における補強リブの効果. 軽金属, 50-2(2000), pp. 65-69.
- 5) Hideaki Abe, Tetsuya Iwamoto, Yoshiaki Yamamoto, Satoru Nishida, Ryosuke Komatsu: Dimensional accuracy of tubes in cold pilgering. Journal of Materials Processing Technology, 231(2016), pp. 277-287.
- 6) D. Pocięcha, B. Boryczko, J. Osika, M. Mroczkowski: Analysis of tube deformation process in a new pilger cold rolling process. Archives of Civil and Mechanical Engineering, 14-3(2014), pp. 376-382.
- 7) Hideaki Abe, Munekatsu Furugen: Method of evaluating workability in cold pilgering. Journal of Materials Processing Technology, 212-8(2012), pp. 1687-1693.
- 8) Hideaki Abe, Takashi Nomura, Yuuya Kubota: Lubrication of tube in cold pilgering. Journal of Materials Processing Technology, 214-8(2014), pp. 1627-1637.
- 9) Takuma Kishimoto, Shiori Gondo, Kosuke Takemoto, Kenichi Tashima, Shinsuke Suzuki: Conditions for Wall Thickness Reduction in Hollow Sinking of SUS304 Tubes With Drawing Speed Control in Entrance and Exit Sides of Die. J. Manuf. Sci. Eng., 141-11(2019), 111008.
- 10) Q.H. Bui, R. Bihanta, M. Guillot, G. D'Amours, A. Rahem, M. Fafard: Investigation of the formability limit of aluminium tubes drawn with variable wall thickness. Journal of Materials Processing Technology, 211 (2011), pp. 402-414.
- 11) GangFang, Wei-jiangAi, SanderLeeFlang, JurekDuszczyc, JieZhou: Multipass cold drawing of magnesium alloy minitubes for biodegradable vascular stents. Materials Science and Engineering: C, 33-6(2013), pp. 3481-3488.
- 12) R.Bihanta,Q.H.Bui, M.Guillot, G.D'Amours, A.Rahem, M.Fafard: Application of a new procedure for the optimization of variable thickness drawing of aluminum tubes. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 5-2(2012), pp. 142-150.
- 13) Jinn-Jong Sheu Su-Yi Lin Cheng-Hsien Yu: Optimum Die Design for Single Pass Steel Tube Drawing with Large Strain Deformation. Procedia Engineering, 81(2014), pp. 688-693.
- 14) Jabbar Gattmah, Fahrettin Ozturk, Suha K. Shihab , Sadettin Orhan: Influencing the residual stresses in tubes drawn with a floating plug by changing tool parameters.

## 参考文献

- Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 44-298 (2022).
- 15) Takashi Kuboki, Keigo Nishida, Tomohiro Sakaki, Makoto Murata: Effect of plug on levelling of residual stress in tube drawing. *Journal of Materials Processing Technology*, 204-1–3(2008), pp. 162-168
  - 16) D. B. Karanjule, S. S. Bhamare, T. H. Rao: Determination of the Optimal Reduction Ratio for Least Springback during Cold Drawing of Seamless Tubes. *Journal of Applied and Computational Mechanics*, 4-4 (2018), pp. 275-285.
  - 17) Karnezis, P., Farrugia, D: Study of cold tube drawing by finite-element modelling. *Journal of materials processing technology*, 80(1998), pp. 690-694.
  - 18) Kazunari Yoshida, Hiroaki Furuya: Mandrel drawing and plug drawing of shape-memory-alloy fine tubes used in catheters and stents. *Journal of Materials Processing Technology*, 153–154-10(2004), pp.145-150.
  - 19) S.W.Kim, Y.N.Kwon, Y.S.Lee, J.H.Lee: Design of mandrel in tube drawing process for automotive steering input shaft. *Journal of Materials Processing Technology*, 187–188-12(2007), pp. 182-186.
  - 20) J.-F.Béland, M.Fafard, A.Rahem, G.D'Amours, T.Côté: Optimization on the cold drawing process of 6063 aluminium tubes. *Applied Mathematical Modelling*, 35-11(2011), pp. 5302-5313.
  - 21) A.C. Seibi, I. Barsoum, A. Molki: Experimental and Numerical Study of Expanded Aluminum and Steel Tubes. *Procedia Engineering*, 10(2011), pp. 3049-3055.
  - 22) J.P. Magrinho, G. Centeno, M.B. Silva, D. Morales-Palma, C. Vallellano, P.A.F. Martins: Process window of tube-end inversion: experimentation and numerical analysis. *Procedia Manufacturing*, 41(2019), pp. 944-951.
  - 23) Yuung-Hwa Lu: Study of tube flaring ratio and strain rate in the tube flaring process. *Finite Elements in Analysis and Design*, 40-3(2004), pp. 305-318.
  - 24) Ali. Mirzai, Ken-ichi Manabe, Taihei Mabuchi, Deformation characteristics of microtubes in flaring test. *Journal of Materials Processing Technology*, 201-1-3(2008), pp. 214-219.
  - 25) Takashi Kuboki, Michiaki Ishikawa, Shohei Kajikawa, Makoto Murata: An extrusion method of tube with spiral inner fins by utilizing generation of spiral outer fins/grooves. *CIRP Annals*, 67-1 (2018), pp. 305-308
  - 26) Kazumasa Iizuka, Shohei Kajikawa, Takashi Kuboki: Effect of Contact Area on Formability in Rotary Flaring Using Conical Punch with Groove. *COMPLAS XVI*, 592(2021)
  - 27) Omar S. Al-Abri, Tasneem Pervez: Structural behavior of solid expandable tubular undergoes radial expansion process – Analytical, numerical, and experimental approaches. *International Journal of Solids and Structures*, 50-19(2013), pp. 2980-2994.

## 参考文献

- 28) Alessandro Scattina, Massimiliano Avalle: Analysis of the mechanical expansion process of thin-walled tubes for air heat-exchanger production. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 236-11(2022), pp. 1453–1465.
- 29) Shohei Kajikawa, Hikaru Kawaguchi, Takashi Kuboki, Isamu Akasaka, Yuzo Terashita, Masayoshi Akiyama: Tube Drawing Process with Diameter Expansion for Effectively Reducing Thickness. Metals, 10(12) 2020, pp. 1642.
- 30) S. Kajikawa, H. Kawaguchi, T. Kuboki, I. Akasaka, Y. Terashita and M.Akiyama: Finite element analysis of tube drawing process with diameter expansion. (COMPLAS 2019 Conference proceedings 2019) , pp. 48-58.
- 31) S. Kajikawa, H. Kawaguchi, T. Kuboki, I. Akasaka, Y. Terashita and M.Akiyama: Experimental Investigation of Tube Drawing Process with Diameter Expansion. TUBEHYDRO 2019 Conference proceedings (2019) pp. 67-74.
- 32) 張 世良, 川口 光, 久保木 孝, 赤坂 勇, 寺下 雄三, 秋山 雅義, 梶川 翔平: 拡管型抽伸加工における成形性に及ぼすプラグ半角の影響. 63(2022), pp. 174-179.
- 33) 日本塑性加工学会 : 引抜き加工-基礎から先端技術まで. コロナ社(1990), pp. 6-23.