

目・本誌

『継目無鋼管の品質向上に
関する塑性加工学的研究』

昭和61年11月

和	984677
---	--------

三 原 豊

報告番号	7 第 3149 号
------	------------

目 次

第1章	緒 言	1
§ 1-1	はじめに	1
§ 1-2	継目無鋼管の製造法と製造技術上の問題点	2
§ 1-3	継目無鋼管に要求される性質	3
§ 1-4	本論文の目的と内容	7
第I編	継目無鋼管の形状精度	20
第2章	マンネスマン穿孔における形状精度	20
§ 2-1	はじめに	20
§ 2-2	実験条件	22
§ 2-3	偏肉発生の要因分析	22
§ 2-4	肉厚精度向上の方策	26
§ 2-5	ディスクシューピアサ穿孔における外径予測	27
2・5・1	外径予測式の作成	27
2・5・2	実機への適用	28
§ 2-6	まとめ	29
	Appendix 1 傾斜ロール圧延の解析	30
第3章	3ロールエロンゲータ圧延における形状精度	51
§ 3-1	はじめに	51
§ 3-2	偏肉の矯正	53
3・2・1	実機による結果	53
3・2・2	実験機による結果	54
3・2・3	偏肉矯正特性の解析	56
3・2・4	偏肉発生要因	59
§ 3-3	外径精度	60
3・3・1	フレアの発生	60
3・3・2	外径予測	63
§ 3-4	マンドレルバーリトラクト方式の圧延諸特性	64
3・4・1	実験方法	64
3・4・2	実験結果と考察	64
§ 3-5	まとめ	68
第4章	マンドレル圧延における肉厚精度	115
§ 4-1	はじめに	115
§ 4-2	鉛を用いた圧延実験	116

4・2・1	実験方法	116
4・2・2	実験結果と考察	116
4・2・3	実験結果のまとめ	120
§ 4-3	単スタンド圧延モデル解析	121
4・3・1	基礎方程式	121
4・3・2	数値計算	126
4・3・3	計算結果	128
4・3・4	まとめ	130
§ 4-4	連続圧延の総合特性	131
4・4・1	基礎方程式	131
4・4・2	静的特性解析	132
4・4・3	動的特性解析	135
4・4・4	実機での肉厚制御への適用	139
a)	フルフロートマンドレルミルでの肉厚制御	139
b)	リストレインドマンドレルミル での肉厚制御	139
4・4・5	まとめ	141
§ 4-5	まとめ	143
	Appendix 2 マンドレル圧延の簡易圧延解析	143
第5章	ストレッチレデュース圧延における形状精度	187
§ 5-1	はじめに	187
§ 5-2	内面角張り発生機構の実験的解析	188
5・2・1	真円カリバー圧延による角張り発生	188
5・2・2	楕円カリバー圧延による角張り発生	189
5・2・3	引抜きの場合の角張り発生	189
5・2・4	圧延における前方、後方張力の 角張りへの影響	189
§ 5-3	剛塑性有限要素法による角張り解析	190
5・3・1	基礎方程式	190
5・3・2	要素分割	191
5・3・3	境界条件	191
5・3・4	解析結果	191
§ 5-4	まとめ	193

第Ⅱ編 継目無鋼管のきずとその発生の防止	212
第6章 マンネスマン穿孔法において発生するきず	212
§6-1 はじめに	212
§6-2 実験方法	213
§6-3 実験結果	213
6・3・1 素材の加工性	213
6・3・2 きずの形態分類	214
6・3・3 工具損傷	215
§6-4 きずの発生機構と防止対策	216
6・4・1 回転鍛造部において発生するきず	217
6・4・2 主圧延部において発生するきず	220
6・4・3 温度低下による加工性の低下	221
§6-5 高合金穿孔用工具の開発	222
6・5・1 プラグ	222
6・5・2 ガイドシュー	223
§6-6 まとめ	223
第7章 押出しにおけるきず発生に対する解析的考察	245
§7-1 はじめに	245
§7-2 解析方法	246
§7-3 解析結果	247
§7-4 損傷発生に関する考察	249
§7-5 まとめ	250
第8章 結 言	264
謝辞	268

第1章 緒言

§1-1 はじめに

日本鉄鋼業は、良質で安価な鋼材を安定的に供給し続けた事により、国内では鋼材を基礎資材とする諸産業の発展に寄与し、輸出面では外貨獲得に貢献して、我が国のリーディング・インダストリーとして、自らの生産を急速に拡大しつつ、経済成長の基礎を築いた。日本の粗鋼生産は、敗戦により、昭和21年には67万トンに落ち込んだが、戦後復興とともに昭和28年には803万トンと、戦前のピークを越えるまでに回復した。その後、急速な需要拡大を背景に、相次ぐ合理化、設備拡張を行い、飛躍的に生産量を伸ばしてきた。日本における粗鋼生産量の推移を、1-1 図に示す¹。図に見られるごとく、1960年代から1970年代前半、日本の経済高度成長時代には鉄鋼の生産量も大幅に伸び、1973年にはこれまでの粗鋼生産の最高記録である1億2千万トンに達した。このように急速な粗鋼の増加により、1959年にはフランスを、1961年にはイギリスを、1964年にはドイツを、1980年にはアメリカを追い抜き、世界第2位の製鉄国となった。しかし、1973年のオイルショックを契機に世界経済は停滞し、鉄鋼生産量の伸びもこのとしを最高に頭打ちとなった。その後、1979年の第2次オイルショックにより、1億Ton を割る所まで減少することとなった。

このような鉄鋼業の中であって、鋼管の生産量も、日本経済の高度成長時代には、全鉄鋼生産の伸びと歩調を合わせ順調に伸びてきた。また、特に、エネルギー産業に強いつながりを持つ鉄鋼は、他の鉄鋼製品とは異なり、1次、2次のオイルショックによる世界経済の下降にも拘らず、1-2 図にしめすごとく²、その生産量を順調に伸ばしてきた。1983年以降の不況により、その生産量は減少しているものの、鋼管生産量の全粗鋼生産量に占める割合も、10%を越えるようになった。

日本で生産される鋼管は石油関連製品が多く、近年、特にその輸出比率が高くなり、1956～1960年に15%程度であったが、1978～1980年には、50%を越えるまでになった³。この間日本は世界における鋼管供給基地の役割を果たすと共に、ここ十年、鋼管製造技術開発の中心国として、その地位を確率するまでになった。これは、需要家の要望に応じた製品を、忠実に製造するための技術を開発し、さらに新製品開発に力を注ぎ、生産コストの低減と安定技術の確保に務めてきたことに因るものと考えられる。この間、日本における鋼管生産量の伸びは著しく、世界ではソ連について2位の位置を占めるに至った³。

鋼管はその製造法から、継目無鋼管、U.O.E.鋼管、スパイラル鋼管、電気抵抗溶接鋼管、

鍛接鋼管の5種類に分類される。図1-3 に、1976年、1981年の我が国における鋼管の製法別生産比率を示す。継目無鋼管の比率は、21.7%から32.8%、さらに1984年には36.4%と増加している。図1-4 に各製法における用途別生産比率を示す。図に見られるごとく、継目無鋼管、U.O.E.鋼管は、石油生産に強いつながりを持っていることが分かる。継目無鋼管では、OCTG、ラインパイプで約60%を占めており、U.O.E.鋼管では、ラインパイプで約80%を占めている。このため、特にこれら鋼管は、油田開発と深い関係を持っており、その生産量はもとより、製品品種、性能も油田の開発、油田の種類、原油の種類に左右される。

一般に、これらの鋼管のうち継目無鋼管は生産量のみならず高級管の生産でも重要な位置を占める事がわかる。

§1-2 継目無鋼管の製造法と製造技術上の問題点

継目無鋼管の製造プロセスは大別して二つに分類される。一つは、マンネスマン穿孔後、種々の圧延機により管に圧延される方式と、プレス穿孔後熱間押し出しにより仕上げられる方式である。図1-5 に製造法の歴史的経過を示す。

1885年マンネスマン兄弟により傾斜穿孔法が発明されてから種々の圧延法が発明され、マンネスマン圧延プロセスとして発展した。これに対し、非鉄押し出しプレスとして用いられていた方法が、ガラス潤滑の発見により1950年ユージーンセジュールネ法として、鉄鋼の押し出しへの応用が可能となり、熱間押し出し法が誕生した。

表1-1 に、代表的な製造プロセスとその特徴を示す。表にみられるごとく、押し出し法は一般に難加工性材料の製造に、また、マンネスマン法は大量生産に適した方法である。

継目無鋼管製造において考慮すべき重要な点を、表1-2 に示す。重要な点の一つとして、製品の品質の向上に対する製造技術があげられる。製品に要求される品質は時代の変遷とともに大きく変化し、常に高級化、高精度化の傾向をたどってきており、滞る事なく新しい要求が生まれ、常に技術の改善が求められてきた。二つめの点として、省資源、省エネルギーの立場より見た経済性の向上があげられる。ここでは、歩留まりの向上、省エネルギー技術が中心となる。これは、要求される製品を安価に作り込む技術であり、企業競争力をつける上で欠くことの出来ない技術となる。第三に取り上げられるものは生産性向上である。これは、省力化を中心として、圧延プロセス、検査の自動化、オンライン化が具体的な対象となり、少ない人員により確実に優れた製品を作り出す技術である。

このうち、製品側の要求にこたえる技術、すなわち、製品品質の向上は継目無鋼管製造技術の根幹部分に拘わる問題である。

§1-3 継目無鋼管に要求される品質

継目無鋼管の主な用途は、先述のごとく油井管であるが、その他主要な用途としてラインパイプ、原子力用管、化学用管、構造用管などがあげられる。油井管においては、2回に亘る石油ショックにより、それまで積極的に開発されなかった、深井戸、Off Shore 油井、および、サワーガス環境油井など苛酷な条件下での油井掘削が積極的に行われるようになり、これに適した油井管の開発が重要な意味を持つようになった。ラインパイプでは、極寒地への敷設、腐食性流体の輸送、ボイラー管においては超臨海ボイラーの実用化、原子力では軽水炉の普及、構造用としては大型海上リグ、極寒地での使用等、使用条件の苛酷化、高度化が進んでおり、益々鋼管に対する高性能化、高信頼性に対する要求が高まってきた。このような情勢下において継目無鋼管に要求される品質も変化し、これに対応する技術も開発されてきた。表1-3 に継目無鋼管に要求される品質と、これまでにとられてきた技術的対応策を示す。

これら、製品品質上要求される項目を、製造技術上の問題として分類すると、主として次の二項目となる。

- 1) 肉厚精度、外径精度の良い管を製造する。
- 2) 加工性の悪い素材高合金鋼を、きず、欠陥なく管に製造する。

これら二点については、古くより問題にされながら、これまで現場的な技術により対応されてきたため、基本的な問題であるにも拘らず、系統的に取り扱われた例は少なかった。これは、継目無鋼管製造プロセス～特に圧延プロセス～が、複雑なプロセスの組み合わせであり、研究としてよりも現場技術が先行しすぎたため、研究対象として取り上げられる事が少なかった為と考えられる。

1) 形状精度

継目無鋼管の形状精度は、肉厚精度と外径精度に分類される。一般に、外径精度は仕上げ圧延機のみにより制御が可能なることから製品精度として問題になることは少ない。これに対し、肉厚精度は、圧延の各々の段階でその圧延に特徴的な肉厚変動を発生させるばかりでなく、一旦肉厚精度が悪化すると、その矯正は困難であるため、製品精度として問題になることも多い。

肉厚精度向上の要求は管を強度部材例えばケーシングに使用する場合、外圧によるクラップスが問題となるが、この設計にあたっては肉の薄い部分が設計の基準となるため肉厚精度の悪い分、不必要に厚い管を使用する事となる。また配管用についても同様の問題がある。素材費低減のため、設計基準を厳しく定める上から、特にステンレス、高合金の如く材料費の高価なものについては肉厚精度の向上に対する願望が強くなっている。この種の問題は古くよりあり、常に製造技術の一步先を行く願望がつきつき出されている。

メカニカル用として2次加工される場合、例えば曲げ、バルジ加工押抜け等の如き塑作変形が加えられる場合、肉厚に不均一があれば変形も不均一となり、加工後の形状確保を困難にしている。また、突合わせ溶接を行なう場合、形状が悪いと内外面に段付が発生し、溶接部強度に悪影響を与えている。他方、古くは、継目無鋼管には溶接部継目がないため信頼性が高いとの事で、肉厚精度に対しては甘い所があった。しかし、最近では溶接管溶接部の品質も格段に向上し、継目無鋼管に対する強力な競争相手となり、溶接管の肉厚精度との競争を強られている。

継目無鋼管の製造法は、先述の如く板材に比べ加工工程が多い上に、その加工形態も複雑で、尚且つ、苛酷な条件下で加工される事が多い。そのため、圧延により得られる継目無鋼管の肉厚精度は、板材に比べ低い。たとえば、圧延、穿孔に用いられる工具は、その表面温度が千数百度に達する上に面圧も高く、摩耗、損傷が発生しやすい。これに加え、特に作業開始時、穿孔、圧延の一本毎に工具温度、潤滑条件が変化し、製品精度に大きな影響を与えている。また、オンラインで肉厚の測定が精度良く行えない事、連続圧延ではスタンド間張力の測定が出来ない事等、測定機器分野の能力不足に起因する要因も大きい。それ故、これまでの規格では、板材に比べその要求精度は低く、JIS,API、では、通常 $\pm 12.5\%$ の肉厚精度が基準となり、メカニカルチューブの特殊な用途で $\pm 8.0\%$ 程度のものであった^{7,8}。しかし、近年肉厚精度に対する要求も厳しいものとなり、比較的大量管においても肉厚精度 $\pm 5\%$ の要求が見られるようになってきた。これに対処するため圧延技術^{9,10}、制御法^{11,12}、測定技術^{13,14}の開発等が進められ、着実に精度の向上が計られてきた。

継目無鋼管に生ずる肉厚変動は、長手方向と円周方向の肉厚変動に分類される。肉厚精度を向上させるためには、個々の圧延工程において、それぞれ肉厚の変動するメカニズムを解明し、その変動抑制方法、制御方式を検討しなければならない。表1-5に、ピース内の平均肉厚及び円周、長手方向肉厚変動にかんし、発生要因、制御法についてまとめた。

平均肉厚とは、管一本毎の全長、全周にわたる平均的な肉厚であり、肉厚を圧下するロールとプラグ、またはロールとマンドレルバーの間隙により決定される。例えば、熱膨張、摩耗によりプラグ、マンドレルバーの外径が変化したり、ピアサープラグの位置が変化した場合、ミル剛性の見積もりが間違っていた場合などに、管一本毎の肉厚変動として現れる。この変動の制御には、ビレット単重、管外径、管長さより平均肉厚を予測して、伸び長さを制御する方式が採られており、特に仕上げ圧延機にこの方法が広く採用され実績も挙げてきた。この方式は、1本目の情報を2本目の圧延条件にフィード・バックするものであり、継目無鋼管圧延における、肉厚制御法の基本的な方式である。なお、伸び長さ制御では、管の肉厚をフィードバックする際のモデル式の精度が、この方式の精度を支配するため精度の高いモデル式を作成する事が必要となる。

長手方向肉厚変動は、1本の管を圧延中に、圧延条件が変動する為に生じる。たとえば、管温度の長手方向分布、プラグ、マンドレルバーの温度上昇、管前後端部の非定常圧延による張力変動等が、大きな要因として上げられる。ピアサー、エロンゲータで発生するこの種の変動は、管温度の長手方向分布を取り入れる努力がなされているものの、その他の要因については制御が困難である。これにたいし、最近、マンドレルミル、レデューサなどの連続ミルでは、この制御法が研究され、少しずつ実機で適用され始めている^{15, 16}。

しかし、円周方向の肉厚変動（偏肉）に関しては、その発生要因もまだ不明な点が多く、今までに報告された例も少ない。また長手方向肉厚変動と、同様に、偏肉制御方式の検討が重要な課題であるが、現状では偏肉発生要因の解明が不十分であることに加え、オンラインでの偏肉検出技術^{13, 15}が開発途上にある為、偏肉のフィード・バック制御は実際上不可能に近いと言わざるをえない。従って、円周方向の肉厚精度を向上させるためには、個々の圧延過程における偏肉発生メカニズムを解明し、偏肉精度悪化要因を取り除く事が肝要となる。これらの対策を講じても不可避免的に生じる偏肉に対しては、圧延機として偏肉を矯正できる特性を有するもの¹⁷を使用し、積極的に偏肉を改善することが必要となる。

2) 継目無鋼管製造時に発生するきず

次に第2項に対する問題点を継目無管使用の約40%を占める石油採掘関連を例にとりて説明する。第二次石油オイルショック以来、石油採掘条件が苛酷化している事は先述の通りである。例えば(1) 深層および高圧油井、(2) 硫化水素ガスおよび炭酸ガスを多く含んだ油井、(3) 海底油井、(4) 極寒冷地油井の開発が上げられる⁵。これらの中で特に要求

れるのは、高温腐食環境下での使用に耐える油井管の開発であり、高Cr，高Ni合金の開発が注目されている。米国クライマックス社の調査によると、油井管分野で20%以上のCrを含む高合金管の需要は、1973～1983年の10年間で実績として約8,000Tonしかなかったのに対し、1984年は1年間で7,000Ton、1987年には20,000Tonにも及ぶ需要があると予測されている。また1977～1985年までの材種別製造実績を見ると図1-6に示される如くである。22Crに代表される二相系ステンレス鋼が最も多く、高Ni合金についても相当量の実績があることがわかる。それでは今後石油採掘関連でどの程度の高合金が必要とされるのであろうか。図1-7に今後現れるであろう油井環境とそれぞれの環境に適している合金材種を整理して示す¹⁰。これによれば、CO₂分圧が数気圧のもとでH₂S分圧が10気圧、温度300摂氏以上の環境が最も厳しく、ここでは25Cr-52Ni-7Mo (Hastelloy C-276相当)が必要になるものと予測されている。同様のデータより寸法別の需要実績をみると、図1-5に示す如くチュービングからケーシングのサイズまで幅広くあり、今後さらに大径のものが要求される可能性も高い。

その他、エネルギーおよび化学分野におけるステンレス、および高合金管の需要動向を表1-4に合わせ示す。図1-9には第二次エネルギー分野における将来の需要のうち、ステンレスおよび高合金管の占める割合を示す。これらによれば、ステンレスおよび高合金管の需要は今後ますます伸びるものと予測される。

しかしながら、これらの合金鋼は普通鋼に比べ加工性が悪く、多くの場合、熱間押出法といった生産能率が低く、生産コストの高い方法により製造されてきた。今後、ステンレスをはじめとした高合金管の需要の伸び、およびそれらの大径サイズ製造への対応を考える場合、熱間押出法のみならず、幅広いサイズの大量生産が可能なマンネスマン方式等、他の製造方式も含めて最適なものを採用していくべきものとする。特に量的に多い二相系およびオーステナイト系のステンレス鋼については、熱間押出法に比べ生産コストの低いマンネスマン方式での製造が強く望まれる。

他方、これら高合金管は素材コストが高く、コスト低減の面からクラッド管に対する要望も根強いものがある。また、管内外面に機能の異なる性能を要求される場合も少なく、この面からもクラッド管に対する要望が高くなっている。しかし、これらクラッド管の製造は高合金製造より、さらに難度が高く、熱間押出においても問題となる事が多い。

§1-4 本論文の目的と内容

以上の議論により継目無鋼管に要求される点、および製造上の問題点が明確になった。この論文では、第Ⅰ編において形状精度の問題を取りあげ、第Ⅱ編ではきず発生の問題について言及する。

第Ⅰ編においては、表1-1、図1-5に示す如く多くの継目無鋼管製造プロセスのある中で、大量生産ミルの中心となってきたマンネスマン—マンドレルプロセスを取りあげ、この一貫したプロセスにおける形状精度の向上について述べる。取り上げたプロセスの詳細を図1-10に示す。このプロセスは、マンドレル圧延プロセスの中でも、肉厚精度、生産性、省エネルギー、表面性状の向上を計った新しいマンドレル圧延プロセスになっており、各穿孔、圧延ミルは図中に示す如き特徴を持っている。

加熱炉よりでたビレットはディスクシューピアサ—3ロールエロンゲータ—リストレインド・マンドレルミル—レデューサ（サイザ）を通り所定の管に仕上げられる。このプロセスにおいても前節で述べた如く製品として問題となるのは外径精度よりも肉厚精度が主であり肉厚精度を中心に検討した。

ピアサー、エロンゲータは傾斜ロール方式であり、この段階で特に問題となるのが円周方向断面内に発生する偏芯性偏肉である。また、マンドレル圧延では長手方向の肉厚変動、肉厚制御方式およびロール孔形（カリバー）設計の基礎理論が問題となっている。それ故、この編では以下の如き内容に沿って検討を加えた。

第2章 マンネスマン穿孔における形状精度

熱間の穿孔実験機および実機テストにより、偏肉の発生する原因を分析し、この発生を抑制する方法を検討すると共に、新ロール形式による偏肉精度向上方法を考案し、この効果を実験ミルで検証した。

外径予測式を実験からの回帰式により求め、セットアップモデル、フィードバックモデルの基礎式を検討した。

第3章 3ロールエロンゲータ圧延における形状精度

肉厚精度を向上させる上で、優秀な性能を有する3ロールエロンゲータではあるが、薄肉管の圧延において、致命的な欠陥がある。この問題を解決するため、3ロールエロンゲータの圧延特性を実機ミル、実験圧延機により詳細に調査した。その結果より、この対策としてバーリトラクト圧延方式を提唱し、この方式が有効である事を実験ミルのテストにより確かめた。当方式を実ミルに適用する場合を考え、バーリトラクト圧延の圧延諸特性

を調査したした。

また、当ミルの持つ偏肉矯正効果を基礎的に解析し、矯正効果と圧延条件を結びつける解析モデルを作成し、偏肉矯正効果を最大限に発揮させる操業条件を与える基礎を検討した。

また、ここにおいても穿孔の場合と同様の目的で、精度の高い外径予測式を実験からの回帰により作成した。

第4章 マンドレル圧延における肉厚精度

マンドレル圧延で発生している諸問題の解析、連続圧延特性の解析をする上で、その基礎となる単スタンド圧延の諸特性を知る必要がある。しかし、これまで単スタンド圧延の特性は十分に解析されていなかった。ここでは、単スタンド圧延特性を(a)鉛をモデル材料とする実験圧延機により実験的に求めると共に、(b)3次元的に複雑な変形をするマンドレル圧延の3次元理論解析を行ない、単スタンド圧延において発生する現象を詳細に解析した。次に、これら単スタンド圧延諸特性を用い、マンドレル圧延の連続圧延特性解析を行った。解析は(a)静的特性解析により、定常圧延時の連続圧延特性を解析し、(b)動的特性解析により、非定常時の圧延特性を解析した。これら結果より最適な圧延形式の検討、圧延の制御方式の検討を行ない、これら結果を実機ミルに適用し、その有効性を確かめた。

第5章 ストレッチレデューサ圧延における形状精度

ストレッチレデューサ圧延では、厚肉化と共に問題の大きくなる内面角張りの問題につき検討した。これまで角ばりについて定性的な検討はなされてきたが、定量的結果を与えるものではなく、単スタンドでの基礎圧延特性すら明確にはされていなかった。ここでは前方後方により自由に張力のかけられる鉛実験圧延機により、単スタンド圧延時に発生する内面角張り現象を詳細に調査し、続いて剛塑性有限要素法解析により、定量的に角張りを解析し、これにより単スタンド圧延で発生する角張りの諸特性を検討した。

第II編においては、合金鋼の製造時に問題となるきずの発生につき、マンネスマンプロセスと熱間押出プロセスについて検討した。

第6章 マンネスマン穿孔法において発生するきず

大径の合金鋼を押出法で製造する場合、要求される押出し力が飛躍的に増大し、現状の押出機では製造が困難となる。そこで、マンネスマン方式による大径の高合金管製造につき検討した。大径の場合、マンネスマン—プラグミル方式が対象となるが、このプロセス

で合金鋼を製造する場合、製品として致命的なきずの発生は、加工の厳しい穿孔過程であり、この段階において致命的なきずの発生がなければ、後工程において発生するきずは対処可能であり、大きな問題とはならない。そこで、ここでは、合金鋼を穿孔中に発生するきずを対象として取り上げ研究を実施した。研究にあたってはディスクシューを用いた実験穿孔機により多種類の合金鋼を穿孔し、この時に発生するきずを分類し、その発生防止対策を検討すると共に、工具の損傷についても調査した。そして、マンネスマン穿孔により合金鋼を穿孔する場合の最適穿孔条件を決める方法を検討し、この穿孔法により、どの程度の合金まで穿孔が可能となるかを確かめた。また合金鋼穿孔に適した工具の材質、表面処理について検討した。

第7章 熱間押出におけるきず発生に対する解析的考察

熱間押出法は、難加工材の加工に適した方式ではあるが、この方式を用いてもなおかつ、加工が困難な材質の製品に対する要望も出てきた。また前節で述べた如く、クラッド管に対する要望も高まっており、熱間押出法でも対応の困難なものが多くなってきている。そこで、ここでは、最初に熱間押出時の応力、歪状態を詳細に解析できる理論解析プログラムを作成し、この結果と、三次元応力場での破壊条件式を組合せ、理論的にきず発生の有無を検討する基礎的なモデルを考えた。次にこの解析法を用い(a)最適な押出形式(間接押出、直接押出等)の検討、(b)最適押出条件(潤滑、ダイス形状等)の検討、(c)クラッド材の押出条件(素材肉厚比、変形抵抗比等)の検討を行った。

以下にこれら研究により得られた詳細を記述する。

第1章 参考文献

- 1) 日本鉄鋼連盟 鉄鋼統計委員会;鉄鋼統計要覧, (1961~1985)
- 2) 望月; 日本鉄鋼協会 西山記念講座 第112,113回,「鋼管の製造技術の現状と将来」, (1986), p147
- 3) 日本鉄鋼連盟; 鉄鋼界報 第1368号 (1985)
- 4) 三原; 最新塑性加工要覧、(1986) p160, 日本塑性加工学会
- 5) R.N.Tuttle; Proc. 3rd. Int. Conf. Steel Rolling, "Techn. of pipe and tube and thier application", (1985) p42, ISIJ
- 6) 西岡; 鉄と鋼 , (1985) 3、p190
- 7) JIS規格
- 8) API Production Department 5A,5AC 他
- 9) Mihara et. al.; Romp III, Kyouto, (1084), p363, Pergamon Press
- 10) 三原 他; 昭和59年塑性加工講演会論文集, (1984), p525
- 11) 林 他; 塑性と加工 , 24-273(1983), p1079
- 12) Y.Sayama et.al.,; Kawasaki Steel Tech. Report, 4(1981), p1
- 13) Y.Funyu et.al.; ibid., p14
- 14) 山田 他; 鉄と鋼 , 70(1984) 9 , p1131
- 15) C.Hayasi et., al.; Proc. 1st. Int. Conf. Techn. Plasticity, Tokyou (1984) vol. II , p1254
- 16) 山田 他; 鉄と鋼 , 70 (1984) 13, S1153
- 17) 吉原 他; 鉄と鋼 , 66 (1980) 11, S999
- 18) A.Ikeda et.al.,; API Symposium, June (1977)
- 19) 依田 ; 鉄と鋼 , 7 (1979) 6, p725

表1-1 継目無鋼管鋼管の製造プロセスとその特徴

方式	工程と特徴
プラグ ミル法	丸鋼→加熱炉→第1ピアサ→第2ピアサ →プラグミル→リーラ→サイザ 1) 能率が良く大量生産に適する。 2) 製造可能寸法, 品種が広い。 3) 製造可能寸法 外径 34~406mm 肉厚 3.2~50mm
アッセル ミル法	丸鋼→加熱炉→ピアサ→アッセルミル →サイザ→ロータリーサイザ 1) 厚肉管製造に適する。 2) 内外面肌が良好。 3) 偏肉精度が特に良い。 4) 製造可能範囲 外径 50.8~200mm 肉厚 5.0~35.0mm
マンドレ ルミル法	丸鋼→加熱炉→ピアサ→エロンゲータ →マンドレルミル→レデューサ 1) 高能率で大量生産に最適である。 2) 内外面肌が良好である。 3) 偏肉率が良好である。 4) 製造可能範囲 外径 25.4~340mm 肉厚 3.0~25.0mm
熱間押出法	丸鋼→加熱炉→穿孔プレス →押出プレス 1) 高合金鋼など, 加工性の悪い 合金の製造も可能である。 2) 異形管, 形鋼の製造も可能である。 3) 普通鋼管の多量生産には 能率面か ら競争力が弱い。 4) 製造可能範囲 外径 25.4~280mm 肉厚 3.0~50.0mm

表1-2 継目無鋼管製造上の課題

<p><u>製品側の要求</u></p> <p>(高)合金鋼管</p> <p>性能向上 --- 強度, 衝撃値, 残留応力, etc.</p> <p>精度向上 --- 肉厚, 外径,</p>
<p><u>経済性の向上</u></p> <p>歩留向上</p> <p>精度向上</p> <p>クロップ減少 --- 精度向上に反する要求</p> <p>省エネルギー</p> <p>プロセス全体 --- DQ採用, 再熱炉省略プロセス</p> <p>個々の加熱炉の効率向上</p>
<p><u>生産性向上</u></p> <p>自動化 --- 圧延プロセスのコンピュータ制御</p> <p>検査 (NDI, NDT, 各種計測)</p> <p>精整までのオンライン化</p>

表 1・3 継目無鋼管の品質

管 種	使用条件及び要求性能	技 術 的 対 応 策
油 井 用 鋼 管	H ₂ S ガス雰囲気	耐SSCC性 組織、機械的性質の均一化 (Cr-Mo鋼)
	CO ₂ ガス雰囲気	高Cr鋼 (9Cr鋼) (13Cr鋼) 二相ステンレス鋼
	CO ₂ /H ₂ S/Cl ⁻ 雰 囲 気	高Ni,高Cr鋼 (20Cr-30Ni-6Mo 25Cr-50Ni-6Mo等)
メカニカル チューブ	高寸法精度	外径精度,肉厚精度,内径精度 向上及び偏肉向上等
	加工性良好	切削性向上 洗浄度の向上 塑性加工性の向上
ボイラー チューブ	熱伝導性向上	異形管(内面ライフル等)
	高温強度大 高温酸化少	高Cr鋼(9Cr-2Mo鋼) 細粒化鋼(TP347目鋼) クロマイズド 特殊ステンレス鋼 (25Cr-20Ni-Nb 17Cr-14Ni-Cu-Mo等)

表 1・4 エネルギー、化学分野における今後の高合金管需要予測

用 途	環 境	材 種	サイ ズ	需 要 量
超臨界圧ボイラ過熱,再熱器管 原子力高速炉の燃料被覆管	550~700℃	SVS 304(18Cr-8Ni)	小 径	石油減 石油やや増
		SVS 321(18Cr-11Ni)	(例 38.1φ×4.5t ~63.5φ×8.5t)	やや増
		SVS 316(18Cr-12Ni)		
原子力発電用蒸気発生管 熱交換器 高温化学工業用	800~900℃	SVS 310(25Cr-20Ni)	小 径	"
		Incoloy800(20Cr-32Ni)	大径(例 168φ×9t ~406φ×13t)	"
石炭液化,ガス化,還元ガス製造 脱窒,脱硫,など公害防止産業	900~1000℃	25Cr-20Ni相当	全 般	"
			"	
石油化学 1000℃以上 のさらに高温・高圧分野 原子力		Hastelloy X Incoloy X 相当 Waspaloy	大 径	"
			小 径	"
地熱発電用 蒸発管 ケーシング	350℃,Cl ⁻ SO ₄ ²⁻ -腐食雰囲気	SVS304 2相系,高Ni系	小 径	増
			全 般	

表1・5 肉厚変動発生と制御方法

変動項目分類	肉厚変動要因	制御方法及び対応策
平均肉厚変動	1. ブラグ, マンドレルバーの熱膨張, 摩耗による径変化 2. マンドレルバーの熱膨張によるブラグ位置の変化 etc.	<ul style="list-style-type: none"> ・ピレット単重, 外径, 長さ測定により平均肉厚予測 → 伸び長さ制御
長手方向肉厚変動	1. ピアサ, エロンゲータ <ul style="list-style-type: none"> ・ピレット長手方向温度分布 ・ブラグ, マンドレルバーの圧延中温度変化 ・マンドレルバーの熱膨張によるブラグ位置変動 2. マンドレルミル, サイザ等 <ul style="list-style-type: none"> ・素管長手方向温度分布 ・バー圧延中の温度変化 ・バーの摩耗分布 ・スタンド間力の変動 	1. に対しては制御困難 2. に対して <ul style="list-style-type: none"> ・マンドレルミルでの張力制御, 圧下制御 ・マンドレルバーの速度拘束 ・レデューサの前後端クロップ減少のため回転数制御, 素管の前後端薄肉化
円周方向肉厚変動	1. ピアサ, エロンゲータ <ul style="list-style-type: none"> ・ピレット素管偏熱 ・ブラグ形状精度 ・バーの振れ回り 2. マンドレルミル <ul style="list-style-type: none"> ・バット ・内波 3. サイザ, レデューサ <ul style="list-style-type: none"> ・内面角張り ・円周方向温度分布による 	1. に対し <ul style="list-style-type: none"> ・発生を未然に防ぐ ・偏肉矯正効果を最大限に生かすバススケジュール 2. に対し <ul style="list-style-type: none"> ・カリバー, バーサイズの適正化 3. に対し <ul style="list-style-type: none"> ・カリバー, スタンド間力の適正化

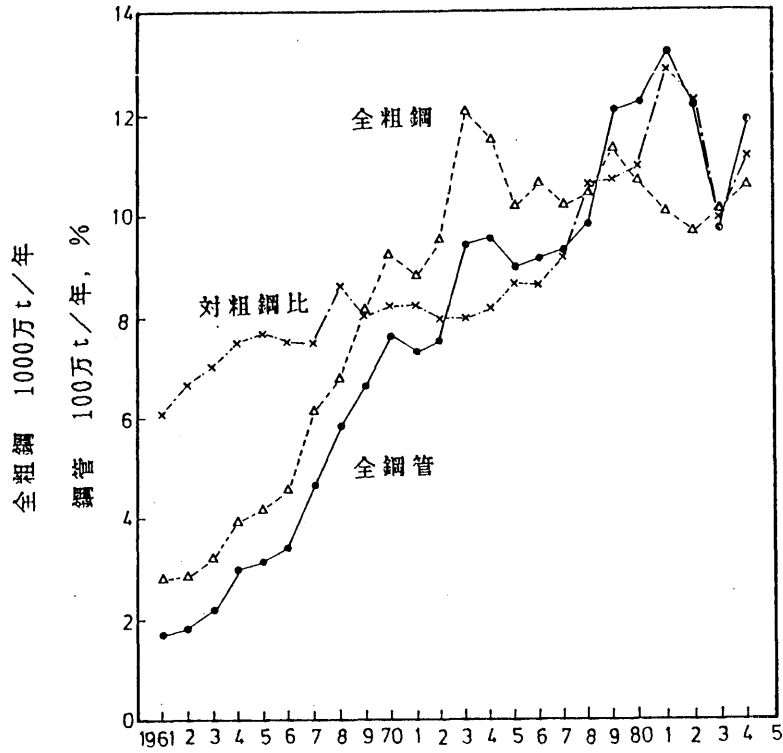


図1-1 日本の鋼管生産高及び対粗鋼比の推移

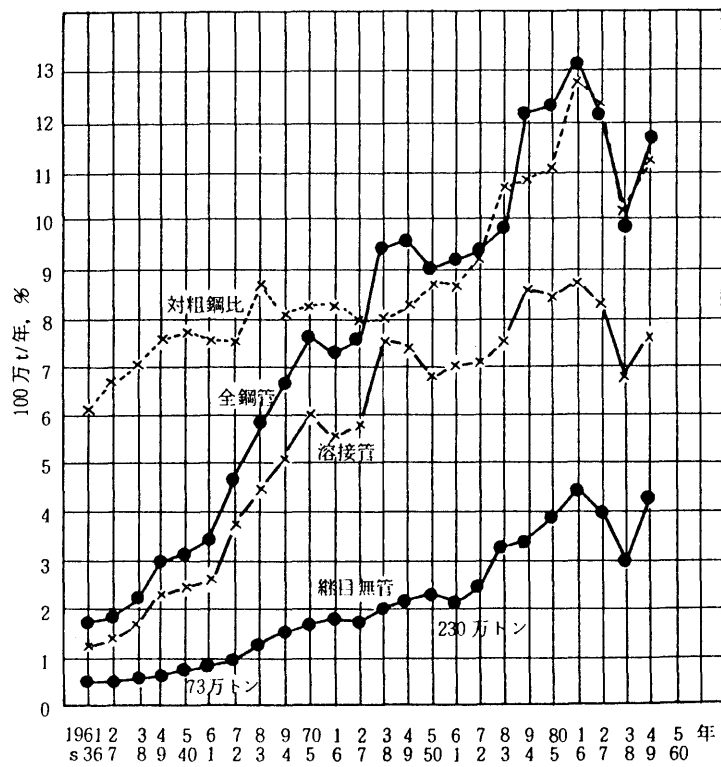


図1-2 日本の鋼管生産高及び対粗鋼比の推移

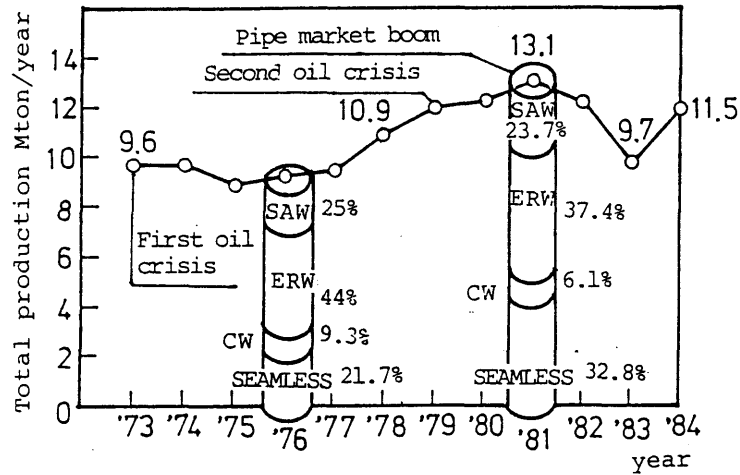
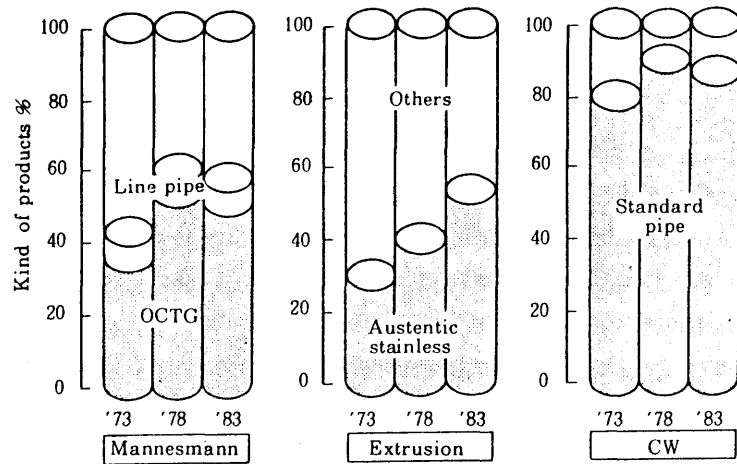
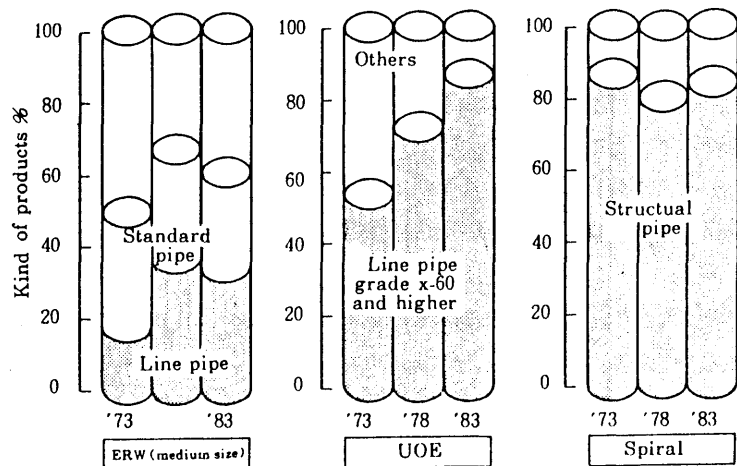


図 1 - 3 我が国の鋼管生産量の推移と製法別比率



Kinds of products (I)



Kinds of products (II)

図 1 - 4 製法別の鋼管品種の推移

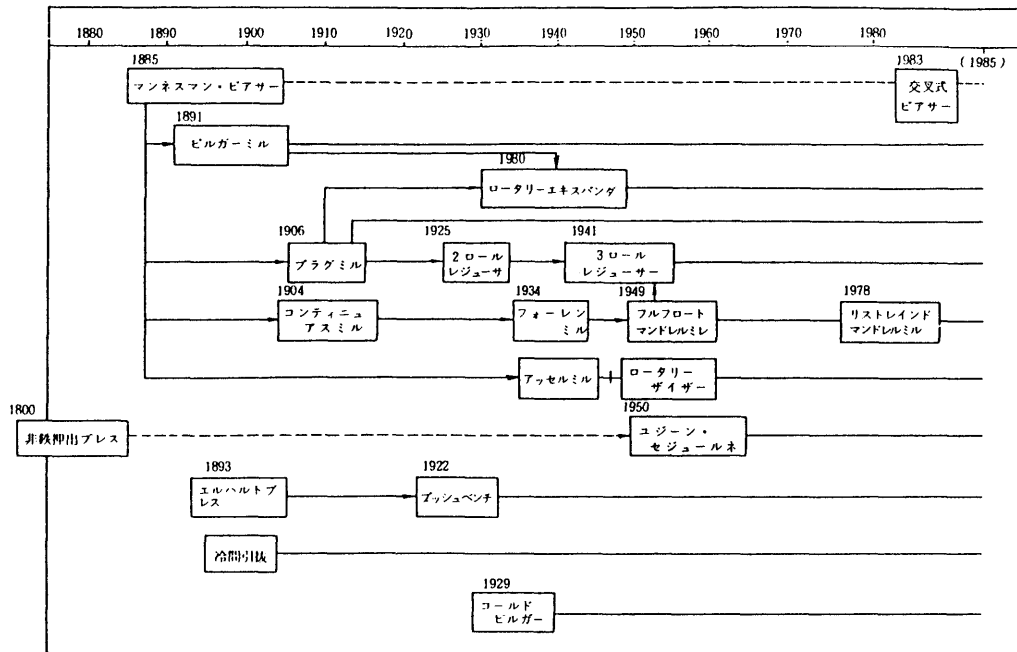
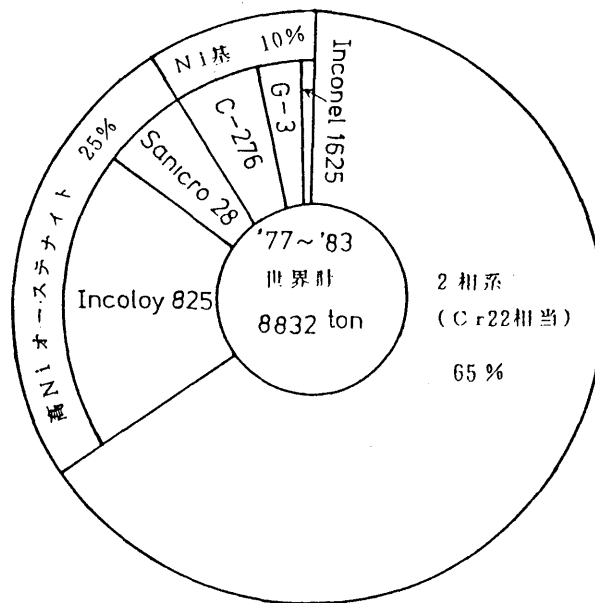


図 1 - 5 主要ミルの変遷



Alloys	Cr	Ni	Mo	N K 相当品
2相系	22	6	3	CR22
Incoloy	22	42	3	NIC42
Sanicro 28	27	31	4	NIC32
Hastelloy C-276	15	Bal	16	
" G-3	22	Bal	6	
Inconel 625	21	Bal	9	NIC62

図 1 - 6 高合金管製造実績('77~'83年, 22Cr以上)

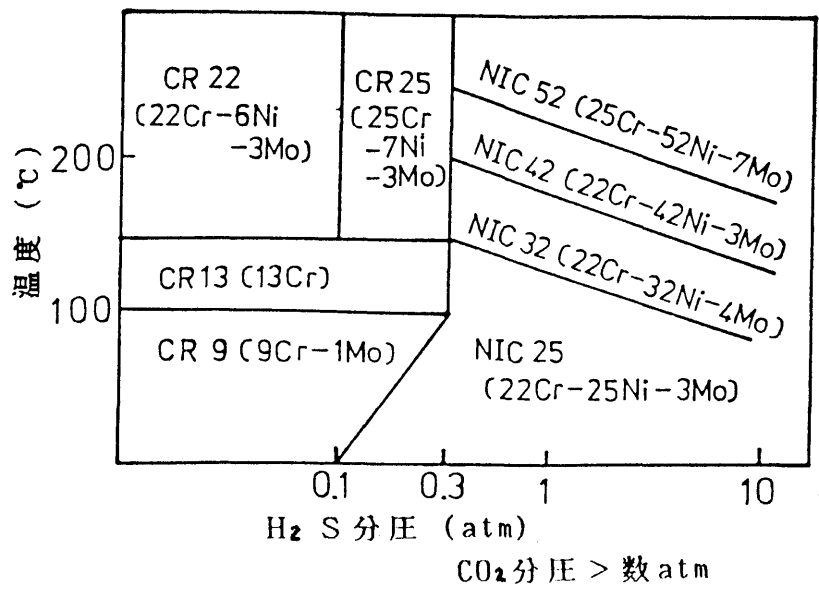


図 1 - 7 油井管の使用環境と材種

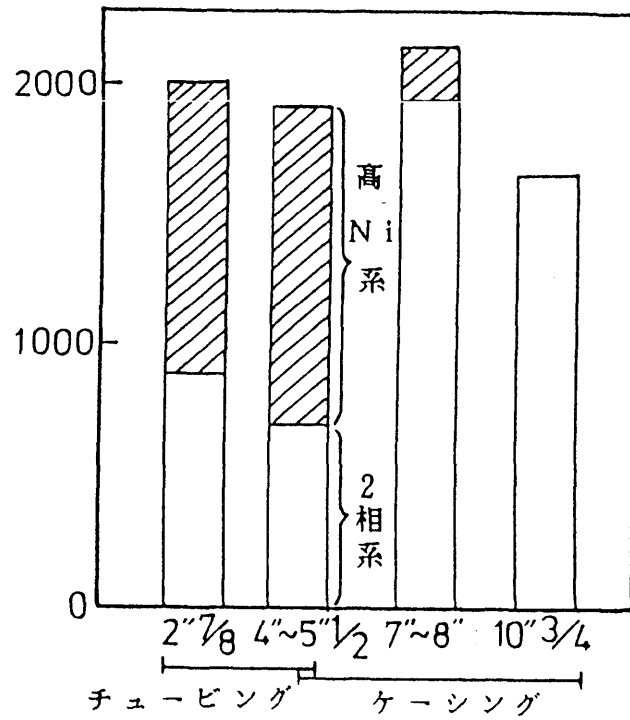
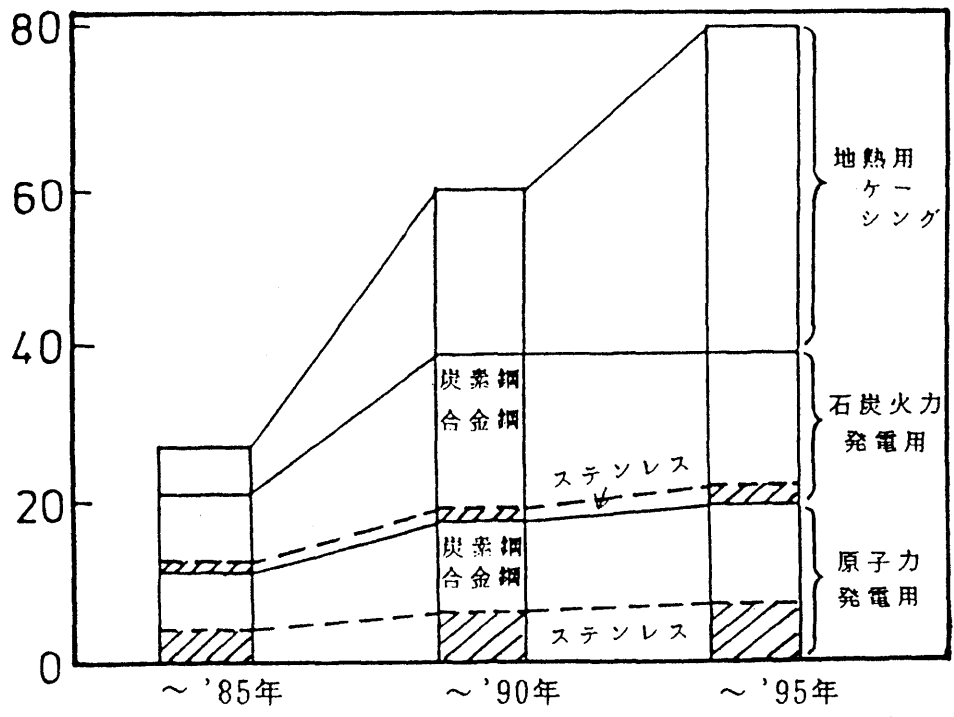
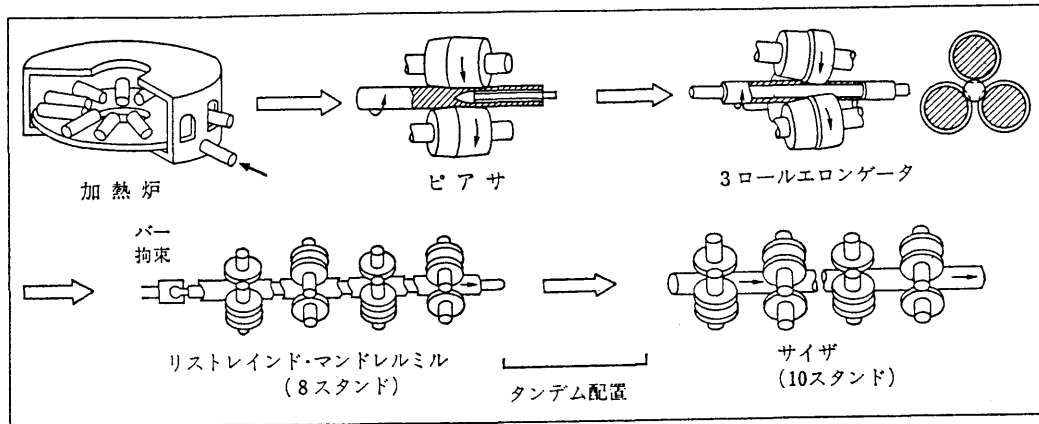


図1-8 高合金管寸法別製造実績
('77~'83年)



(斜線：ステンレス，高合金管) (西暦)
図1-9 第2次エネルギー用継目無鋼管需要予測



穿孔・圧延・方式	特 徴
ディスクシューピアサー	シュー間隔を狭める事ができ肉厚精度向上に良い効果が期待できる。固定シューに比べ寿命が100倍程度長く生産性が向上する。シューとのすりきず発生が、抑制できる。
3ロール・エロンゲータ	偏円矯正効果があり、肉厚精度向上が期待できる。2ロールエロンゲータに比べ、表面肌が美しくなる。
リストレインド マンドレルミル	マンドレルバー速度の変化による前後端近傍の厚肉部が解消できる。圧延後マンドレルバーを抜く必要がないためロール孔形形状を真円に近づけられ肉厚精度が向上する。
ストレッチレデューサ (サイザ)	管にストレッチをかけ外径を済主の寸法に仕上げる。

図 1・10 マンネスマン穿孔・マンドレルミル圧延プロセス

第1編 継目無鋼管の形状精度

第2章 マンネスマン穿孔における形状精度

§2-1 はじめに

19世紀後半のスチームボイラーの開発と普及につれ、それまで使用されていた鍛接管では溶接の信頼性が薄く、溶接部のないシームレス鋼管に対する憧れと、要求が高まっていた。そういった時代にあって、1885年マンネスマン兄弟によりマンネスマン穿孔法が発明されたが、発明された当初は、使用する素材が劣悪であったり、工具材料として良いものが無かった為、穿孔後の肉厚精度の悪さときずが大きな問題であった。爾来、継目無鋼管の歴史において、「きず」と「肉厚精度」の問題は、マンネスマン穿孔法の存立をかけた闘いであったと言って過言では無い。素材の良くなった現在においても、さらにグレードの高い要求を突き付けられ、現在も約100年前と同様の問題を抱えている。

マンネスマン穿孔法の概略を図2-1に示す。図に見られるごとく、マンネスマン穿孔機は素材の進行方向に対し傾斜している二つの樽型ロールと、マンドレルバー先端に取り付けられたプラグ及び管が飛び出すのを押さえるガイドシューから成っている。穿孔される素材は、入り側よりロール間に送り込まれるが、ロールに噛み込まれるとロールが傾斜している為、円周方向に回転しながら前方へと押し込まれる。素材は、この押し込み力により、前方で待ち構えるプラグに押し込まれ、この抗力に打ち勝ち、素材に穴が明けられる。ゴージ部を過ぎた後は、半回転毎にロールとプラグの間で圧延され、滑らかな管となる。

ピアサ穿孔時には、表1-5で説明した通り3種の肉厚変動が発生する。管1本毎の平均肉厚不良が発生する原因は、一つに管穿孔時のロール荷重によりロール間隔が広がったり、プラグのスラスト荷重により、プラグ位置が後退するためロール、プラグ間隙が所定の寸法よりずれる事があげられる。一般に穿孔機のミル剛性は200Ton/mm~300Ton/mm程度で、プラグ位置は10mm~20mmも後退するため、この見積もりは重要な因子であるが、これら穿孔機の剛性に起因する肉厚不良は、前もって測定した管の単重と、試圧により得られた外径、長さより肉厚を予測しロール間隔、プラグ位置を補正する方法により容易に補正されてきた。最近では、これら測定、補正を自動的に実施する伸び長さ制御が一般に取り入れられ有効に用いられている。二つめの原因として、多くの管を穿孔中にプラグが摩耗したり、プラグ、ロールの温度が上昇し、その径が減少もしくは膨張して、ロールとプラグの間隙を変化させる事があげられる。プラグ

では平均数百度の温度となるため、100φ のプラグでも0.2mm～0.4mmの変化が生じる。これについても、最近では伸び長さ制御が適用され、効果をあげている²。その他、ビレット温度の高低による圧延荷重の変動が原因となるものも有るが、穿孔後の素管温度の測定、監視及び伸び長さ制御により十分に対処出来ている。以上のごとく、平均肉厚不良に対しては、ほぼ対処方法も確立されており、問題は少ない。

次に、1本の管内に存在する長手方向肉厚変動の発生要因は、大きく別けてつぎの二つが考えられる。一本の管を穿孔中に、プラグの温度が上昇し、プラグの外径が膨張する事、ビレットの長手方向温度分布により圧延荷重が変動する事があげられる。一般に加熱炉を出た段階でビレットの長手方向温度分布は少なく後者の問題はない。また、穿孔前後のプラグ温度上昇は、肉厚を決定するリーリング部で平均100℃以下であり³、プラグ温度の変化による肉厚変動は発生するがこれも影響は少ない。また、これらを検知することが困難であるため、この制御は通常なされていない。

これに対し、ピアサ穿孔で最大の問題となるのが、断面内肉厚変動～偏肉～である。ピアサで発生する偏肉は、穿孔条件によっては大変に大きく、断面平均肉厚に対し30%～40%に達することもある。ここで一旦発生した偏肉は、後工程において取り除く事が困難であるため、問題となる。しかし、これまで偏肉発生に対しては、現場知識により対処されていた部分が多く、その発生要因の定量的把握はなされていなかったといえる。

そこで、§2-2以降において、穿孔時に発生する肉厚変動を、実験と簡易モデル計算により解析し、偏肉発生要因を分析すると共に、その発生を抑制する方法について検討した。

他方、穿孔後の外径については、その予測が重要な点となる。例えば、穿孔後の外径を予測することは、プラグ外径、プラグ先進、シュー間隔等の穿孔工具、穿孔条件を決定するうえで重要な因子であるばかりでなく、穿孔後の肉厚、外径精度を向上させるためには、穿孔後の伸び長さ制御に使用する、外径予測式の精度が重要となる。これは、平均肉厚がプラグとロール間の間隙で決まるのに対し、外径はロール間隔、シュー間隔で一義的に決定できず、その他の圧延条件が総合的に影響を及ぼす為である。一方、これまでの大多数のミルにおいて固定シューを用いた穿孔が行われていた為、これに対する外径予測は昔からの経験もあり、それなりの経験式や発表された結果もあった⁴。しかし、近年設置された穿孔機ではシュー寿命の大幅な伸びのため、図2-1に示すディスクシューの用いられる事が多くなった。ディスクシューを用いた穿孔は、これまで他国で用いられているものの、その数はわずかであり、その穿孔基本特

性や外径予測に関する報告も見られない。そこで、§ 2-5以降において、熱間穿孔機による穿孔実験を実施し、外径を予測する式を検討した。

§ 2-2 実験方法

実験には、熱間テストミル、プラスチック模型ミル、実機ミルを用いた。各々のミルにおける実験条件を表 2-1 に示す。

§ 2-3 偏肉発生の要因分析

図 2・1 に示すごとく、マンネスマンピアサーにおいて穿孔、圧延されるピレットは、回転しながら前方へ進むため、穿孔材には螺旋状の肉厚変動が生じる。この肉厚変動は、その発生要因により、螺旋のピッチが異なるため、穿孔材の長手方向肉厚分布を見ると、種々の振幅、周期を有する変動が重なり合った複雑な肉厚分布パターンを呈している。図 2・2 に実機で穿孔されたピアサー素管の長手方向肉厚分布を示す。図中破線で示される長周期と、短周期の変動が入り交じっているのが分かる。これら周期と振幅を、フーリエ解析により詳しく解析し、螺旋状肉厚変動の要因を推定した。

フーリエ解析の手法はいくつか有るが、ここではゲルツエル法を用いた⁵⁾。長さ 1 内で測定された肉厚 $f(x)$ を次式によりフーリエ展開する。

$$f(x) = A_0 + \sum_{k=1}^{n-1} \{ A_k \cos(2k\pi X/1) + B_k \sin(2k\pi X/1) \} \text{ ----- (2・1)}$$

ただし

A_0 ; 肉厚の平均値

$$A_k = (2/1) \int_0^1 f(x) \cos(2k\pi X) dx ;$$

$$B_k = (2/1) \int_0^1 f(x) \sin(2k\pi X) dx$$

ゲルツエル法では A 、 B を以下のごとくにして求めるものである。

$$A_k = \sum f(x) \cdot \cos(2\pi kX/1)$$

$$B_k = \sum f(x) \cdot \sin(2\pi kX/1)$$

$$U_n = U_{n-1} = 0$$

$$U_k = f(k) + 2 \cos(2\pi k/1) U_{k+1} - U_{k+2}$$

$$A_k = f(0) + \cos(2\pi k/1) U_1 - U_2$$

$$B_k = U_1 \sin(2\pi k/1)$$

ここで、振幅 A_k, B_k の変動周期は $1/k$ となり、合成振幅は $C_k = \sqrt{A_k^2 + B_k^2}$ で肉厚変動の振幅を与えるものである。

図 2・3 は、図 2・2 に示す肉厚分布を上記の方法でフーリエ解析して得られたスペクトル分布である。図中の縦軸は C_k 、横軸は $1/k$ に相当し、①～④で示す各点に特徴的なスペクトルが観察される。これら①～④の肉厚変動は表 2・2

に示すように、それぞれの周期から次の発生要因によるものと推定される。

1) ビレット断面の偏熱 $l_1 = \pi D_o / \tan \phi$

2) プラグの芯振れ (プラグ芯とマンドレルバー芯の不一致) またはマンドレルバーの振れ回り $l_2 = \pi D_o D_1 \eta \cdot \tan \theta / \{ \delta (D_1 - D) \}$

3) プラグの真円度不良 $l_3 = l_2 / 2$

4) プラグリーリング部長さ不足 $l_4 = \pi D_o \eta \cdot \tan \theta$

ただし; ϕ ; 穿孔後の管のねじれ角、 θ ; ロール傾斜角

D_o ; 管の外径、 D_1 ; 管の内径、 D ; プラグ径

δ ; プラグ材料すべり率、 η ; 材料の前進効率

1) ビレット断面の偏熱による偏肉

図 2・3 から、ビレット断面の偏熱による偏肉がマンネスマンピアサーでの最大の偏肉発生要因で有ることが分かる。この種の偏肉発生を抑制するためには、加熱炉においてビレットの均熱精度を向上させることが必要となるが、完全に偏熱を除去することは実作業上不可能である。そこで、偏熱によって生ずる偏肉量を計算により推定し、偏熱の偏肉に与える影響を定量的に検討した。

図 2・4 に示すごとく、材料断面に偏熱が有る場合、円周方向に変形抵抗差が生じ、左右の圧下力バランスがくずれ、 $P_1 \neq P_2$ となる。実際の穿孔時にはプラグ芯がパス芯からずれて、左右の圧下率ひいては接触長さが変わりロール荷重が釣り合うようになる。いま、プラグ芯がパス芯より e だけ偏芯したとすれば $2 \cdot e$ の偏肉量となる。

図 2・5 に計算フローを示す。一般に、穿孔の理論解析は困難で完全な解法はなく、多くの仮定のもとに解かれているのが実状である。ここでも圧延荷重の計算にあたっては、圧下率、接触長などの幾何学的関係式と、スラブ法を用いた圧延圧力計算式とを組み合わせた簡便な解析法により算出した。ここで用いた仮定は(1) プラグ先端部も圧延とみなす (実際は押し込み indentation) (2) 圧延の円周方向拘束は無い と言った大胆な仮定ではあるが、ここでは左右の力のバランスのみを問題とするため、これらの仮定を置いて解析した。これまでに発表されている解法も、大半のものが上記仮定をもちている。詳細な解析手法を Appendix 1 に示す。

いま、ビレット内に 10°C の温度不均一がある場合、穿孔後の管に発生する偏肉を予測計算した。図 2・6 にその結果を示すが、穿孔材が薄肉になるほど、またビレット径が小さくなるほど発生する偏肉率は大きくなる。同図の関係を回帰式で表すと次式となる。

$$e (\%) = C \cdot D / t + g (D) \text{-----} (2 \cdot 2)$$

ここに、 $C = 0.12$

$$g(D) = 1.31 \cdot 10^{-5} D^2 - 9.15 \cdot 10^{-3} D + 2.20$$

この解析によれば、図 2・3で現れた偏熱による偏肉率±1.7%は、約20℃の偏熱を有する場合に相当し、実測したビレットの偏熱レベル、および従来から報告されている実験結果⁶とも良い一致を見せている。

2) プラグ偏芯、マンドレルバー振れ回りによる偏肉

プラグ偏芯により発生する偏肉を調査するため、穿孔材寸法176φ×15tmm～221φ×37tmmの範囲で、最大芯振れ3mmを有する鑄造ままのプラグを用い穿孔を行った。その結果、プラグ偏芯により発生する偏肉量は0.5～1.4mm程度であり肉厚変動に与える影響の大きい事がわかった。この種の偏肉発生を抑制するには、機械加工などによりプラグ精度を向上させる事が不可欠となる。

また、プラグ偏芯などを基点として起こる、マンドレルバーの振れ回り共振が発生すると、これによる偏肉が発生する。例えば、穿孔時のバー回転速度を上げると偏肉精度の低下することが経験的に知られているが、これは、ロール回転速度の増加と共にバー回転速度増加し、振れ回り振動が大きくなり、偏肉精度を悪化させるためと考えられる。バー共振を避けるには、バーの寸法、バーステディアー間隔（マンドレルバーを保持するロール）、バー回転数の適正な選択や、バー保持方法の検討が必要となる。

3) プラグリーリング部長さ不足による偏肉の発生

図2・7は熱間鋼用モデルピアサを用い、表2・1の熱間テストミルで穿孔した管に現れた肉厚変動であり、細かいピッチを有する顕著な肉厚変動が観察される。穿孔に用いたプラグのリーリング部（プラグ後半のロールと平行な形状を有する部分）の長さは、ロールと材料の間にすべりが無いと仮定した時、材料が半回転する間に進む距離pの1.5倍に採られている。この肉厚変動は、その周期からプラグリーリング部において発生したものと考えられる。

図2・8は、プラスチック用モデルピアサにおいて、表2・2のプラスチックモデルミルの穿孔中止め実験から得られた、材料と工具（ロールまたはプラグ）との接触状況を測定した結果である。同図に、幾何学的計算式により求めた接触領域を合わせ示す。今、接触長をldとすると、

$$ld = \sqrt{2 R r \Delta h / (R + r)} \text{ ----- (2.3)}$$

ここに、 $\Delta h = H_0 - H_1$

H_0 ; 材料半回転前の肉厚

H_1 ; 材料半回転後の肉厚

R ; 肉厚圧下位置におけるロールの半径

r ; 肉厚圧下位置におけプラグの半径

図より、実際の材料と工具の接触領域は、計算による肉厚圧下完了点よりも大きな広がりをもっている事が分かる。すなわち、リーリング部において、幾何学的関係では肉厚圧下の無いはずのところ、肉厚圧下がなされており、圧下と圧下の半回転の間に肉厚が増加したものと考えられる。この肉厚増加は、リーリング部での外径圧下により発生するものであろう。この考えにもとずき、発生する偏肉を推定した。まず、プラグリーリング部以降における増肉量を、(2・3)式を用い、穿孔中止め材の材料とプラグの接触長から逆算し、さらに、ロールとプラグの間隔を幾何学的関係よりもとめた。それら結果を合わせ、図2・9に示す。図に見られるごとく、偏肉パターンは図2・7の結果と良く一致している。また、同図中にリーリング部の長さを $3p$ にした時の、偏肉発生状況を示す。図に見られるごとく、リーリング長を $3p$ にすれば、この種の偏肉発生を防止出来る事が推測出来る。しかし、プラグを長くした場合、マンドレルバーの振れ回り、プラグの芯振れが偏肉に与える影響は大きくなる。それ故、プラグ長さの選択に当たっては、これらリーリング部長さ、芯振れとの関連において注意深く決定する必要がある。

4) 管の振れ回りによる偏肉

先のフーリエ解析からは、明らかにならなかったが、管の振れ回り振動による偏肉の発生も、見逃すことは出来ない要因である。例えば、穿孔機の出側において、管の振れ回りを押さえるバーステディアーがない場合、偏肉発生量は大きくなる。この偏肉は、振れ回り共振点で大きく、一定周期の螺旋状肉厚変動とはならないため、フーリエ解析のような周期解析からは、推定出来ない。しかし、共振が起こった場合、偏肉発生に及ぼす影響は大きく、実機では出側にバー・ステヂアーを設置し、振れ回りを抑制している。この影響は、シュー間隔の偏肉発生に与える影響を見ることでも推測出来る。一般に、シュー間隔を狭めた場合、管の拘束が強くなり、振れ回りを抑制出来る。実際にシュー間隔を狭め、熱間実験機でその影響を調査した。図2・10に結果を示す。図に見られるごとく、シュー間隔の狭いほうが偏肉精度は良く、偏肉の平均値、ばらつき共にシュー間隔の狭い方が良好な結果を与えている。

§ 2-4 肉厚精度向上の方策

これまでの議論より、偏肉発生を抑制する操業条件の決定、工具形状の決定にあたっては、次の点に留意する必要があることが分かった。

- i) ビレット偏熱を最小にするため、回転炉床の冷却を最小に押さえる。
また、滞炉時間を許される限り長くし、均熱性を上げる。
- ii) プラグの製作精度（真円度、マンドレルバーとの偏芯性）を上げるため、機械加工プラグを使用する。また、マンドレルバーの振れ回り振動を防止するため、プラグ保持部分のみを回転させ、バーの回転を停める。
- iii) プラグリーング部分の長さを長くする。
- iv) 管の振れ回りを抑制するため、圧延の出側において管の振れ回りを拘束する。また、シュー間隔をきずの出ない範囲で狭くする。出来れば、ロータリシューを使用し、シュー間隔を出来る限り狭める。

これらの対策は新規のミルの基本条件となりつつある。ここでは、さらに積極的な肉厚精度向上を計るため、新しい方式を提案し、実験機によりこの効果を確認、合わせ使用限界を明らかにした。

この方式の考えかたは、下記の2点を基本とするものである。

- i) 傾斜ロール圧延では外径圧下により偏肉が矯正⁷されることを利用する。
- ii) 穿孔出側で管は振れ回りを起こしているが、このような動きは圧延終了部近傍の肉厚圧下に影響を与え、肉厚変動を引き起こし肉厚精度を低下させている。そこで、穿孔の出側で管をグリップし、振れ回りを防ぐと共に、管の振れ回りの影響が圧延部に及ばないように、出側で外径を押さえるロール形状とする。

当方式の有効性を確かめるため、実験熱間穿孔機を用い、表2・3に示す実験条件下で穿孔実験を行った。ロール形状を図2・11に示す。図に見られるように、出側で外径圧下部を持ったロールとなっている。この部分により、出側で外径を圧下すると共に、管をグリップすることが出来る。図2・12、図2・13、図2・14に、このロールを用いて穿孔した管の偏肉変化に関連した実験結果の一例を示す。図2・12には、通常穿孔材との偏肉レベルの比較を示すが、どの D/t においても、偏肉率が減少しているのがわかる。図2・13、図2・14に外径絞り量 D/t の偏肉変化率に与える影響を示す。偏肉変化率は次式で定義した。

$$\text{偏肉減少率} = (\text{従来ロールを用いた場合の偏肉} - \text{レヂューシングロールを用いた場合の偏肉}) / \text{従来法の偏肉}$$

図に見られるごとく、レヂューシングロール使用による偏肉減少は、約30%

～40%と大きく、精度向上には有望な方法である。また、出側部での外径絞り量が、偏肉減少率に与える影響は、この範囲の外径絞り量では少なく、偏肉減少率は約30%で一定である。図2・14に、穿孔材D/tと偏肉率の関係を示す。厚肉材程偏肉減少率は高く、D/t = 8.7で約30%であった偏肉減少率が、D/t = 6.2では約40%と成っている。ここで、この効果を、先述のi) ii)に別けて定量的に評価するため、外径圧下による寄与率を計算により求めた^⑨。その結果外径圧下の寄与率は約30%であり、残り70%が振れ回りの抑制効果によるものと考えられる。

以上のごとく、レデュースングロールにより偏肉発生を抑制する効果はあるものの、当ロールを用いた場合、管後端部の楕円が発生しやすく、又、尻抜け不良も発生し易い。図2・15に外径分布を、図2・16に楕円率と外径圧下量の関係を示す。D/t = 7.4において、後端部楕円は外径圧下が2mm以下では起こらないが、これより大きな圧下率では急激に大きくなる。実用に際しては、この点に十分留意しておく必要がある。図2・17に穿孔限界線図を示す。当ロールを用いた場合、ディスクシューでは現れなかった尻抜け限界線が現れ、穿孔可能限界は狭められるが、固定シューと同等であり、作業上大きな制約とはならないものと考えられる。

^⑨ 第3章 3・2・3 に詳細を述べているが、傾斜ロール圧延において断面内の偏肉が矯正される。これは、外径圧下により引き出される効果である。

§ 2-5 ディスクシュー・ピアサ穿孔における外径予測

2・5・1 外径予測式の作成

表 2-3 に実験条件を示す。使用した穿孔機は、前出の実験穿孔機で、図 2-18 に穿孔時の状況を示す。外径予測式の作成にあたっては、次のように考えた。

i) 管はシューと接触を終了する点で、ロール間隔 G_r' 、及び、シュー間隔 G_s' を短長径とする楕円となっており、その後、管周長が変化せずに穿孔後の外径になる。

ii) 上記楕円の偏芯率は比較的小さいとし、穿孔後の管外径 D を

$$D = (G_r' + G_s') / 2$$

とした。

以上の事を考慮し、シューと材料の離れる点から外径を予測する事を考え、

その点 $\eta \cdot 1s$ を実験からの回帰により求めた。その結果

$$\eta = 0.016 \{ G s'' / (G s'' - G r'') \} + 0.05 \{ G r'' / (G r'' - D p) \} + 0.5 (D p / G r'') + 0.08 \quad (2-4)$$

ここに; $G s'' = G s + 1 s^2 / R s$

$$G r'' = G r + 2 (L p - f - s) \tan \alpha$$

ただし $G s''$, $G r''$ は、プラグ後端でのシュー間隔、ロール間隔
また、管外径は次式で表される。

$$D = (G r' + G s') / 2 = [G r + 2 \{ L p - f - s - (1 - \eta) 1 s \} \tan \alpha + G s + (\eta 1 s)^2 / R s] \quad (2-5)$$

それ故、(2-4), (2-5)式より穿孔後の管外径が予測出来る。実験値と予測値の比較を図2-19に示す。図に見られるごとく、 $\pm 1\%$ の精度で予測されている事がわかる。

2・5・2 実機への適用

上記の回帰式を用い、実機穿孔時の外径を予測した。実測値との比較を図3-20に示す。図に見られるごとく、 260ϕ で両者は一致しているが、その前後においては、 260ϕ を中心に一定の割合でずれている。実機穿孔機では、シュー位置が前後方向に動かず固定のため、図2-21に見られるごとく、大径材では相対的にプラグ中央部近傍のみで素管外径を拘束するのに対し、小径材になればプラグ終端部近傍で素管を拘束するための差とも考えられるが、基本的には管径絶対値のサイズ効果であろう。なを、 260ϕ では幾何学的関係が実験機の5倍で基準条件である。

実機穿孔においては(3-4)、(3-5)式を中心として、これを図3-20のごとく補正する形で使用しており、十分に精度の良い予測が得られている。この外径予測式は実操業において、ピアサ工具の選定、穿孔条件決定等、初期セットアップ条件決定に使用され、伸び長さ制御時のセットアップ修正式に用いられており、有効に活用されている。

§ 2-6 まとめ

マンネスマン穿孔において、大きな課題の一つである形状精度について、実験と若干の解析により、検討を加えた。形状精度の問題は大別して、肉厚精度と外径精度に分類出来る。肉厚精度については、特に大きな問題である断面内偏肉につき、その発生要因の解明と発生を抑制する方法について検討した。外径精度に関連しては、プリセット、フィードバック制御に用いられる、高精度な外径予測モデル式を検討した。その結果、次の事が明らかになった。

1) 偏肉発生要因は、主として i) ビレット偏熱 (偏肉率 $\pm 1.5\% \sim 3.0\%$) ii) プラグ偏芯、マンドレルバーの振れ回り (偏肉率 $\pm 0.7\% \sim 1.5\%$) iii) プラグ真円度不良 (偏肉率 $\pm 0.3\% \sim 0.6\%$) iv) プラグリーリング長さ不足 (偏肉率 $\pm 0.3\% \sim 0.6\%$) v) 管の振れ回り振動 によるものである事が分かった。これら結果より、偏肉発生を抑制するには i) ビレット偏熱を極力押さえる事 ii) プラグ形状精度を上げると共に、適性なプラグ長さを選ぶ事 iii) マンドレルバーの振れ回り、管の振れ回り振動を防止する事 等が重要な条件である事が分かった。

2) 積極的に偏肉発生を防止する方法として、穿孔出側で外径を圧下するレデュースングロールを考案し、その効果を確認した。このロールにより、従来の方法に比べ、偏肉が30%~40%減少出来る事を明らかにした。また、このロールを用いた場合、管端楕円、尻抜け不良が発生し易いが、現行の穿孔条件内で十分にこれらを避けて操業する事が出来る事を確かめた。

3) 穿孔後の管外径を予測するモデル式を、穿孔中の工具、材料の幾何学的関係と実験の回帰式より作成した。この予測式は、サイズ効果を加味することにより、十分に高い精度で実機に適用出来ることが分かった。

第2章 参考文献

- 1) G.Pfeiffer; Proc. 3rd. Int. Conf. Steel Rolling "Tech. Pipe and Tube and thier Application" (1985) ,p19
- 2) 山田 他; 鉄と鋼 ,70 (1984) ,S1149
- 3) 大貫 他; 鉄と鋼 ,72 (1986) 3 ,p104
- 4) 川崎製鉄; 第70回圧延理論部会資料、(1981)
- 5) 磯田 他; 「FORTRAN による数値解析ハンドブック」 昭和46年 p528
オーム社
- 6) E.Deitrich; Bander Bleche Rohre, 6 (1978) p254
- 7) 三原 他; 昭和59年塑性加工春季講演論文集 (1984) 、p525

Appendix 1

傾斜ロール圧延の解析

仮定

- 1) 肉厚圧下の部分のみを考慮する。
- 2) ロール荷重とバー荷重が釣り合う。
- 3) トレスカの降伏条件が成立する。
- 4) ロール出側と1/2回転後のロール入側で肉厚は変化しない。
- 5) ロール、マンドレルバーと材料は、固着摩擦状態である。

基礎式

鉛直方向 力の釣り合い

$$\begin{aligned}
 & p \cos \gamma \cdot \rho \cos \omega \frac{dx}{\cos \gamma} + k \rho \sin \omega \frac{dx}{\cos \gamma} \cos \delta \\
 & - 2qh \cos \phi \, dx + f_3 h \sin \phi \, dx - (f_3 + df_3) (h + dh) \sin \phi \, dx \\
 & - pr_m \, d\phi \cos \phi \, dx = 0.
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

トレスカの降伏条件と、幾何学的関係を考慮に入れ、(1)式を整理すると

$$-2k \, dh \sin \phi - dp \, h \sin \phi + k(dh \cos \phi - r_m \, d\phi \sin \phi) \frac{\cos \delta}{\cos \gamma} = 2qh \cos \phi.
 \tag{2}$$

水平方向の釣り合いは

$$\begin{aligned}
 & k \rho \, d\omega \cos \omega \frac{dx}{\cos \gamma} \cos \delta - p \rho \, d\omega \sin \omega \frac{dx}{\cos \gamma} \cos \gamma \\
 & - pr_m \, d\phi \sin \phi \, dx + (f_3 + df_3) (h + dh) \cos \phi \, dx - f_3 h \cos \phi \, dx - 2qh \sin \phi \, dx = 0.
 \end{aligned}
 \tag{3}$$

(3)式を整理すると

$$2k \, dh \cos \phi + k(dh \sin \phi + r_m \cos \phi \, d\phi) \frac{\cos \delta}{\cos \gamma} + dp \, h \cos \phi = 2q \, h \sin \phi.
 \tag{4}$$

(2)、(4)式より q を消去すると

$$2k \, dh + kr_m \, d\phi \frac{\cos \delta}{\cos \gamma} + h \, dp = 0.
 \tag{5}$$

この微分方程式を解けば荷重が求められる。今

$$\begin{aligned}
 h & \doteq r_g \sec \phi - r_m \\
 h & \doteq r_g (1 + \frac{1}{2}\phi^2) - r_m \\
 dh & \doteq r_g \phi \, d\phi.
 \end{aligned}$$

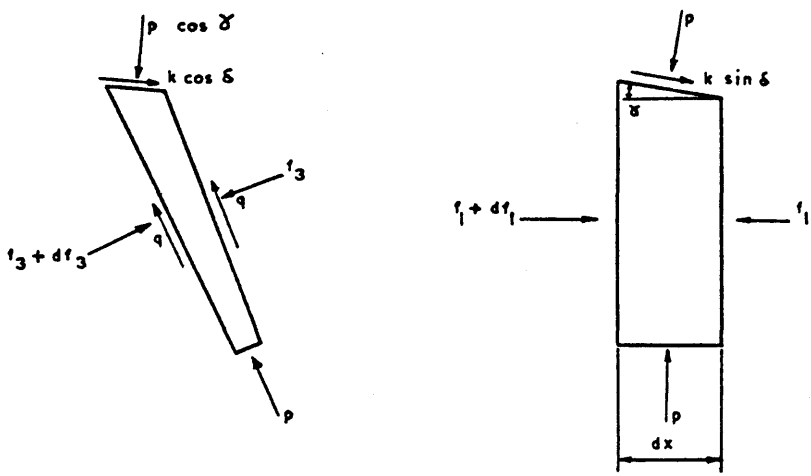
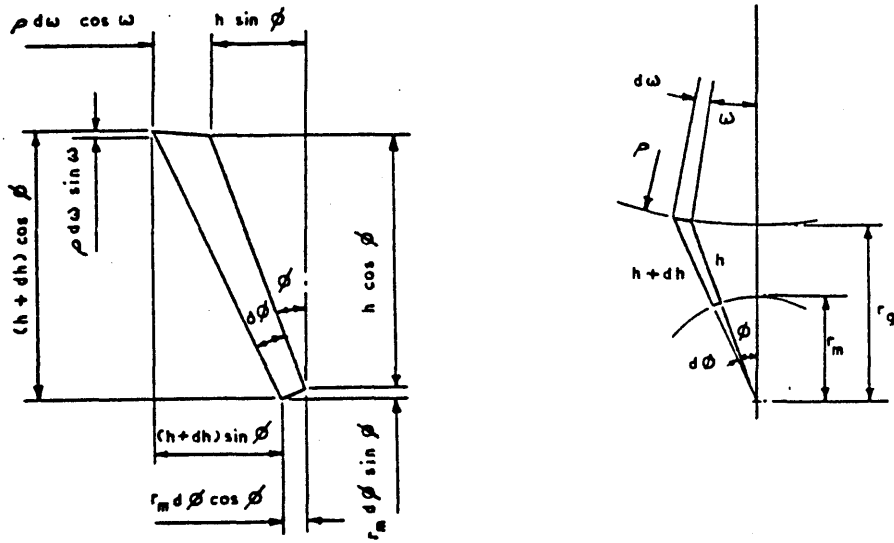
が成立する。(5)式に(6)、(7)、(8)式を代入しこれを解けば

$$p = -2k \ln \left(h_2 + \frac{r_g \phi}{2} \right) - k r_m \frac{\cos \delta}{\cos \gamma} \sqrt{\left(\frac{2}{h_2 r_g} \right)} \arctan \left[\phi \sqrt{\left(\frac{r_g}{2 h_2} \right)} \right] + \text{constant}$$

--- (9)

となる。式を基本として、1/2回転毎の圧延条件を入れ、 p を数値的に求め、これを長手方向に積算することにより、荷重を求めた。なを、外径のみを圧縮する回転鍛造部は、 $r_m = 0$ 、 $r_g =$ ピレット径として求めた。境界条件は、入る側で $p = 2k$ とした。ここで使用した記号は下記のとうりである

- | | |
|----------------------|-------------------------------|
| f_1 : 軸方向応力 | γ : ロール面角 |
| f_3 : 円周方向応力 | δ : 摩擦角 |
| h : 肉厚 | ρ : ロール半径 |
| k : せん断降伏応力 | ϕ, Φ : 圧延の軸に対する角度 |
| p : ロール面圧 | ω, Ω : ロール軸に対する角度 |
| q : せん断力 | |
| r_g : 圧延管の半径 | |
| r_m : マンドレル、プラグの半径 | |



諸 元

	Hot model piercer	Plasticine model piercer
ロール寸法	300 ϕ ×220 $^{\text{L}}$	260 ϕ ×180 $^{\text{L}}$
ロール面角	入側2.5° 出側3°	入側3° 出側3°
ロール回転数	60~200rpm	20~200rpm
ロール傾斜角	0~20°	-20° ~+20°
モータ	DC 120KW	AC 2.2KW
ピレット径	30~60 ϕ	同左
ホローピース	30 ϕ ×1.5t~70 ϕ ×20t	同左

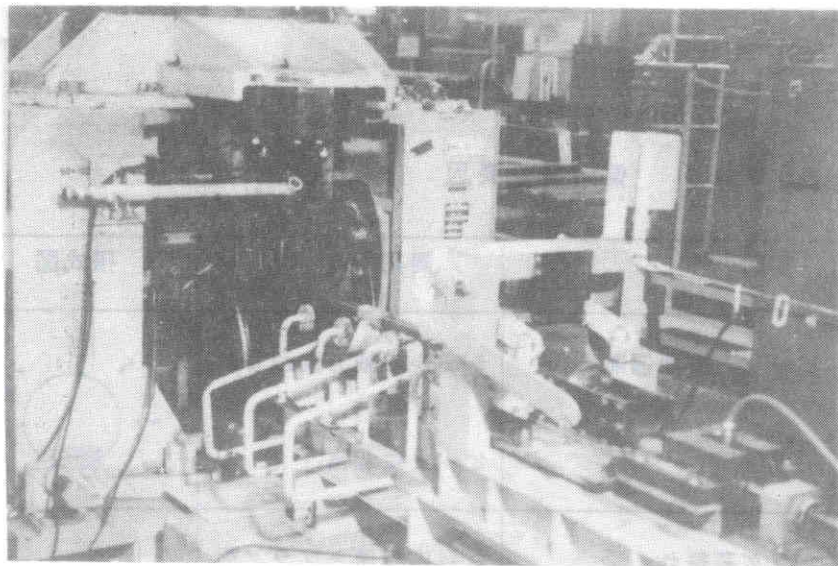


写真 2-1 Hot model piercer 外観

表 2-1 モデルピアサにおける実験条件

項目	条件1.	条件2.	実機
ピレット材質	熱間鋼	プラスチック	熱間鋼
ピレット径 mm	50	58	170
ゴージ間隔 mm	46	49.5	153
傾斜角 °	8	8	8
プラグ径 mm	34	39	102
プラグ先進 mm	10	10	33
シュー間隔 mm	52	58	156
ロール径 mm	300	280	1150

表 2-2 偏肉発生要因

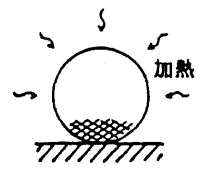
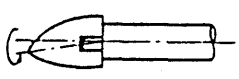
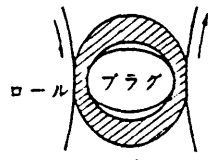
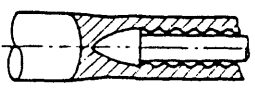
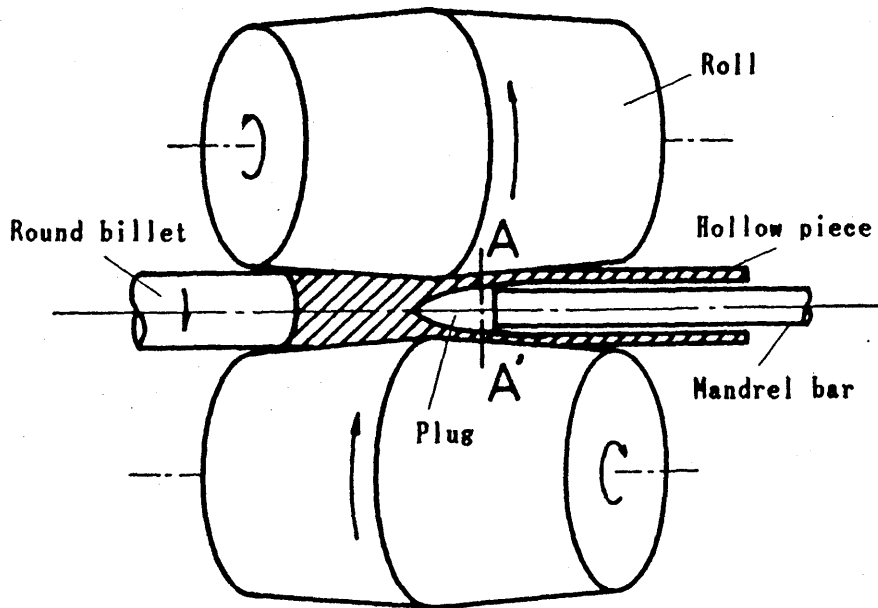
	要因	周期	模式図
①	ピレット断面偏熱	シェルの軸方向ねじれ ピッチに相当	
②	プラグ芯振れ	材料内周速とプラグ周速の差に対応	
③	プラグ不円	②の1/2の周期	
④	プラグリーリング部不足 (リーリングマーク)	材料半回転周期	

表 2-3 穿孔実験条件

ピレット寸法 (外径)		40 ~ 50 mm
フィードアングル (θ)		6 ~ 10°
ロール間隔	Gr	45 ~ 47 mm
プラグ径	Dp	28 ~ 42
ロール径	Ro	300
ロール面角		3° , 5.5°



A-A' section

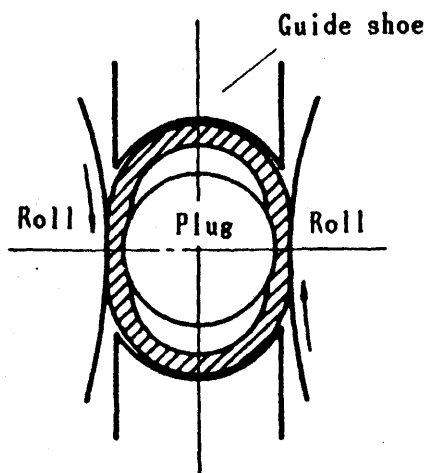
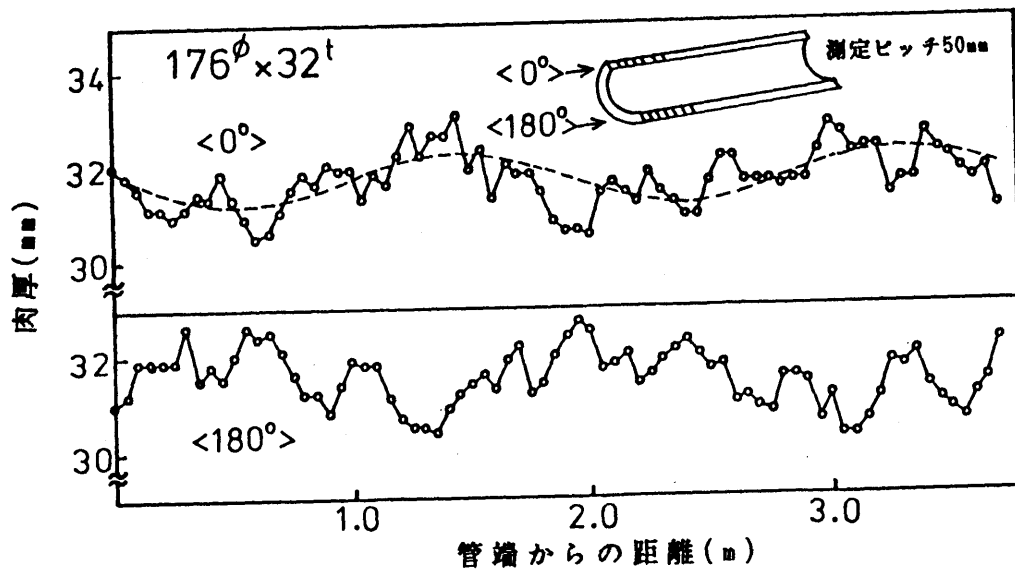
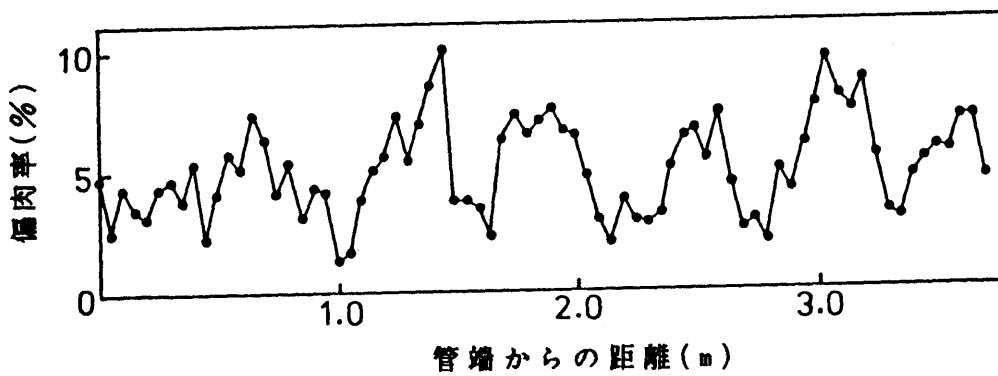


図 2-1 マンネスマン穿孔過程概略図

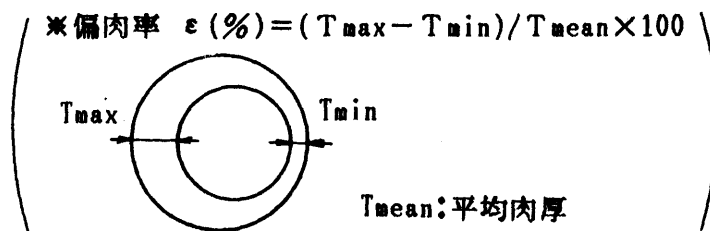


(a) 長手方向肉厚分布



(b) 偏肉率分布※

図 2-2 穿孔材肉厚測定例



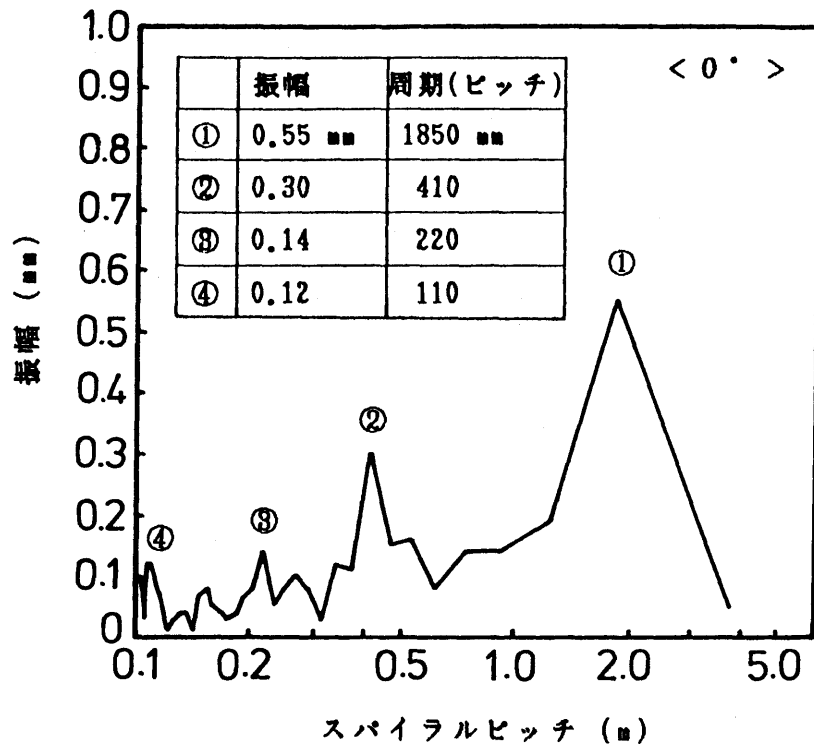


図 2-3 肉厚分布フーリエ解析結果

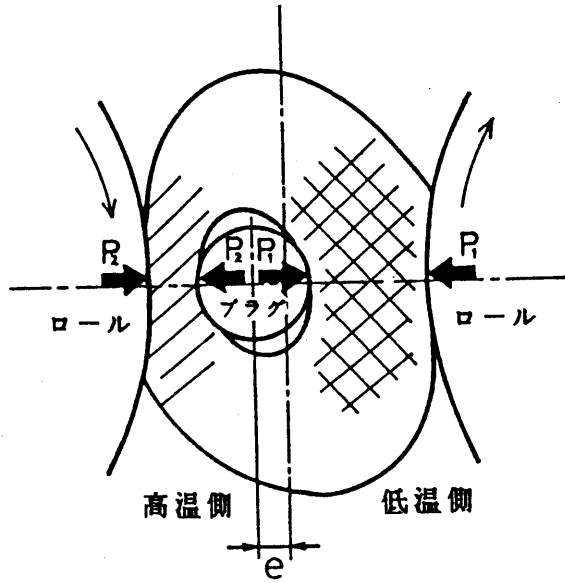


図 2-4

偏熱性偏肉量推定モデル

モデル概念図

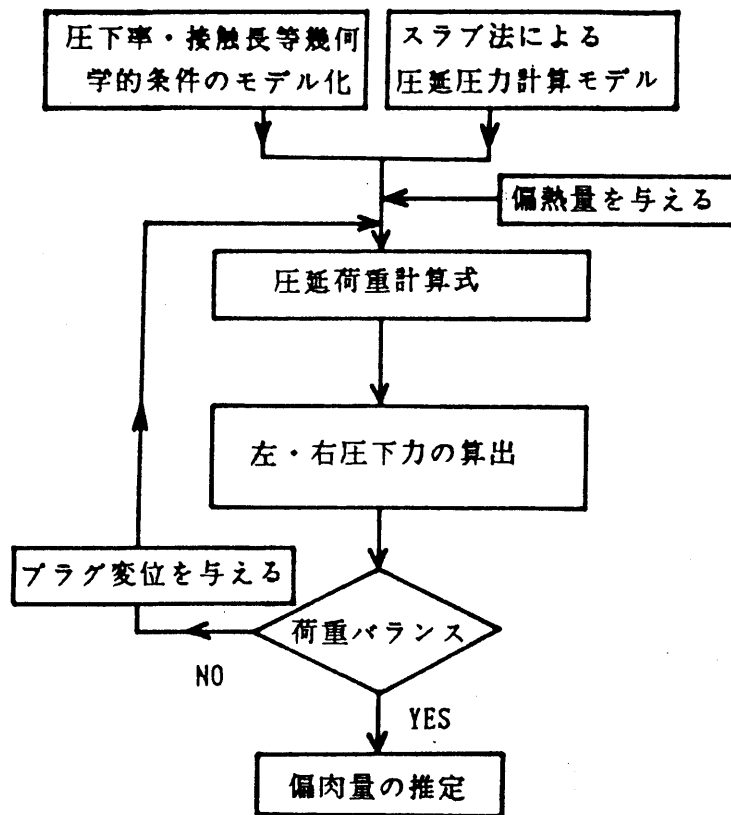
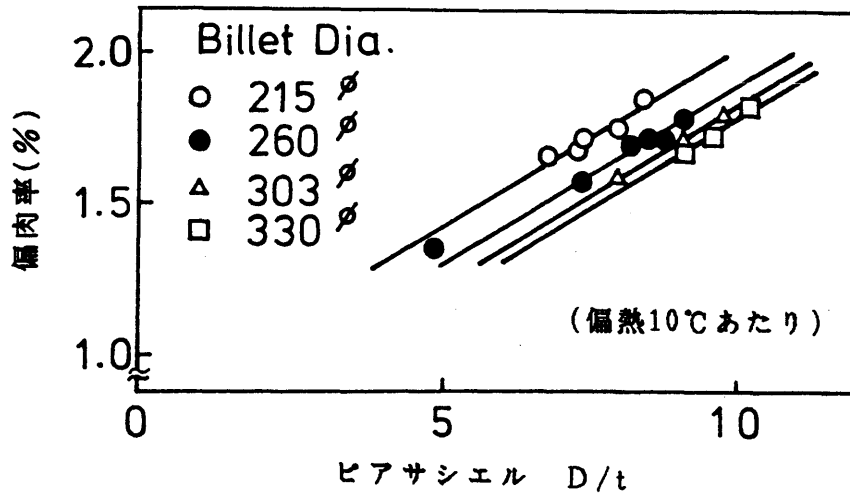


図 2-5 偏熱性偏肉量推定モデル

計算フロー



計算結果(偏熱性偏肉)

図 2-6 偏熱による偏肉量計算結果

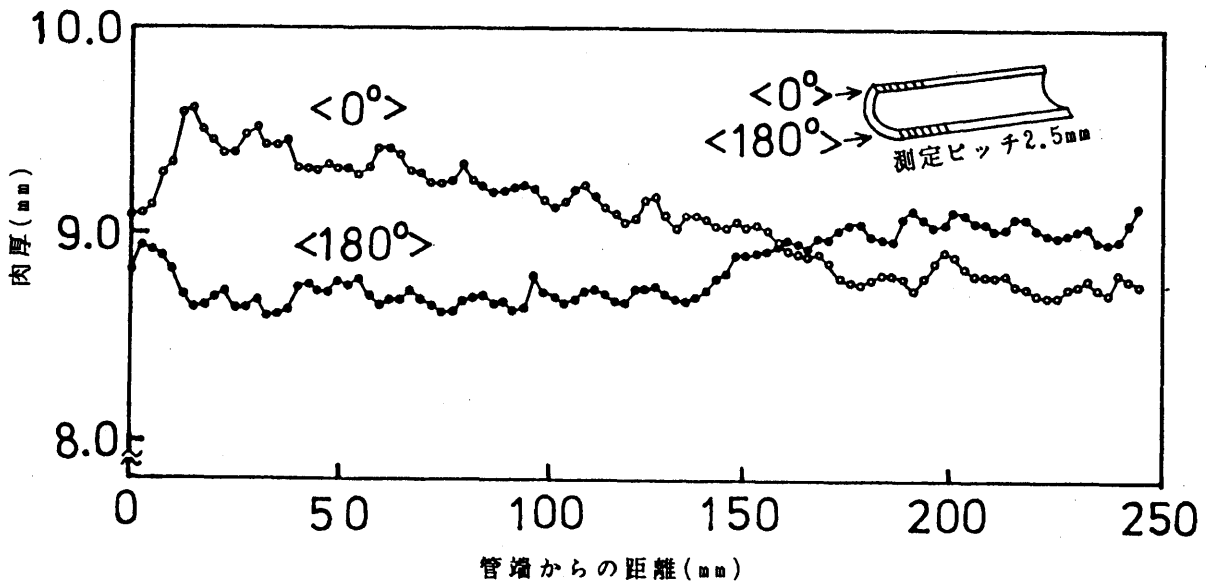
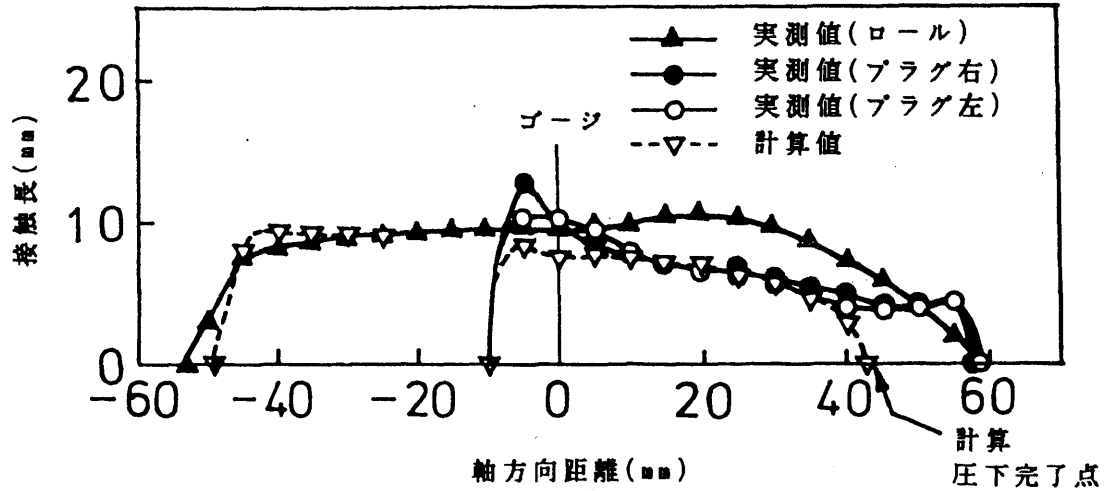


図 2-7 リーリング部不足による偏肉実測例
(熱間鋼用モデルピアサ)

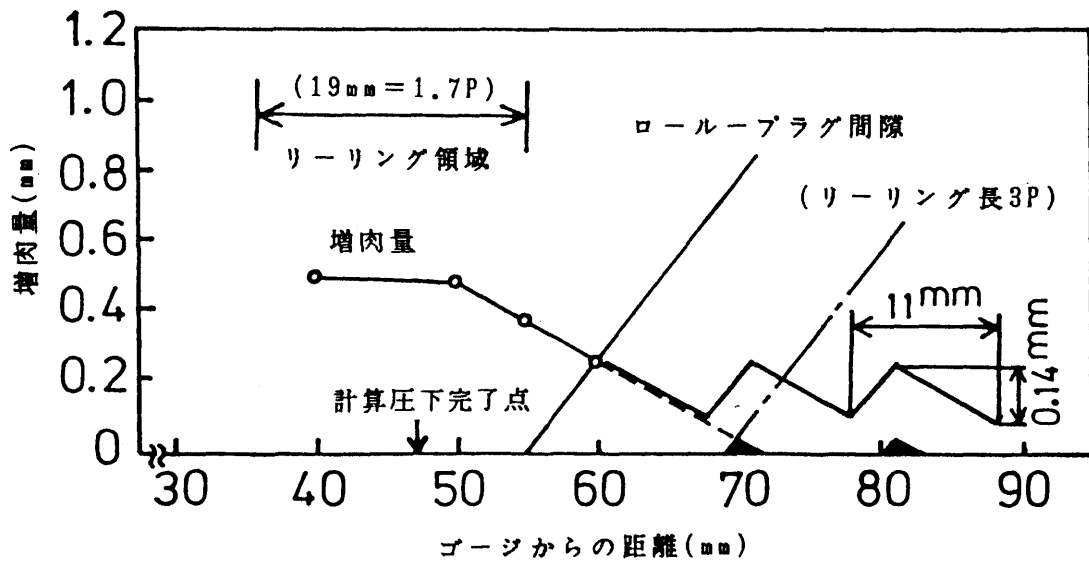
穿孔条件	
ピレット径 50 ϕ	, プラグ径 34 ϕ
ピアサーシエル 53 ϕ × 9.0 t	, プラグ先進 10mm
ゴージ間隔 48mm	, ロール径 300 ϕ
傾斜角 8°	, シュー間隔 52mm



穿孔条件	
ピレット径 56 ϕ	, プラグ径 39 ϕ
ピアサーシエル 60 ϕ × 9.0 t	, プラグ先進 10 mm
ゴージ間隔 49.5 mm	, ロール径 260 ϕ
傾斜角 8°	, シュー間隔 58 mm

接触領域分布 (プラスチック用モデルピアサ)

図 2-8 穿孔中材料と工具の接触領域分布



材料半回転当りの進み量 P

$$P = 0.5 \pi D \tan \theta * (\eta_i / \eta_\theta)$$

D: シェル径, θ : 傾斜角
 η_i, η_θ : 前進, 回転効率

= 11 mm ($\eta_i / \eta_\theta = 1$ のとき)

リーリング部不足による偏肉推定図

図 2-9 プラグリーリング部長さ不足による偏肉の推定

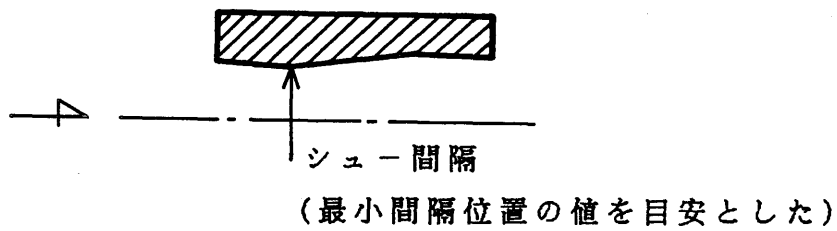
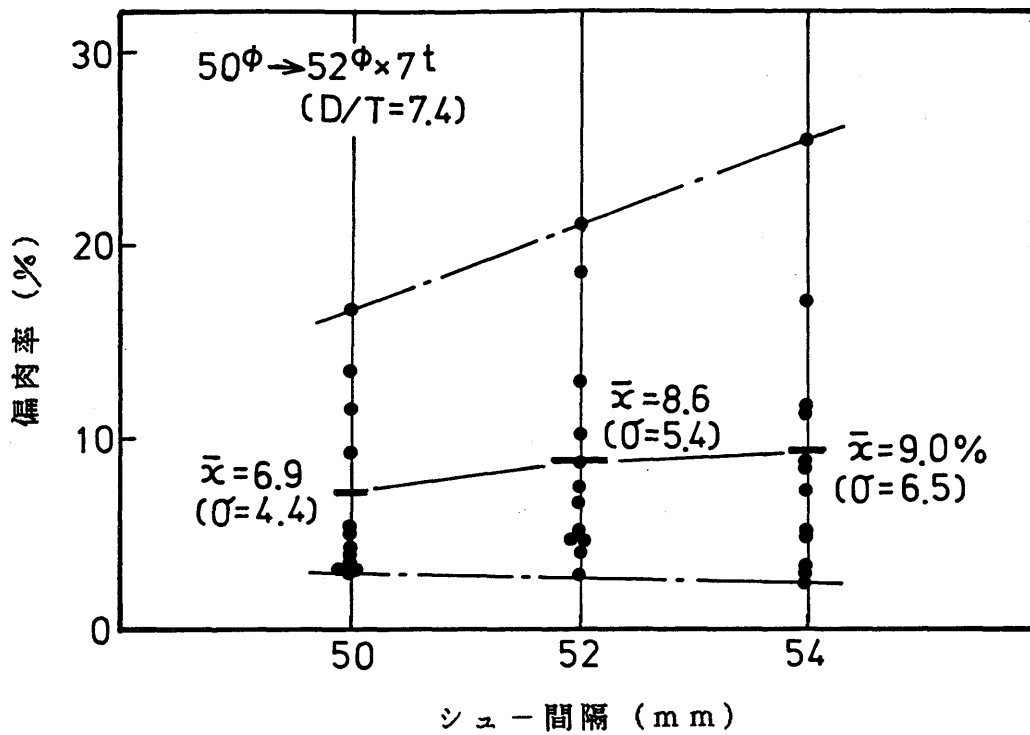


図2-10 ピアサーにおけるシユ-間隔と偏肉率の関係

<基準ロール>
(従来形ロール)

<レデュースングロール>

表面焼入硬化 (Hs 40~50)

表面焼入硬化 (Hs 40~50)

-43-

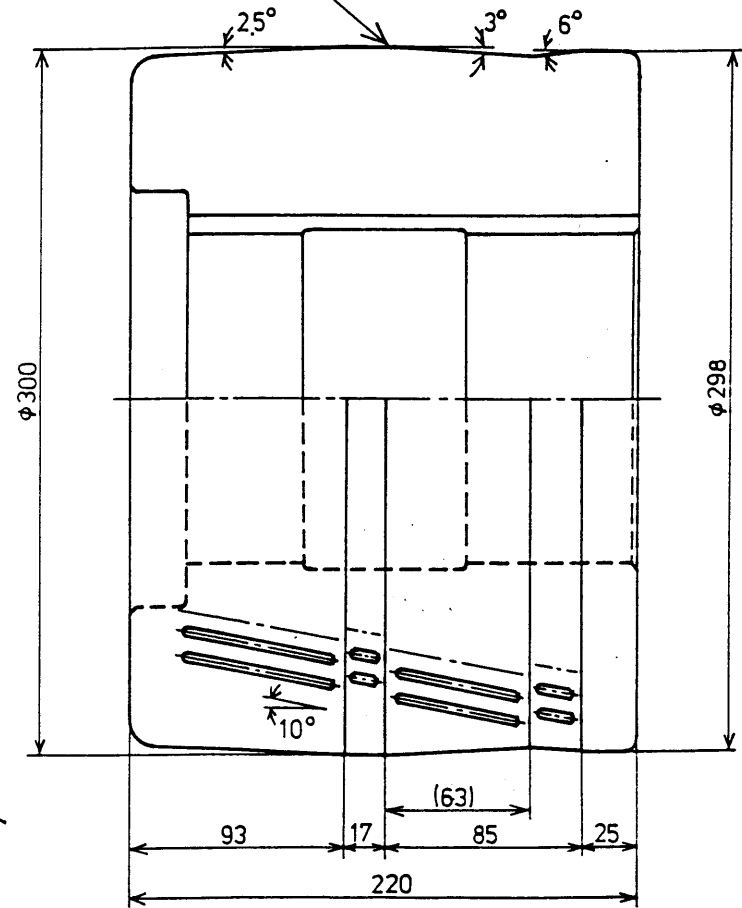
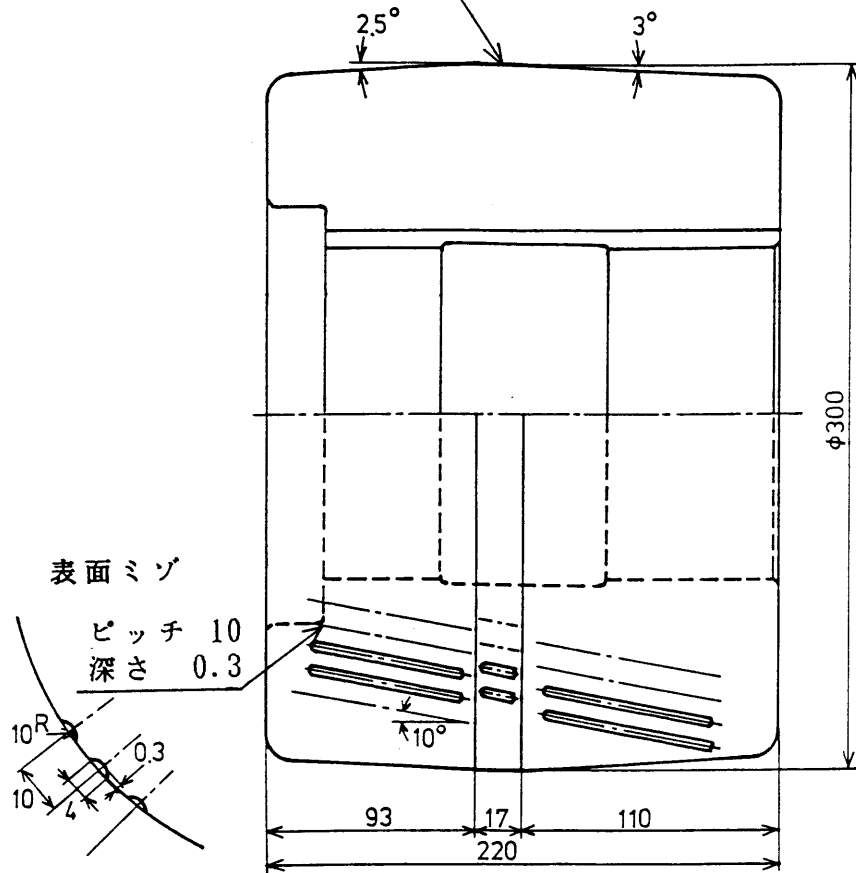


図 2-11. レデュースングロール ロール形状

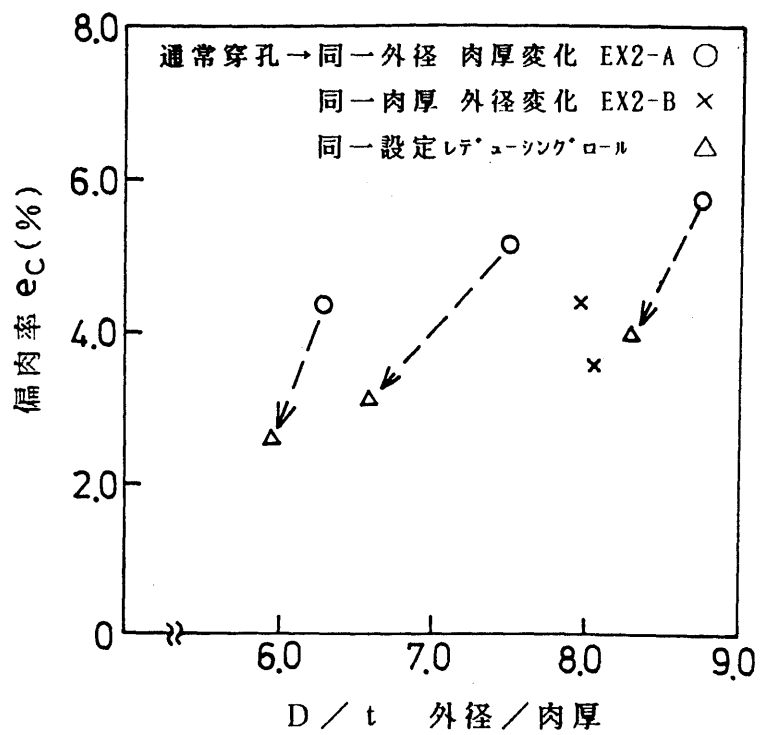


図 2-12 D/t が異なる場合の偏肉矯正効果

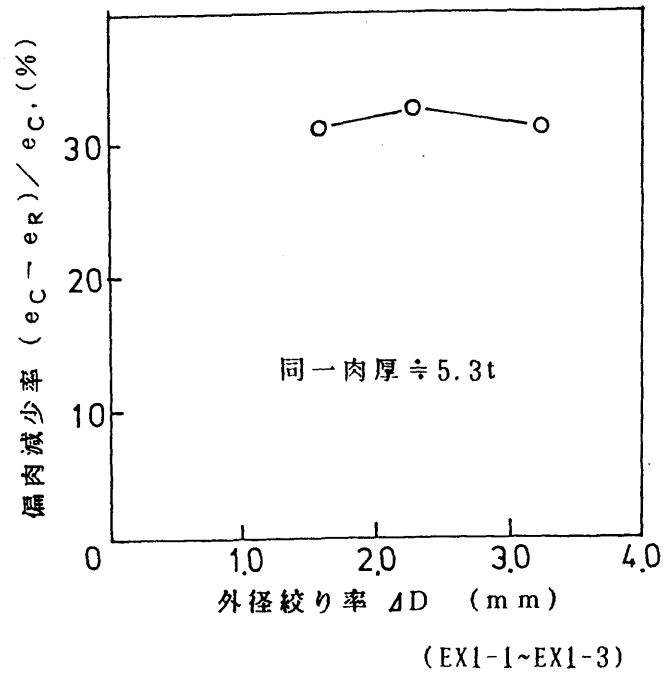


図 2-13 外径絞り量の偏肉減少率へ及ぼす影響

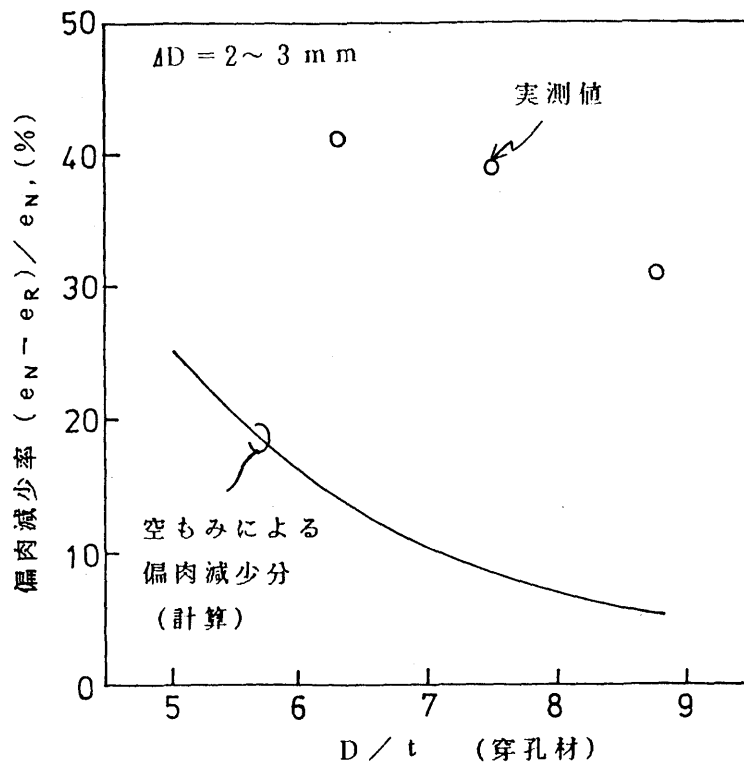
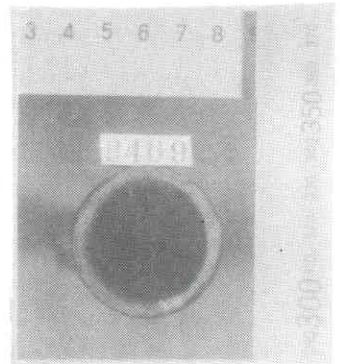
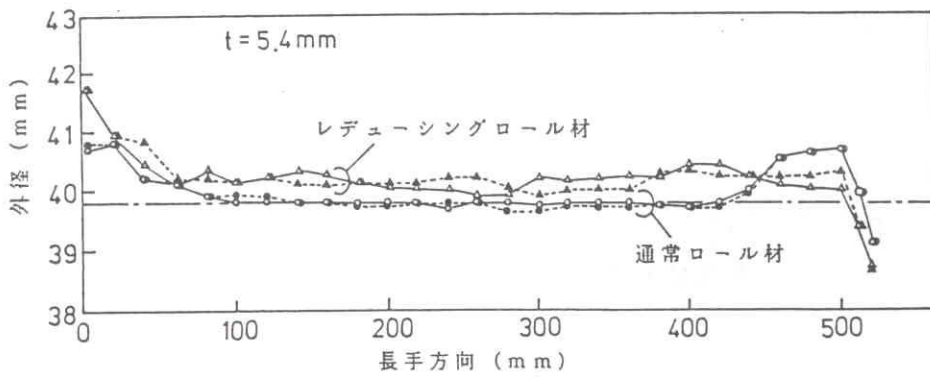
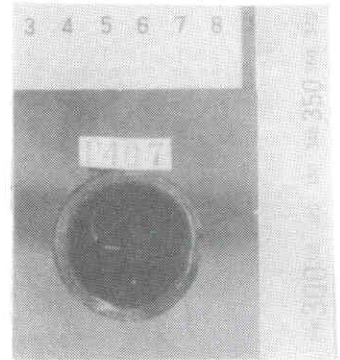
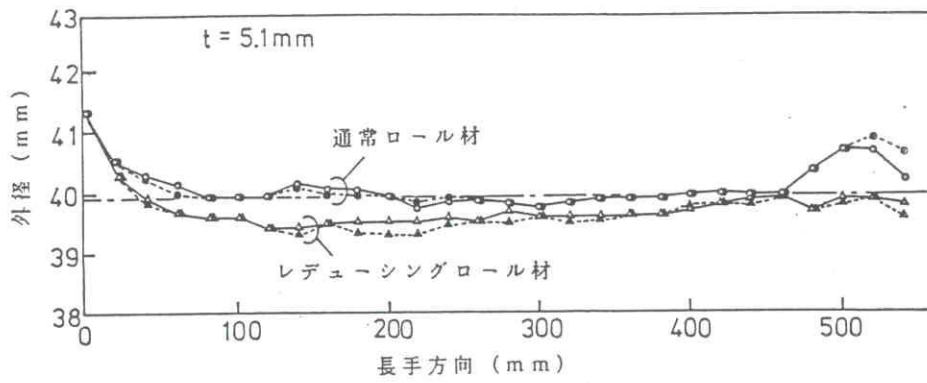
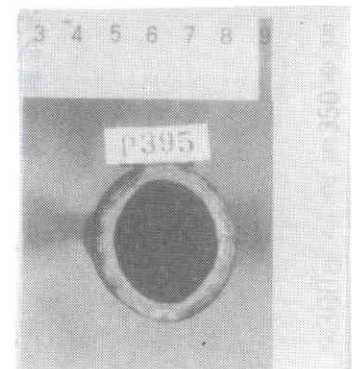
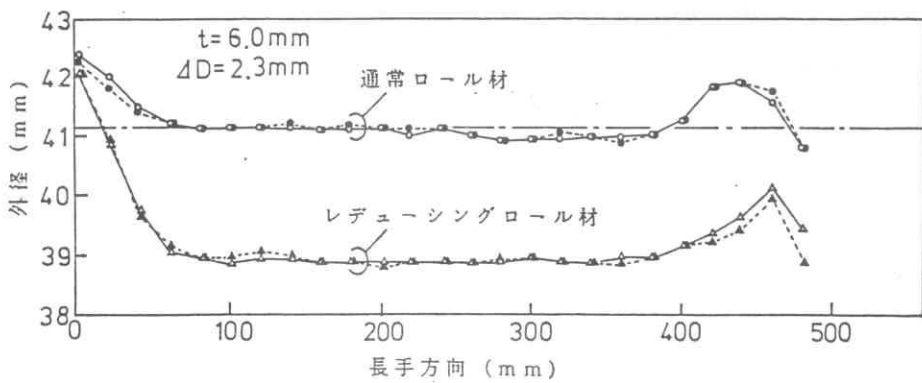
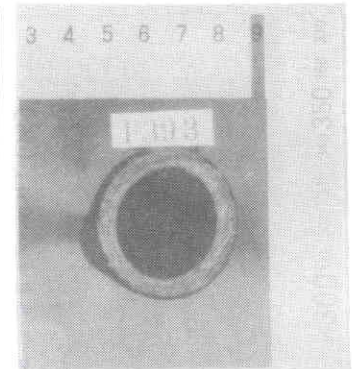
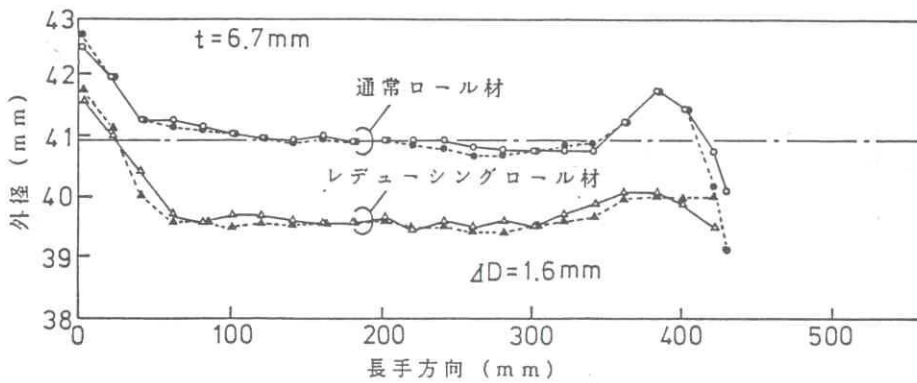


図 2-14 D/t を変化した場合のレデュースングロールによる偏肉減少率

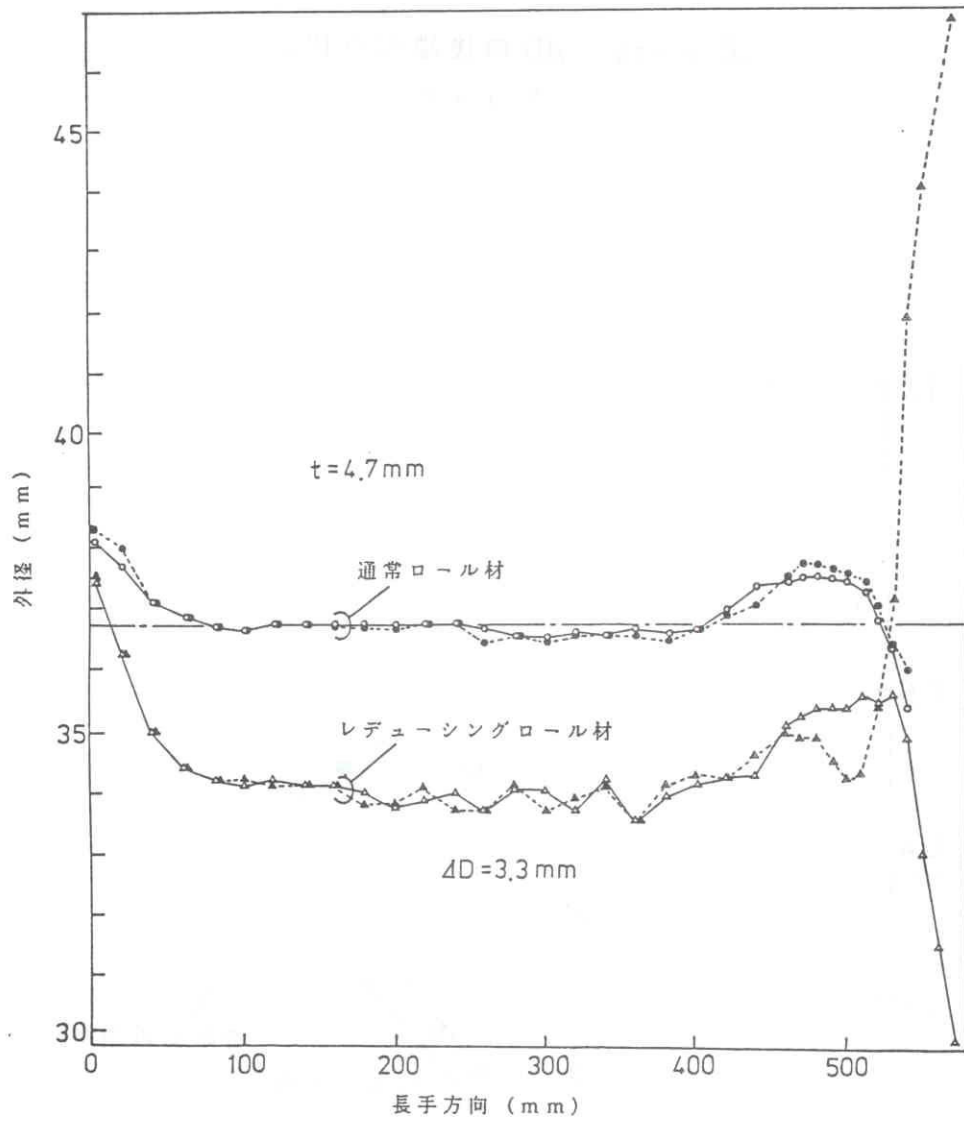
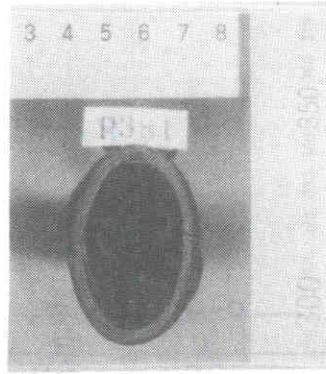


(a) 同一寸法となる様な穿孔条件



(b) 同一穿孔条件

図 2-15 レデュースングロール使用時の外径分布



(c) 後端部楕円の発生状況

図 2-15 . レデュースングロール使用時の外径分布

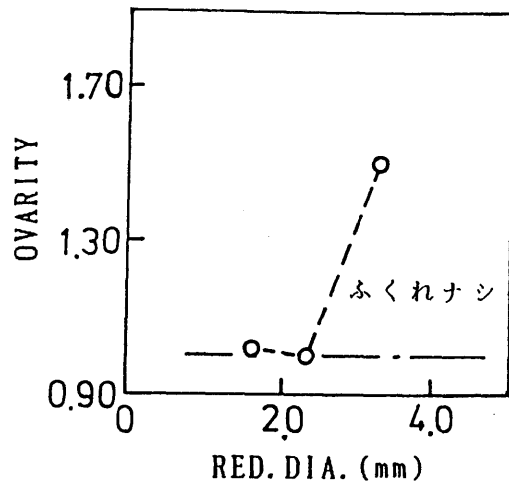


図 2-16 ΔD の後端部だ円に及ぼす影響

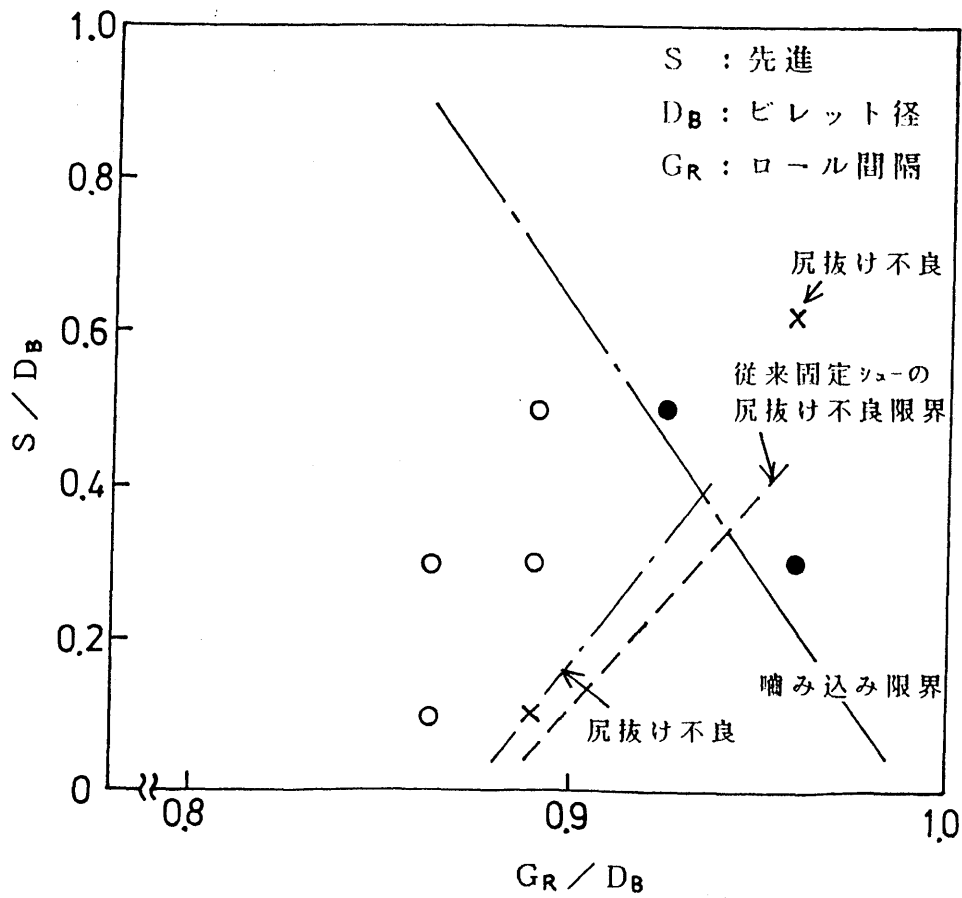


図 2-17 レデュースングロール穿孔限界線図

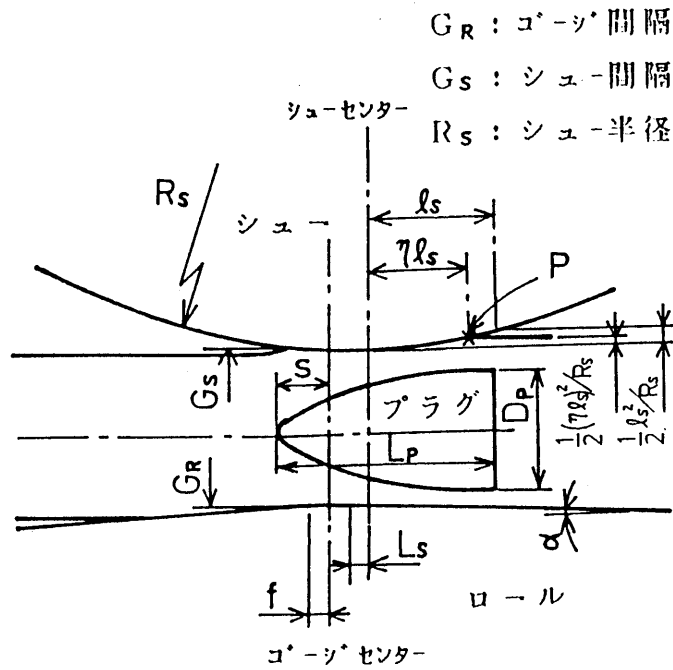


図 2-18 穿孔時概要

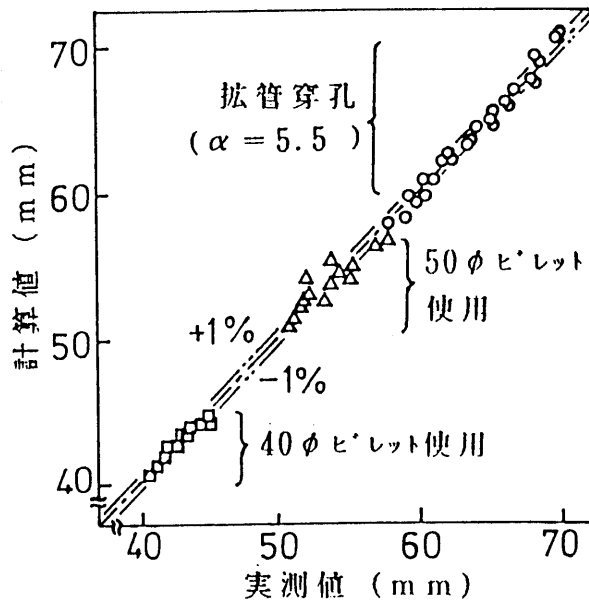


図 2-19 外径の実測値と計算値の比較 (ピアサー)

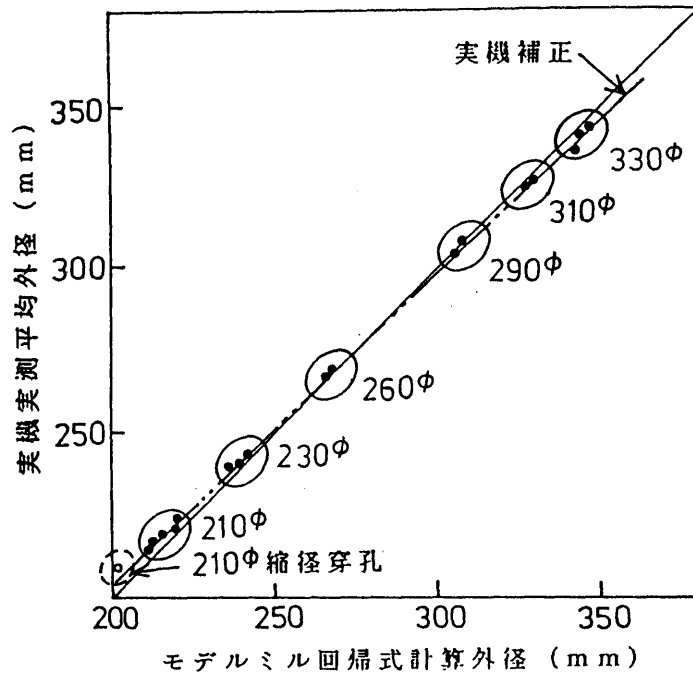


図 2-20 中径管工場ピアサーシェル外径

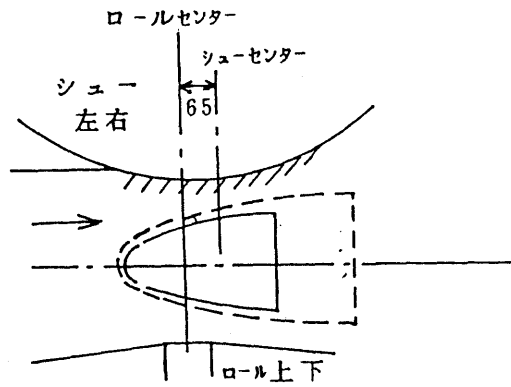


図 2-21 シュー位置とプラグ相対位置関係、管外径による影響

第3章 3ロールエロンゲータ圧延における形状精度

§3-1 はじめに

3ロールエロンゲータとは、3ロールミルであるアッセルミルをエロンゲータとして用いた時の呼び名であり、本来は主圧延機として用いられてきた。このミルは、1932年 Walter J. Assel により開発され、1935年アメリカのTimken社に設置されたのがはじまりである¹。継目無鋼管圧延プロセスにおいて、マンネスマン穿孔機で穿孔された素管は、主圧延機に入る前に、補助圧延機であるエロンゲータで圧延される。一般的に、エロンゲータとしては、穿孔機と同じタイプの2ロールエロンゲータが用いられてきた。アッセルミルは2ロールエロンゲータに対し多くの特徴を有しているものの、薄肉材での圧延が困難なため、エロンゲータとしては用いられなかった²。その後、アッセルミルにおいて薄肉対策として厚延中にロール・送り角度を変更出来るトランスバルミルが開発され³、このタイプが主流となりつつあるが、これとて、一般には厚肉材に適した方式であり⁴、軸受け用鋼管製造の主圧延機として使われてきているのが実状で、エロンゲータとして使用された例はなかった。

アッセルミルの圧延原理の概略を図3.1 に示す。マンドレルバーを挿入された素管は、圧延方向に対し送り角 ξ で交差した3本のロールにより、送りと回転が与えられ圧延される。ロールはハンプ部と呼ばれる段を有しており、肉厚圧下がこの部分に集中するよう設計され、円周方向への伸び（外径膨れ）が小さく成るように工夫されている。これが、ハンプを持つアッセルミルの圧延上の特徴と成っている。噛み込んだ管は、ロール入口縮径部において外径圧下を受け、回転しながら前方に送り込まれ、つぎに、ハンプ部とマンドレル間の限定された領域で肉厚圧下を受ける。さらに、マンドレル表面と幾何学的に平行なリーリング部において所定の肉厚に仕上げられるとともに、逃げ部に進むにつれて外径は円形に整えられる。又、設備的な特徴として、送り角は入り側ハウジングを回転することにより与えられ、圧延の途中において急速にこの回転を与えることが可能となっている。

アッセルミルは、上述のごとくマンドレルバーを使用した傾斜ロール圧延であり、次のような特徴を有している^{4,5}。

- ① 肉厚精度が良い : 2ロール傾斜圧延に比べ偏肉の改善率が良く、肉厚寸法精度がよい。

- ② 管の内側面肌が美しい：マンドレルバーを使用する傾斜ロール圧延のため、プラグを使用する2ロールエロンゲータに比べ表面肌が美しい。
- ③ 外径寸法、肉厚寸法の変更が容易である：設備的にロール間隔、スキュー角度の変更が容易である。
- ④ 設備的に運転の自動化が容易である。

最近の、鋼管製品に対する肉厚精度、表面性状の要求は厳しいものがあり、特にこれらに優れた特徴を有するアッセルミルを、エロンゲータとして使用出来れば、製品の肉厚精度、表面肌を改善する上で、効果が有るものと考えられる。そこで、当圧延機をエロンゲータとして使用する上で障害となっている問題を解決するために研究を実施した。

これまでこの圧延についての研究は、T.Z.Blazynski ら^{2,6,7}により精力的に研究され、負荷、変形にたいする基礎圧延特性について明らかにされた。また、圧延時の圧下解析手法について、スラブ法を主体とした方法を提案している。さらに、彼らはRedundant strainなる考えかたを導入し、工具形状最適化の方法を提案している。J.S.Weinstein ら⁸は、3ロールピアサ及びエロンゲータについて、実験的に変形、負荷の基本特性を調査し、この結果から変形が軸対称で近似される事を見だし、軸対称を仮定した変形と負荷の解析方法を提案している。J.Kazanecki ら⁹は、実験により3ロール圧延時に発生する管のねじれ、前進効率、フレア度を調査し、回帰式により圧延条件の影響度を求め、これより最適な工具形状、圧延条件を推測している。その他、古くはTeterin ら¹⁰の変形特性の実験、I.N.Polapov ら¹¹の肉厚精度に関する調査、Roberts ら¹²の圧延特性に関する報告等がみられ、当圧延法の基礎的な特性については明らかにされている部分が多い。

これにたいし、製品の品質上重要な肉厚精度、操業上問題となる後端部の形状不整フレア（トライアングレーション）について、詳細な研究は見当たらない。特に、偏肉発生、矯正特性及び後端部フレア防止技術について系統的にまとめられた報告は無い。

本章では、3ロールミルにおける偏肉矯正特性を、2ロールミルと比較しながら実験的に解析し、その定量化を行うとともに、3ロールミル圧延中に新たに発生する偏肉についても検討し、その発生抑制方法について言及する。また、3ロールエロンゲータに特徴的に発生する後端部フレアを定量的に推定し、その発生を抑制する技術について言及する。

§3-2 偏肉の矯正

3.2.1 実機による結果

実際に生産に使用されている圧延機により、管の偏肉精度がどのように変化しているかを、二つの方法により調査した。

a) ピアサ、エロンゲータの肉厚精度の追跡

実験には、3本のピレットを用い、穿孔後、超音波肉厚計で円周の8ヶ所について長手方向に肉厚分布を測定し、この管を再度エロンゲータにより圧延、圧延前後の肉厚精度の変化を比較検討した。実験手順を表3.1 に示す。実験に用いたローリングスケジュールを表3.2 に、圧延条件を表3.3 に示す。

図3.2 a)~c)に穿孔表とエロンゲータ圧延後の長手方向肉厚変動を示す。穿孔後の肉厚は、2章で述べたごとく、周期的な螺旋状の分布をしているのがよく分かる。エロンゲータ圧延も、本質的には穿孔と同じ傾斜ロール圧延であるため、肉厚変動は周期的な螺旋状となるはずであるが、図3.2 から明らかな通りエロンゲータ圧延後の分布で、この傾向は顕著でない。またこれら図より、円周上各点での肉厚変動は激しく各断面では、円周上の位置により肉厚に相当の差の生じている事がわかる。一方、断面の平均的肉厚を見ると、長手方向には変動が少ない事がわかる。

この事よりエロンゲータ圧延においてはピアサと同様断面内偏肉が、肉厚精度上一番の問題となる事がわかる。これら結果を詳細に検討するためフーリエ解析により、その変動周期を調べた。図4.3 a)~d)に結果を示す。図には、穿孔素管とエロンゲータ素管の結果を合わせ示しているが、穿孔後顕著であった約0.4m周期の肉厚変動が、エロンゲータ圧延後には約0.68mの周期となり、肉厚変動が30~40%減少している。この傾向は、特にa)、b)の試験材に顕著であるが、他の試験材では必ずしも顕著ではない。これは、不規則な周期が重なった為と、考えられる。エロンゲータ前後の周期の変化は、実測された管のねじれと伸びから計算できる。

$$L_2 = \pi D L_1 \mu / \tan(\gamma - \gamma')$$

ここに L_2 : エロンゲータ圧延後の肉厚変動周期

L_1 : 穿孔後の肉厚変動周期

D : エロンゲータ圧延後外径

μ : エロンゲータ圧延の伸び比 (実測)

$$\gamma = \tan^{-1}(\pi D / \mu L_1)$$

γ' : エロンゲータ圧延時の発生ねじれ角 (実測)

いま、図4.3 a)ピアサシエルで顕著に現れたスペクトルの実測値を上式に代入すると、 $L_1 = 394 \text{ mm}$ 、 $D = 193 \text{ mm}$ 、 $\mu = 1.44$ 、 $\gamma = 6.0^\circ$ となり $L_2 = 698 \text{ mm}$ となる。この周期はエロンゲータ圧延後の肉厚変動周期と一致する。

この結果より、穿孔に特徴的な偏肉について、エロンゲータ後の変化を考察すると、偏肉量 (最大肉厚-最小肉厚) は平均的に1/2 に、偏肉率 ((最大肉厚-最小肉厚) / 平均肉厚) は、約2/3 に減少している事が確認出来た。

b) エロンゲータ圧延後の偏肉精度の調査

さらに、3ロールエロンゲータの偏肉精度の変化を調べるため、多種類の管寸法について、実機エロンゲータ圧延後の偏肉を調査した。用いた管寸法、圧延機の諸元、圧延条件の範囲を表3.4 の実機諸元の欄に示す。測定結果を図3.4 に示す。図に見られるごとく、 D/t が9以下の薄肉では、偏肉は安定して初期偏肉の1/2 程度に減少しているが、圧延後肉厚が薄い場合、逆に偏肉が増加しているのが分かる。これら結果より、3ロールエロンゲータには偏肉を矯正する能力と、逆に偏肉を作り出す作用のあることが推測できる。

3.2.2 実験機による結果

さらに、偏肉特性、変形特性を詳細に調べるため、熱間実験圧延機により3ロール圧延実験を行った。写真3-1 に熱間実験圧延機の写真を、表3-4 モデルミル諸元の欄にその概略仕様を示す。尚、実験機は、実機の1/2 ~1/3 のサイズである。

実験に当たっての基本実験条件を表3.5 に示す。この実験に用いた試験用の鋼管は、機械加工により精度良く削り出されたもので、試験によっては5%、10%、20%の長手方向に平行な偏肉を作った管を用意した。

a) 外径の変化

写真3.2 に、圧延後の管の概観を示す。図3.5 に外径測定結果を示す。写真、図から明らかなごとく、管の前端部分が中央部にくらべ膨らんでいるが、中央部においても、ロール間隔より大きい事が分かる。図3-6 に、先端の膨れと圧延後 D/t の関係を、図3-7 に中央部膨れと D/t 、図3-8 に中央部膨れと圧下率の関係をしめす。図より明らかなごとく薄肉材のほうがその膨れは大きく、また圧下率の大きい方が膨れは大きい事がわかる。この膨れに対しては、§3.3 の外径予測の項で詳述する。

b) 管後端部のフレア発生

一方、管の後端部において、圧延後 D/t の大きな薄肉材には、写真3.3に示すように、フレア（またはトライアングュレーション）と呼ばれる形状不整が現れる。このような、フレアは後工程の圧延に支障をきたし、この発生は避けなければならない。この現象については、別項で述べる。

c) 圧延荷重、前進効率の変化

表3.6に、圧延荷重、前進効率等の実験結果を示す。圧延荷重は出側チヨックの方が大きく、トータル圧延荷重は、送り角が一定の場合、肉厚圧下率よりも外径の大きさが効くようである。又、この条件範囲内で前進効率は、60%~110%で、空抜きより圧延時のほうが良く、また、小径材の方が前進効率は高い。図3.9に圧延荷重の変化を、図3.10に前進効率の変化を示す。これら結果は、T.Z.Blazynskiらが鉛模型圧延機により調査した結果と同様な結果を与えている。

d) 偏肉特性

次に、偏肉特性を調べるため、基本圧延条件のもとで素管寸法を振らせ、初期偏肉が5%、10%、20%の素管を圧延し偏肉率の変化を調べた。ここで、偏肉率とは、断面内で円周方向8点の肉厚を測定し、その測定点の（最大肉厚-最小肉厚）/平均肉厚で定義し、管一本の偏肉は長手方向10点の平均偏肉で定義した。図3.11にその結果を示す。図にみられるごとく、圧延後の肉厚が厚い管では、安定して偏肉が1/2程度に矯正されているのにたいし、肉厚の薄い所では偏肉が逆に増大している所も有る。この結果は、先述の実機の結果と同じ傾向を示しており、3ロールエロンゲータには偏肉の矯正効果と、新たに偏肉を作り出す因子が共存しているものと考えられる。また、初期偏肉の大きいほうが、平均的に平均肉厚矯正効果は大きい。これは偏肉発生量が、初期偏肉に拘わらず一定量であるためと推測される。この点については後節で詳述する。

次に、圧延速度、マンドレルバー操作法、フィード角が、偏肉矯正効果に与える影響を調査した。図3.12(a)に、初期偏肉が10%の管を用いた実験結果を示す。図にみられるごとく、圧延速度が増加すると偏肉は増大し、また、バーの先端を固定し振動を抑えた場合、偏肉精度は良くなる。同様の結果を図3.12(b)に示す。この実験には、初期偏肉が5%のものを用いたが、圧延速度を増すに従い、偏肉精度が悪化しているのが分かる。これら結果、および、肉厚分布のフーリエ解析の結果において明確なスペクトルが観察されなかったことを考慮に入れると偏肉を発生させる原因は、肉厚変動周期の一定しないマンド

レルバー、圧延後素管の振れ回り振動によるものと推測できる。図3.13に送り角を変えたときに現れる長手方向肉厚変動の分布を示す。送り角の大きい場合、周期的な肉厚変動は大きく、初期の偏肉レベル5%より悪化しているが、送り角の小さな5.1°の場合その変動は少ない。この偏肉量の悪化は、送り角の大きい場合1/3回転毎の進み量が大きくなりリーリング長さが不足したためと考えられる。図3.14に初期偏肉が、5%の場合の偏肉率に与える送り角の影響を示す。素管径に拘わらず、送り角が大きくなると、圧延後偏肉は圧延前の偏肉より悪化しているのが分かる。

以上、3ロールエロンゲータ圧延の概略的な基本特性を述べたが、以下に偏肉特性とフレア特性について、考察した結果を述べる

3.2.3 偏肉矯正特性の解析

これまで、偏肉が3ロールエロンゲータにより改善されることは、報告されてきたが、その理由や改善量の定量的な予測については報告されたことはない。以下に、偏肉改善の要因を解析し、改善量の定量化を試みる。また、2ロールエロンゲータによる偏肉矯正効果とも比較する。

a) 肉厚圧下による偏肉の矯正効果

偏肉を有する管を圧延する場合、肉厚の差により、3本のロールにより圧延される部分の圧下率が代わり、偏肉の矯正される事が予測される。例えば図3.15に示すように、偏肉を有する素管をロールとマンドレルで圧延する場合、実際の圧延時には圧下率と接触面積の変化で $P_1 = P_2$ となるように、マンドレルが e だけ偏芯すると考えられる。そこで、Blazynskyiら⁶⁾が提案したスラブ法による圧延荷重式を用い、ピアサーの項で用いたと同様の計算手順で圧延後の偏肉率を求めた。その結果、例えば偏肉率13%を有する外径175φmm、平均肉厚23tmmの素管を外径150φmm、平均肉厚16.5tmmに圧延する場合、圧延後の偏肉率は12.4%と計算され、肉厚圧下だけによる偏肉矯正効果の寄与は極く小さいと推定される。

b) 外径圧下による偏肉矯正効果

図3.16に、偏肉率10%の素管を3ロールエロンゲータで空もみ（マンドレルなしで圧延）中止めしたときの、ロールバイト中での肉厚と偏肉率の変化を示す。入口傾斜部からハンブ部にわたって、外径圧下により素管肉厚は増加していく様子が良く判る。しかし、この増肉過程において薄肉側（▲、□）の増肉割合が厚肉側（●、○）に比べ大きく、肉

厚のバラツキ範囲が、狭くなっていくのがわかる。この測定より偏肉率の変化を求め同図下部にその変化を示した。図より判るごとく偏肉率も外側圧下の大きいハンプで急激に減少しているのがわかる。そこで各々の肉厚の素管が外径圧下を受けた場合の肉厚の変化を測定した。図3-17には、2ロールおよび3ロールエロンゲータにおいて、表3-5の各条件で空もみをした後の管の t/D に対する増肉率、図3-18には偏肉率変化比を示す。2ロールの場合、 $t/D < 15\%$ の薄肉範囲では増肉率の t/D に対する勾配はほぼ零である。これは薄肉側と厚肉側の増肉率に变りのない事を意味しており、偏肉の矯正効果の小さくなる事を示唆している。事実、図3-18に示す如く2ロールにおいて $t/D < 15\%$ では偏肉矯正効果の少ない事が分る。他方、3ロールでは、薄肉範囲においても増肉率の勾配は急峻かつ一定であり、安定した偏肉矯正効果を示している。また、2ロールにおいて、増肉率の勾配が急峻になるのは $t/D > 20\%$ の厚肉範囲であり、この範囲においては3ロールと同等の偏肉矯正効果が得られるのが分る。このように、両図には密接な関連があり、偏肉矯正効果は外径圧下時に生ずる肉厚に対する増肉率の違いにより生ずることが分かる。

ここで、3ロールエロンゲータにおける偏肉矯正特性の定量化モデルを検討する。図3-19に示すように、円環に3方向から外径圧下を加える場合、内周に生ずる最大圧縮ひずみは図中の点Pで生ずる。そのひずみ増分 $d\varepsilon$ は、曲がりはりの解析から、次式で表わせる。

$$d\varepsilon = 6\kappa (A/B) (\Delta d / r) \quad \dots\dots (3.1)$$

ここで

$$\begin{aligned} A &= 3\kappa (r - \varepsilon) - \{3 - \sqrt{3}\pi (1 + \kappa)\} e \\ B &= \{(4\pi - 3\sqrt{3})\pi (1 + \kappa) - 18\} \kappa (r - e) \\ \kappa &= (r/2e) \log \{(r + e) / (r - e)\} \\ &= (1/3) (e/r)^2 + (1/5) (e/r)^4 + \dots\dots \end{aligned}$$

いま、増肉率 β と $d\varepsilon$ が比列関係にあるという仮定を設け、二次以上の微小項を無視すれば、次式を得る。

$$\beta = C_1 \{\Delta d / (D - t)\} + C_2 (\Delta d / t) + C_3 \quad \dots\dots (3.2)$$

また、3ロールエロンゲータにおいて材料が1/3回転ごとにロールから受ける外径圧下量は、ロールバイト中の任意の位置における管寸法を D_i 、 t_i とすると、次式で与えられる。

$$\Delta d_i = (2/3) \pi (\eta_{l_i} / \eta_{\theta_i}) D_i \tan \theta \tan \xi \dots\dots(3.3)$$

ただし

θ : ミル芯に対するロール面角

$2 \eta_{l_i}$ 、 η_{θ_i} : 長手方向、円周方向の前進回転効率

ξ : 送り角

したがって、材料1/3回転当たりの増肉率 β_i は、(3.2),(3.3)式から次式で与えられる。

$$\beta_i = (2/3) \pi (\eta_{l_i} / \eta_{\theta_i}) \tan \theta \tan \xi \{ C_1 / (D_i / t_i - 1) + C_2 (D_i / t_i) \} + C_3 \dots\dots(3.4)$$

ここで、(3.4)式中の係数 $C_1 \sim C_3$ は、図3-17の空もみ実験での増肉率を重回帰することにより決定し、前進、回転効率は実験値を用いた。

最終的に、空もみ後の管の肉厚 t_F は、(3.4)式の β_i を用いて次式で与えられる。

$$t_F = \left\{ \prod_{i=1}^N (1 + \beta) \right\} t_0 \dots\dots(3.5)$$

ただし

t_0 : 素管肉厚

N : 圧下回数

この計算手法により、マンドレルありで3ロールを圧延する場合の偏肉率変化の予測を行った。偏肉率 e_θ を有する素管の薄肉部、厚肉部のそれぞれにつき、(3.4),(3.5)式により圧延後の肉厚を計算し、偏肉率 e を求めた。ただし前項の議論により、ハンブ部での肉厚圧下によっては偏肉率は不変とし、外径圧下だけにより偏肉が矯正されるとした。

図3-20、3-21に計算結果を示す。両図には実験結果も併せて示した。図3-20では、送り角の減少とともに偏肉矯正効果は大きくなり、計算値と実験値は傾向的によく一致している。図3-21では、標準圧延条件 ($D/t < 10$) における計算値と実験値はほぼ一致しており、3ロールエロンゲータの安定した偏肉矯正特性がよく現れている。ただし、両図とも実験値の方が計算値より若干大きめであり、このモデルの限界を示すと共にこの差が3.2.4項で述べるような、3ロールエロンゲータでの新たな偏肉発生分に相当すると考えられる。

3.2.4 偏肉発生要因

3ロールエロンゲータにおける肉厚分布のスペクトル解析をした図3-3からは明瞭なスペクトルは現れず、新たな偏肉発生の原因は周期性のないものと想像できる。ここでは、新たな偏肉発生要因として、主としてつぎのものを考えた。

(1) 材料断面の偏熱

(2) マンドレルバーの振れ回り

前者に起因する偏肉量は、図3.15と同様な計算手法により、推定できる。計算結果の一例を図3-22に示す。同図には、2ロールエロンゲータについての計算結果も併せて示してあり、偏熱量が等しい場合には、3ロールエロンゲータの方が発生する偏肉量は少ないことが分かる。材料の偏熱は、加熱時および搬送時において生ずるため、この種の偏肉発生を最小限に抑えるには、加熱炉内のピレットの均熱精度の向上、および搬送時における温度差発生要因の除去に努める必要がある。

マンドレルバーの振動が偏肉を発生させている事は、3.2.3項で推論したごとく、ロール回転速度と偏肉、バーの拘束と偏肉〔図3-12(a)、図3-12(b)〕の関係より明らかである。そこでマンドレルバーの振れ回りが偏肉に与える影響を更に詳しく見るため、バーの操作法を変え圧延を行った。マンドレルバーの操作法は下に示す2つの方法を取り圧延した。偏肉率変化を図3.23に示す。

(1) リトラクト……圧延開始前にマンドレルバーを圧延機前方まで突出させておき、圧延開始と共にマンドレルバーを圧延方向と反対に一定かつ低速度で引き抜き、圧延終了時にマンドレルバー先端が圧延領域直前に来るように設定する。

(2) フルフロート…マンドレルバーを拘束しない

マンドレルバーのロールハンブ部からの突き出し量の大きいフルフロート方式では、偏肉率が高くそのばらつきも大きい。

マンドレルバーを片持固定ばりとみなすと、バーが共振する危険突き出し長さは次式で与えられる。

$$l_{er} = (\sqrt{15}/2) (3Eg / \pi W)^{1/4} d / \sqrt{N} \quad \dots\dots(3.6)$$

ただし

d：マンドレルバー外径

W： " 単位長当たりの重量

N： " 回転数

図4-23の圧延条件の場合、 $N \approx 700\text{rpm}$ であり、(3.6) 式から $l_{er} \approx 1200\text{mm}$ となる。フルフロート圧延の場合、バーの突出長さは、圧延の進行と共に長くなり、この圧延条件（素管長さ800mm）でバーの突出長さは、1200mmを越える事となる。したがって、フルフロート方式では、圧延中にマンドレルバーが共振を起こすことになり、偏肉率の上昇をもたらすと考えられる。これに対しバーリトラクト法の場合、バー突出長さをこの条件では300mmに押さえているため、共振の発生はない。図3.23にみられる如く、当方式では矯正効果も高くまたばらつきも小さくなっており、バーリトラクト法の優秀性を示している。それ故、この種の偏肉発生を防止するためには、マンドレルバー操作法としてリトラクト方式の採用とともに、バー突き出し長さおよびロール回転数を適正に選ぶことが肝要になる。

§3-3 外径精度

3.3.1 フレアの発生

3ロール傾斜圧延において、圧延条件によっては図3-24に示すように、管の後端部にフレアが発生する。このフレアは薄肉材程発生し易く、外径/肉厚 (D/t) が8~10で発生すると言われてきた。実操業においてフレアが発生した場合、素管がロール間や、出側テーブル内で詰りを起し、操業を著しく阻害するばかりでなく、このままでは後工程での圧延も不可能となる。このため、フレア発生は、3ロール傾斜圧延機の致命的な欠陥となり、これまで3ロールミルはベアリングレース等の厚肉材圧延にしか用いられず、一般ミルのエロンゲータとして用いられる事はなかった。^(注) 他方、前節でも述べたとおり、当圧延法は、他のエロンゲータミルに比べ肉厚精度の上で格段に秀れており、以前よりエロンゲータとして使用する検討がなされてきた。そして近年特に厳しくなった肉厚精度を満足させるため、当圧延機を利用することが有望なプロセスと考えられるようになった。

そこで筆者は(1) フレア要因を明確にし、フレア発生限界を定量的に予測するため、熱間圧延実験によりフレア発生状況を調査した。(2) フレア発生原因より考え、これを防止する方法について対策をたて、実験によりこの効果を確認する事とした。

(注) エロンゲータとして使用する計画はいくつかあったようであるが、いろいろの理由で実現しなかった。

a) 実験方法

使用した実験圧延機は、前節で用いた3ロール熱間圧延機であり実験条件を表3-7に示す。

b) 実験結果と考察

フレア発生状況を図3-24に示す。このフレアを定量的に示す量としてフレア度(F)を定義した。

$$F(\%) = (a - d) / d \times 100 \quad \dots\dots(3.7)$$

ここに a : 管後端部周長の1/3、三角形ならば一辺の長さ

d : 中央部の平均外径

また、フレア発生の判定としては管の後端部周長が、定常部周長より長くなる時をフレア発生とした。すなわち

$$F \geq \left(\frac{\pi}{3} - 1 \right) \times 100 = 4.7\%$$

Fの値が4.7%以上になる時をフレア発生と定義した。

実験圧延より得られたフルフロート圧延時の、フレア発生限界線図を図3-25、図3-26に示す。図3-25に示す如く、D/tが一定ならば送り角が大きくなる程、外径圧下が大きくなる程フレアが発生する。また、D/tが大きくなる(薄肉で大径になる)程フレアが発生し易い事がわかる。図3-26には圧下量の影響を示すが、肉厚圧下の大きい所ではやはりフレアが発生し易い。同図中に、エロンゲータの実操業で想定される条件範囲を合せ示すが、実操業範囲でD/t=8でもフレアの発生危険域に入る事がわかる。

これらの結果より、フレア度に影響を与える因子を考え、次式によりフレア度を定量的に表わす、重回帰式を作成した。

$$F = a_1 \xi + a_2 (Gr/t) + a_3 q + a_4 (Gr/R) + a_5 \quad \dots\dots(3.8)$$

ここに

$$q = 1 - Gr/D_0, \quad r = 1 - t/t_0$$

$$t = (Gr - D_B) / 2, \quad D_0, \quad t_0 : \text{素管の外径、肉厚}$$

$$D_B = \text{マンドレルバー径} \quad R : \text{ロール径}$$

この式により、フレア度をよく表現できる事を確認した。

先にも述べたが、図3-25に見られる如く、バー速度を拘束しない従来型のフルフロート圧延では、従来言われている通り、D/tが8~10でフレアが発生する事となる。これで

は、実圧延ラインのエロンゲータとしては使用できない。そこで、この限界を拡げる方法を検討した。

3ロール圧延のような傾斜ロールにより圧延される方式では、肉厚圧下は主として円周方向に向かう事となる。そのため管は図3-27で示される如く、ロール間にふくれ出し、ロールにより外径を拘束される事となる。定常部においては、管の前方および後方より拘束を受けるため、管は極端にふくれ出す事もなく圧延される。しかし管後端部では管後方からの拘束がなくなるため、圧延条件によっては管はロール間隙に極端にふくれ出し、この形状をロールにより矯正できなくなる。この時管の後端部は三角形形状になり、ロール内に停止し、三角形形状のフレアとなる。それ故、フレアの発生を防止するには、肉厚圧下による円周方向の歪を長手方向歪に変える事ができれば効果があると推測し、次の二つの方法を検討した。

(1) 圧延中にマンドレルバーを押込むか引き抜く事により、長手方向剪断力を発生させ円周方向歪を減少させる。

(2) ロールの突起部（ハンプ）形状を急峻にする事により、歪を局所に集中させ、前方の管による拘束力を相対的に増し、長手方向歪を増加させる。（図3-28参照方）

実圧延において、マンドレルバーを押込む事は、長尺のマンドレルバーを必要とするばかりでなく、バーの圧延機出側突出し長さが長くなった場合、前節で議論した通りバーに振れ回り共振が起こり肉厚精度を悪化させる。それ故、バーを押込む事は考えられないため、ここではバーを圧延中に圧延とは逆方向に引抜くバーリトラクト方式により、(1)項の効果を確認した。図3-29にその結果を示す。図に見られる如く、リトラクト法の採用により、フレア発生限界は大幅に拡大した。また、圧延領域を狭くしたBロールの使用により、さらにフレアの発生限界の拡大する事がわかる。これら方式の採用により、フレアの発生限界が大幅に拡大し、通常のエロンゲータで必要とされる範囲の圧延が可能である事が判ったが、これでも実操業圧延の薄肉側でフレアが発生する危険性がある（☆部分）。この範囲においては、生産性を犠牲として送り角を減少させればフレアの発生が防止できる事がわかる。リトラクト法の採用により、実操業のほぼ全範囲においてフレアなく圧延できる見通しが得られた事により、3ロール圧延機をエロンゲータとして使用できる見通しが得られた。

なお、バーリトラクト方式によるフレア度発生予測式は次式で与えられ、実機においてもよい一致を見ている。

$$F(\%) = 14\xi + 20(\text{Gr}/t) + 400q + 205r + 320(\text{Gr}/R) - 406 \quad \dots\dots(3.9)$$

3.3.2 外径予測

従来、穿孔やエロンゲータ圧延後の形状は、これが中間素材であるため、ややもするとその外径、肉厚の見積り精度については軽視されがちであった。しかし、最終製品に要求される形状精度が厳しくなるに従い、中間素材の形状見積り精度も高いものが要求されるようになった。例えばエロンゲータ圧延後の外径が変動した場合、その程度の悪いものは、マンドレル圧延時に嚙出しを起し、程度の軽いものであっても、マンドレル圧延での無張力制御がない場合、最終製品の肉厚精度に影響を及ぼす。

3ロールエロンゲータ圧延後の形状精度を向上させるには、圧延プリセットモデルで 사용되는圧延後の外径予測式の精度を向上させると共に、伸び長さ制御時に使用される修正式の精度向上を計る必要がある。そこで、実験により外径予測の回帰式を作成した。実験条件は表3.7 に示すものと同一である。

圧延後の定常部外径をDとし、ロール間隔Grからの膨れ率 α により外径を予測した。 α の定義を次式で示す。

$$\alpha(\%) = (D - \text{Gr}) / \text{Gr} \times 100 \quad \dots\dots(3.10)$$

実験により(3.11)式で α が精度よく予測できる事がわかった。

$$\alpha(\%) = 0.8\xi + 0.64(\text{Gr}/t) + 31.4q + 3.92r - 14.2 \quad \dots\dots(3.11)$$

図3-30に α の計算値と実測値の比較を示す。図に見られる如く、 α はほぼ $\pm 0.4\%$ の範囲で予測できている事がわかる。これは外径予測精度においても $\pm 0.4\%$ 以上の精度で予測できる事を示しており、これまでの予測式にない良好な予測精度であると言える。

そこで、(3.11)式とを実機圧延に適用し外径の予測を行った。その結果を図3-31に示す。図に見られる如く実機の方が全体に大きくなっている事がわかる。これは実験機による回帰式で、ロール径の影響を取り込む事ができなかった為と考えられる。現在実機圧延ではこのズレを補正し使用しているが、圧延全範囲につき良好な予測精度が得られており、圧延のプリセットモデル式、フィードバック制御式として用いられている。

§3-4 マンドレルバーリトラクト方式の圧延諸特性

3ロールエロンゲータ圧延の特性を詳しく検討した前節までの結果において、マンドレルバーリトラクト法が、(1)肉厚精度向上および(2)後端フレア発生防止に大変有効である事が確められた。また、バーリトラクト法の採用なくしては3ロールミルをエロンゲータとして用いる事ができない事が判った。一方、ここでは述べていないが、省エネルギーをねらい再熱炉を省略するプロセスが実機ミルとして採用されている¹³⁾が、これを可能にした一つの大きな要因は、3ロールエロンゲータにおけるバーリトラクト法の採用であった。

これまで、アッセルミルにおいてもマンドレルバーをリトラクトする方式は、設備として取り入れられていたものもあった。しかし、これは、厚肉材を圧延する場合、圧延後にマンドレルバーが抜けなくなる事を防ぐために設けられた機能であり、圧延中にマンドレルバーを引抜きつつ圧延できるようにしたものである。それ故、これまで薄肉材において、バーをリトラクトする方式は検討された事もなく、その圧延特性について報告もないのが現状である。ここでは、3ロール圧延におけるバーリトラクト圧延時の圧延特性を実験により明らかにした。

3.4.1 実験方法

72φ×9t(平均肉厚)の素管を用い、炉温1200℃、ロール回転数196rpm、フィードアングル5.06°、ロールゴージ間隔60mm、バー径48φを基準条件に選り実験を行なった。図3.32に装置の概要を、表3.8に実験条件のまとめを示す。実験にあたっては i)基準条件に対するフローティング法とリトラクト法の比較をみる(N0:1,2とN04,5及びN06とN08) ii)リトラクト圧延時の潤滑の影響をみる(N03~5,N07~9) iii)およびその他の要因の影響をして、ロール回転数(N010)、ロールゴージ間隔(N011)、フィードアングル(N012)の影響をみるのが狙いである。

3.4.2 実験結果と考察

i)負荷特性

図3.33に圧延荷重の比較を示す。フルフロート法に対し、リトラクト方式の場合約10%~15%ロール荷重の減少する事がわかる。これは(1)長手方向にせん断力を与える事により、見かけ上の変形抵抗が減少し必要なロール圧下力が減少するためか、(2)フルフロート法では、マンドレルバー速度と材料速度の中立点がロールバイト内にあり、フリクションヒルが生じ、リトラクト法ではこれが存在しないためかいずれかと考えられる。そこでマンドレルバー潤滑の影響を調べフリクション

ヒルの影響について調べた。その結果、潤滑の悪い方の荷重がわずかながら高くなっているが、その影響はあまり大きくない事がわかった。それ故、リトラクト法により荷重の低下する理由は主に(1)の要因によるものと推測できた。

図3・34にバーリトラクト力の測定結果を示す。必要なバー引抜力は潤滑法にかかわらずロール1本あたり圧延荷重の10%~12%である事がわかる。それ故、見かけ上の摩擦係数は $\mu = 0.1/3 = 0.03$ 程度となっている事がわかる。

ii)速度特性

図3・35に、定常部の圧延時間から求めた管の前進効率を示す。なお前進効率の定義は、下式で与えた。

$$\eta = \frac{\text{管の長平方向平均圧延速度}}{\text{ロールハンブ部長平方向分速度}}$$

図より明らかな如くリトラクト法における前進効率は、フルフロート法に比べ約20%~30%低く、また、潤滑が悪い程低い値となっている。これはバーを圧延方向逆方向に引抜いているため素材に進行と逆方向の力を加えている為であると考えられる。

前進効率の低下は能率上好ましくないが、バーリトラクト法はその他の面でこの欠点を補っても余りある効果がある。

iii)変形特性

図3・36, 図3・37, 図3・38にリトラクト圧延時の全長伸び $(l-l_0)/l_0$ 、外径減少率 $(D_0-D)/D_0$ 、減肉率 $(t_0-t)/t_0$ について測定した結果を示す。図からわかる通りリトラクト法の方が全長伸びが大きく、外径、肉厚共にフルフロート法に比べ小さくなっている。これは(1)リトラクト法により円周方向の歪みが減少し、外径が小さく押えられると共に(2)圧延荷重の減少により、ミル剛性の分だけ肉厚圧下が大きくなり肉厚が小さくなった為と考えられる。

図3・39に管前後端における非定常部形状の比較を示す。前述した様に、フレアは完全に防止できている事が判る。また、先端部の外径ふくれは、全体的にはリトラクト法の方が少ない。これも長手方向せん断力によるものと推測できる

図3・40に偏肉発生状況をフルフロート法と比較して示す。全体としてリトラクト法の方が偏肉精度は良好である事がわかる。これは、前節で述べた通りマンドレルバーの振動に起因したものと推測される。

しかし、ここで一つの大きな疑問が発生する。すなわちこれまでの結果より、リトラクト法では前進効率が劣る事を指摘した。(図3・35参照)
換言すれば、リトラクト法では、1回転毎に進む距離が短くなり、実際の送り角が減少した事となる。フレアの発生には送り角が大きな要因となるため、この効果によ

りフレアの発生が防止できたのではないかと疑問も残る。そこでこの効果を分離検討するため素材が1/3回転(1/3回転毎に圧延されるため)の間に前進する距離～単位前進長さ～を求め偏肉率フレア度と比較した。

今圧延される素材の1/3回転当り進む距離 Δl_r とすると

$$\Delta l_r = V_e / 3N_m$$

ただし V_e :材料前進速度 N_m :材料回転数

$$V_e = \eta N_r \pi D_a \cdot \sin \theta$$

$$N_m = (N_r \cos \theta \cdot D_a) / D_m$$

ただし

η :前進効率 N_r :ロール回転数 D_a :ロールゴージ部直径

θ :フィード角 D_m :材料外径

$$\Delta l_r = \frac{\eta N_r \pi D_a \cdot \sin \theta}{(N_r \cos \theta \cdot D_a) / D_m} = \frac{\eta}{3} \tan \theta \cdot \pi D_m \dots (4 \cdot 12)$$

図3・41, 図3・42に単位前進長さ(Δl_r)と偏肉率変化比、フレア度の関係を示す。

図3・41に示される如く、偏肉率変化比は単位前進長さにはあまり関係のない事、およびフルフロート法では偏肉率変化比のばらつきが大きい事が判る。この事よりやはりリトラクト法で偏肉矯正効果の安定して大きいのは、バー振動防止による所が大きいものと考えられる。

図3・42にフレア度と単位前進長さの関係を示すが単位前進長さとは無関係に、リトラクト法の方にフレアの発生のない事がわかる。(なお比較をより明確にするため、類似の過去のデータも合せ記入した。)それ故、フレアの防止できた主たる要因は、変形を円周方向から長平方向に変えられた事であろうと推測できる。さらに突込んで、前節図3・37で示したフレア発生予測(送り角度と D/t とフレア発生限界の関係を示した図)に前進効率を加味し、この分リトラクト法での純粹の効率が減少したものとして限界線を平行に下した線を図3・43に入れる。フルフロートによる限界線とこの線の間が純粹にリトラクト法による効果と考えられる。

iv) その他要因の影響

バーリトラクト圧延時におけるロール回転数、ロールゴージ間隔の影響を素管偏肉率20%、グリース+黒鉛潤滑、バー速度30mm/sec. の場合について調査した。負荷特性を図3・44、図3・45、に前進効率を図3・46に、変形特性を図3・47～3・49に示す。

a) ロール回転数の影響

ロール回転数を基準条件の1/2にした場合、負荷、変形等を調査した。図3・44～図3・49に見られる如く、この範囲では大きな差異は認められない。特に、フルフロート法ではロール回転速度の偏肉変化比に与える影響が大きかった事を考えれば、リトラクト法の効果の大きい事がよくわかる。

b) ロールゴージ間隔の影響

ゴージ間隔を60mmから59mmにした場合(圧延後寸法 D/t 10.2 →11.0)、減肉率が5%増加しているにもかかわらず、荷重が減少している。これは、図3・46に示す前進効率が大幅に悪くなった為であろう。前進効率が低い場合、1/3回転で次のロールにて圧延されるまでに進む距離が短くなり、その分、1/3回転毎の圧下量が少なくなる。このため、材料とロールの接触長も短くなり荷重が減少する事となる。ここでは、前進効率低下の効果が圧下量増加の効率を上回ったため、圧下量が大きくなったにもかかわらず圧延荷重が減少したものと考えられる。

変形に関しては、圧下量が増した分減肉率が増え、全長伸びが大きくなる。これに対し、外径は、ロール間隔の減少による効果(60mm→59mm)と、圧下量の増加(33%→39%)による効果が重なり合うがロール間隔減少の効果が大きく、外径は減少する。この事は式(3・11)より容易に類推できる。先端外径ふくれも少し増加する事がわかる。

c) 送り角の影響

ゴージ間隔を59mmとし、送り角を 5.06° から 7.14° に増加させた場合、圧延荷重、バーリトラクト力が約2割程度高くなっている。これは送り角増加と、これに伴う前進効率の増加によるものと考えられる。また、リトラクト力について圧延条件により増減はあるものの摩擦係数は0.036近辺にある。

送り角の増加により特徴的に現われるものはやはり、フレアと端部外径ふくれであり、両者共大きな値を示している。

§ 3-5 まとめ

アッセルミルは、多くの特徴を有しており、これを継目無鋼管製造プロセスのエロンゲータとして利用することは、近年の厳しい製品側の要求を満たす上で、大変に魅力的な圧延機であった。しかし、この圧延機は薄肉側に致命的な問題があり、これを解決しなければエロンゲータとして利用することは不可能であった。その問題点は 1) 薄肉側で発生する管端フレア 2) 薄肉側での肉厚精度の悪化 であった。

そこで、これら薄肉側での問題点を解決し、アッセルミルをエロンゲータとして用いる事を可能にするため、問題点発生要因の解明と対策について検討した。同時に、当圧延機における最大の特徴である偏肉矯正効果につき、その矯正機構を解明し、矯正効果を最大限に得るための操業条件と矯正効果を結び付けるモデル式を作成した。外径については、プリセット、フィードバック制御に利用される、高精度外径予測式を開発した。

主な結果は次の通りである。

1) アッセルミルでの薄肉側の問題点を解決する方法として、圧延中にマンドレルバーを圧延とは逆方向に引き出すパーリトラクト法が、有効である事を証明できた。この方式は、薄肉側でのフレアを大幅に抑制出来るだけでなく、薄肉側で顕著に現れた偏肉精度の悪化をも抑制出来るものであり、この方式を採用すれば、アッセルミルを、継目無鋼管製造プロセスのエロンゲータとして使用出来る事が確かめられた。

2) パーリトラクト法が大いに有望な事が分かったが、この圧延特性については報告も無く不明であった。そこで、当圧延方式の圧延特性について、従来のマンドレルバーを拘束しない方式と比較しながら、熱間実験圧延機を用い調査した。その結果つぎの事が判明した。

- i) 負荷特性：圧延荷重は従来法に比べ10~20%減少する。バーの保持力は圧延荷重の10~15%である。
- ii) 圧延特性：従来法と比べ、前進効率は10~30%減少する。
- iii) 変形特性：従来法と比べ、全長伸びは5~10%大きくなり、外径減少、肉厚減少も大きくなる。先端部膨れは減少しフレアの発生は大幅に抑制される。偏肉は、従来法で悪化する部分が減り、安定して良い偏肉矯正効果が得られる。

3) 偏肉矯正効果に対する検討の結果、次の事が分かった。3ロールミルで

の平行偏肉矯正効果は、主として圧延部ではなく外径圧下部で現れる。この圧延機で、マンドレルバーを入れず外径のみを圧下する空抜圧延を行うと、管の肉厚によりその増肉率が異なり、薄肉ほど増肉が大きくなる。偏肉のある管を圧延すると、薄肉部の増肉が厚肉部の増肉より大きく、偏肉が矯正される事が確認された。この現象をモデル化し、圧延条件より偏肉矯正効果を予測する方法を開発した。

4) 偏肉発生について考察した結果、偏肉の発生は主として、マンドレルバーの振れ回りにより生ずる事が分かった。この振れ回り共振は、圧延機出側のマンドレルバー突き出し量を、バーリトラクト法を採用し調整する事により防止でき、偏肉発生を抑制することができた。また、偏熱の偏肉に与える影響について、計算により検討した。その結果、10℃の偏熱で約0.7%の偏肉が発生すると推定され、2ロールエロンゲータに比べその影響が少ない事が証明された。

5) 圧延後の外径を予測するため、実験からの回帰により予測式を作成した。回帰にあたっては、マンドレルバーとロールが平行になるランプ部直後のロール間隔を基準にとり、これよりの膨れ率を実験により回帰した。作成した予測式は、実機によるサイズ効果を補正する事により、十分に精度の高い予測式とする事が出来た。

第3章 参考文献

- 1) C.E.Snee ; Iron and Steel Eng., Oct. (1956) p124
- 2) C.Jubb et.al.; Proc. 9th Int. MTDR Conf.(1968) p369
- 3) G.W.Schuetz ;Iron and Steel Eng. ,Sept. (1976) p47
- 4) Desford Ltd. ;Ion and Steel Eng. ,May(1964) p184
- 5) 鉄鋼便覧 III (2) 条鋼・鋼管・圧延共通設備, 鉄鋼協会編、(1980) p985, 丸善(株)
- 6) C.Jubb et.al.,; Proc. 11th. Int. MTDR Conf., (1971) p1155
- 7) T.Z.Blazynski et.al.; Advanced Technology of Plasticity , vol. II ,(1984), p1284, J.S.T.P
- 8) J.S.Weinstein ;Thesis "Simulation and Analysis of the Three Roll Seamless Steel Tube Making Process" ,Purdue Univ. (1971)
- 9) J.Kazanecki et.al.,; Proc. 3rd. Int. Conf. Steel Rolling "Tech. Pipe and Tube and thier Application" (1985) p190 ,ISIJ
- 10) P.K.Teterin et.al.;Stal 10, Oct. (1960), 758
- 11) I.N.Potapov et.al.; Steel in the USSR , (1978) 5, p163
- 12) W.L.Roberts ; Iron and Steel Eng.,April. (1975) p56
- 13) 三原 他; 鉄と鋼, 71 (1985) 8, p41
- 14) Y. Mihara et.al.; Tube International ,March (1986) ,p44

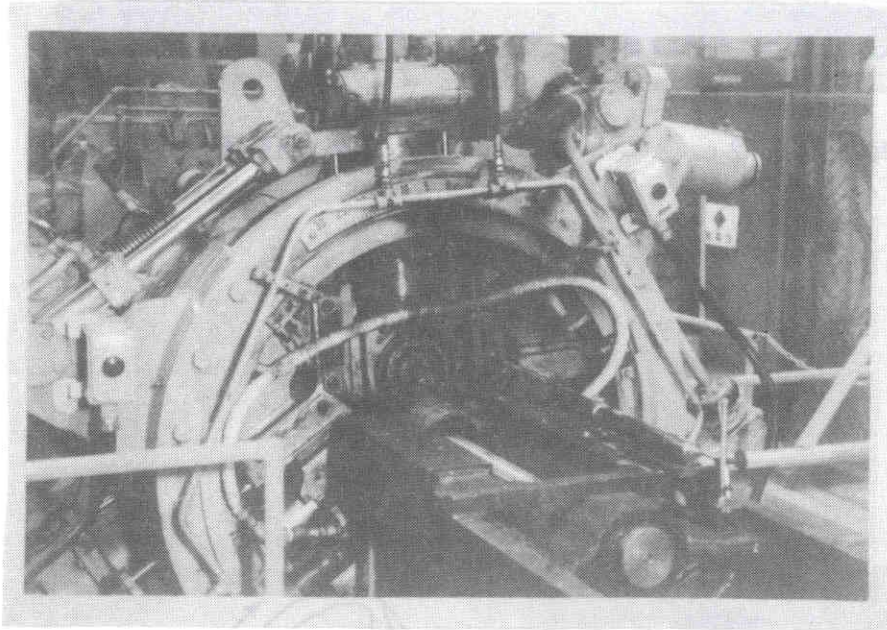


写真 3 - 1 熱間 3 ロール 実験 圧延 機

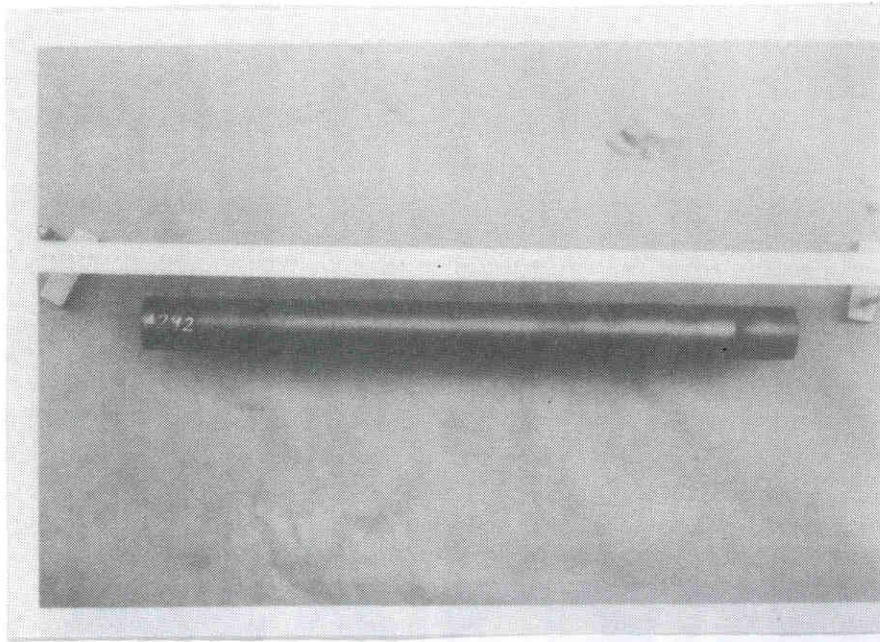


写真 3 - 2 3 ロールエロンゲーター 圧延後の管外観

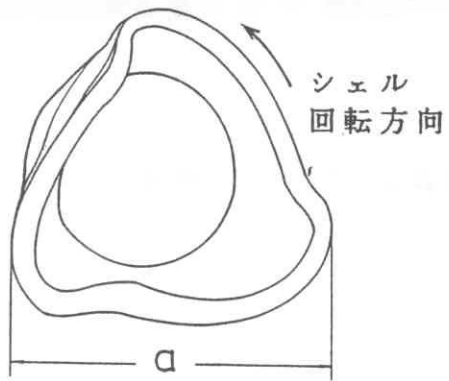
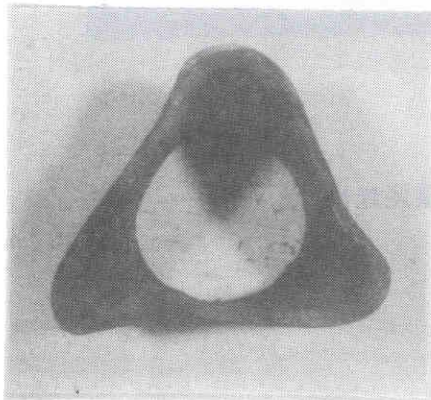


写真 3 - 3 管後端部に発生するフレア

表 3・1 実機実験の手順

手 順

BT加熱 —— 穿孔 跳ね上げ —— 外面polish —— マーキング・肉厚測定(超音波・肉厚計)
 —— ドリルホール加工(ねじれ調査用) —— 再加熱 —— エロンゲータ圧延 跳ね出し
 —— 外面polish —— マーキング肉厚測定

表 3・2穿孔・圧延ローリングスケジュール

サ イ ズ		伸び(μ) 外径絞り(ΔD) 肉厚圧下($\Delta t \epsilon$)
ピレット	203.2 ϕ × 1.49(380kg)	3本(管N03,4,5)
↓		
穿孔後管サイズ	208.3 ϕ × 24.89t × 3.05	$\mu_p = 2.26$, $+D_p = 5\text{mm}$, $D_p / t_p = 8.37$
↓		
エロンゲータ後管サイズ	193.0 ϕ × 17.02t × 4.57	$\mu \epsilon = 1.52$, $\Delta D \epsilon = 15\text{mm}$, $D \epsilon / t \epsilon = 11.34$ $\Delta t \epsilon = 7.9\text{mm}$

表 3・3 圧延条件

a) 加熱炉

炉 温(加熱,再加熱,共通) ピレット,穿孔後の管加熱共通 N01~3 zone:1121℃ N04,5 " :1260℃ 滯炉時間 ピレット :3H15'(24分/inDia) 穿孔後の管:4H11'

b) 穿 孔

ロール径 : 1099φmm 送り角 : 8° 回転数 : 80rpm 周 速 : 4.6m/sec(出口Speed,0.64m/sec,ζ=100% 仮定(実績 約65~70%)) ゴージ間隔: #3ピレット184.7(90.9%), #4,#5ピレット182.9(90%) シュー間隔: 208.0mm ブラグ間隔: 152.4φmm ブラグ先進: 104.8mm 出口温度 : 1199℃

c) 3ロール傾斜圧延

ロール径 : 457.2φ 送り角 : 5° ハウジング回転角 : 10° ハウジング回転数 : 180rpm 周 速 : 4.3m/sec(出口Speed,0.38m/sec,ζ=100% 仮定(実績 約90~95%)) ゴージ径 : 183.8φmm バー径 : 149.225φmm バー操作法 : フルフロート法 出口温度 : ピレット #3, #4 1046℃, ピレット #5 1057℃ 先端クイッククローズド,後端クイックオープン実施
--

表 3・4 アッセルミル 主要諸元

項 目		実 機・ 諸 元	モデルミル諸元
本 寸 法	外 径	80φ ~ 225φ mm	50 ~ 110φ mm
	入 側 肉 厚	7 ~ 40mm	—
	長 さ	3.6 ~ 7.0m	Max 800mm
	出 側 外 径	60φ ~ 210φ mm	40 ~ 100φ mm
	出 側 肉 厚	4.0 ~ 30mm	—
	長 さ	4.0 ~ 10m	Max 1200mm
体	ロ ー ル 外 径	320φ mm / 460φ mm	245φ (230 ~ 260φ)
	ロ ー ル 回 転 数	200 ~ 380rpm	200rpm
	送 り 角 (フ ィ ー ド ア ン グ ル)	0° ~ 11°	0° ~ 約 13°
	ハ ウ ジ ン グ 回 転 角	0° ~ 23°	0° ~ 30°
	コ ン バ ー ジ ェ ン ス	3°	3°
	主 電 動 機	DC 2000KW 400 / 750rpm	DC 200KW
	マ ン ド レ ル 操 作	フルフロート	フルフロート

表 3・5 モデルエロンゲータにおける実験条件

実 験 項 目	空 も み 条 件 (マンドレルなし)			圧延条件
	3 ロ ー ル		2 ロ ー ル	3 ロ ー ル
	細 丸	太 丸		
素管 径 mm	54 ~ 58φ	90 ~ 95φ	52φ	54 ~ 95φ
肉厚 mm	7.5 ~ 9.5t	8.5 ~ 13t	7 ~ 13t	7 ~ 13t
ロール間隔 mm	42 ~ 45φ	78 ~ 83φ	45φ	42 ~ 83φ
送り角	5	3	8	2 ~ 7

表 3・6 3 ロール 圧延荷重データ

a) 細丸 材質ss41

圧下スケジュール	θ	R P M	荷 重
54 ϕ × 7.5t → 42 ϕ × 4t	5.1°	42.5 × 100rpm	9.1T
” → ”	”	”	8.2
” → 42 ϕ × 5t	”	”	9.2
” → ”	”	”	8.0
” → 41 ϕ × 4.5t	”	”	9.2
” → ”	”	”	8.3
56 ϕ × 8.5t → 44 × 5	”	”	9.8
” → ”	”	”	8.7
” → 43 × 5.5	”	”	8.2
” → 42 ϕ × 5t	”	”	9.2
” → ”	”	”	8.0
” → 41 ϕ × 4.5t	”	”	9.2
” → ”	”	”	8.3
58 ϕ × 9.5t → 46 × 6	”	”	9.9
” → ”	”	”	9.4
” → 46 × 7	”	”	9.7
” → ”	”	”	9.4
” → 46 × 6.5	”	”	10.6
” → ”	”	”	10.4

表 3・6 3ロール荷重データ

b) 太 丸

NO.	荷 重(入)	荷 重(出)	l	圧延時間	圧延速度	前進効率
184	4.68 t	5.68 t	740mm	13.2ALC	56.1mm/sec	83.6
185	4.50	4.90	743	13.7	54.2	80.8
186	4.56	5.42	745	7.8	95.5	71.2
187	4.56	5.16	746	8.5	87.8	65.4
188	4.56	5.48	735	7.6	96.7	72.1
189	4.56	5.16	745	7.3	102.1	76.1
190	4.45	5.31	698	14.4	48.5	72.3
191	4.45	5.03	698	12.8	54.5	81.2
192	5.38	6.06	700	12.8	54.7	81.5
193	5.15	5.33	710	13.6	52.2	77.8
194	5.50	6.32	710	7.0	101.4	75.6
195	5.32	5.42	713	8.1	88.0	65.6
196	5.27	6.19	705	7.1	99.3	74.0
197	5.03	5.81	705	7.2	97.9	73.0
198	5.21	5.74	735	16.4	44.8	66.8
199	4.91	5.29	740	17.5	42.3	63.0
200	4.62	5.35	735	8.4	87.5	65.2
201	4.62	5.03	735	8.6	85.5	63.7
202	4.80	5.68	730	7.4	98.6	73.5
203	4.62	5.48	735	9.4	78.2	58.3

表 3・7 ミル緒元と実験条件

項目	仕様	項目	実験条件
モータ	DC220KW	ξ	1~10
ロール回転数	MAX300rpm	β	3°
マンドレル	フルフロート	素管 径	60~115 ϕ
操作法	リトラクト	肉厚	7~13 t
		長	400~800l
		ロール間隔	46~103 ϕ
		マンドレル径	36~ 85 ϕ

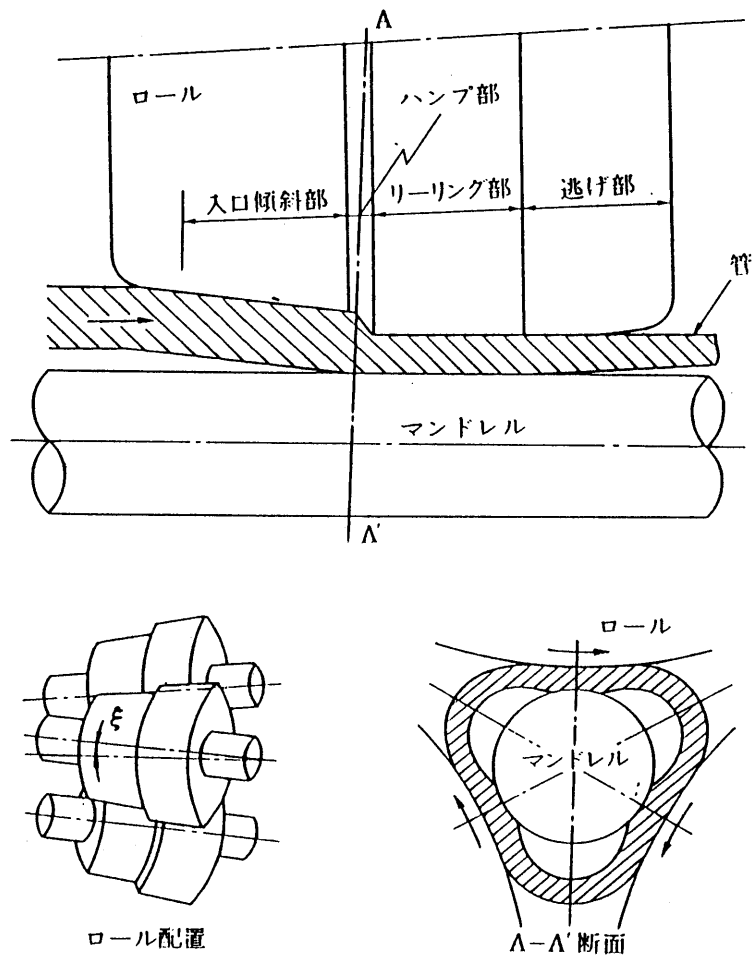


図 3-1 3ロールエロンゲータ圧延過程概略図

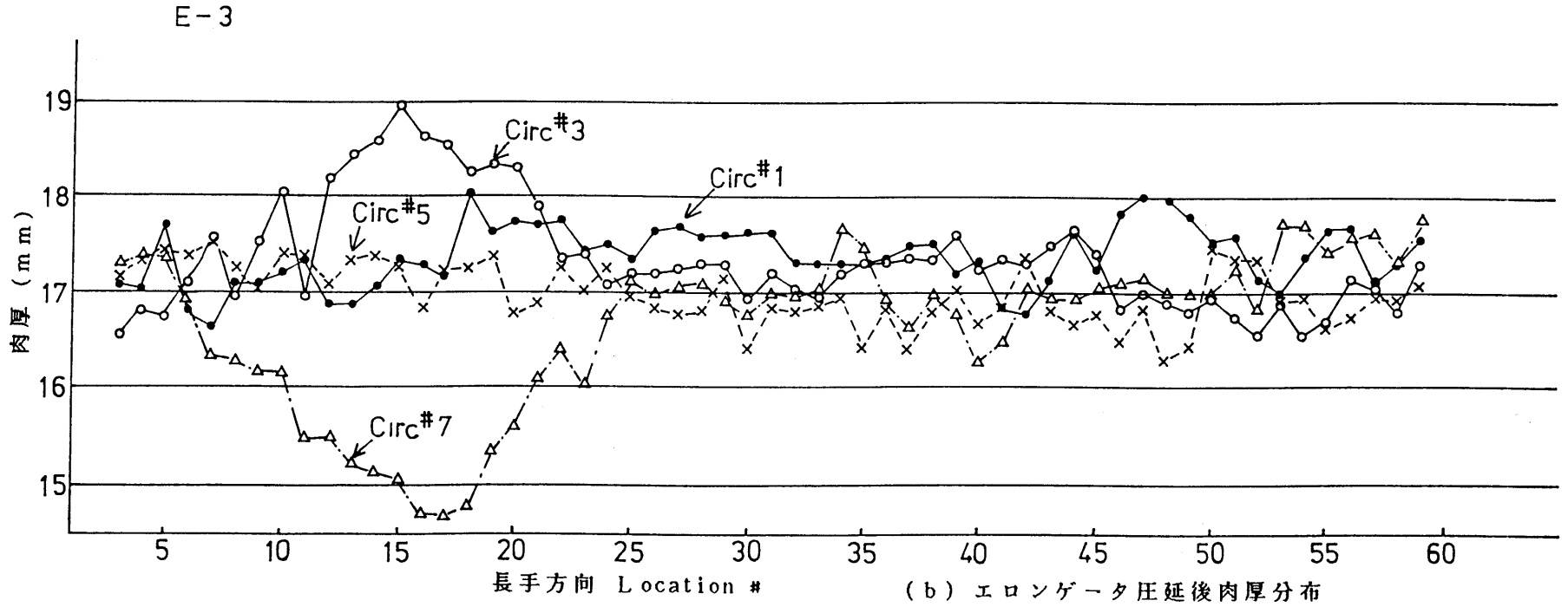
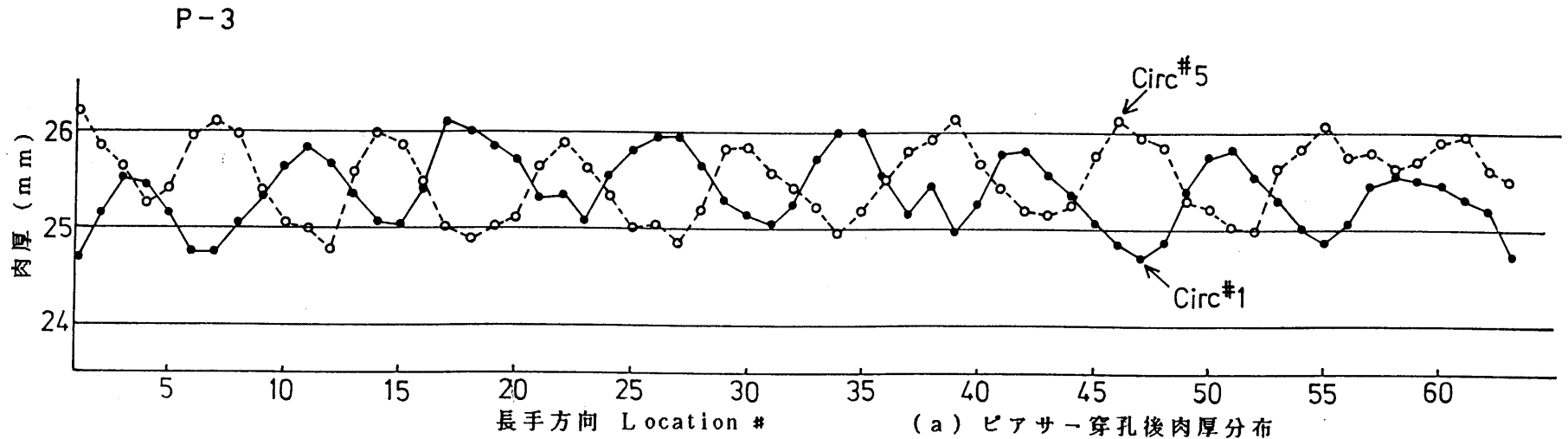


図 3-2(a) (Piece #3) P.Eシェルの長手方向 肉厚分布

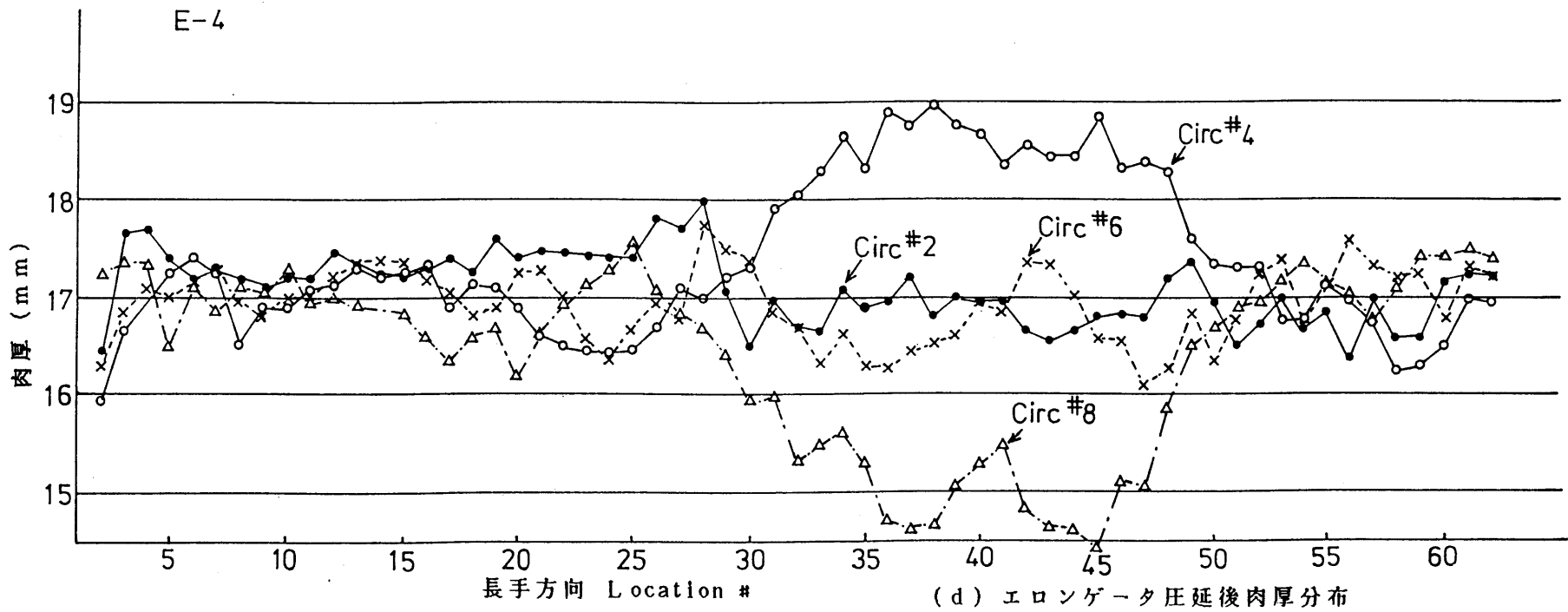
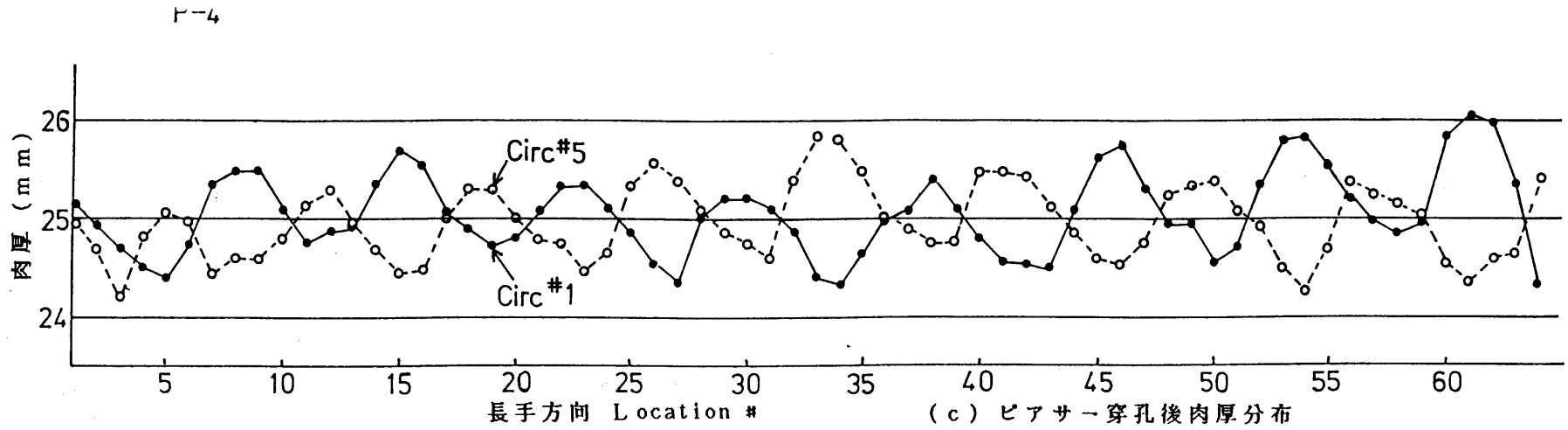


図 3-2(b) (Piece #4) P.Eシェルの長手方向 肉厚分布

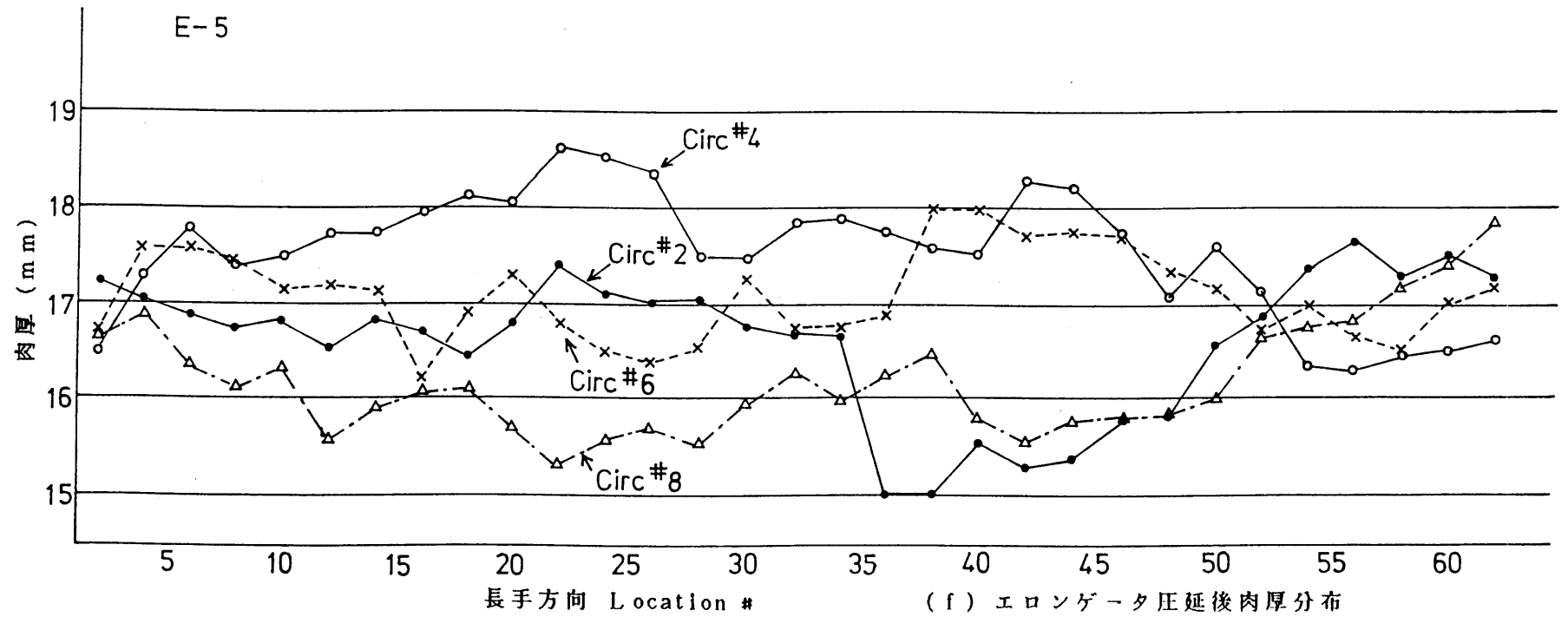
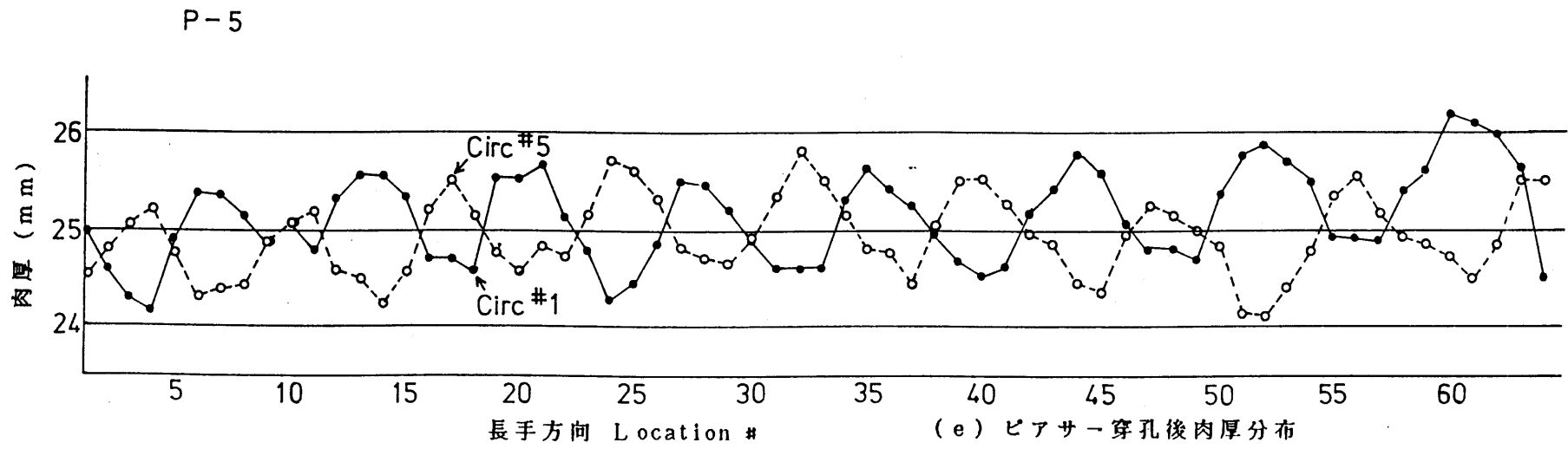
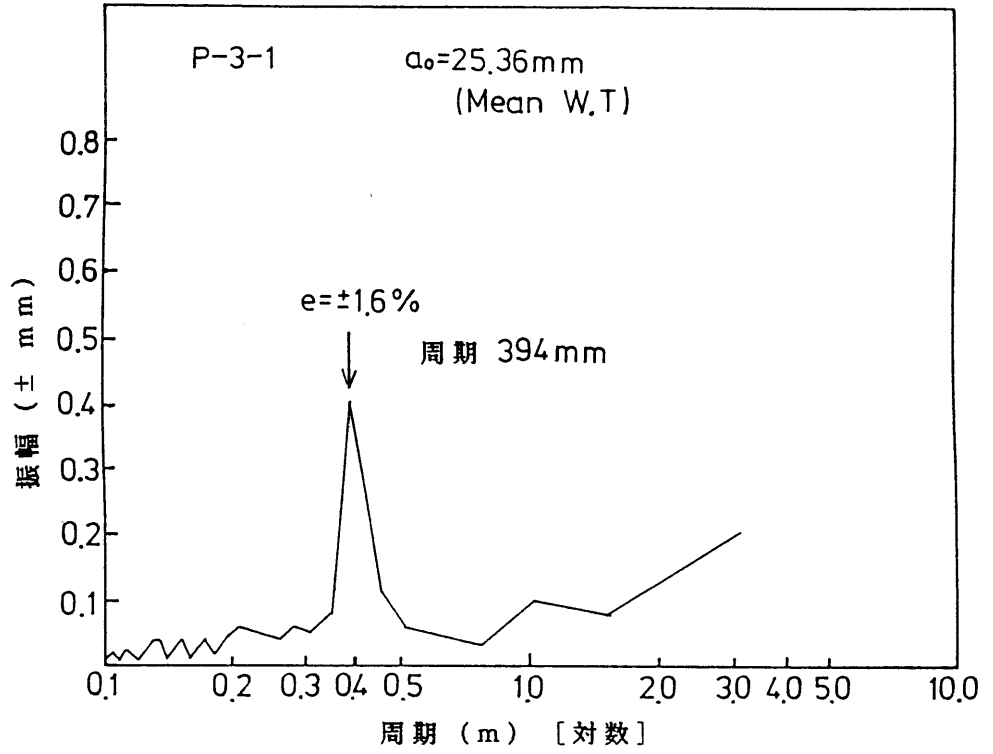


図 3-2(c) (Piece #5) P.Eシェルの長手方向 肉厚分布

ピアサーシエル



エロンゲータシエル

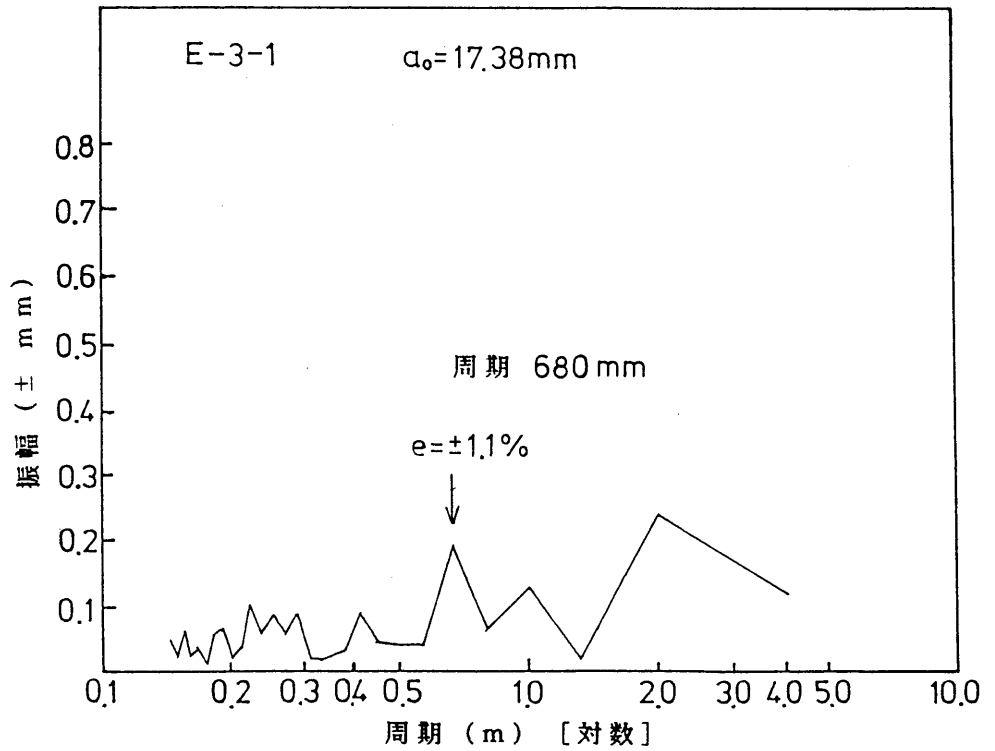
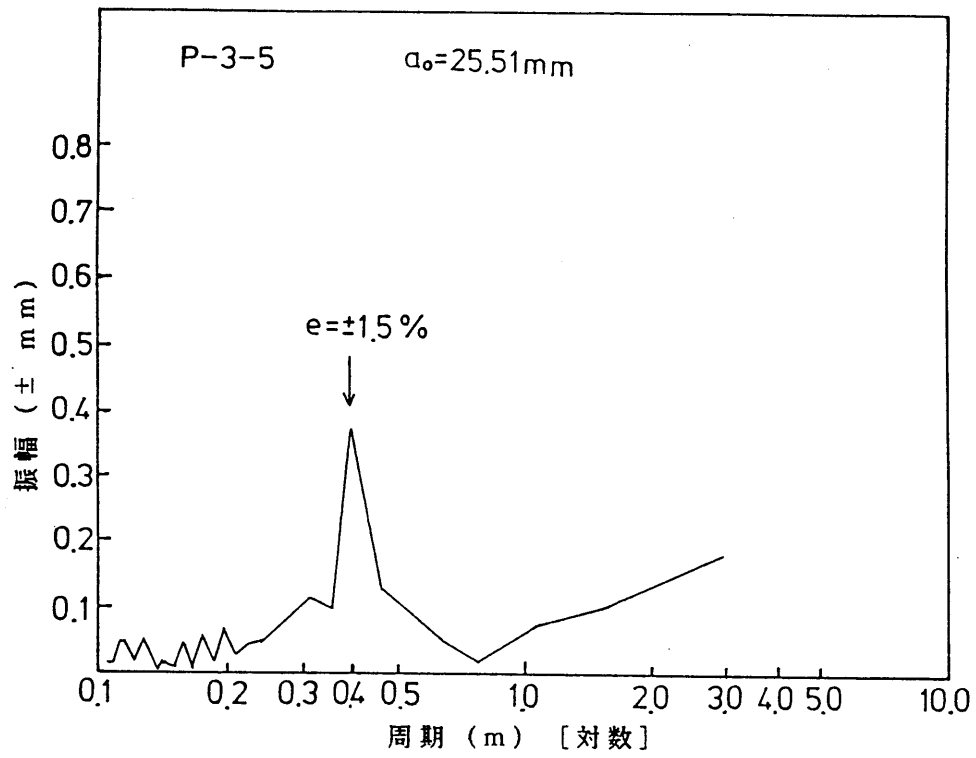


図 3-3(a) (Piece # 3)フーリエ解析結果

ピアサーシェル



エロンゲータシェル

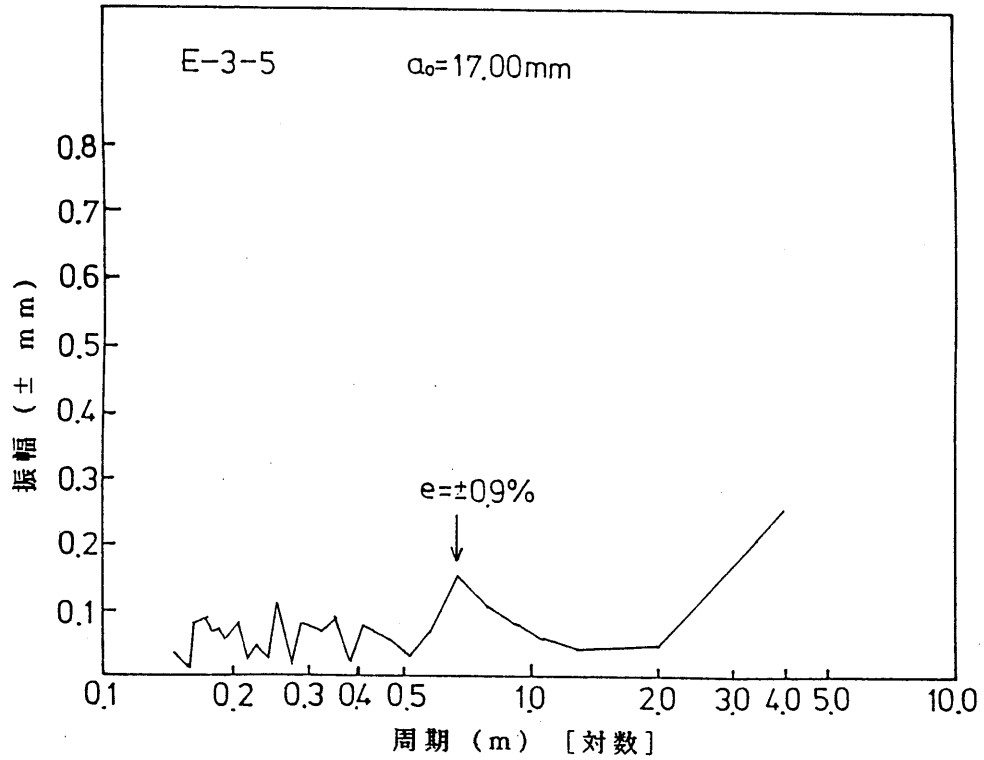
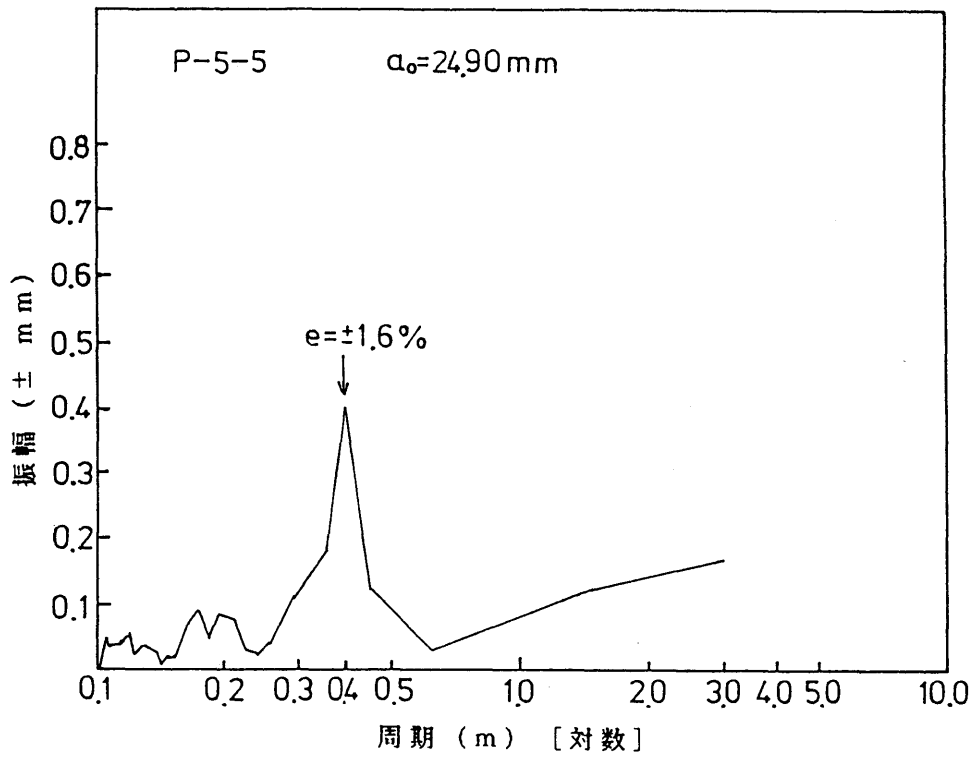


図 3-3(b)

ピアサーシェル



エロンゲータシェル

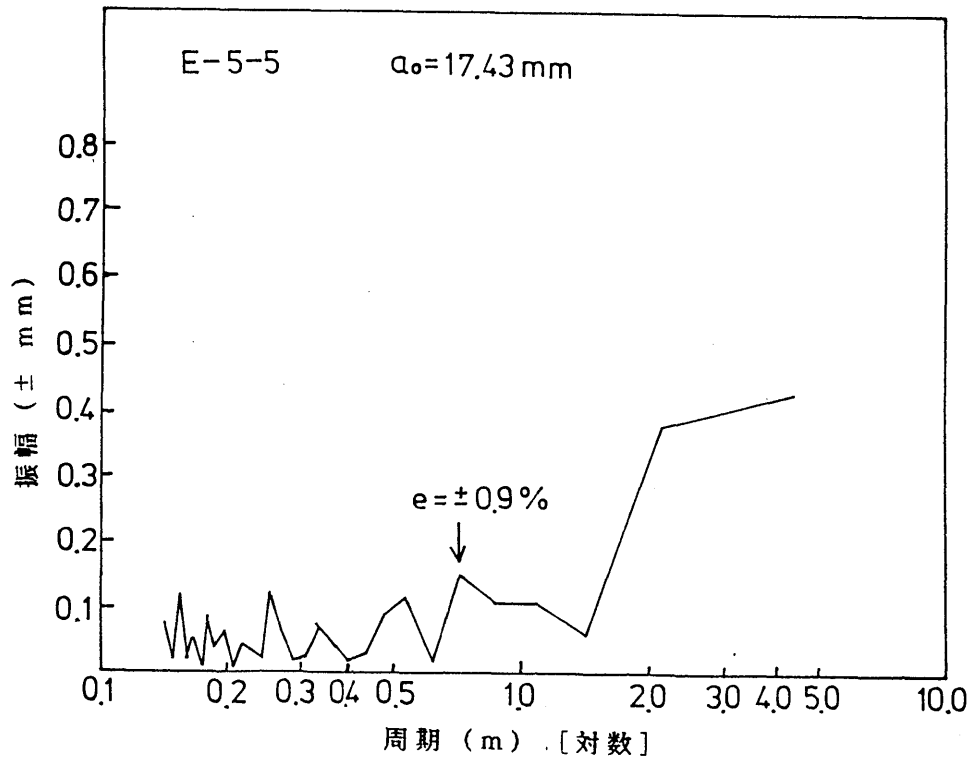
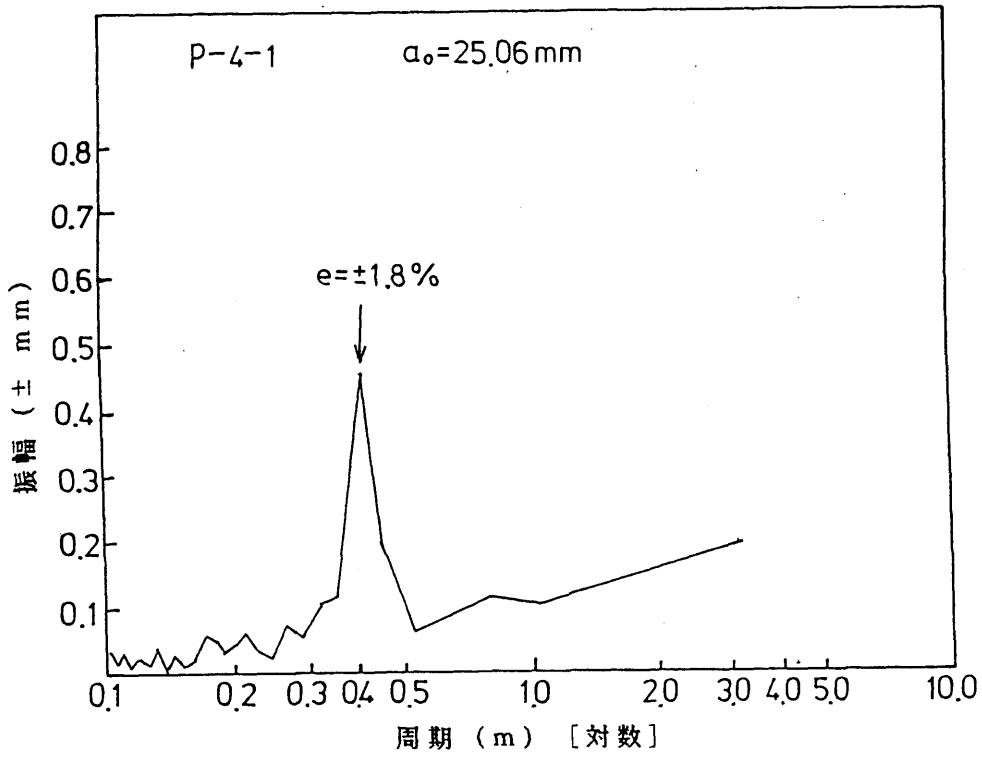


図 3-3(c)

ピアサーシェル



エロンゲータシェル

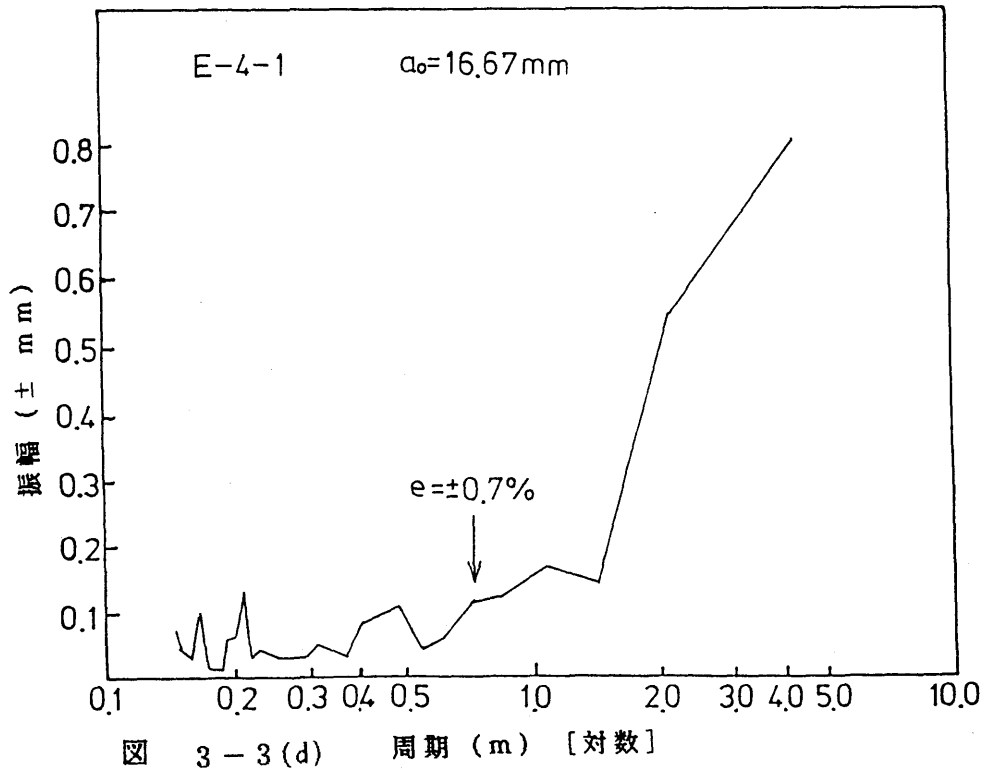


図 3-3(d)

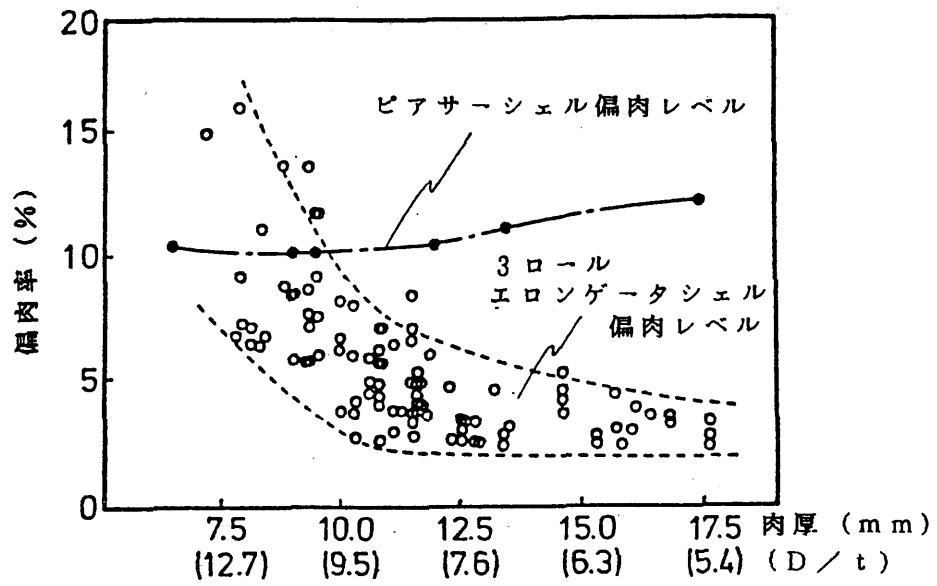


図 3-4 3ロールエロンゲータ圧延時の偏肉

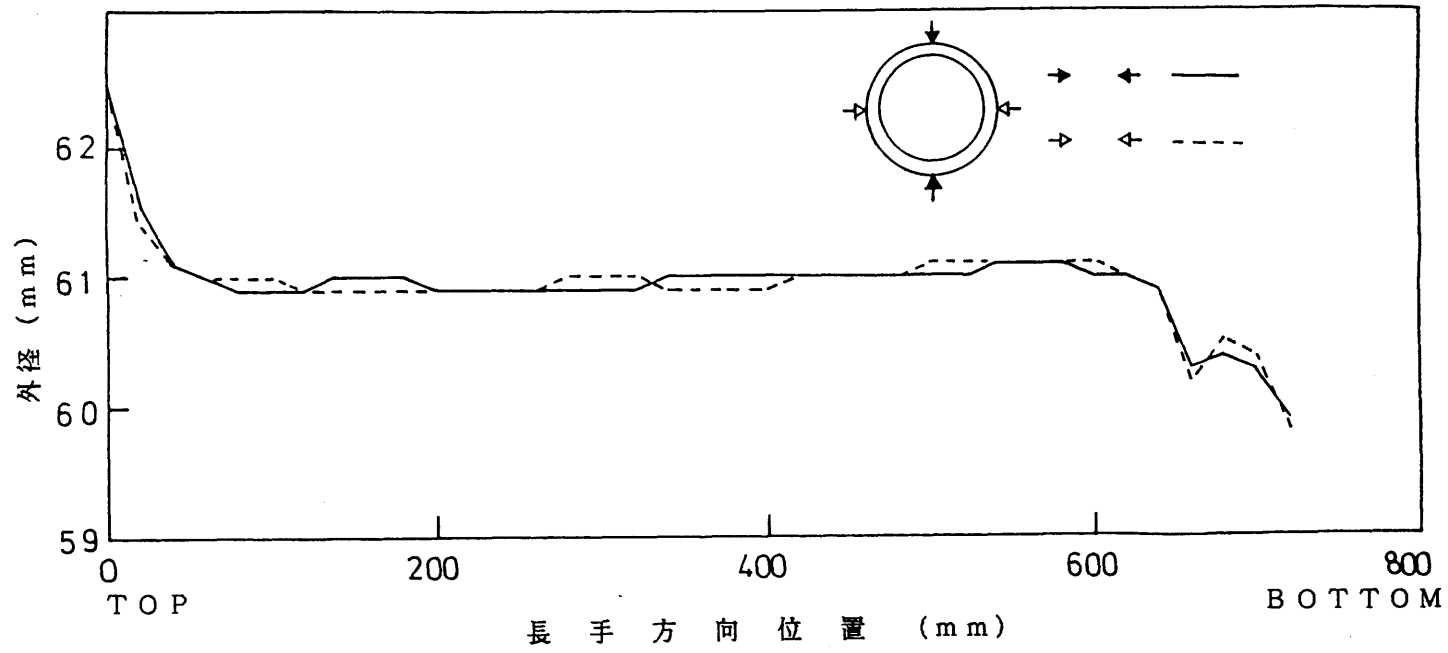


図3-5 3ロールエロンゲータ-圧延後の外径測定結果

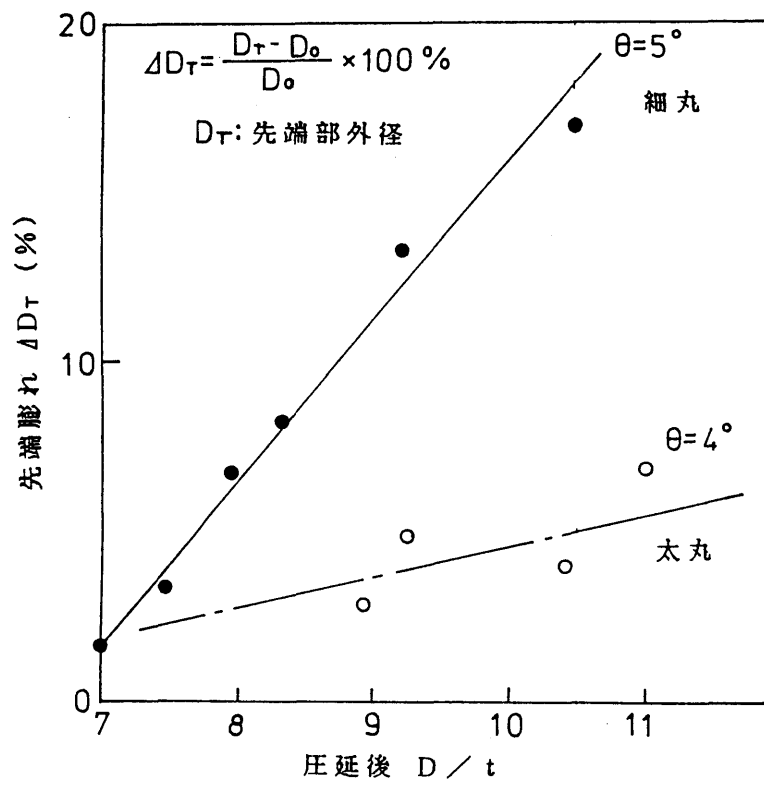


図 3-6 定常部外径に対するシェル先端の膨れ率

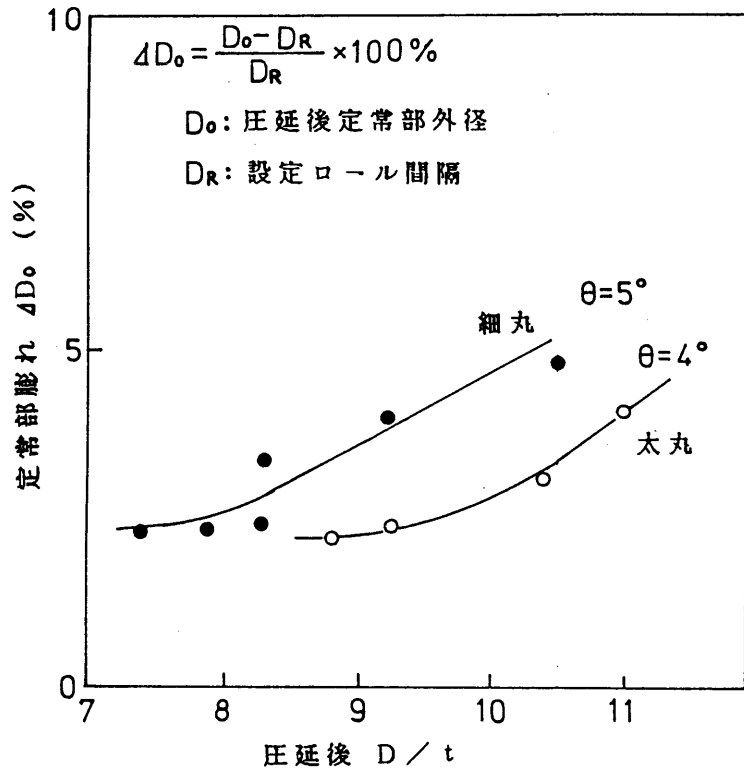


図 3-7 設定ロール間隔に対する拡張率 (定常部)

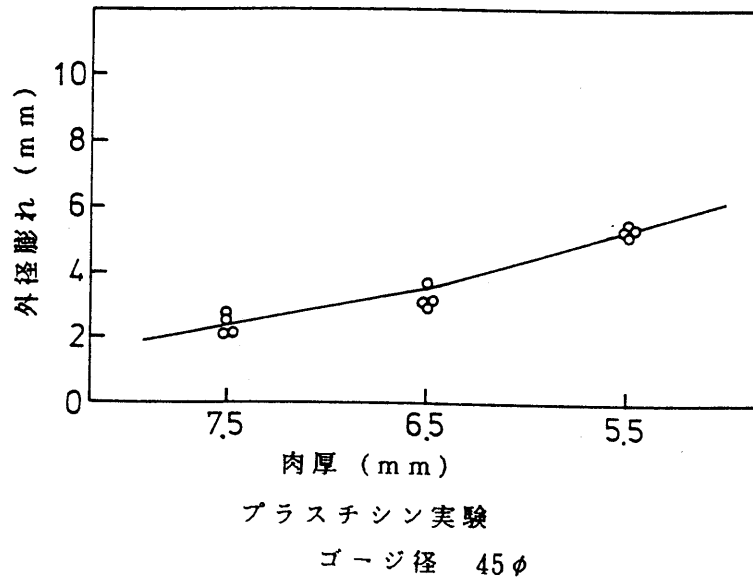


図 3-8 外径膨れと圧下の関係

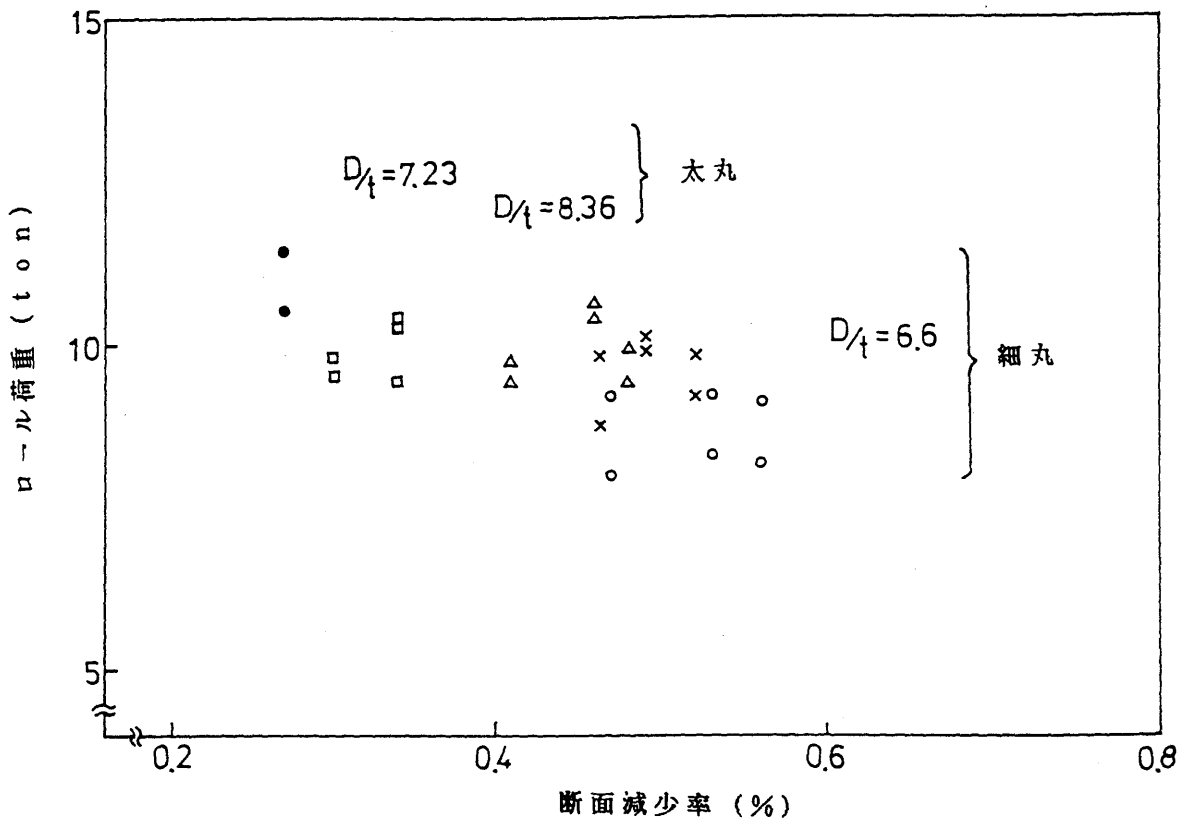


図 3-9 3ロール圧延時の荷重

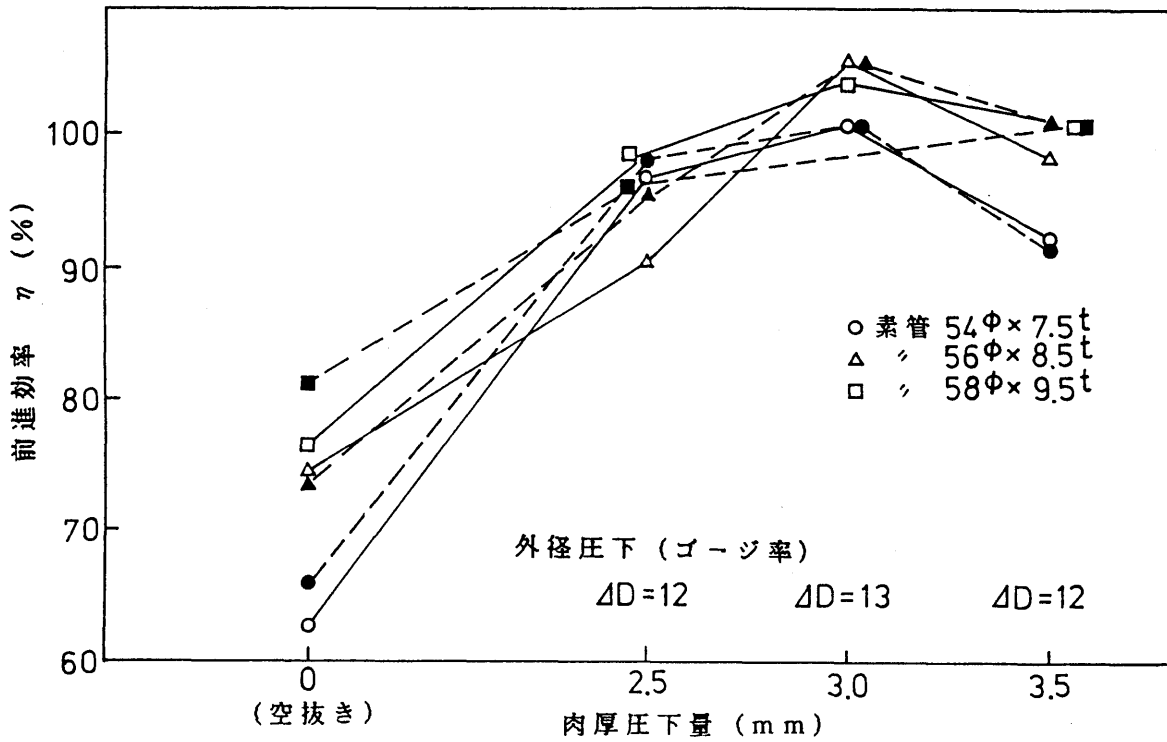


図 3-10 3ロールエロンゲータにおける前進効率 (モデルミル)

$$\eta = \frac{\ell}{t} \cdot \frac{\pi D n}{60} \sin \theta$$

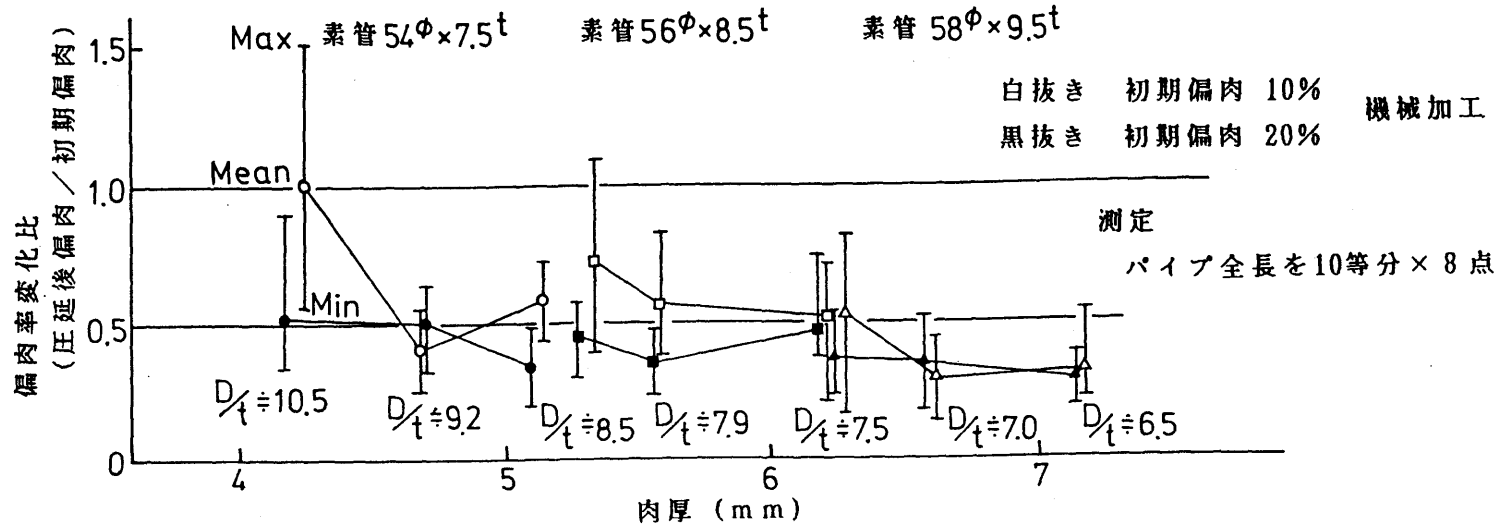
ℓ: シェル圧延長

t: 圧延時間

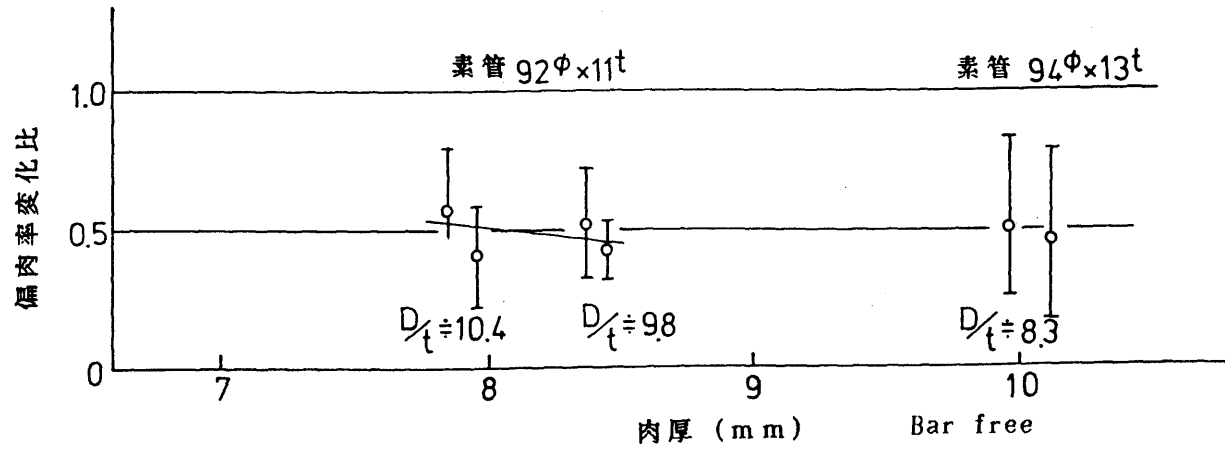
D: ロール最大部外径 (245φ)

n: ロール回転数 (100rpm)

θ: フィードアングル (5.1°)



(a) 細丸実験



(b) 太丸実験

Bar free
Roll Hump 高さ 3.5mm
外径圧下 約 12mm
ロール回転数 100rpm
feed Angle 細丸 5°, 太丸 3°

図 3-11 モデルミルによる素管偏肉の変化

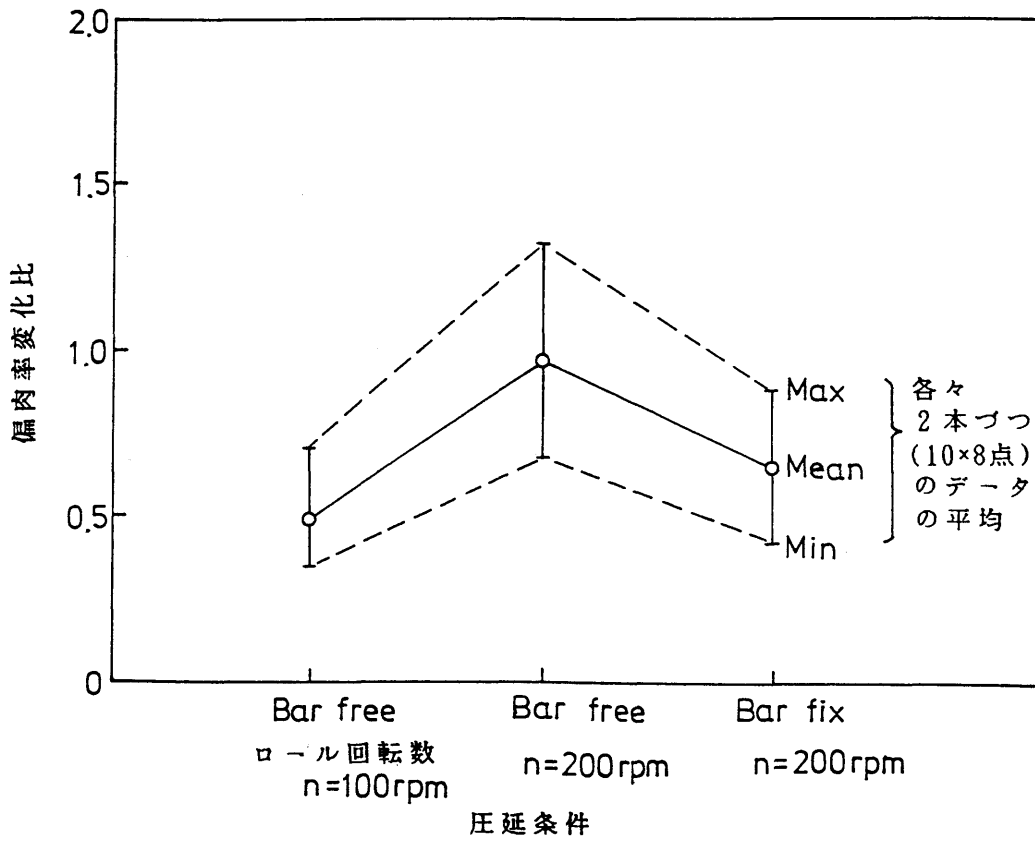
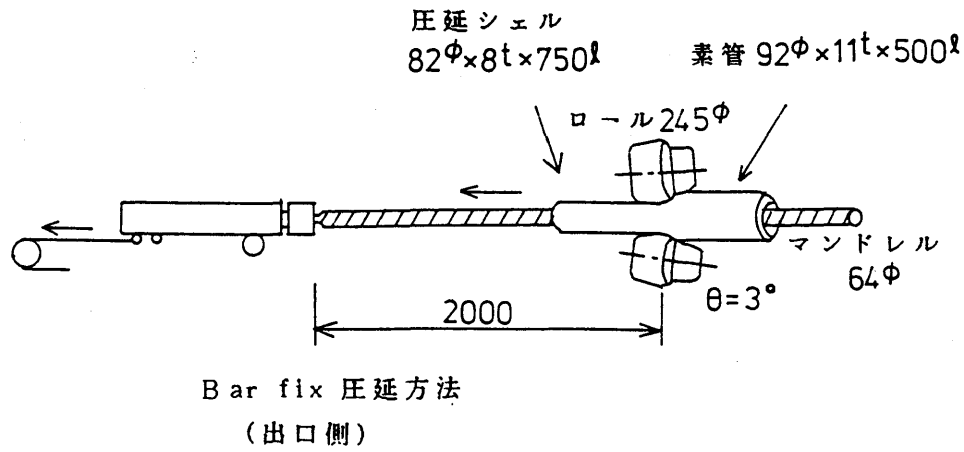


図 3-12(a) 高速圧延, Bar fixによる偏肉特性

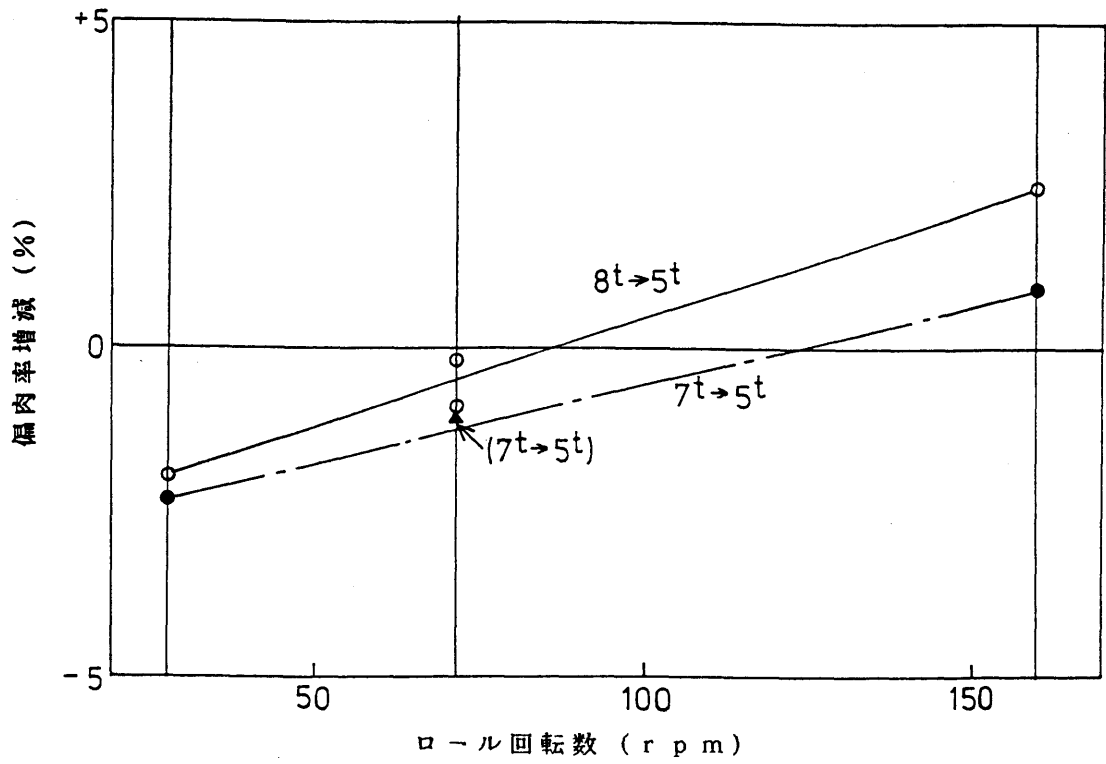


図 3-12(b) ローラ速度と偏肉 (細丸 $\theta = 5.1^\circ$)

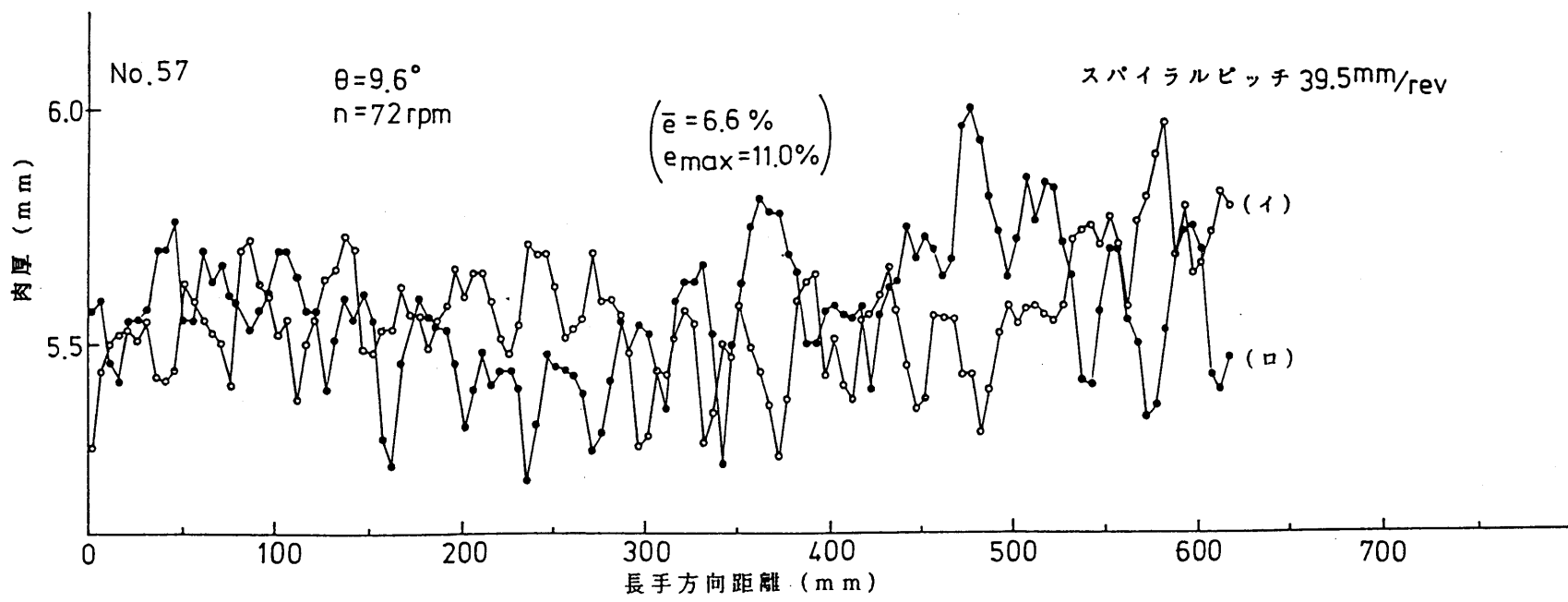
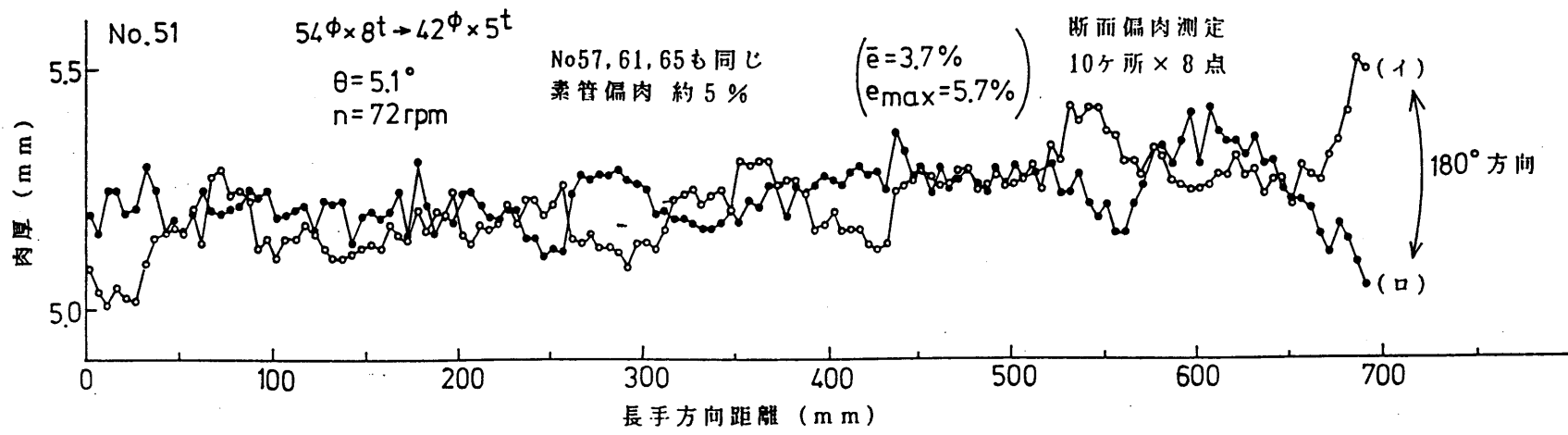


図 3-13 フィード角を変えた場合の長手方向肉厚分布

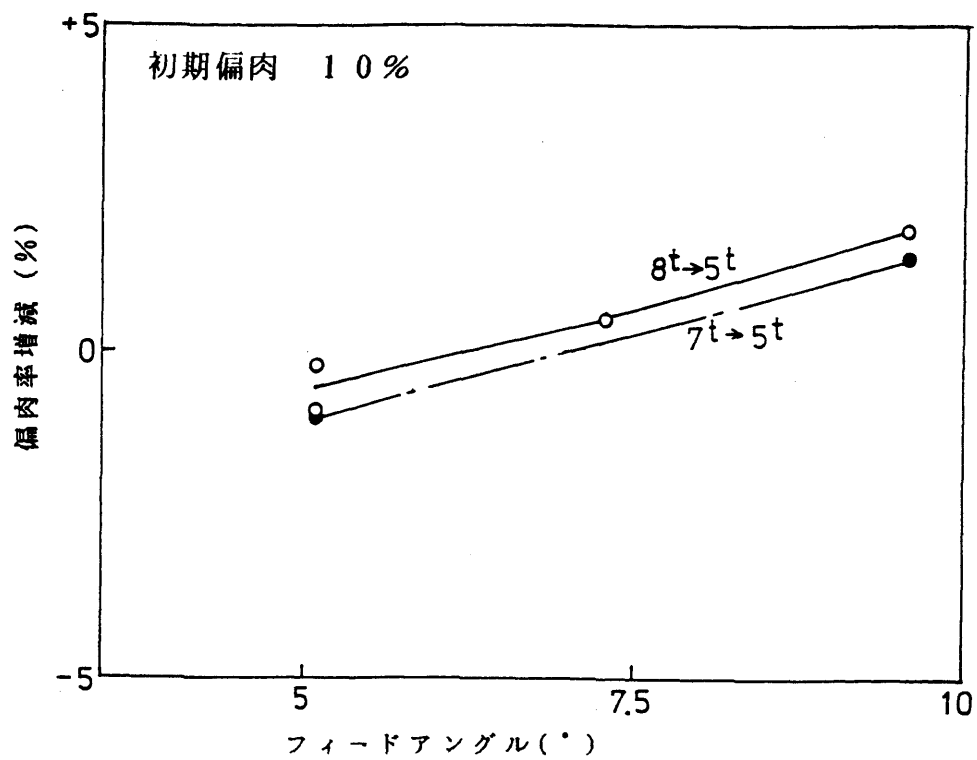


図 3-14 (a) 偏肉率とフィードアングル
 ロール回転数 72 r p m.
 細丸 54 φ ;フルフロート

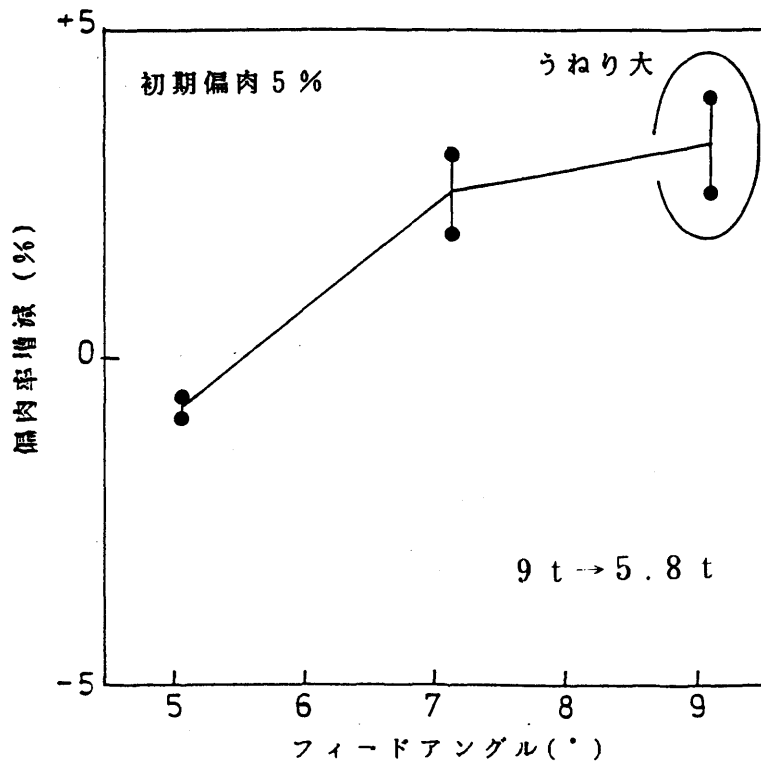


図 3-14 (b) 偏肉率とフィードアングル
 ロール回転数 72 rpm.
 太丸 72φ; フルフロート

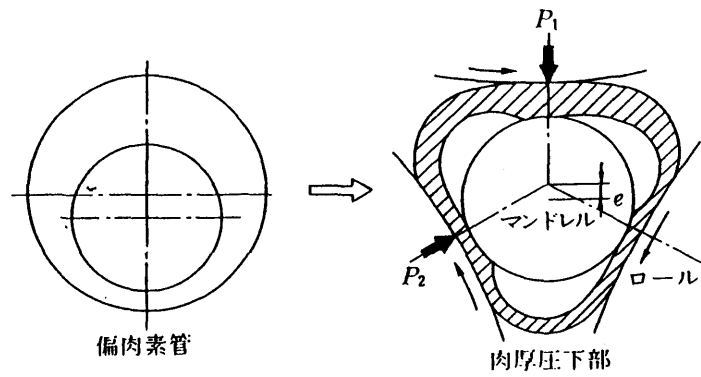


図 3-15 肉厚圧下による偏肉量計算モデル

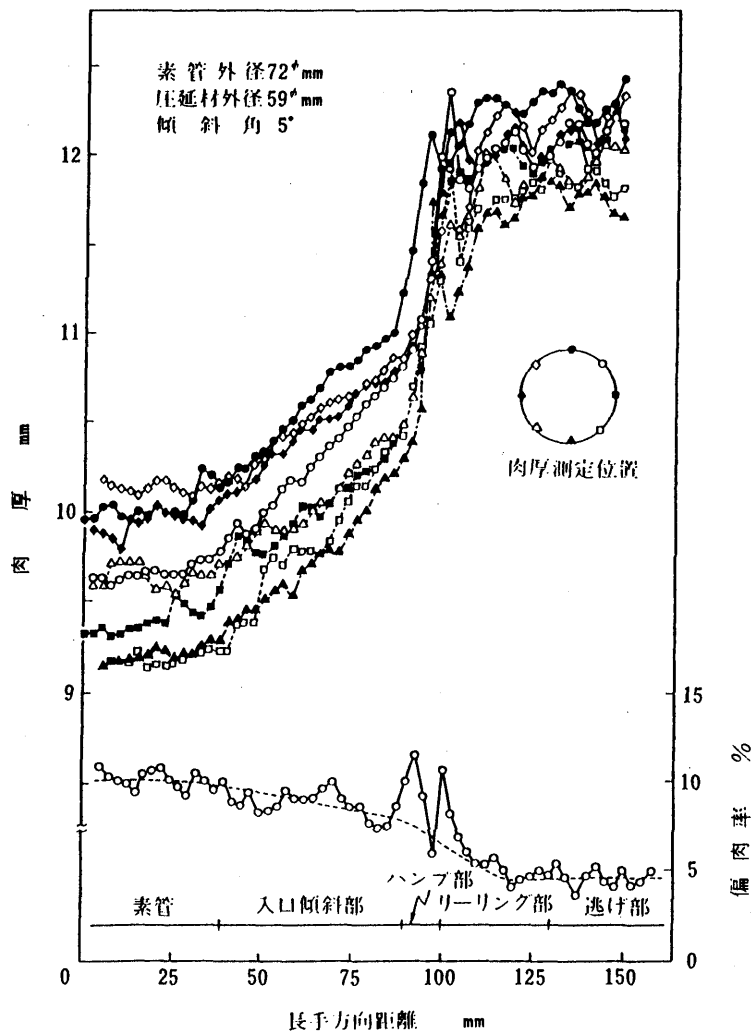


図 3-16 3ロール空もみ中での肉厚と偏肉率の変化

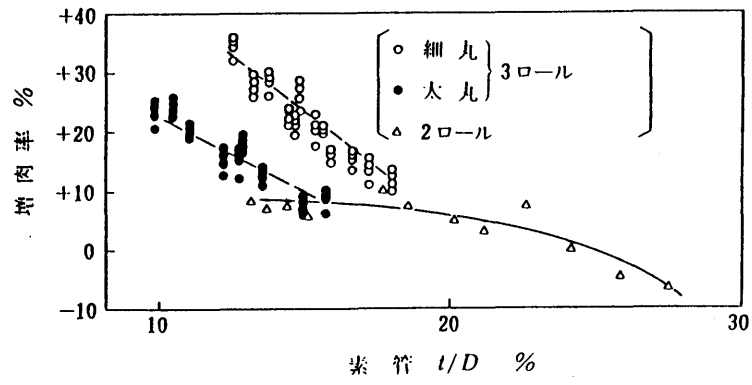


図 3-17 空もみによる増肉

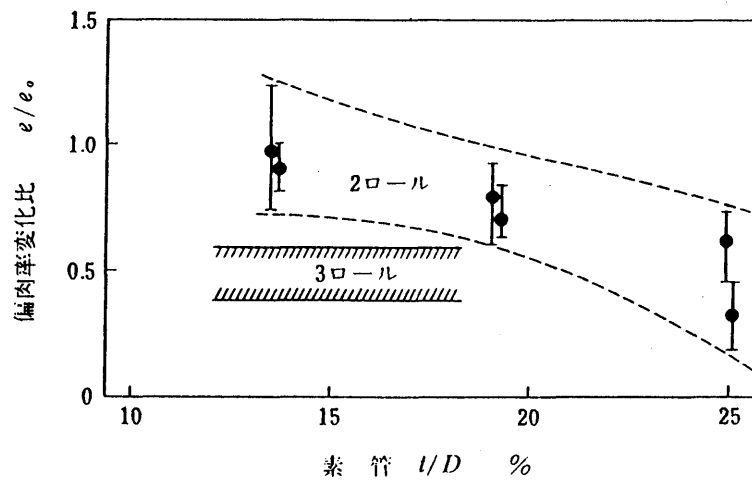


図 3-18 空もみによる偏肉率変化

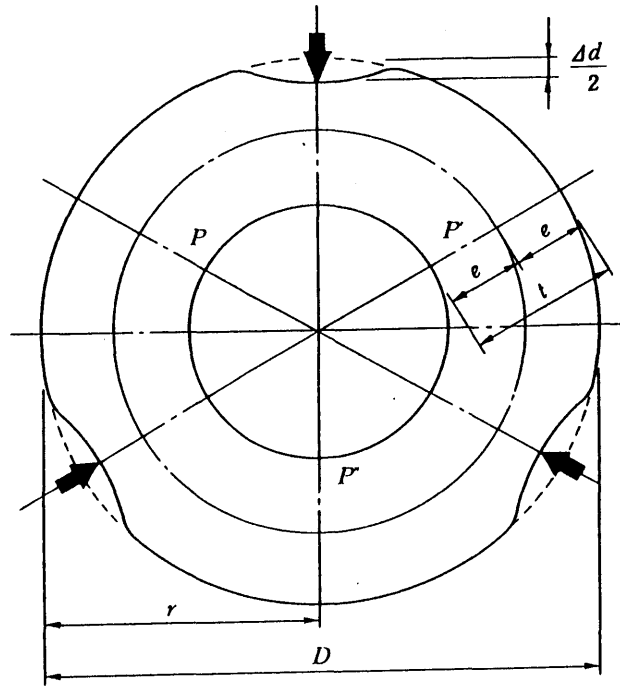


図 3-19 円環の3方向圧縮

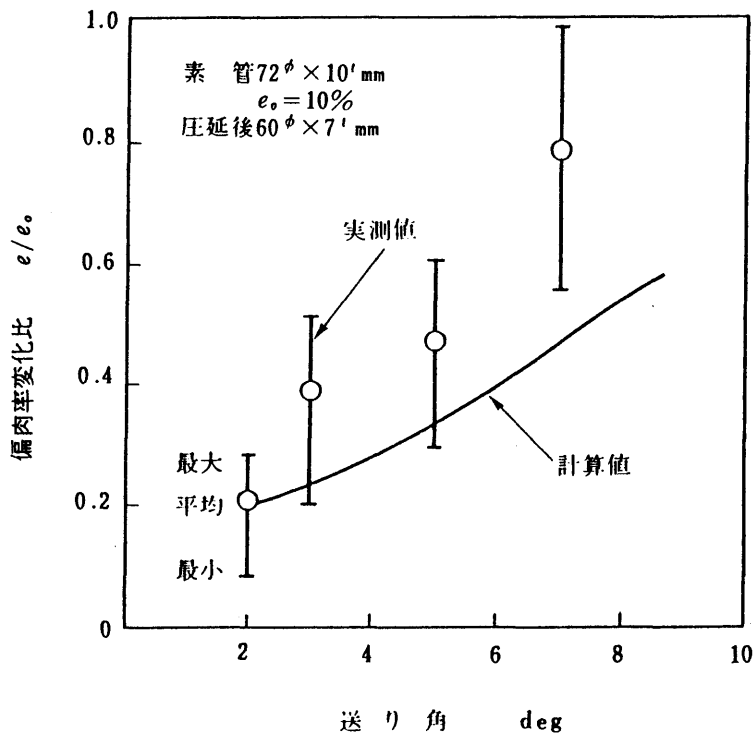


図 3-20 3ロールエロンゲータにおける送り角の偏肉率変化比への影響

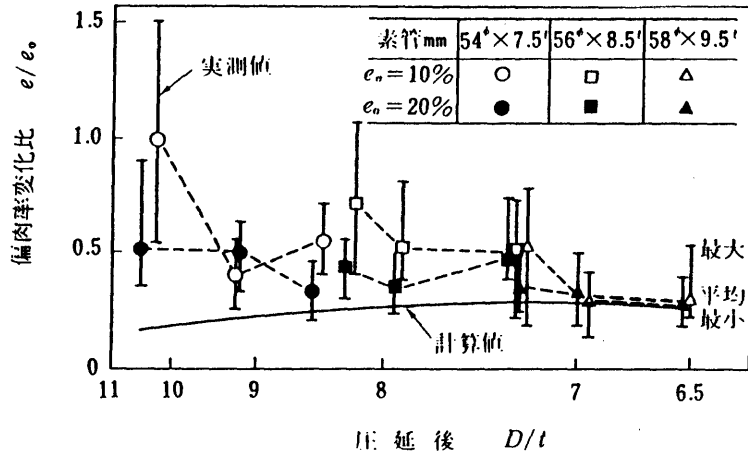


図 3-21 3ロールエロンゲータにおける D/t の偏肉率変化比への影響

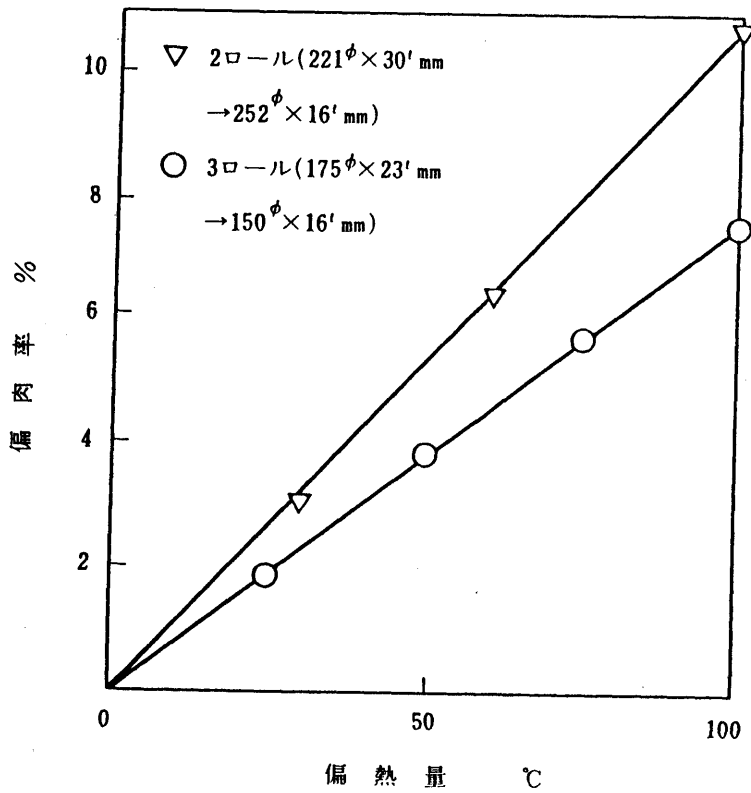


図 3-22 材料断面の偏熱による偏肉量計算結果

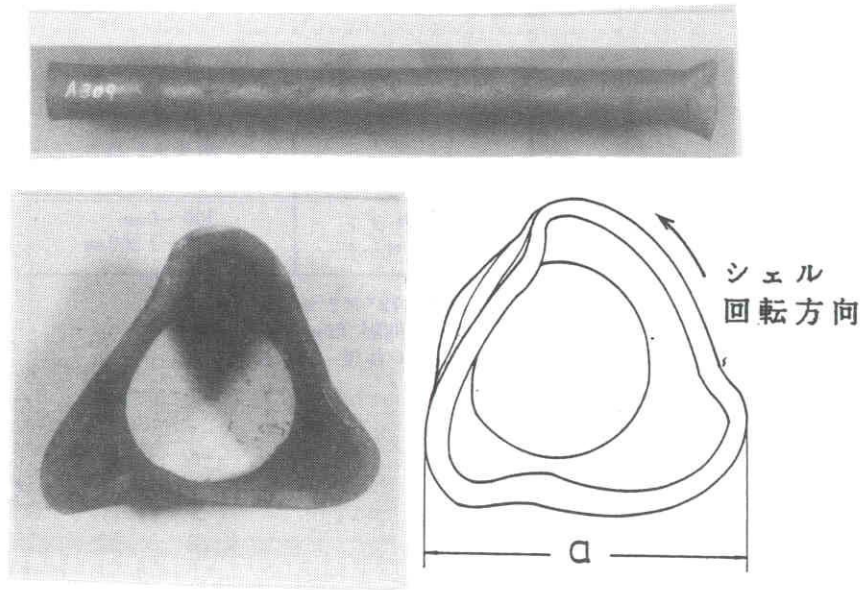


図 3-24 フレア

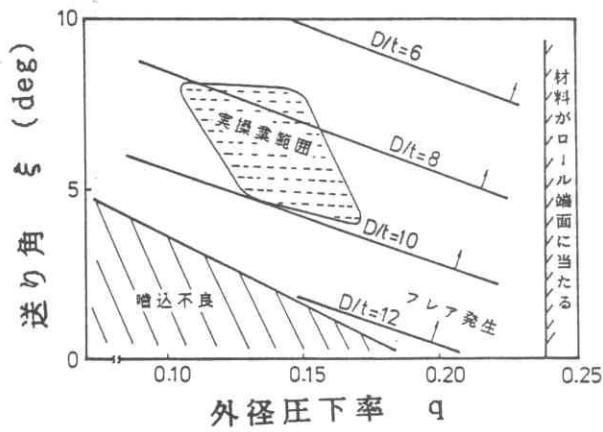


図 3-25 送り角，外径圧下率の
フレア度に与える影響
(フルフロート圧延)
(A ロール使用)

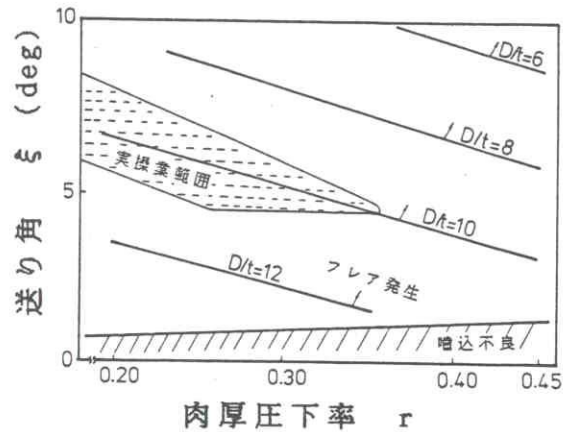
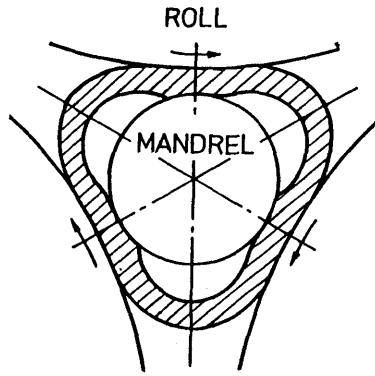


図 3-26 送り角，肉厚圧下率の
フレア度に与える影響
(フルフロート圧延)
(A ロール使用)



(c) 円周方向断面

図 3-27 圧延部概要

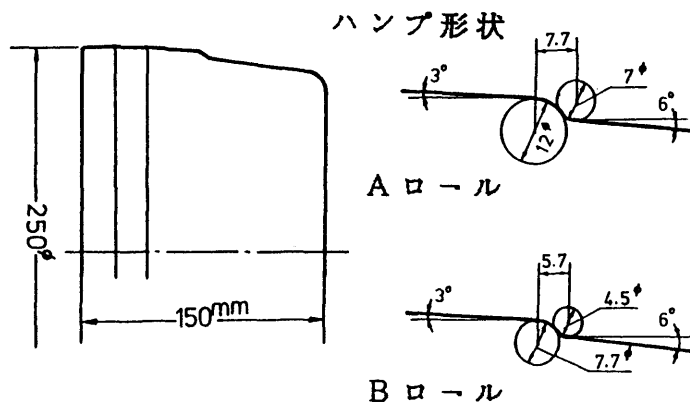


図 3-28 ロール形状

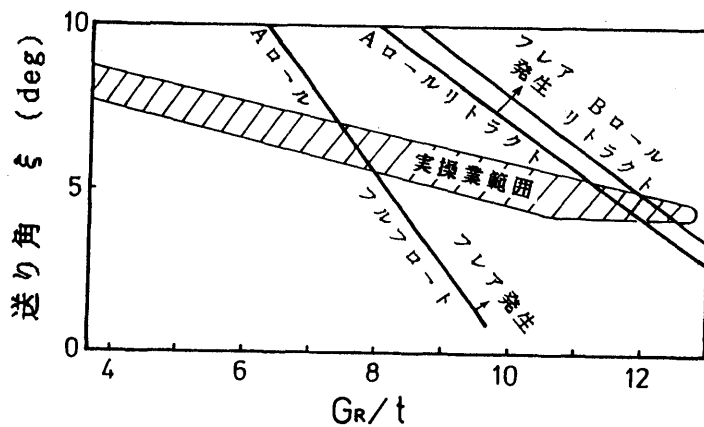


図 3-29 フレア発生限界 ($r = 0.26, q = 0.14$)

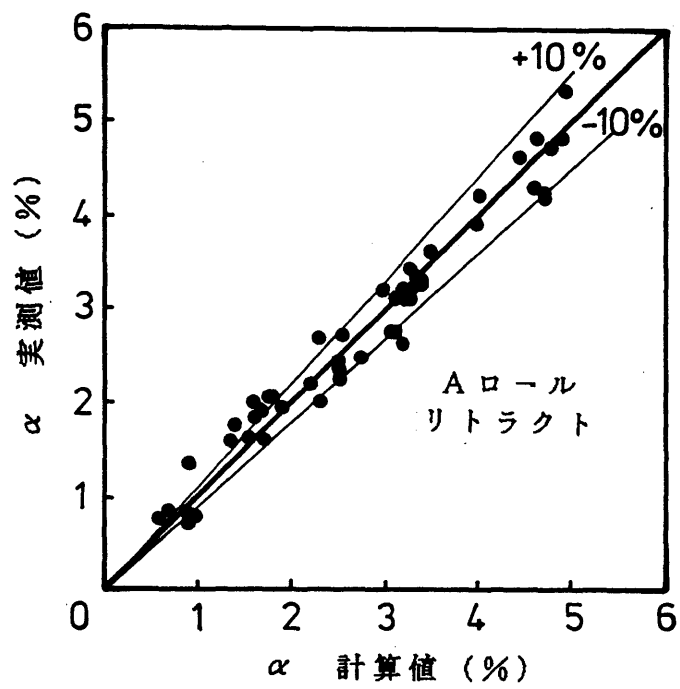


図 3-30 外径の実測値と計算値の比較

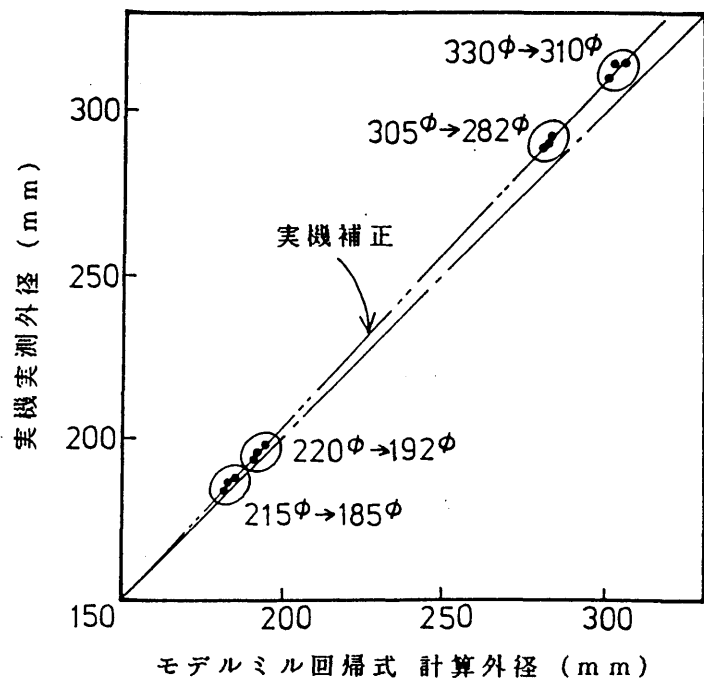


図 3-31 中径管工場 3 ロールエロンゲータシェル外径

表 4-8 リトラクト法 実験条件

NO.	未管偏開率	潤滑	バー圧延方式	ロール回転数	ロールゴージ間隔	フィードアングル
1	10%	グリース+黒鉛	F(フローティング)	196rpm	60φ	5.06°
2	"	ロンザ	"	"	"	"
3	"	無潤滑	R(30mm/リトラクト)	"	"	"
4	"	グリース+黒鉛	"	"	"	"
5	"	ロンザ	"	"	"	"
6	20	グリース+黒鉛	F(フローティング)	"	"	"
7	"	無潤滑	R(30mm/リトラクト)	"	"	"
8	"	グリース+黒鉛	"	"	"	"
9	"	ロンザ	"	"	"	"
10	"	グリース+黒鉛	"	98	"	"
11	"	"	"	196	59	"
12	"	"	"	"	"	7.14°

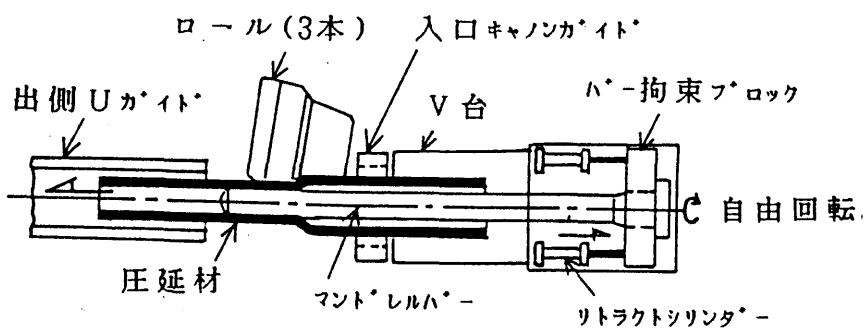


図 3-32 モデルミル概要

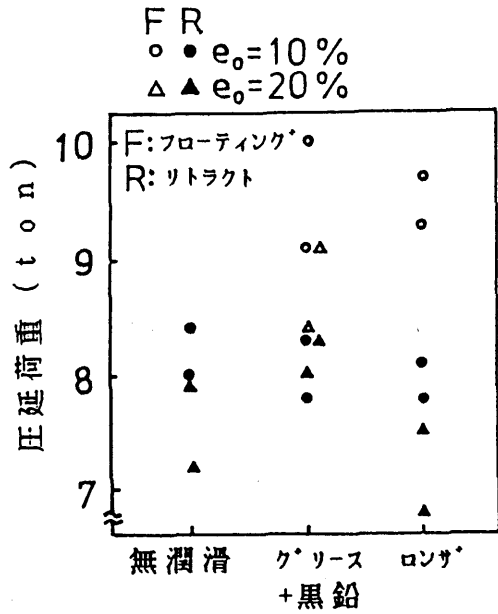


図 3-33 リトラクトによる圧延荷重

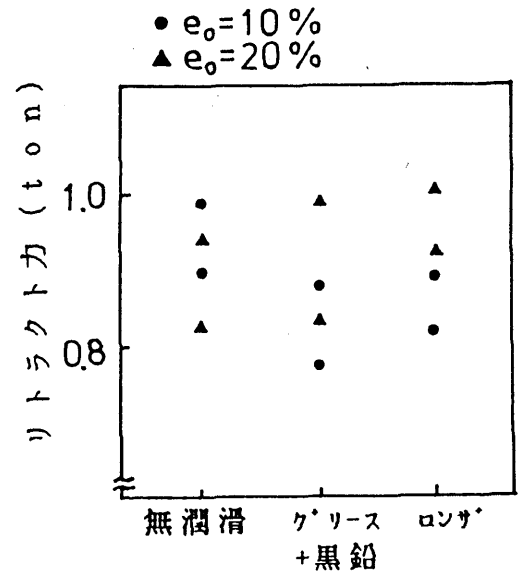


図 3-34 潤滑によるリトラクト力

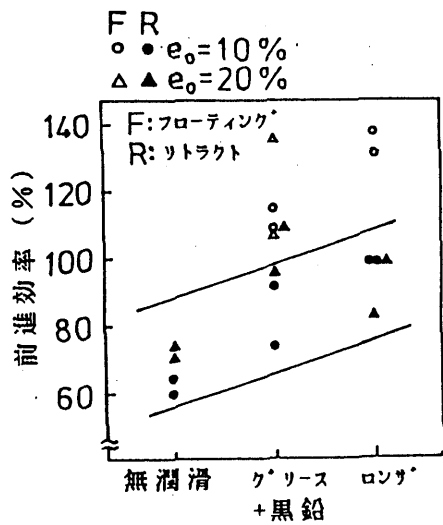


図 3-35 リトラクトによる前進効率

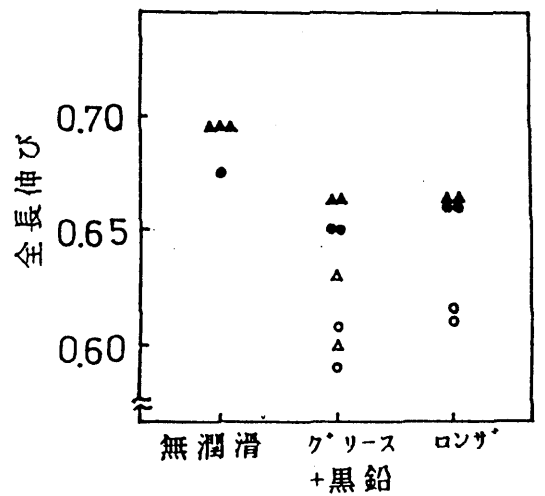


図 3-36 管全長伸びに与えるリトラクト法とフルフロート法の影響

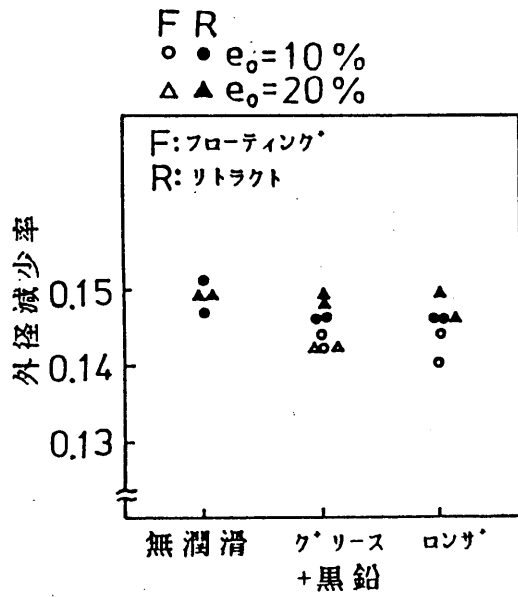


図 3-37 リトラクト法とフルフロート法の
外径減少率に与える影響

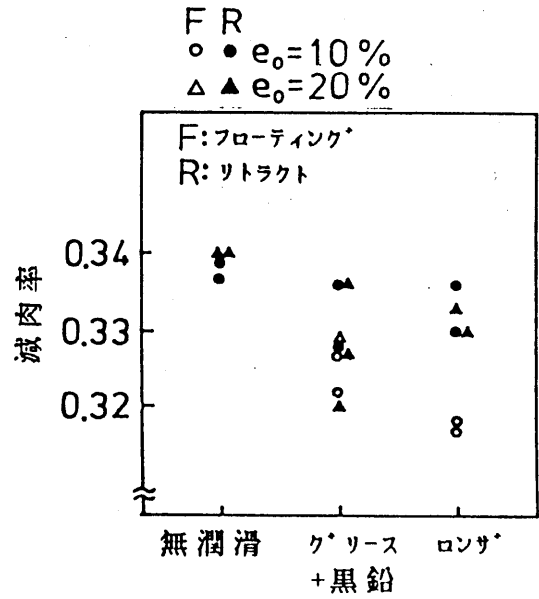


図 3-38 マンドレル操作法の
減肉率に与える影響

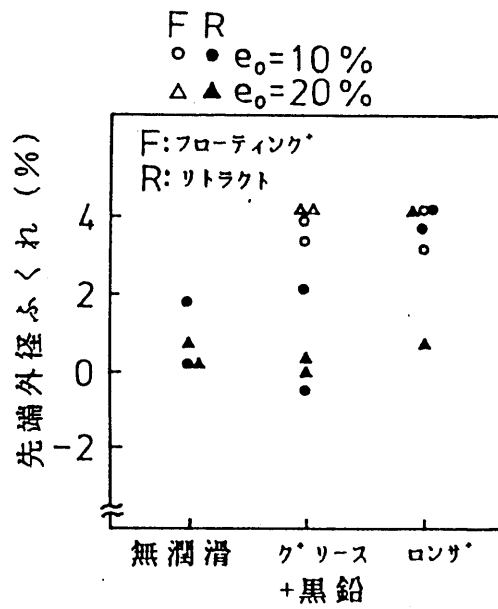
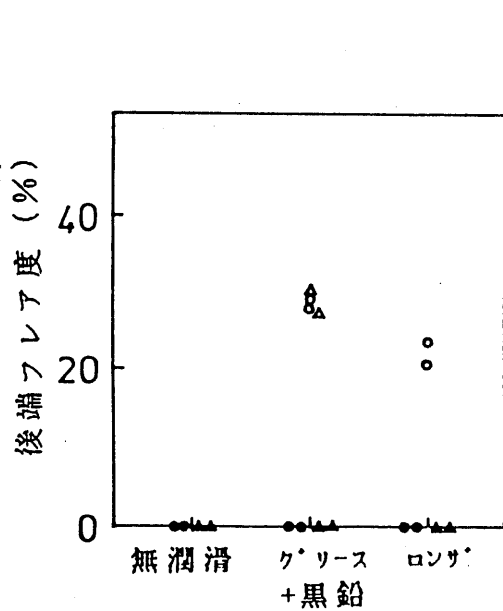


図 3-39 リトラクトによる非定常部の結果

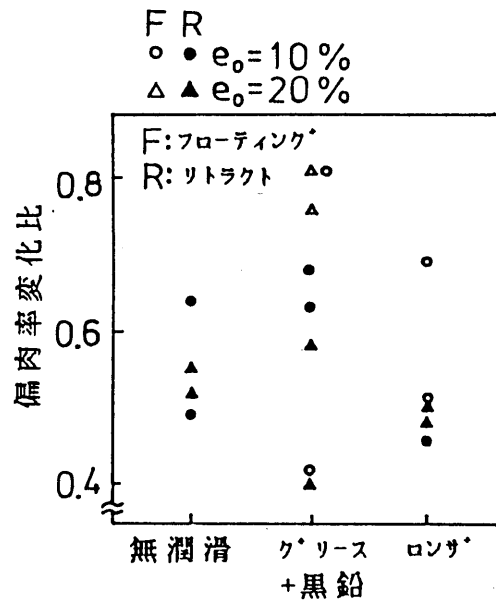


図 3-40 リトラクトによる偏肉率の結果

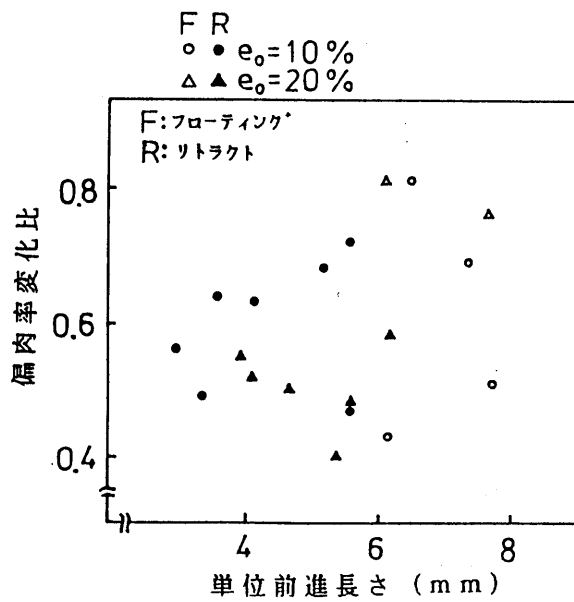


図 3-41 単位前進長さと偏肉率変化比の関係

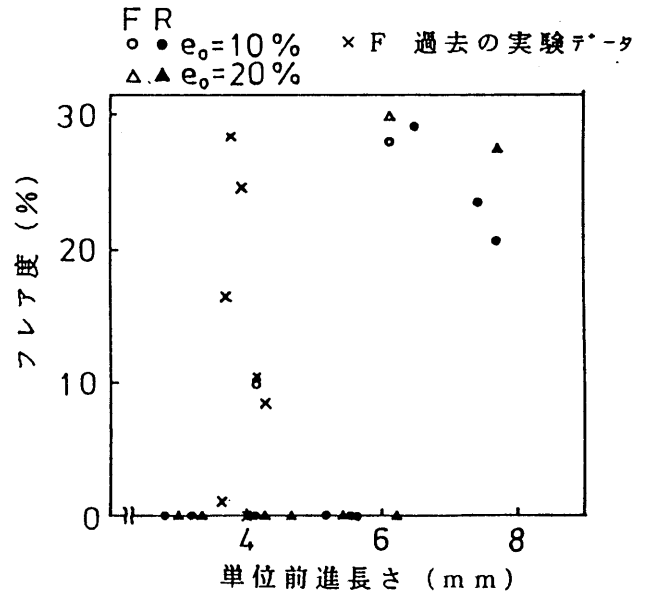


図 3-42 単位前進長さとフレア度の関係

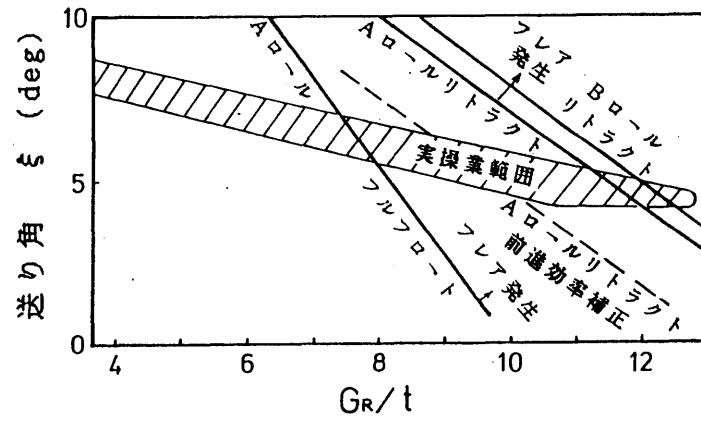


図 3-43 フレア発生限界 ($r = 0.26, q = 0.14$)

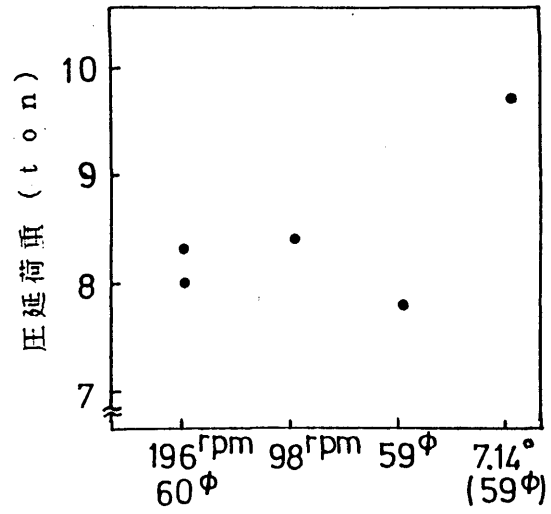


図3-44各要因による圧延荷重の結果

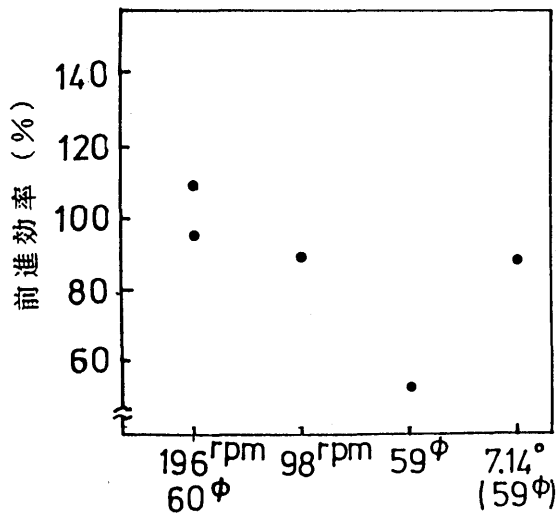


図3-46各要因による前進効率の結果

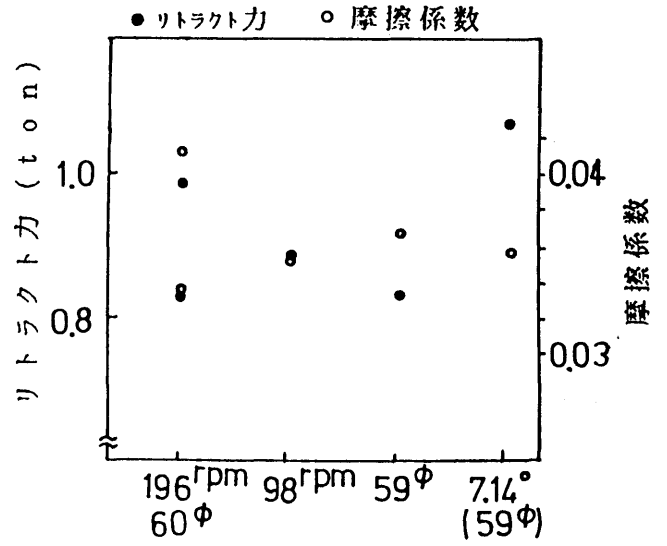


図3-45各要因によるリトラクト力の結果

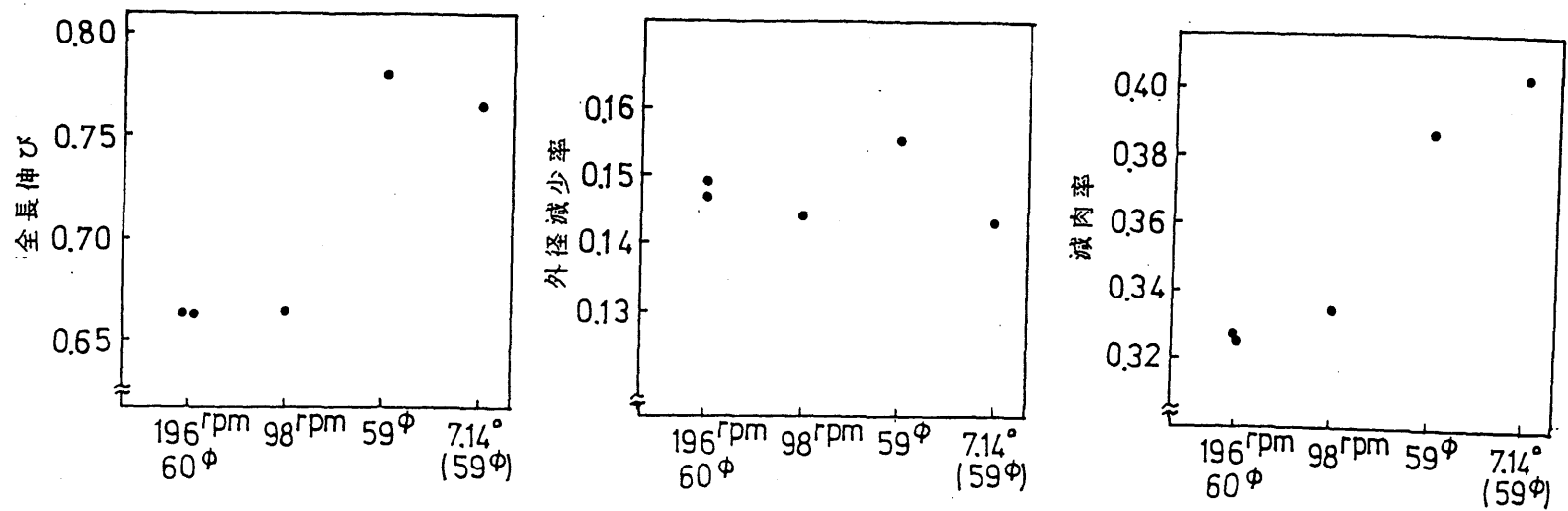


図 3-47 各要因による形状結果

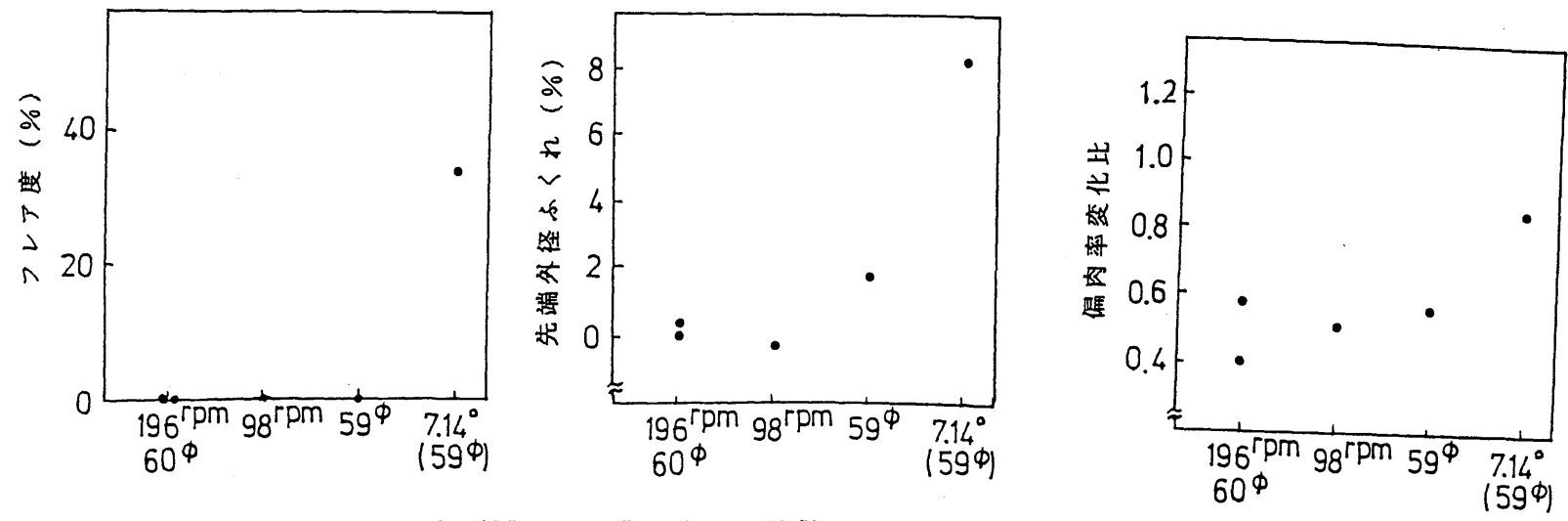


図 3-48 各要因による非定常部の結果

図 3-49 各要因による偏肉率の結果

第4章 マンドレル圧延における肉厚精度

§4-1 はじめに

マンドレルミルは1949年当時、継目無鋼管製造法として一般的であったプラグミルに代わり、高能率で生産原価の低いミルとして米国 National Tube Co.において設置されたのが始まりである¹。このミルはフォーレンミルよりでた8スタンド連続圧延方式で、上下の孔形ロール（通常楕円形孔形～真円孔形）と管中央に挿入されたマンドレルバーの間で肉厚圧下を行うものである。図4.1 に概略を示す。それ以来、高能率で生産性が高い事、内面性状が美麗である事、肉厚精度がプラグミルに比べ良い事等² の理由により、小径管の分野ではこの方式が主流となり、日本でも広く取入れられている。その後高性能、高能率で大径のものまで生産するためのマンドレル圧延法³ が検討されている。

マンドレル圧延は、マンドレルバーの操作方法により基本的に2つの方式に分類できる⁴。

- 1) マンドレルバー速度を拘束しない……フルフロートマンドレル圧延方式
これまでの大半のミルはこの方式である。
- 2) マンドレルバー速度を一定に拘束する……リストレインドマンドレル圧延方式
最近設置されたミルは、基本的にこの方式である。

マンドレルバー速度を拘束しないフロフロート方式の場合、管の先端がNo.1スタンドに嚙込まれ始め、管が全スタンドに嚙込まれるまでの過渡段階、管の後端部がNo.1スタンドから抜けだし始め、全スタンドを抜けるまでの過渡段階において、マンドレルバーの速度は図4-2 に示す如く変化する。マンドレルバー速度は圧延諸特性と深い関係を有するため、一本の管を圧延中に、圧延条件～特にスタンド間張力～が変動し肉厚精度の劣化を招いている。図4.3 にフルフロート法で圧延された管の肉厚分布を示す。図に示す如く、前後端部近傍、特に後端部近傍で大きな厚肉部を生じている。この厚肉部は“ストマック”と呼ばれマンドレル圧延に特有のものとされてきた。しかし、これまで十分な解析も行われず、ストマック発生要因も基礎的に十分解明されたとは言えない状況であった。

他方、近年建設されたミルには、バー速度を拘束するリストレインド方式が採用されている^{5,6,7}。この方式では、バー速度の変化に伴う寸法精度の低下は防止できるものの、バー速度拘束時の圧延諸特性が明らかでないため、ミルセットアップの決定、制御法の決定も十分に行えないのが実態であった。例えば圧延負荷特性、バー速度の変形、荷

重、先進率に及ぼす影響等の基礎特性、さらには素管肉厚、外径の変動、マンドレルバー径の変動等が、圧延後の肉厚、外径に与える影響等を明らかにする必要があった。上記の如き変動が発生した場合、ロールとマンドレルバー間で直接肉厚を圧下されるロール孔形底部はもとより、素管がロール、マンドレルバーと接触しないロールフランジ側（自由変形部）の変形にも大きな影響を及ぼし、肉厚、外径が変動する。マンドレル圧延では連続するスタンドのロールが90°交互配列になっており、前スタンドでロールフランジ側の自由変形部は、次スタンドでは孔形底部の主圧延部となるため、前スタンド自由変形部の形状も次スタンド圧延条件の変動に大きな影響を与える。この圧延条件変動によりスタンド間張力のバランスも崩れ、次々に圧延条件が変わり、製品精度を悪化させる。この様にマンドレル圧延製品の形状精度を確保するためには、各スタンドにおける管の断面形状を正確に把握すると共に、連続圧延特性を掴み、適切なロール孔形、圧延条件を設定、制御しなければならない。それ故、製品精度確保には次の2項目の研究が必要である。

- a) 単スタンド圧延における三次元的変形挙動の解析
- b) 連続圧延における総合特性の解析

研究にあたって3スタンド鉛圧延実験、実機実験、圧延理論解析、連続圧延特性解析を行ったが、これら実験、解析の位置付けを明確にするため図4.4に研究フロー図を示した。

§4-2 鉛を用いた圧延実験

4.2.1 実験方法

純鉛を用い、図4-5に示す3スタンド実験圧延機により圧延実験を行った。圧延機の設備仕様を表4-1に、測定項目を表4-2に、用いたロール孔形の形状を表4-3に示す。実験に際し熱間圧延時におけるロールと材料間の摩擦係数に合わせるため、ロールには適度にショット加工を行い、材料とマンドレルバー間の潤滑にはテフロン+油脂を用いた。特にマンドレルバーと材料間の潤滑には多くの方法を試したが、摩擦係数(0.1~0.05)の確保、圧延の安定性確保の点より、上記方法を採用した。

4.2.2 実験結果と考察

1) バー速度の荷重、先進率、後進率への影響

実験に用いた素管は $35.2\phi \times 4.1t \times 800l$ 、ロール孔形は#1スタンドのものでロール周速は12.5mm/sec。バー径は 25.0ϕ である。この条件により肉厚を2.5tmmにまで圧

験を行った。#1、#2スタンドのロール孔形を使用した点を除き、前項の圧延条件と同じである。実験にあたっては、#1スタンドのロール周速を一定とし、#2スタンドのロール周速を振らせる事により張力を発生させた。表4-4 に#1、#2スタンドのロールの周速を示す。スタンド間張力の測定はロールチョック部に取付けたロードセルで行った。

図4-9、図4-10に、スタンド間張力の荷重に与える影響を示す。両図を比べると、板圧延の場合と同じく、後方張力の影響が、前方張力の影響に比べ大きい事がわかる。また、マンドレルバー速度を拘束するリストレインド法と、バー速度を拘束しないフルフロート法を比べた場合、スタンド間張力の発生状況が相当に異なり、バー速度を拘束した方が、スタンド間張力の影響を受け易い事、スタンド間張力が圧縮側に出る事などが判る。これはフルフロート法の場合、中立点がNo.1またはNo.2スタンド内に存在するため、2スタンド圧延特有の変化と考えられる。

図4-11～図4-14にスタンド間張力の先進率、後進率に与える影響を示す。図にみられる如くバー速度を拘束した方がスタンド間力の影響を受け易い事がわかる。

注4-1 ここで言うスタンド間張力とは、板圧延の場合と異なり直接被圧延管に作用する張力でない事に注意を要する。スタンド間力は管のみでなく、マンドレルバーにも作用しており、この事がマンドレル圧延の特性解析、制御を複雑なものにしている。

3) 2スタンド圧延における圧延荷重変動

2スタンド圧延において管の先端が#1スタンドを通過し、#2スタンドに嚙込まれた時、および管の後端が#1スタンドを抜ける時の圧延荷重、マンドレルバー速度の変化を調査した。図4-15に結果を示す。(a)～(c)は、バー速度を拘束し一定とした場合、(d)～(f)はバー自由の場合である。ロール周速は前出表4-4 に示す通りである。

イ) スタンド間で圧縮力の働らく条件 (a)、(d) の比較

スタンド間に圧縮力が働らくため、管先端が#1スタンドを通過し#2スタンドに嚙込と同時に#1スタンドの荷重がわずかながら増加している。一方、管の後端部が#1スタンドを抜ける時、バー速度を拘束した圧延ではスタンド間圧縮力が開放され、荷重は21%ほど減少している。これに対し、バー速度自由な圧延では、大幅な荷重減少は見られない。これは、管の後端が#1スタンドを抜けると同時にバー速度が変化し、バー速度と材料速度の中立点が#2スタンドのロールバイト内に入り、荷重を押し上げる効果と、スタ

ンド間圧縮力の解消による荷重減少の効果が相殺したためと考えられる。

ロ) 基準条件 (b)、(e) の比較

この条件において、スタンド間張力は、バー速度拘束の場合わずかに圧縮、バー速度自由の場合、わずかな引っ張りとなっている。バー速度拘束の場合、荷重の変化は (a) の場合と類似しているがその変化は大変に小さい。バー速度フリーの場合、素管後端が #1 スタンド尻抜け時、荷重の変動はほとんどない。これはスタンド間力が大変小さいためとも考えられるが、マンドレルバー速度は尻抜けと同時に増加し中立点が #2 スタンド中に入り、荷重増加要因となるため、この影響により荷重が増加するものと推測される。それ故、加重の変動がない事に対し、明確な説明はできない。

リ) スタンド間で引張圧延をしている場合 (c)、(f) の比較

この条件ではバー拘束の場合わずかながら引張力が働いている。このため、#2 スタンドに管先端が嚙込むと #1 スタンド圧延荷重はわずかながら減少し、管後端が #1 スタンドを抜けると #2 スタンド圧延荷重はわずかに増加している。バー速度無拘束の場合も、バー拘束の場合と同様の变化をしており、特に管後端が #1 スタンドを抜けた時 #2 スタンドの荷重が急激に増えており約25%の増加が見られる。

以上2スタンド圧延の結果ではあるが多スタンド圧延になれば管の先後端嚙込、尻抜時にさらに複雑な変動を生じる事が予想される。また、ここで注意すべき事は、スタンド間張力の測定が純粹に素材に作用する力ではなく、バーに働らく力も含め測定している事である。それ故、スタンド間力が引張りとして測定されてもこれがすべて素管に作用しているものではないため先の結果も十分に説明できない所があった。

2スタンドの場合、簡単な解析より次のようにスタンド間力を分離する事ができる。

素材にかかる真のスタンド間力 σ_f とすれば

$$\sigma_f \cdot A = F - 2 \mu P \quad \dots\dots(4.2)$$

ここに、A：スタンド間素材断面積 (約330mm²)

F：測定されたスタンド間力

μ ：材料とバーとの摩擦係数 (0.05)

P：#2 スタンド荷重

今見かけ上の素材にかかるスタンド間力 σ_f' とすれば

$$F = \sigma_f' \cdot A$$

故に

$$\sigma_f = \sigma_f' - 2\mu P/A$$

$$\sigma_f / k_f = \sigma_f' / k_f - 2\mu P / k_f A \quad \dots\dots(4.3)$$

今バーフリーの基準条件を例にとると#2スタンド荷重 $P=1400\text{kg}$

$A \approx 300\text{mm}^2$ であり $\mu=0.05$ 、 $K_f = 4.0\text{kg/mm}^2$ とすれば

$$\therefore \sigma_f / k_f = 0.01 - 0.11 = -0.1 \quad \dots\dots(4.4)$$

となり、見かけ上引張りのスタンド間力が働いていても、変形抵抗の10%以下では実質圧縮の力が材料に作用している事がわかる。(e)図において素管後端が尻抜け時、バー速度と材料の中立点がロールバイト内に入り、なおかつスタンド間引張(見かけ上)が解消され、尻抜けと共に荷重の増加する要因が重なっているにも拘らず、荷重の変動、増加がみられなかったのはこの理由によるものと考えられる。すなわち、この条件では、素材に実質的に圧縮力が働いていた為と考えられる。それ故、素材の尻抜けと共に圧縮力が解消され荷重が減少する筈であるが、マンドレルバー速度が早くなり、バーと材料の中立点が、#2スタンドに入るため荷重が増加し、見かけ上荷重変動が生じなかった為と考えられる。この例で見られる如く、スタンド間力の影響を見る場合、真に材料に働く力を見ない限り解釈のできない現象が生ずる事となる。

4) 8スタンド圧延時の各スタンド出側での管形状

写真5-1 に表5.3 で示した孔形で順次圧延した場合の断面形状の変化を示す。#1～#3スタンドで圧延された管の断面は楕円形で肉厚分布もフランジ側と孔形底部で大きな差が生じている。しかし、後段のスタンドに行くに従い管形状も円形に近づき、良好な肉厚分布となって行く事がわかる。

4.2.3 実験結果のまとめ

以上、マンドレル圧延の特性につき、鉛圧延実験により得られた結果の代表的なものを示したが、次の事が分かった。

イ) 単スタンド圧延において、マンドレルバー速度と材料速度の中立点がロールバイト外に出た場合、異周速圧延の効果により、10～20%の荷重低減が認められた。通常、8スタンド圧延においてバー速度はどのスタンドにおいても一定の値となるため、中立点がロールバイト内に存在するのは1スタンドだけで、あとの7スタンドにおいて中立点はロールバイトをはみ出している。

また、先進率は、バー速度/ロール孔形底部速度の比が1を境として段階的に変化する事がわかった。

0) 2スタンド圧延においてバー速度拘束とバー速度自由の場合を比較すると、ロール周速を同一の設定とした場合、バー拘束の方が、スタンド間力は圧縮気味となる。また、スタンド間力の圧延荷重、先進率に与える影響もバー拘束する方が大きい。

スタンド間力の影響は、素管に作用するスタンド間の力と、マンドレルバーに作用するスタンド間の力に分離し議論しなければ圧延中の現象を正しく理解する事は困難である。

§4-3 単スタンド圧延モデル解析

マンドレルミル圧延では、時々刻々変化するバー速度あるいは素管形状の変化によって、各スタンド間の張力が大きく変化する。この張力変動はカリバー底での肉厚・外径はもとより、マンドレルバーおよびロールとも接触しない自由変形部での肉厚・外径に大きな影響を与える。このマンドレルミルは、各スタンドのロールが直角に交差するように配されているため、この自由変形部が次スタンドではカリバー底で圧延され、さらに新たな張力変動が生じ、前後のスタンドに影響を及ぼすという複雑な現象が起こる。

これらの原因により、マンドレル圧延の総合的な特性を正確に理解するためには従来の薄板タンデム圧延とは異なり、バー速度・張力の荷重・先進率への影響の、ほかに、ロールおよびバーとも接触しない自由変形部をも含めた3次元的な変形解析が重要となる。そのうえ、マンドレル圧延では、バー速度は全スタンドで一定のため、各スタンドのロール周速度とバー速度とは一般的に異なる。また、管とロールおよびバーとの接触状況がロールバイト内で変化するため、3次元異周速圧延の問題を、塑性流れ、境界条件の変化を考慮して解析する必要がある、解析が非常に困難となる。これらの理由により、マンドレル圧延に関する研究としては、最近まで孔型設計あるいは回転数設定に基準を与えるために、岡本ら⁸が行った先駆的な理論解析が発表されているのみであった。

本節では、マンドレル圧延の単スタンド圧延時における前方後方張力、マンドレルバー速度、ロール孔型形状等の負荷変形特性に与える影響を詳しく調べるため、円周方向、長手方向のロール孔型、マンドレルバー形状に沿った三次元的な理論解析を行なった。

本節で用いる座標系および記号を図4-16および表4-5に示す。

4.3.1 基礎方程式

本章では、ロールバイト内変形を解析するために用いた塑性流れ則、降伏条件、摩擦法則、ひずみ・変位関係式および釣合方程式を示す。

a) 釣合方程式

マンドレル圧延の変形を3次的に解析するために、図4-17に示すような微小要素を考え、その要素についての半径方向、周方向、圧延方向の釣合方程式を導出した。ただし、力の方向を示す符号は圧縮を正として記述している。

(1) 半径方向釣合方程式

管内面・外面、周方向切断面、圧延方向断面に作用する半径方向力を求め、釣合方程式を導出する。

(a) 管外表面

ロール面圧 P_R 、ロールとの摩擦応力 τ_{RX} 、 $\tau_{R\theta}$ が作用するため、半径方向力は以下の3項となる。

$$\begin{aligned}
 & P_R \cos \phi \cos \eta \\
 & \cdot R_o d\theta dx / \cos \eta / \cos \phi = P_R \cdot R_o d\theta dx \\
 & \tau_{RX} \sin \phi \cos \eta \cdot R_o d\theta dx / \cos \eta / \cos \phi \\
 & = -\tau_{RX} \tan \phi R_o dx d\theta \\
 & \tau_{R\theta} \sin \eta \cdot R_o d\theta dx / \cos \eta / \cos \phi \\
 & = \tau_{R\theta} \tan \eta R_o dy d\theta / \cos \phi
 \end{aligned}$$

(b) 管内表面

半径方向力はバー面圧 P_B による次式のみである

$$-P_B R_i d\theta dx$$

(c) 周方向切断面（角度 θ 、 $\theta + d\theta$ での切断面）

応力 σ_θ と $\tau_\theta R$ からつぎの2項が作用する。

$$\begin{aligned}
 & -\sigma_\theta \cdot t \cdot dx \cdot \sin(d\theta/2) - (\sigma_\theta + d\sigma_\theta)(t+dt) \\
 & \cdot dx \cdot \sin(d\theta/2) \\
 & -\tau_{\theta r} \cdot t \cdot dx \cdot \cos(d\theta/2) + (\tau_{\theta r} + d\tau_{\theta r})(t+dt) \\
 & \cdot dx \cdot \cos(d\theta/2)
 \end{aligned}$$

(d) 圧延方向切断面（座標 x 、 $x + dx$ での切断面）

せん断応力 τ_{rx} 、 $\tau_{\theta x}$ からつぎの2項が作用する。

$$\begin{aligned}
 & \tau_{xr} \cdot t \cdot R \cdot d\theta - (\tau_{xr} + d\tau_{xr})(t+dt)(R+dR)d\theta \\
 & \tau_{x\theta} \cdot t \cdot R d\theta \sin(\eta/2) - (\tau_{x\theta} + d\tau_{x\theta})(t+dt)(R+dR)d\theta \sin(\eta/2)
 \end{aligned}$$

以上 (a)~(d) に示した半径方向力の総和が零として半径方向釣合方程式を得る。本論文で解析するロール孔形はクローズドで η は小さい。また、周方向分割もあまり細くないため $d\theta$ と η は同程度とみなす。よって高次の項を省略し、全体を $d\theta$ 、 dx で除すると式 4.5 となる。

$$R_o (P_R + \tau_{R\theta} \tan \eta / \cos \phi - \tau_{Rx} \tan \phi) - P_B R_i - 2\sigma_\theta t \sin (d\theta/2) / d\theta + (\tau_{r\theta} dt + t d\tau_{r\theta}) \cos (d\theta/2) / d\theta - (t R d\tau_{xr} + R \tau_{xr} dt + \tau_{xr} t dR) / dx = 0 \quad \dots\dots(4.5)$$

(2) 円周囲方向釣合方程式……半径方向釣合方程式と同様に次式を得る。

$$R_o (P_R \tan \eta + \tau_{R\theta} / \cos \phi) + \tau_{B\theta} R_i - (t d\sigma_\theta + \sigma_\theta dt) \cos (d\theta/2) / d\theta - 2 \tau_{\theta r} t \sin (d\theta/2) d\theta + (t R d\tau_{x\theta} + t \tau_{x\theta} dR + \tau_{x\theta} R dt) \cos (\eta/2) / dx = 0 \quad \dots\dots(4.6)$$

(3) 圧延方向釣合方程式……同様に圧延方向釣合方程式は次式となる。

$$R_o (P_R \tan \phi + \tau_{Rx} / \cos \eta) + \tau_{Bx} R_i + (t d\tau_{x\theta} + \tau_{x\theta} dt) / d\theta - (R t d\sigma_x + t \sigma_x dR + R \sigma_x dt) / dx = 0 \quad \dots\dots(4.7)$$

b) 摩擦応力

摩擦法則としては、通常の圧延の解析と同様、摩擦せん断変形抵抗をこえるまではクローン摩擦、これをこえた場合には、付着摩擦として取り扱う。すなわち、

(i) クローン摩擦の場合

$$\tau_R = \mu_R P_R$$

$$\tau_B = \mu_B P_B$$

(ii) 付着摩擦の場合

$$\tau_R = k_r$$

$$\tau_B = k_r$$

ただし、各摩擦応力の圧延方向・周方向成分は、バーあるいはロールとの相対速度差によって決定され

$$\tau_{Rx} = \beta_{Rx} \cdot \tau_R \quad \dots\dots(4.8)$$

$$\tau_{R\theta} = \beta_{R\theta} \cdot \tau_R \quad \dots\dots(4.9)$$

$$\tau_{Bx} = \beta_{Bx} \cdot \tau_B \quad \dots\dots(4.10)$$

$$\tau_{B\theta} = \beta_{B\theta} \cdot \tau_B \quad \dots\dots(4.11)$$

$$\beta_{Rx} = \Delta u_{Rx} / \sqrt{\Delta u_{Rx}^2 + \Delta u_{R\theta}^2}$$

$$\beta_{R\theta} = \Delta u_{R\theta} / \sqrt{\Delta u_{Rx}^2 + \Delta u_{R\theta}^2}$$

$$\beta_{Bx} = \Delta u_{Bx} / \sqrt{\Delta u_{Bx}^2 + \Delta u_{B\theta}^2}$$

$$\beta_{B\theta} = \Delta u_{B\theta} / \sqrt{\Delta u_{Bx}^2 + \Delta u_{B\theta}^2}$$

で表されるものとした。

c) 応力-ひずみ増分関係式 (塑性流れ則)

応力-ひずみ増分関係式として、次式に示すようなLevy-Misesの塑性流れの式を用いる。

$$\begin{aligned} \frac{3d\epsilon_x}{2\sigma_x - \sigma_\theta - \sigma_r} &= \frac{3d\epsilon_\theta}{2\sigma_\theta - \sigma_r - \sigma_x} = \frac{3d\epsilon_r}{2\sigma_r - \sigma_x - \sigma_\theta} = \frac{d\gamma_{xz}}{2\tau_{xz}} \\ &= \frac{d\gamma_{x\theta}}{2\tau_{x\theta}} = \frac{d\gamma_{\theta r}}{2\tau_{\theta r}} = d\lambda \end{aligned} \quad \dots\dots(4.12)$$

d) ひずみ増分-変位増分関係式

ひずみ増分-変位増分関係式を以下に示す。

$$d\epsilon_x = \frac{\partial(du_x)}{\partial x} \quad \dots\dots(4.13)$$

$$d\epsilon_\theta = \frac{1}{r} \frac{\partial(du_\theta)}{\partial \theta} + \frac{du_r}{r} \quad \dots\dots(4.14)$$

$$d\epsilon_r = \frac{\partial(du_r)}{\partial r} \quad \dots\dots(4.15)$$

$$d\gamma_{r\theta} = \frac{\partial(du_\theta)}{\partial r} - \frac{du_\theta}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial(du_r)}{\partial \theta} \quad \dots\dots(4.16)$$

$$d\gamma_{\theta x} = \frac{\partial(du_\theta)}{\partial x} + \frac{1}{r} \frac{\partial(du_x)}{\partial \theta} \quad \dots\dots(4.17)$$

$$d\gamma_{xr} = \frac{\partial(du_r)}{\partial x} + \frac{\partial(du_x)}{\partial r} \quad \dots\dots(4.18)$$

e) 降伏条件

降伏条件としては、Mises の降伏条件を用いる。

$$(\sigma_x - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xr}^2 + \tau_{r\theta}^2 + \tau_{\theta x}^2) = 6k\tau^2 \quad \dots\dots(4.19)$$

以上、式 (4.5 ~4.19) に示した基礎方程式およびカリバー形状、バー径の幾何学的条件を満足する解を差分法により求める。

マンドレル圧延では、図4.16に示したように、材料がバーとロールとの両方に接触する部分（圧延部）、ロールとのみ接触する部分（外圧部）、ロールともバーとも接触しない部分（自由変形部）とが存在し、境界条件が異なる。

各変形領域に用いた仮定を以下で説明する。

(a) 圧延部

材料内部の応力 σ_r 、 τ_r は板圧延の場合と同様、材料表面での応力の平均とした。さらに管外面がロールに接触し、半径方向へのせん断変形が拘束されていることから、 $\tau_{r\theta}$ および $\gamma_{r\theta}$ を無視した。

(b) 外圧部

圧延部と同様に $\tau_{r\theta}$ 、 $\gamma_{r\theta}$ を無視する。また、半径方向釣合方程式の代わりに、釣合方程式に相当する

$$\sigma_r = \sigma_\theta \cdot t \sin\left(\frac{d\theta}{2}\right) / \left\{ 1 + \mu_R \left(\beta_{R\theta} \frac{\tan \eta}{\cos \theta} - \beta_{RX} \tan \phi \right) \right\} / d\theta / R_0 \quad \dots\dots(4.20)$$

を用いる。ただし、 β_{RX} 、 $\beta_{R\theta}$ は式(4.8)、(4.9)

上に述べた釣合方程式は、式(4.5)において周方向・圧延報告切断面でのせん断応力を無視し、 $P_R = \sigma_r / 2$ という仮定から導出される。

(c) 自由変形部

バーにもロールにも拘束されていないため、圧延部、外圧部とは異なり、せん断ひずみ $\gamma_{r\theta}$ は無視できない。しかし、このせん断ひずみに比較して γ_{xr} は小さいため無視する。また、釣合方程式に代え、各メッシュごとの応力の関係

$$\begin{aligned}\sigma_{\theta ij} &= \sigma_{\theta ij-1} \cdot \sin \theta_{ij} / \sin \theta_{ij-1} \\ \tau_{r\theta ij} &= -\sigma_{\theta ij} \cdot \cos \theta_{ij} / \sin \theta_{ij}\end{aligned}$$

を用いる。ただし、 i 、 j ：圧延方向・周方向メッシュ番号。以上の条件をまとめて、表 4-6 に示す。

4.3.2 数値計算

前項および表 4.6 示した基礎方程式、およびカリバー形式の幾何学的条件より差分法で解を求めた。基本的な考え方と特徴を次に述べる。

a) 解析条件

圧延の解析においては前方・後方張力を与え、その張力条件に対応する変形状態などを求めることが基本であるが、本論文のように複雑な計算では計算時間の短縮も解を得るうえで重要であり、前方・後方張力の代わりに以下の 2 条件を与えて解析を行う。その結果として生じる入側および出側での σ_X の周方向分布を積分して、前方・後方張力を求める手法を用いた。

(1) カリバー底での中立点位置

(2) ロール入側カリバー底での σ_x

これは、(1)、(2) の条件をさらに変更して与えられた前方・後方張力となるよう行う収束計算を省いたものといえる。

b) 収束計算法

入側から解析をはじめ周方向の解を周束計算により求めた後、厚延方向のつぎのメッシュの周方向解析を行い、順次出側まで解析を進める。周方向の収束計算では、カリバー底での σ_θ を与え、その値に対応するフランジ側 $\theta = \pi/2$ での周方向変位 u_θ を求めるが、この値は変位の適合条件から零となるべきである。よって u_θ が零となるような σ_θ を収束計算により決定する。

c) 接触領域の決定

周方向の収束計算の過程で、管がバーとロールの両方に接触しているか（圧延部）、ロールとのみ接触しているか（外圧部）、ロールともバーとも接触していないか（自由変形部）を判定するが、これは圧延方向あるいは周方向の一つ前のメッシュでの変位増分から、現在解析を行っているメッシュの管内面・外面の位置を求め、ロール表面、バー表面の位置と比較することにより決定する。

d) 数値計算手順

数値計算手順を、図4.18のフローチャートにより説明する。

(1) データ読み込み

ロール孔形状、バー径、バー速度、摩擦係数、素管寸法などを読み込む。

(2) 解析条件読み込み

3-1 節で述べた解析条件を読み込む。

(a) カリバー底での中立点位置

(b) ロール入側カリバー底での σ_x

(3) ロール間隔計算

圧延方向・周方向各メッシュにおけるロール・バー表面位置の計算

(4) 圧延方向解析

以下に示す収束計算を、ロール入側から出側のメッシュまで行う。

(5) 収束パラメータ設定

3.2 節で述べたように、周方向の収束計算を行うためにカリバー底での周方向応力 σ_θ を収束のパラメータとして選ぶ。この値は、計算が収束するまで修変更される。

(6) 周方向解析

カリバー底での σ_θ を収束のパラメータとして、カリバー底からフランジ側まで解析を進める。

(7) 材料表面位置計算および変形領域の判定

圧延方向・周方向のメッシュ番号（ i 、 j ）での管内外面の位置を計算する。これはすでに計算済みである（ $i-1$ 、 j ）、（ i 、 $j-1$ ）メッシュでの変位増分から求めこの位置からロールとバーとの接触状況を判断する。

(8) 圧延部・外圧部・自由変形部解析

表5-6 に示した式から、各変数の解を求める。

(9) 解の存在を判定

収束のパラメータ σ_θ （カリバー底）の値によっては、Mises の降伏条件の基礎方程式を満足する解が存在しない場合がある。このときには、カリバー底での σ_θ を変更し、カリバー底から計算を再度行う。

(10) 収束評価計算および収束の判定

収束の完了を判定する値として、フランジ部 $\theta = \pi/2$ での周方向変位 u_θ を用いる。正しい変形状態が得られている場合には、この値は零となるべきである。よって、ある微小量 ε 以下になるまで、収束パラメータを変更し、カリバー底から計算を繰り返す。この収束が完了した段階で次の圧延方向メッシュの解析を行う。

(11) 前方・後方張力計算

圧延報告の入側メッシュから出側メッシュまですべての収束計算が完了した段階で、周方向に分布する σ_x を入側・出側断面で積分し、前方・後方張力を求める。

(12) 圧延荷重・トルク・バースラスト計算

計算で求められた面圧分布、摩擦係数などから、圧延荷重、トルク、バースラストなどを計算する。

4.3.3 計算結果

解析に用いた孔型形状（図4-19参照）、せん断変形抵抗、摩擦係数、バー径は中径サイズの代表的な例として、以下に示した数値を用いた。

$$R_R = 402.0 \text{ mm}、R_1 = 139.75\text{mm}、R_2 = 290.0 \text{ mm}$$

$$\theta_1 = 46.0^\circ、r_1 = 35.0\text{mm}、G/2 = 10.0\text{mm}$$

$$k_f = 8.6 \times (0.01 + \frac{\bar{\varepsilon}_p}{\varepsilon})^{0.3 - 0.1}$$

$$\mu_R = 0.1、\mu_B = 0.40、R_B = 123.5 \text{ mm}$$

圧延条件としては、マンドレルバー速度 V_B がカリバー底でのロール周速度 V_R より十分遅く、薄肉素管を圧延した場合について計算する。

$$V_B = 70.0\text{m/min}、V_R = 90.75\text{m/min}$$

$$\text{素管寸法 } \phi 290 \times t 16.0$$

以下では、計算結果を示す。

a) 圧延後断面形状、中立線および接触域分布

図4-20においては、本解析によって得られた圧延後の断面形状である。ただし、肉厚分

布を明確にするため、肉厚は2倍に拡大して描いた。図4-21では圧延中の管材を周方向に展開して、中立線および外圧部・圧延部がロールバイト内で、どのように分布しているかを示している。図4-21からわかるように、外圧部はロール入側のカリバー底から60度近傍（P点）から始まっているが、これはカリバーがクローズド、かつ入側素管が真円であるためと考えられる。図4-20、図4-21からロール出側では、圧延部はカリバー底から60度近く、外圧部は60度から70度、自由変形部が70度から90度までであることがわかり、ロール入側から出側まで各接触領域が変化している状況が解析されている。

b) 圧延方向応力分布およびロール面圧分布

図4-22はロール出口近傍での圧延方向応力 σ_x の周方向分布を示している。本解析結果では、カリバー底近傍（以下、領域A）および材料側面の自由変形部近傍（領域C）に引張応力が作用し、材料側面のロールに拘束されている部分（領域B）で圧縮応力となっている。本解析に用いた例は薄肉素管であり、領域Aでの伸びは少ない。また領域AとBとのロール周速差によって、AとCの領域がBの領域に引張られることになる。これらの効果により図4-22のような σ_x の分布となる。

この様にカリバー底で素管に引張り力の働く事は、これまで知られておらず、ここで書いた如き3次元的な解析を行う事により初めて明らかにされたものである。これまで単スタンド圧延において、カリバー底で腹切れを発生する現象が経験されていたが、その発生機構については全く不明であった。特にカリバー底では压下量も大きく長手方向には圧縮力が発生すると一般に考えられていたため、この現象の説明は困難なものとなっていた。しかしこの現象も、カリバ底での引張力発生により容易に理解できる。

図4-23においてはカリバー底でのロール面圧およびカリバー底から70度の位置のロール面圧の圧延方向分布、さらにロール面圧分布に与える前方張力の影響を示している。カリバー底では、板圧延と同様に中立点で先の尖った山形の面圧分布となっている。この面圧がロール出口近傍で変形抵抗値に比べ非常に低くなっているのは、図4-22で示したように、カリバー底部で大きな σ_x の引張応力が作用しているためである。一方、カリバー底から70度の位置での面圧分布はなだらかに変化している。さらに、前方張力 σ_x が引張り場合には、中立点がロール入側に移動し、面圧分布の頂点が低くなる状況が解析されている。図4-24ではロール出口近傍でのロール面圧の周方向分布および前方張力の影響を示している。40度から50度の位置で張力の影響が大きい、これは図4-21からわかるようにこの部分での中立点が他の部分に比べ入側に大きく移動したためである。

c) 圧延荷重への前方・後方張力の影響

図4-25では、図4-22、図4-24で示したロール面圧を積分した値である圧延荷重が、前方張力 σ_f 、後方張力 σ_b によってどのように影響を受けるかを示している。この図から、圧延荷重に対して、後方張力のほうが前方張力よりも2倍程度大きな影響を与えることがわかる。

以上示したように、ロールバイト内での接触領域の変化、面圧分布、内部応力分布、変形状態など非常に詳細な解析が可能となった。

4.3.4 まとめ

この章では、マンドレル圧延の3次元変形解析手法を示し、ロール表面、バー表面での面圧分布、材料内部の応力、変形状態の解析を行った。本手法により、カリバー設計、圧延荷重、先進率計算のほかに、前方・後方張力変動、バー径変動などによる自由変形部肉厚・外径、荷重、先進率への影響を求めることができた。これらの計算結果をマンドレルミルによる連続圧延の総合的特性の解析に適用することで、長手方向・周方向肉厚、外径変動の発生メカニズムの解明の基礎が確立できた。

§ 4 - 4 連続圧延の総合特性解析

孔型を有する二つのロールが各スタンドごとに直角に交差するように配されたマンドレル圧延機では、各スタンド間に発生する張力変動によって、カリバー底での肉厚・外径変動の他に、ロールともバーとも接触しない自由変形部の肉厚・外径にも大きな変動が起こる。したがって、連続圧延の総合的特性を把握し、制御方法を検討するためには、板圧延の連続圧延理論とは異なり、ロールバイト内での塑性変形をも考慮した理論を用いなければならない。

本節では、マンドレルミルでの塑性変形理論を基礎に、各スタンドでの圧延変数相互の関係を明らかにし、マンドレル圧延での肉厚・外径・断面積変動メカニズムを解明する理論を開発し、制御方法を検討したので、その概要を記述する。

連続圧延の総合的特性を明らかにする方法として、以下の二つの方法によった。

(1) 静的特性解析

(2) 動的特性解析

静的特性解析は、圧延条件の異なる二つの定常圧延状態の差から各圧延条件が定常状態にあたえる影響を調べる手法で、時間の項は含まれない。この解析手法は

- 圧延変数相互の関係を明らかにする。
- 各種圧延外乱の製品肉厚・外径などへの影響を調べる。
- 制御方法を検討する。
- 制御デバイスを決定する。

などに有効である。

動的特性解析は、基準となる圧延条件とは異なった条件、または圧延中に変化する条件のもとで、管が圧延機入側の第一スタンドに嚙込まれた時点から、全スタンドに嚙込まれ、さらに完全に圧延が終了するまでの時々刻々変化する圧延変数の変化を解析する手法であり、

- 長手方向肉厚・外径変動発生機構の解明
- 圧延中の制御デバイス操作量決定

が可能である。

以下に、両方法に共通する基礎方程式を示した後、各方法の特徴となる部分の説明と解析結果及び工場での制御の結果を述べる。

本章で用いる記号を表. 5-7 に示す。

4.4.1 基礎方程式

各スタンドで成り立つ圧延変数の関係式を示す。

(1) 圧延条件とロール出側材料速度との関係

スタンド出側速度 v_i は、各スタンドの等価ロール半径 R'_i 、ロール回転数 N_i 、先進率 f_i を用いると次式で表される。

$$v_i = 2\pi R'_i N_i (1 + f_i) \quad \text{--- (4-21)}$$

上式の先進率は、変形抵抗 k_f^i 、入側形状 $H_c^i, H_f^i, R_c^i, R_f^i$ 、出側形状 $h_c^i, h_f^i, r_c^i, r_f^i$ 、バー速度 v_B^i 、前方および後方張力 σ_f^i, σ_b^i の関数である

ため、

$$f_i = f_i(k_f^i, H_c^i, H_f^i, R_c^i, R_f^i, h_c^i, h_f^i, r_c^i, r_f^i, \sigma_f^i, \sigma_b^i, v_B^i) \quad \text{--- (4-22)}$$

となる。

(2) 圧延条件とカリバー底肉厚・外半径の関係

各スタンド出側でのカリバー底肉厚 h_c^i は、

$$h_c^i = S_r^i - S_B^i + P_i / K_i \quad \text{--- (4-23)}$$

各スタンド出側カリバー底方向の外半径 r_c^i は、

$$r_c^i = S_B^i + h_c^i \quad \text{--- (4-24)}$$

さらに、圧延荷重 P_i は先進率 f_i と同様、各圧延変数の関数となるため、次式で表わされる。

$$P_i = P_i(k_f^i, H_c^i, H_f^i, R_c^i, R_f^i, h_c^i, h_f^i, r_c^i, r_f^i, \sigma_f^i, \sigma_b^i, v_B^i) \quad \text{--- (4-25)}$$

(3) 圧延条件とフランジ部肉厚・外半径の関係

先進率と同様、各圧延変数の関数となるため、

$$h_f^i = h_f^i(k_f^i, H_c^i, H_f^i, R_c^i, R_f^i, h_c^i, h_f^i, r_c^i, r_f^i, \sigma_f^i, \sigma_b^i, v_B^i) \quad \text{--- (4-26)}$$

$$r_f^i = r_f^i(k_f^i, H_c^i, H_f^i, R_c^i, R_f^i, h_c^i, h_f^i, r_c^i, r_f^i, \sigma_f^i, \sigma_b^i, v_B^i) \quad \text{--- (4-27)}$$

となる。

以上示した(4-21)～(4-27)式は、静的特性解析、動的特性解析に共通する基礎方程式である。

4.4.2 静的特性解析

a) 基礎式

静的特性解析とは、圧延条件の異なる二つの定常状態の差から、各圧延条件が定常状態にどのような影響を与えるかを明らかにする解析である。つまり、マンドレル圧延において全スタンドに管材が嚙込まれ定常圧延が行われているとき、ある圧延条件が変動したとする。この結果、スタンド間張力を媒体として各スタンドおよび製品肉厚・外径などにも変動が発生し、新しい定常状態となる。この圧延条件の変動とそれによって誘起される変動との相互の関係を明らかにする。ただし、この理論は定常状態だけを取り扱っているため、時間の項は含まれていない。

このような問題に成り立つ関係式を以下に示す。

(1) 体積速度一定の条件

i 番目スタンドの出側体積速度を

$$U_i = a_i v_i \quad \text{--- (4-28)}$$

と定義する。定常状態においては各スタンド出側体積速度は一定であるため、

次式が成り立つ。

$$U_i = \alpha \quad \text{--- (4-29)}$$

a_i は、各スタンドの出側面積で出側の肉厚・外半径の関数となるため、

$$a_i = a_i(h_c^i, h_f^i, r_c^i, r_f^i) \quad \text{--- (4-30)}$$

で与えられる。

(2) 各スタンド間で成り立つ関係

マンドレルミルのように、 i 番目スタンドのロールと $i + 1$ 番目スタンドのロールが垂直に交差している場合には、定常状態において、 i 番目スタンド出側カリバー底方向肉厚 h_c^i 、外半径 r_c^i は $i + 1$ 番目スタンド入側のフランジ方向肉厚 H_f^{i+1} 、外半径 R_c^{i+1} となる。

$$H_f^{i+1} = h_c^i \quad (i = 1, \dots, n-1) \quad \text{--- (4-31)}$$

$$R_f^{i+1} = r_c^i \quad (i = 1, \dots, n-1) \quad \text{--- (4-32)}$$

同様に、 i 番目スタンド出側フランジ方向肉厚 h_f^i 、外半径 r_f^i は $i + 1$ 番目スタンド入側カリバー底肉厚 H_c^{i+1} 、外半径 R_c^{i+1} となる。

$$H_c^{i+1} = h_f^i \quad (i = 1, \dots, n-1) \quad \text{--- (4-33)}$$

$$R_c^{i+1} = r_f^i \quad (i = 1, \dots, n-1) \quad \text{--- (4-34)}$$

ただし、第一スタンドの入側肉厚・外半径は素管肉厚・外半径に一致するため、

$$H_c^1 = H_0 \quad \text{--- (4-35)} \quad H_f^1 = H_0 \quad \text{--- (4-36)}$$

$$R_c^1 = R_0 \quad \text{--- (4-37)} \quad R_f^1 = R_0 \quad \text{--- (4-38)}$$

さらに張力に関しては、

$$\begin{aligned} \sigma_f^i &= \sigma_b^{i+1} = \sigma_{i, i+1} \\ \sigma_b^1 &= \sigma_b, \quad \sigma_f^n = \sigma_f \quad (i = 1, \dots, n-1) \end{aligned} \quad \text{--- (4-39)}$$

(4-36)~(4-34)式の $16 \times n$ 個の式は定常状態において満足される。各圧延変数の変動量が微小であるときには、これらの式を Taylor 展開した一次項を満たしているので、代数一次連立方程式として解けば、各圧延変数相互の関係が明らかになる。

一方、圧延変数の微小量は

$$\Delta a_i, \Delta v_i, \Delta U_i, \Delta h_c^i, \Delta h_f^i, \Delta r_c^i, \Delta r_f^i, \Delta H_c^i, \Delta H_f^i, \Delta R_c^i, \Delta R_f^i, \Delta S_r^i, \Delta S_b^i, \Delta N_i, \Delta P_i, \Delta f^i,$$

$$\Delta k_f^i, \Delta \sigma_f^i, \Delta \sigma_b^i, \Delta v_b^i (i = 1, \dots, n) \quad \Delta \sigma_b, \Delta \sigma_{1,2}, \Delta \sigma_{2,3}, \dots, \Delta \sigma_{n-1,n}, \Delta \sigma_f, \Delta \alpha, \Delta H_0, \Delta R_0$$

であり、総数は $21 \times n + 4$ 個となる。したがって、 $(21 \times n + 4) - 16 \times n = 5 \times n + 4$ の変数の値を与えなければならない。この $5 \times n + 4$ 個の変数を独立

変数とし、これらの値に対応する $16 \times n$ 個を従属変数と呼ぶことにする。
以上まとめると、次式となる。

$$A \cdot X = B \cdot Y \quad \text{--- (4-40)}$$

ただし、 X ；従属変数、 Y ；独立変数、 A, B ；係数マトリックス。

b) 圧延条件の製品寸法に与える影響の解析

前節で述べた静的特性解析理論を用いて、各圧延条件が製品寸法にどのような影響を与えるかを解析した。以下ではその結果の代表的な例を示す。ただし、実際のマンドレルミルは8スタンドあるが、第8番目のスタンドでは実質的な圧延は行われないため、解析に用いたスタンド数 n は7スタンドとする。また、各圧延条件の変化はすべて基準となる圧延条件を用いて無次元化を行った

c) 圧下量・回転数を制御しない場合

このような場合の特性を解析するときには、

$$\Delta N_i, \Delta k_{fi}, \Delta S_{ri}, \Delta S_{bi}, \Delta v_{bi} \quad (i = 1, \dots, n)$$

$$\Delta H_0, \Delta R_0, \Delta \sigma_f, \Delta \sigma_0$$

の $5 \times n + 4$ 個を独立変数として解を求める。

(1) 素管肉厚・外径変化の影響

図4-26では、素管外半径 ΔR_0 が $(\Delta R_0/R_0) = 1$ だけ変化した場合、各スタンド出側の形状がどのように変動するかを示している。肉厚変動に対しても同様の結果が得られているが、その特性をまとめる。

- ① スタンド間に発生する張力変動によって、フランジ側の自由変形部の外径・肉厚に大きな影響が生じる。
- ② 第7スタンド出側形状（製品形状）にも影響が残るが、あまり大きくはない。

(2) 各スタンド回転数変化の製品形状への影響

図4-27では、各スタンドの回転数変化が $(\Delta N_i/N_i) = 1$ の場合、製品肉厚・外半径にどのような影響が現れるかを示している。この結果から以下に示す特性が明らかになった。

- ① 張力変動に誘起されるフランジ側肉厚・外半径変動は非常に大きい。
- ② 後段スタンドの影響、特に最終スタンドの影響が大きい。
- ③ 前段スタンドでの影響も無視できない。

(3) 各スタンドでのバー径変化の製品への影響

図4-28では、各スタンドでのバー径変動が $(\Delta S_{bi}/h_c^i) = 1$ のときの製品肉厚・外半径への影響を示す。この図から次の特性が得られた。

- ① 後段スタンドでの影響は、フランジ側肉厚・外半径およびカリバー底肉厚に大きく影響する。
- ② 前段の影響も無視できない。

d) 無張力制御の場合（回転数だけ操作）

各圧延条件の変化に対応させて回転数だけを操作し、各スタンド間張力の発

生を防ぐ制御方式を考える。この圧延特性解析では無張力圧延であるため、各スタンド間張力変動 $\Delta\sigma_{i,i+1}$ を独立変数として零に保つ。一方、回転数は無張力圧延となるように各圧延条件に対応させて操作するため、キースタンドでの回転数を除き、従属変数となる。つまり、独立変数を以下の $5 \times n + 4$ 個とする

$$\Delta k_{fi}, \Delta S_{ri}, \Delta S_{Bi}, \Delta v_{Bi} (i=1, \dots, n), \sigma_{i,i+1} (i=1, \dots, n-1), \\ \Delta H_0, \Delta R_0, \Delta\sigma_f, \Delta\sigma_b, \Delta N_1$$

(1) 素管肉厚・外径変化の影響

図4-29では、素管外半径が $(\Delta R_0/R_0) = 1$ だけ変化したとき、各スタンド出側の形状にどのような影響が現れるかを示しており、次の特性が得られた。

① 第1, 2スタンド圧延後、ほとんど影響は残らない。

(2) 各スタンドでのバー径変化の製品への影響

図4-30では、各スタンドでのバー径変動が $(\Delta S_{B'}^i/h_c^i) = 1$ のときの製品肉厚・外半径への影響を示す。この図から、マンドレルミル制御を行ううえで重要な次のような結果が得られた。

① 前段でのバー径変化の製品への影響は、回転数操作による無張力制御によりほとんど除ける。

② 一方、後段でのバー径変化の影響は、製品肉厚変動に非常に大きく残る。つまり、回転数操作による無張力制御だけでは、バー径変動の製品肉厚への影響を制御することは不可能である。

e) マンドレルミル制御方式

第4.4.2節においては、静的特性解析を用いてマンドレル圧延の基礎特性、および回転数操作による無張力制御の特性を求めた例を示した。これらの特性を製品肉厚・外半径変動の要因である素管肉厚・外半径、変形抵抗、バー径についてまとめると、次のようになる。

(1) 素管肉厚・外半径 $(\Delta H_0/H_0, \Delta R_0/R_0)$

制御を行わない場合には製品に多少の影響は残る。ただし、回転数操作による無張力制御を実施すると、2~3スタンド圧延されるだけで影響が除ける。

(2) 変形抵抗変動 $(\Delta k_f^i/k_f^i)$

ミル剛性が大きい場合には、制御を行わなくても、ほとんど製品寸法に影響を与えない。

(3) バー径変動 $(\Delta S_{B'}^i/h_c^i)$

前段スタンドでのバー径変動の影響は、回転数操作による無張力制御を行うことで除けるが、後段での変動は除くことができない。

以上の結果から、素管肉厚・外半径変動、全スタンドでの変形抵抗・バー径変動を除くために、次のような新しい制御方法が考えられる。

(a) 前段でのスタンド間張力を回転数操作により零とすることで、素管肉厚・外径、前段スタンドでのバー径変動の影響を除く。

(b) 後段スタンド(第5~7スタンド)において回転数だけでなく圧下量も操作し、後段でのバー径変動の影響を除く。

上記に必要な制御デバイス操作量も静的特性解析によって求めることができた。

4.4.3 動的特性解析

a) 基礎式

マンドレル圧延における動的特性解析とは、基準となる圧延条件とは異なった条件、または圧延中に変化する条件のもとで、管が圧延機入側の第1スタンドに嚙込まれた時点から、全スタンドに嚙込まれ、さらに完全に圧延が終了するまでの時々刻々変化する圧延変数の変化を解析することである。外乱についてはピアサ、またはエロンゲータから供給される素管の肉厚・外半径の長手方向変化、圧延中の変形抵抗変化、マンドレルバーの温度上昇によるバー径変化、摩擦によるバー径変化、バー摩擦係数変動、バー速度変化、インパクト・ドロップなどがある。これらはすべて長手方向肉厚・外半径変動の原因となる。

本節では、フランジ側変形をも含めた圧延中の特性を明らかにするため、圧延開始時の嚙込み時から圧延終了までの時間的に変化する圧延状態を各圧延変数相互の関係を明らかにしながら、シュミレートできる動的特性解析法を示す。本解析法では、静的特性解析と異なり過渡的な状態を解析するため、以下の点で方程式が相違する。

(1) 体積速度一定の条件

第2.2節で述べた静的特性解析では、定常状態を取り扱っているため(4-29)式が成り立ったが、過渡的状态では次に示す式が満足される。

各スタンドの圧延ロール入側体積速度を

$$U_i = A_i \cdot v_{i-1} \quad \text{--- (4-41)}$$

と定義する。また、出側体積速度は、

$$u_i = a_i \cdot v_i \quad \text{--- (4-42)}$$

となる。入側体積速度と出側体積速度は一定であるため、次式が成り立つ。

$$U_i = u_i \quad \text{--- (4-43)}$$

A_i は各スタンド入側面積で入側形状の関数、 a_i は出側面積で出側形状の関数となるため

$$A_i = A_i(H_c^i, H_f^i, R_c^i, R_f^i) \quad \text{--- (4-44)}$$

$$a_i = a_i(h_c^i, h_f^i, r_c^i, r_f^i) \quad \text{--- (4-45)}$$

で表される。(ただし、 v_0 はミル入側速度)

(2) 各スタンド間で成り立つ関係

定常状態においては、 i 番目スタンド出側の形状と $i+1$ 番目スタンド入側形状は一致するため、(4-31)~(4-34)式が成り立ったが、非定常状態では次スタンドに達するまで時間遅れを考慮した式

$$H_c^{i+1} = h_f^i e^{-r_i s} \quad \text{--- (4-46)} \quad H_f^{i+1} = h_c^i e^{-r_i s} \quad \text{--- (4-47)}$$

$$R_c^{i+1} = r_f^i e^{-r_i s} \quad \text{--- (4-48)} \quad R_f^{i+1} = r_c^i e^{-r_i s} \quad \text{--- (4-49)}$$

を用いなければならない。ただし、 $e^{-r_i s}$ は時間遅れを表わし、 S はラプラス演

算子, τ_i は移送時間遅れである。第一スタンドの入側肉厚・外半径は、時間的に変化する素管肉厚・外半径となる。

$$H_c^i = H_0(t) \quad \text{--- (4-50)} \quad H_f^i = H_0(t) \quad \text{--- (4-51)}$$

$$R_c^i = R_0(t) \quad \text{--- (4-52)} \quad R_f^i = R_0(t) \quad \text{--- (4-53)}$$

各スタンド間張力は同様の理由により

$$\sigma_{bi+1} \cdot A_{i+1} = \sigma_{fi} \cdot a_i \quad \text{--- (4-54)}$$

$$\sigma_{b1} = \sigma_b \quad \text{--- (4-55)} \quad \sigma_{fn} = \sigma_f \quad \text{--- (4-56)}$$

となる。ただし、(4-46)~(4-54)式中の i は $i = 1 \sim n - 1$ である。

以上、(4-21)~(4-27)式および(4-41)~(4-56)式に示したように、ある時刻 t で n 個のスタンドに管が嚙込まれている場合には、各圧延変数間に $17 \times n + 1$ 個の関係式が存在する。一方、圧延変数の微少量は

$$\Delta A_i, \Delta H_c^i, \Delta H_f^i, \Delta R_c^i, \Delta R_f^i, \Delta a_i, \Delta h_c^i, \Delta h_f^i, \Delta r_c^i, \Delta r_f^i, \Delta v_i, \Delta U_i, \Delta u_i, \Delta f_i, \Delta P_i, \Delta N_i, \Delta S_{\tau i}, \Delta S_{B i}, \Delta v_{B i}, \Delta k_{f i}, \Delta \sigma_{b i}, \Delta \sigma_{f i} \quad (i = 1, \dots, n) \quad \Delta v_0, \Delta H_0, \Delta R_0, \Delta \sigma_b, \Delta \sigma_f$$

の $22 \times n + 5$ 個である。つまり、 $5 \times n + 4$ 個の圧延変数に独立な値を与えれば、 $17 \times n + 1$ 個の値が従属変数として求まる。しかし、ある時刻での解を求めようとしたとき、既に求められている従属変数がある。その値は(4-44), (4-46)~(4-49)式に示したように、移送時間前での i 番目スタンドの出側形状として求まる。以上の関係は独立変数として

$Y = [\Delta N_i, \Delta S_{\tau i}, \Delta S_{B i}, \Delta v_{B i}, \Delta k_{f i}, \Delta H_0, \Delta R_0, \Delta \sigma_b, \Delta \sigma_f]$ を選んだ場合、全体方程式は次式で表される。

$$[A] \begin{Bmatrix} X \\ Z \end{Bmatrix} = [B] \{Y\} + [C] \{Z'\} \quad \text{--- (4-57)}$$

$$X = [\Delta U_i, \Delta u_i, \Delta v_i, \Delta f_i, \Delta P_i, \Delta \sigma_{f i}, \Delta \sigma_{b i}, \Delta v_0] \quad Z' = [\Delta H_c^{i+1}, \Delta H_f^{i+1}, \Delta R_c^{i+1}, \Delta R_f^{i+1}, \Delta A^{i+1}]$$

$$Z = [\Delta h_c^i, \Delta h_f^i, \Delta r_c^i, \Delta r_f^i, \Delta a_i] \quad Z' = Z e^{-\tau_i}$$

ただし、係数マトリックス $[A]$, $[B]$, $[C]$ 圧延変数 X, Y, Z, Z' は嚙込まれているスタンド数、スタンド番号により変化する。

b) 解析結果

上で述べた動的特性解析理論を用いて、フルフロート・マンドレルミルでの"ストマック"と呼ばれる肉厚変動の発生状況を解析した結果を以下に示す。

"ストマック"と呼ばれる上記の肉厚変動は、管先端のNo.1スタンド嚙込みから全スタンドに嚙込まれる間、後端のNo.1スタンド尻抜けから圧延終了までの間にマンドレルバーの速度が加速することによって発生する。つまり、或るスタンドに注目すると、マンドレルバーの速度がそのスタンドの管圧延速度よりも遅い状態から速い状態に変化する時がある。この時に発生する現象は

(1) 圧延荷重の変動

マンドレルバーの速度が管圧延速度とほぼ同じ場合に最大値となり、マンドレルバーの速度が管圧延速度よりも完全に速いあるいは完全に遅い場合に比べて2割程度高い

(2) 先進率の変動

マンドレルバーの速度が管圧延速度よりも遅い場合と速い場合とを比較すると、速い場合の方が先進率が約5%大きい。

これらの圧延状態の変動がスタンド間張力を介して、全スタンドに波及して先端部・後端部の肉厚変動”ストマック”となる。

フルフロート・マンドレルミルでのストマックの発生状況

図4-31では、本解析によって得られた”フルフロート・マンドレルミルでのストマック”の発生状況を示す。図4-32, 図4-33では実機でのNo.6, No.7スタンドでの圧延荷重変動, 肉厚変動を示す。これらの比較により、本解析結果は実機での”ストマック”を非常に良くシミュレートしていることがわかる。

c) マンドレルミルでの制御方法の検討

上記のようにフルフロート・マンドレルミルにおいては、圧延中のマンドレルバー速度の変動によって”ストマック”と呼ばれる肉厚変動が発生する。この制御方法について検討を行なったので、その結果を以下に示す。

(1) ミル剛性制御

板圧延で用いられているミル剛性を制御する方法がフルフロート・マンドレルミルでの肉厚変動制御に有効であるかを本解析によって調べた。図4-34はミル剛性を無限大にした場合の解析結果である。ミル剛性が無限大になったために、カリバー底での肉厚変動は無くなったが、フランジ側での肉厚変動は残っている。これは、マンドレルバーの速度変動に伴って発生する圧延荷重の変動はミル剛性制御で除くことが可能であるが、先進率の変動に起因するスタンド間張力の変動（張力の変動によって発生するフランジ側の自由変形部での肉厚変動）は制御が不可能なことを示している。

(2) セミフロート・マンドレルミルでのストマックの発生状況

図4-35では、”セミフロート・マンドレルミルでのストマック”の発生状況を示す。本解析では、管後端がNo.4スタンド圧延終了後にマンドレルバーを自由にすると仮定した。このミルはマンドレルバー速度を一定に拘束することで”ストマック”を除こうとするミルであるが、大きな肉厚変動が発生する後端部圧延中にバーを放すために約5%程度の肉厚変動が残っている。

以上に示したようにマンドレルバーの速度変化に起因する肉厚変動の制御はミル剛性無限大制御、セミフロート・マンドレルミルでは不十分である。完全な制御を行なうためには

(a) ミル剛性制御と回転数制御の組合わせ

ミル剛性制御により圧延荷重の変動を除き、回転数制御によって先進率の変動を吸収するような非常に複雑な制御が必要である。

(b) リストレインド・マンドレルミル

圧延が完全に終了するまでマンドレルバーの速度を一定に保つリストレインド・マンドレルミルが”ストマック”の制御に最も有効である。

4.4.4 実機での肉厚制御への適用

a) フルフロート・マンドレルミルでの肉厚制御

フルフロート・マンドレルミルでのバー速度変化の制御は先に述べたようにミル剛性制御と回転数制御を組み合わせる方式が有効である。しかし、一般にこれまでに設置されたミルではミル剛性制御が不可能な場合が多く回転数のみによる制御が試みられている。以下にその一例を示す。先端部の”ストマック”は大きくないため無制御とし、後端部のみ制御する。図.4-36は理想的な回転数制御量のタイミング、及び実機での回転数変化の設定量を示す。図.4-37では制御なしの場合と制御有りの場合の圧延荷重、電流値を比較する。また図.4-38では肉厚変動の比較を行なっている。これらの結果から、回転数のみによる制御でも相当に有効であることがわかる。

b) リストレインド・マンドレルミルでの肉厚制御

圧延中のマンドレルバー速度を一定に拘束する圧延方法においては、フルフロート・マンドレルミルで発生するバー速度変動に起因する”ストマック”は発生しない。よってフルフロート・マンドレルミルに比較して肉厚精度は向上するが、静的特性解析結果で示したようにバー摩耗等によるバー径変化、圧延中のロール回転数・先進率変化により肉厚変動が発生するため、より一層の精度向上を図るには、これらの肉厚変動を制御する必要がある。

(1) 平均肉厚・長さの変動

通常、同一ロットの管を圧延する場合に数本のバーを用いて圧延する。このときバー毎に圧延の履歴が異なり、摩耗によるバー径変化が起こる。静的特性解析の結果に示したように、バー径変化は直接製品肉厚・長さに影響を与え、ロール圧下量、ロール回転数を同時に操作して制御する必要がある。つまりマンドレルバーのトラッキングを行ない、外径の摩耗に対応して無張力且つ目標肉厚となるようにロール圧下量・ロール回転数を制御しなければ、この影響を除く事はできない。このような制御を中径管工場にて行なった結果を図4-39に示す。この図では平均肉厚制御の効果を見るために、6本のバーを1セットとして圧延した場合の平均肉厚を示している。6本のバーの内No.2~No.6のバーは同じ程度の摩耗があるバーでNo.6のバーのみ新バーである。制御OFFの時にはNo.1のバーでの圧延材は、他のバーの圧延材と比較して薄肉である。制御ONと同時にNo.1のバーでの圧延材の肉厚は目標肉厚に制御されており、この制御が有効であることがわかる。図.4-40では定長さ制御の効果を示す。本制御のON, OFFによって長さのばらつきがどのように改善されたかを示す。

(2) 長手方向肉厚変動

上で示した平均肉厚変動の他にも長手方向肉厚変動が発生する。この肉厚変動は絶対値的にはあまり大きくないため、厚肉材・中肉材ではほとんど問題とはならないが、薄肉材(5~6mm)では肉厚変動率として大きくなる。薄肉材の無制御圧延での長手方向肉厚変動を図4-41に示す。この結果は、リストレインド・マンドレルの場合であるため、フルフロート・マンドレルミルでの

8%程度の肉厚変動率と比較して、約半分程度の肉厚変動率となっているものの、図からわかるように先端部・後端部に於て、フルフロート・マンドレルミルでの“ストマック”とは異なった増肉が発生している。この原因としては以下の2つが考えられる。

- (a) ロール回転数のインパクト・ドロップ
- (b) 圧延中のバー摩擦係数変化

この2つの原因によって、先端部・後端部の増肉が発生していることを動的特性解析、工場実験により確認し、その制御方法を検討した。

(a) ロール回転数のインパクト・ドロップ

図4-42に示すようにマンドレルミルバーを拘束するリストレインド・マンドレルミルで薄肉材を圧延する場合、インパクト・ドロップが大きい。

このインパクト・ドロップの肉厚変動への影響を動的特性解析によって解いた結果を図4-43に示す。この結果から先端部のみに約4%程度の増肉が発生することがわかった。次に工場実験において、摩耗のない新バーを十分に良い潤滑条件で圧延した場合の肉厚変動を図4-44に示す。この結果から、バーの摩耗による影響、摩擦係数変化を取除き、インパクト・ドロップの影響のみを残すと、先端部の増肉だけが発生し解析結果とよく一致している。

インパクト・ドロップの補正のために、嚙込み前に目標回転数以上で回転させておき、嚙込みと同時に目標回転数にする方法により制御を行なった。図4-45でこの制御の効果を示す。制御OFFではNo.2スタンドで約1秒の間に最大8%回転数が減少するが、この制御によって0.5秒、3%に改善されている。このときの肉厚変動は図4-46のように、先端増肉はほとんど無くなった。

(b) 圧延中のバー摩擦係数変化

リストレインド・マンドレルミルではバー速度を拘束しているためフルフロート・マンドレルミルに比較して、潤滑が非常に厳しくなる。このため圧延が進むにつれて、後段スタンドでの摩擦係数が増大し、圧延中の先進率変化及び圧延トルク増大によってロール回転数変化等を引き起こす。この結果、スタンド間に張力変動が起こり、肉厚変動が発生する。これを動的特性解析すると、図4-47のように管の中央から後端部に増肉が発生する。

この現象を工場実験的に調べるために、先に述べた方法でインパクト・ドロップ制御を行ない、バー潤滑が良好な条件と悪い条件との圧延によって肉厚変動を比較した。

図4-48ではバー潤滑条件が悪い場合、図4-49は良い場合の肉厚変動であり、バー潤滑条件によって後端部増肉が大きく影響されることがわかる。これは動的特性解析の結果とも良く合っている。

(a)(b)で示したように、リストレインド・マンドレルミルでも長手方向肉厚変動が発生する。理論的・工場実験的解析によって、この原因は、先端部増肉はインパクト・ドロップ、後端部はバー摩擦係数変化に起因することがわかった。つまり、圧延中にロール回転数、先進率が変化することであるため、ロー

ル回転数を制御することによって解決できた。

このロール回転数制御を実施した場合と、実施しない場合との肉厚変動を図4-50、図4-51で比較すると、寸法精度が相当改善されている。

4.4.5 まとめ

本報告では、マンドレルミルでの連続圧延特性を解析する方法を示した。この解析結果及び工場実験によって肉厚変動の発生原因を解明し、その制御方法を検討した。

以下に得られた知見をまとめる。

〈 リストレインド・マンドレルミル 〉

- (a) 素管肉厚・外半径の変動は、制御を行わない場合には製品に多少の影響が残る。ただし、回転数操作による無張力制御を実施すると、最初の2～3スタンド圧延されるだけで影響が除ける。
- (b) 変形抵抗変動は、ミル剛性が大きい場合には、制御を行わなくてもほとんど製品寸法に影響を与えない。
- (c) 前段スタンドでのバー径変動の影響は、回転数操作による無張力制御を行うことで除けるが、後段での影響は残る。
- (d) 全スタンドでの回転数制御と後段スタンドでの圧下量制御を組み合わせた制御方式を用いれば、寸法精度悪化要因を除くことができる。
- (e) 前段及び後段の2スタンドでの回転数変動は肉厚変動に大きく影響する

〈 フルフロート・マンドレルミル 〉

- (a) マンドレルバー速度の圧延中の変化によって先端部・後端部の”ストマック”発生を解析により明らかにすることができた。
- (b) ミル剛性の制御のみでは”ストマック”を除くことは不可能である。
- (c) セミフロート・マンドレルミルでも後端部の”ストマック”は残る。
- (d) ”ストマック”を完全に除くためには、ミル剛性制御と回転数制御を組み合わせた複雑な制御を行なう必要があり、実用化は困難である。ただし、回転数制御をうまく利用することで或る程度の肉厚精度向上は可能である。
- (e) ”ストマック”を完全に除くための最も有効な手段は、バー速度を圧延中に一定に保持するリストレインド・マンドレルミルを採用することである。

〈 フルフロート・マンドレルミル既存工場における
”ストマック”制御の実績〉

先に述べたように、バー速度変化に起因する”ストマック”を完全に制御するためには、ミル剛性制御とロール回転数制御を組合わせて複雑で応答速度の速い制御が必要である。しかし、既存工場ではミル剛性制御は不可能なため

、回転数制御のみ行なった。この制御では先端部の”ストマック”は少ないため無視し、後端部増肉を減少させるために後段スタンドにおいて引張り張力を付加するようにロール回転数を制御して肉厚精度を向上させた。

〈 リストレインド・マンドレルミル既存工場での肉厚精度向上〉

マンドレルバー速度を一定に拘束するリストレインド・マンドレルミルにおいても、ロール回転数のインパクト・ドロップ、圧延中の摩擦係数変化に起因して先端部・後端部に増肉が発生することがわかった。増肉の絶対値は大きくないが、肉厚変動率として薄肉材では問題となるため、理論・工場実験により原因を把握し、その制御方法を検討した。先端部の増肉はインパクト・ドロップ、後端部は摩擦係数変化に起因することがわかった。これらの肉厚変動をロール回転数操作により制御する方法を確立した。

マンドレルバーの圧延履歴の違いによる、平均肉厚のバラツキについても薄肉材で厳しいため、バーをトラッキングし且つバー径変動に対応してロール圧下量・回転数を制御する方法を確立し、その有効性を確かめた。

以上マンドレルミルの圧延特性の解析法を示し、工場実験と対応させながら既存工場での肉厚精度向上を図る研究についてまとめた。

しかし、マンドレルミルでの肉厚精度は、板圧延等に比べてまだまだ不十分である。

これはマンドレル圧延が板圧延に比べ、3次元的変形であるため非常に複雑な変形をする。さらにマンドレルミルでは、バーともロールとも接触しない自由変形部は張力により大きな影響を受け、張力制御の精度が厳しい。またマンドレルバーが管の中央に存在するため、オンラインにおけるX線、 γ 線による肉厚測定は不可能であると同時に、制御に必要な管に作用する張力の測定が不可能である。バーと材料との相対速度差が大きいため、潤滑条件が厳しく圧延中に摩擦係数が増加する等、克服すべき問題点をかかえている。今後さらなる精度の向上を図るためには

- (A) 管張力を測定する技術
- (B) 自由変形部での変形の予測法
- (C) バー摩擦係数の安定法

等の開発が重要であり、これらの開発により、マンドレル圧延における肉厚精度は今後さらに向上していくものと考えられる。しかし、これらの開発においても基礎となる部分は、ここで述べた塑性圧延理論、静特性解析法、動特性解析法であり今後共これらの基礎解析法は大いに利用されていくものと考えられる。

§ 4-5 まとめ

マンドレル圧延における肉厚精度を向上させるため、基礎的な解析から応用的な解析まで幅広く実施した。基礎的な解析としては、単スタンド圧延時の諸特性をつかむため、鉛圧延実験および精密3次元モデル解析を行った。また、多スタンド連続圧延特性解析の基礎となる、静特性解析と動特性解析を行い、実機における諸特性を解析した。これら解析により得られた結果の詳細は、各節毎のまとめに記述したので省略するが、マンドレル圧延の基礎より応用まで一貫して解析する事により、これまで原因の不明であった現象（薄肉材の腹ぎれ現象、摩擦係数変化による増肉現象、その他）原因は解っていてもその定量化が困難であった現象の定量化、および評価（インパクトドロップによる増肉、マンドレルバー径変化の製品に与える影響、入側管形状の製品に与える影響、その他）ミル形式の相異による利害得失（フルフロート法、セミフロート法とリトレインド法の比較等）が明確にされ、実機の操業、新ミル建設の指針を与える上で、大きな貢献が出来た事を付け加えておく。

第4章 参考文献

- 1) 小滝; 日本鉄鋼協会 西山記念講座 第50,51回, 「鋼管の製造技術の最近の進歩」, (1978), p225
- 2) 鉄鋼便覧 Ⅲ (2) 条鋼・鋼管・圧延共通設備, 鉄鋼協会編、(1980) p971, 丸善(株)
- 3) J.W.Schuetz ; Iron and Steel Eng. ,49 (1972) 9,p109
- 4) A.H.Calmes ; Bander Bleche Rohre, 13 (1972) 12 ,p587
- 5) A.Ishikawa et.al.; Proc. 3rd. Int. Conf. Steel Rolling "Tech. Pipe and Tube and thier Application" (1985) p71 ,ISIJ
- 6) J.G.Tyson et.al.; ibid., p55 ,ISIJ
- 7) 田中 他; 住友金属、36 (1985) p1
- 8) 岡本 他; 住友金属、23 (1971) p59
- 9) K.Neuhoff et.al.; Stahl u. Eizen ,90 (1970) p405

Appendix 2 マンドレル圧延簡易圧延理論

1) 解析における仮定

- イ) 板の異径，異周速圧延理論を拡張した。ただし板厚はカリパー底での板厚を代表とした。
- ロ) 素管外径の圧延荷重，トルクへの影響は無視した。
- ハ) 周方向接触弧長は、出側でのカリパーとパーとの間隔が素管内厚以上になるまでの長さとする。
- ニ) 平均ひずみである伸びひずみを用い変形抵抗を決定する。
- ホ) 材料は垂直断面のまま圧延される。
- ヘ) 剪断力は小さいとし、降伏力には影響しない。
- ト) パー速度が、パイプ速度より遅い。

2) 基礎式とその展開

イ) 境界条件

$$\text{入側} \quad \sigma_x = \sigma_b, \quad \tau_{xy} = \tau_{xz} = 0 \quad (1)$$

$$\text{出側} \quad \sigma_x = \sigma_f, \quad \tau_{xy} = \tau_{xz} = 0 \quad (2)$$

ただし、 σ_b 、 σ_f は後方張力，前方張力

ロ) 釣合条件

a) X方向釣合・・・Y方向単位幅あたり

$$P_B dx - P_R R_R \cdot d\theta \cdot \cos\theta_x = 0$$

$$\therefore P_B = P_R \quad (3)$$

b) Y方向釣合・・・X方向単位幅あたり

$$h_x d\sigma_x + \{\sigma_x + P^*(1 - \mu^* \cot\theta_x)\} dh = 0 \quad (4)$$

$$\text{ただし、} P^* = P_B = P_R \quad (5)$$

$\mu^* = \mu_R - \mu_B$: 入側領域(ロール周速より材料速度が遅い領域)

$= -\mu_R - \mu_B$: 出側領域(ロール周速より材料速度が速い領域)

ハ) 圧力分布

式(4)に降伏条件式 $\sigma_x - \sigma_y = \sigma_x + P^* = 1.15k_f$ を代入し、式(1)，(2)の境界条件で積分すると、入側での圧力分布は

$$P^*/1.15k_f = \{1 - (\sigma_b/1.15k_f)\} \exp\{2(\mu_R - \mu_B) R_R/h (\tan^{-1} R_R/h \cdot \theta_1 - \tan^{-1} R_R/h \theta_x)\} (h + R_R \theta_x^2)/H \quad (6)$$

出側での圧力分布は

$$P^*/1.15k_f = \{1 - (\sigma_f/1.15k_f)\} \exp\{-2(-\mu_R - \mu_B)R_R/h \tan^{-1}(R_R/h\theta_x)\} (h + R_R \cdot \theta x^2)h \quad (7)$$

中立点は(6),(7)式が一致する点である。

$$\theta_n = h/R \tan[(1 - \mu_B/\mu_R)/2 \cdot \tan^{-1} R/h \theta_1 - h/R_R/4\mu_R \ln\{(1 - \sigma_f/1.15k_f)H/(1 - \sigma_B/1.15k_f)h\}] \quad (8)$$

3) 圧力荷重計算

圧力荷重齒(6)(7)式を積分して求められる。

$$P = D_B \sin(\phi/2) \cdot R_R \{ \theta_n (P^{out} + P^n)/2 + (\theta_1 - \theta_n) (P^{in} + P^n)/2 \} \quad (9)$$

ただし、 μ_B : パー摩擦係数

μ_R : ロール摩擦係数

H : 入側肉厚

h : 出側肉厚

P^{out} : 出側圧力

P^{in} : 入側圧力

P^n : 中立点圧力

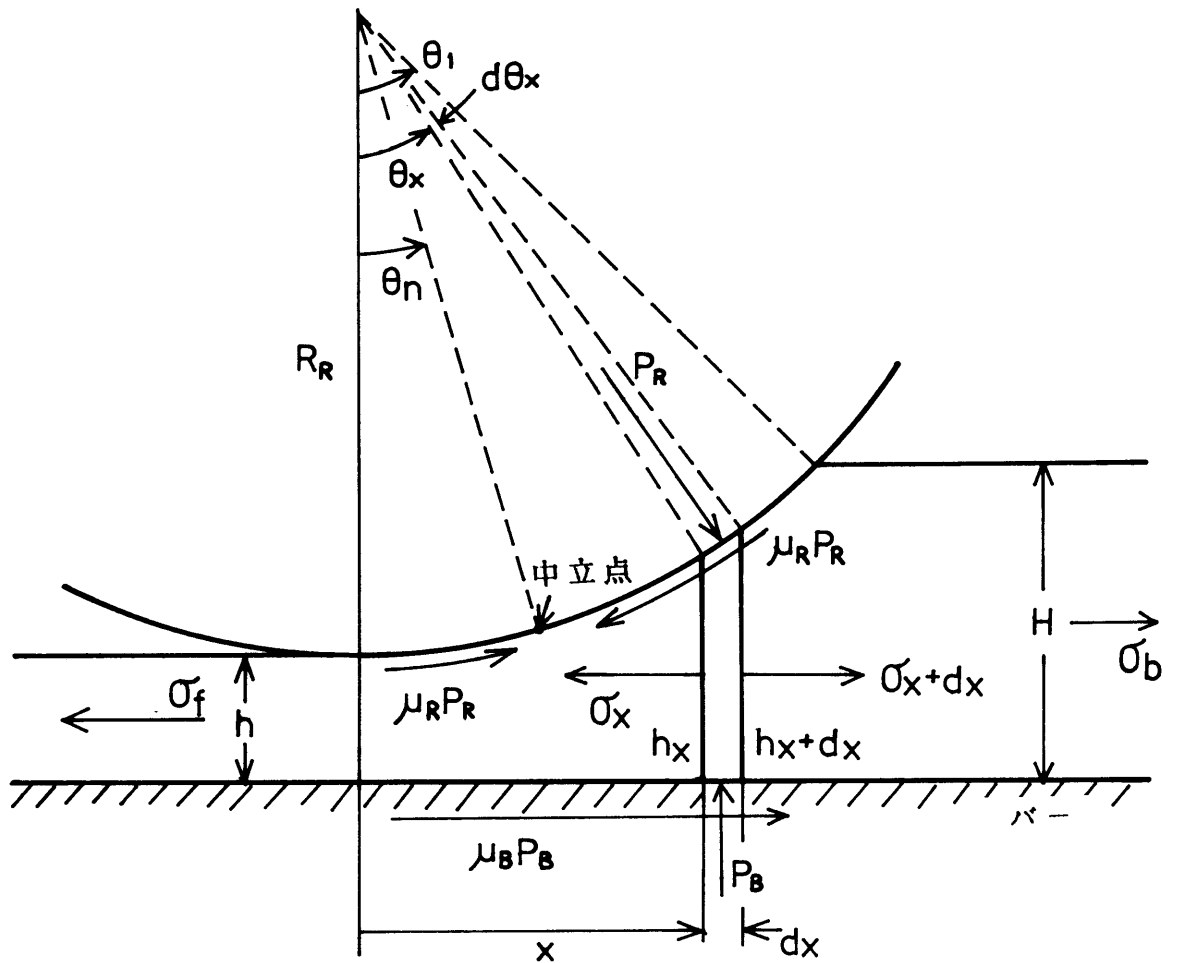
$$P^{out} = 1.15k_f \{1 - (\sigma_f/1.15k_f)\}$$

$$P^{in} = 1.15k_f h \{1 - (\sigma_f/1.15k_f)\} / H$$

$$P^n = 1.15k_f \{1 - (\sigma_f/1.15k_f)\} \exp\{2(\mu_R + \mu_B) R_R/h \tan^{-1}(R_R/b \cdot \theta_n)\} \quad (10)$$

$$\therefore P = 1.15k_f \cdot D_B \sin(\phi/2) \cdot 2R_R(H-h) \cdot Q_P$$

$$Q_P = R_R / \{1.15k_f \cdot 2R_R(H-h)\} \cdot \{ \theta_n (P^{out} + P^{in})/2 + (\theta_1 - \theta_n) (P^{in} + P^n)/2 \}$$



ロール・バー-圧力
 $P_R = P_B$

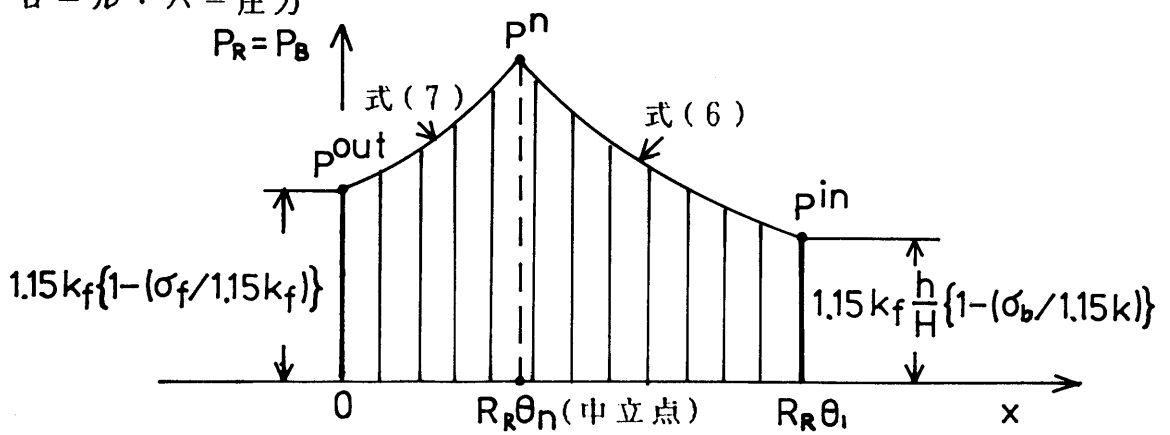


図 A p. 2-2 圧力分布

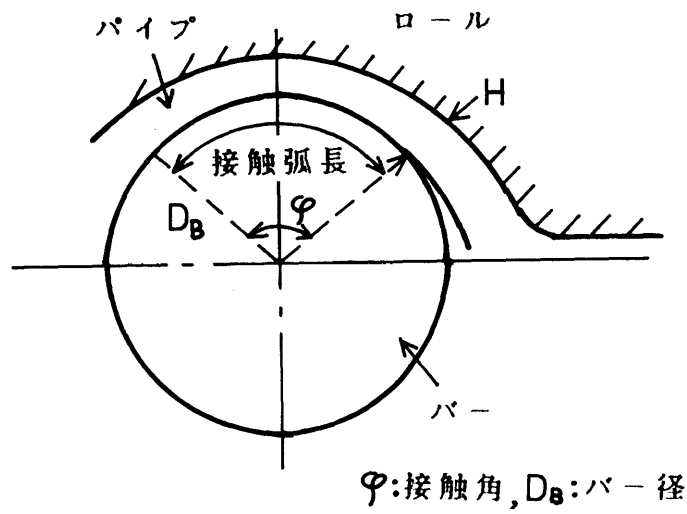


図 A p. 2-1 出側での断面図

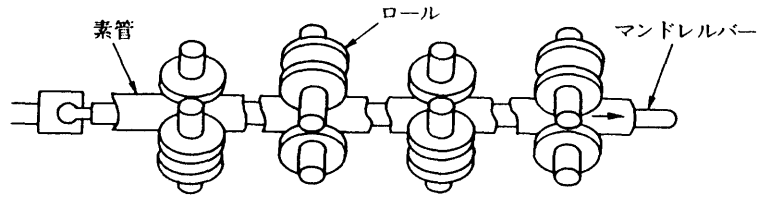


図 4-1 マンドレルミル概略図

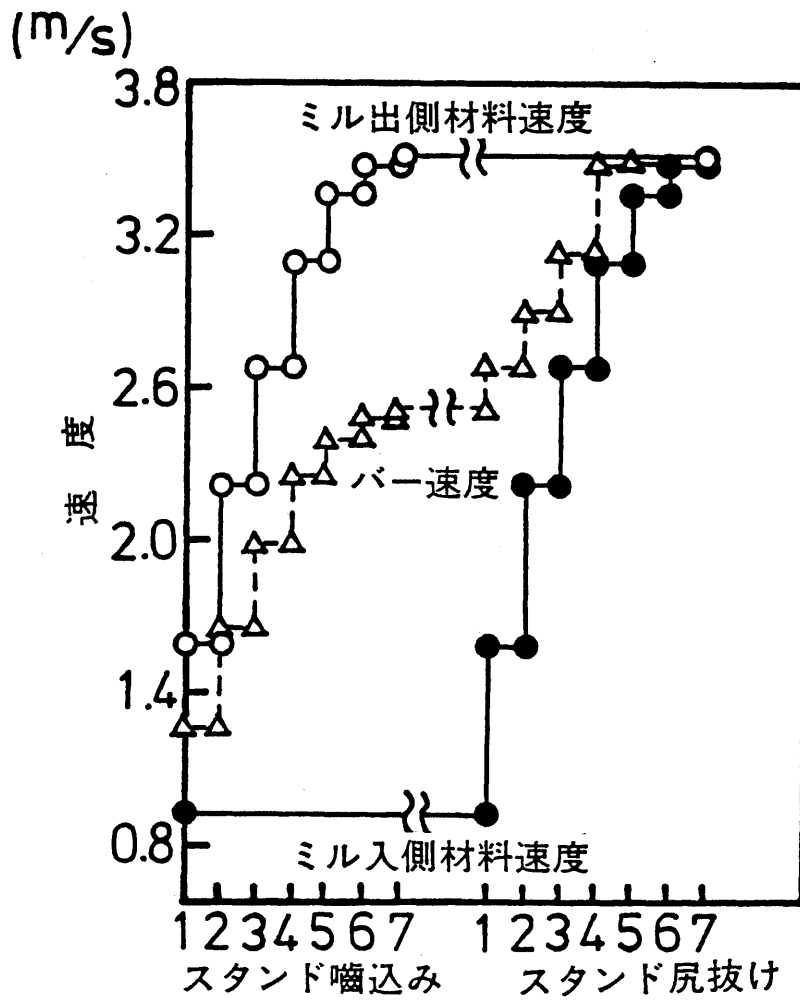


図 4-2 先端部噛込み時と後端部尻抜け時のバー速度変化

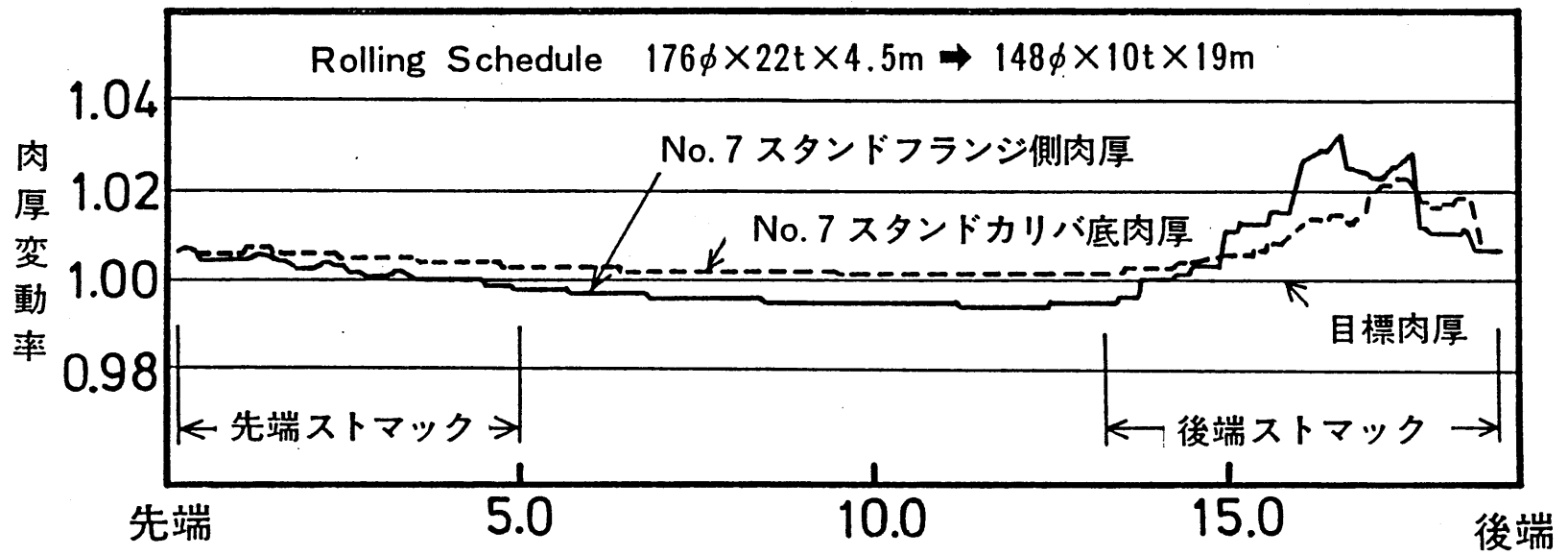
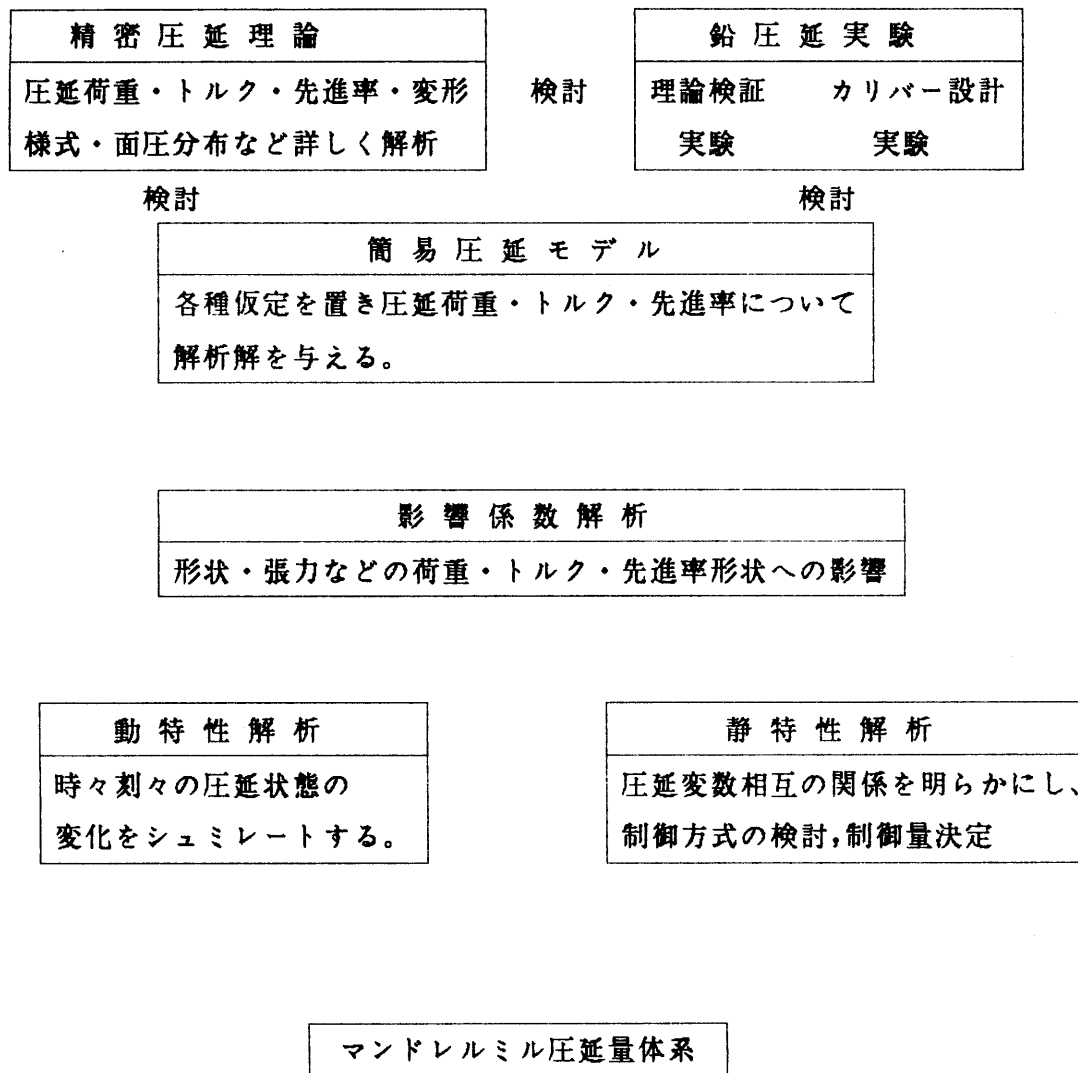


図 4-3 フルフロート・マンドレルでの先端・後端部ストマック発生状況解析

研究フロー



実機への適用

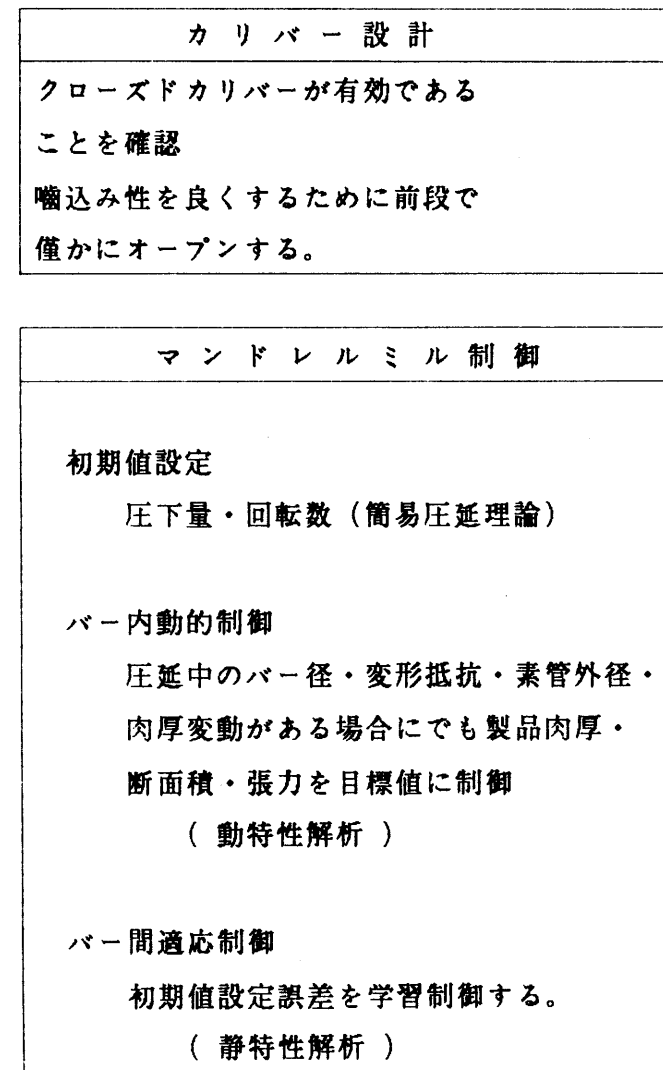


図 4-4 マンドレルミル圧延に関する研究フロー

表 4-1

3 スタンドマンドレルMPM連続圧延機

鉛管素材寸法	MAX 36 x 5 x 1800
圧延荷重	MAX 5 Ton
圧延速度	7-70 mm/s
スタンド間張力	MAX 200 Kg
スタンド剛性	5-20 Ton/mm
ロールフランジ径	100 mm
ロール間隔	380 mm
バー荷重	MAX 2 Ton
バー速度	3-30 mm/s
バーストローク	3 m
速度制御	#2, #3, ロール回転数, バー速度
压下制御	#2 スタンド

表 4-2 鉛圧延実験測定項目

測定項目	方法
圧延荷重	ロードセル 3スタンド (上下別々)
圧延トルク	トルクセル " "
スタンド間張力	ロールショック部 ロードセル埋込 3スタンド
モータ回転数	パルス方式 3スタンド
バー拘束荷重	ロードセル
バー速度	回転計
材料速度	接触式 (入側, スタンド間 (2), 出側)

表 4-3 実験に用いたロール孔形状

スタンド No	Dmm	R ₁ mm	R ₂ mm	G/2	E	γ	θ
No 1	14.25	16.73	33.75	1.13	1.35	6	44°
No 2	14.71	15.72	32.63	0.39	0.62	6	44°
No 3	14.26	15.27	32.06	0.39	0.62	7	42°
No 4	14.20	14.65	30.94	0.39	0.06	7	42°
No 5	14.13	14.47	30.38	0.28	0.06	7	38°
No 6	14.12	14.40	29.25	0.28	0	6	30°
No 7	14.12	14.40	29.25	0.28	0	6	30°
No 8	14.35	14.63	29.25	0.28	0	6	0°

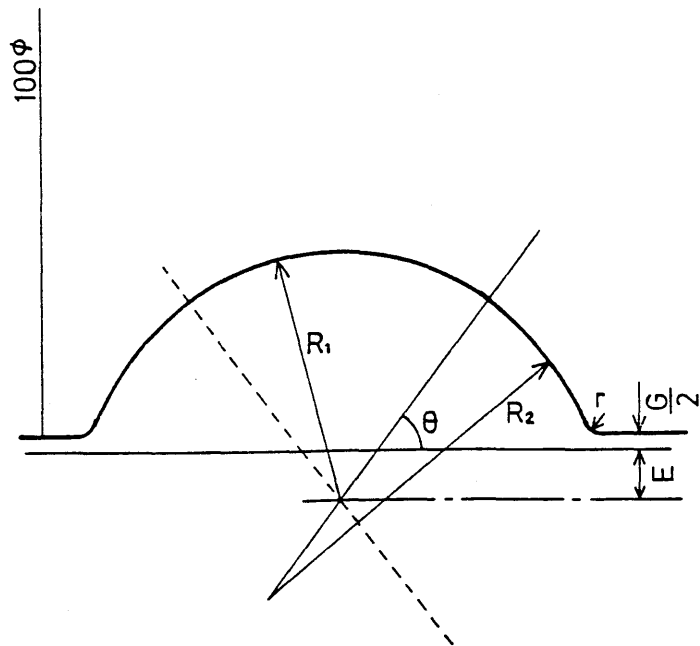


表 4-4 各スタンドのロール回転速度

張力状態	圧縮	基準	引張り
#1 ロール周速 (mm/s)	25.0	25.0	25.0
#2 ロール周速 (mm/s)	27.1	30.0	33.5
バ 径 : 25.6 , ギャップ : 1.24			
素管寸法 : 35.2 x 4.1 x 1200			

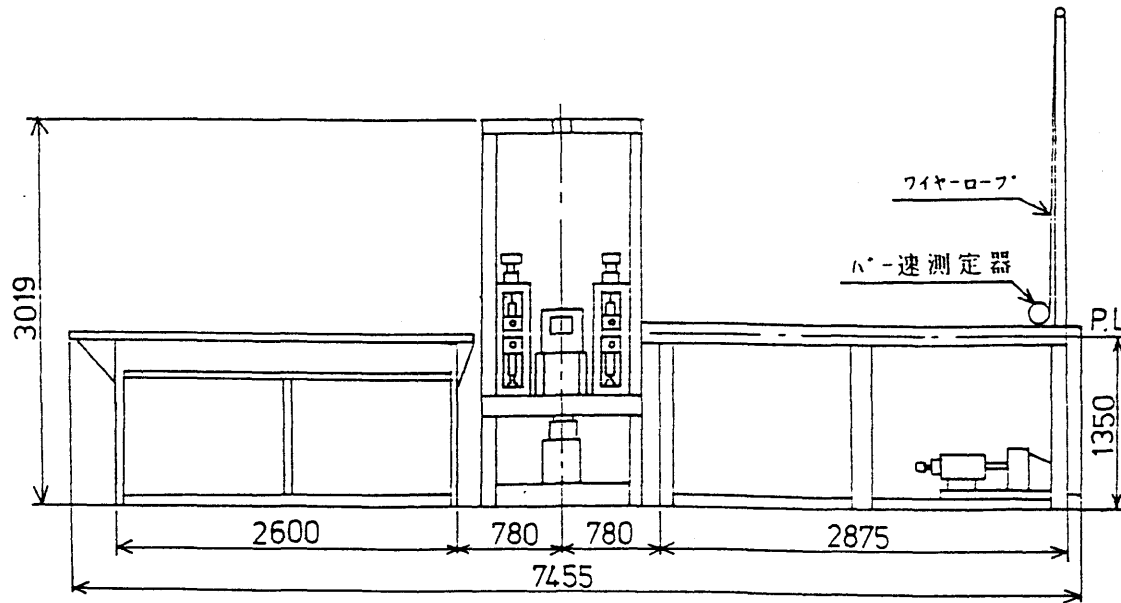
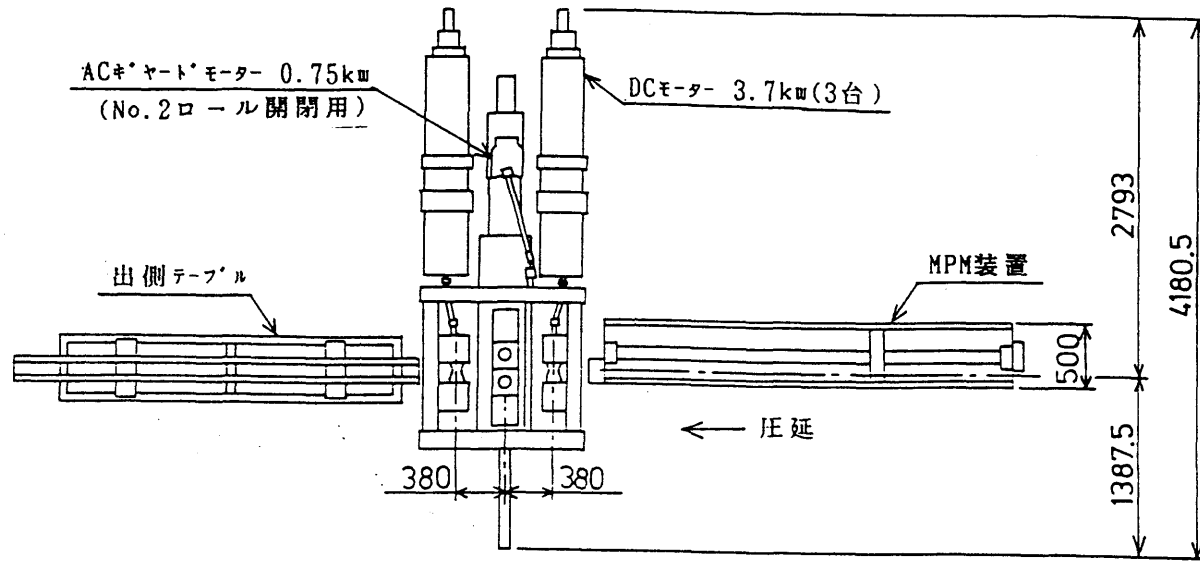


図 4-5 3 スタンド鉛実験圧延機

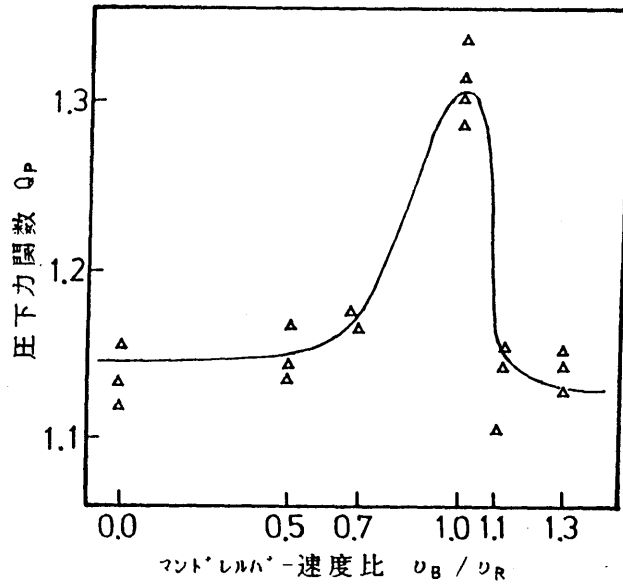


図 4-6 圧延負荷に与えるマンドレルバー速度の影響

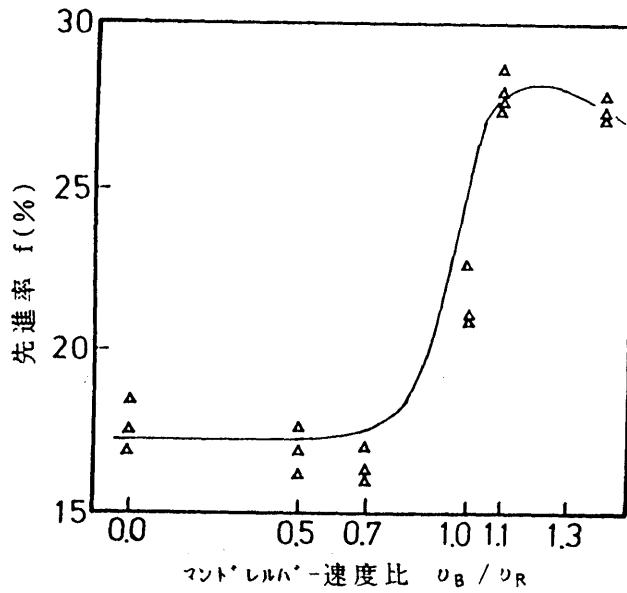


図 4-7 マンドレルバー速度の先進率に与える影響

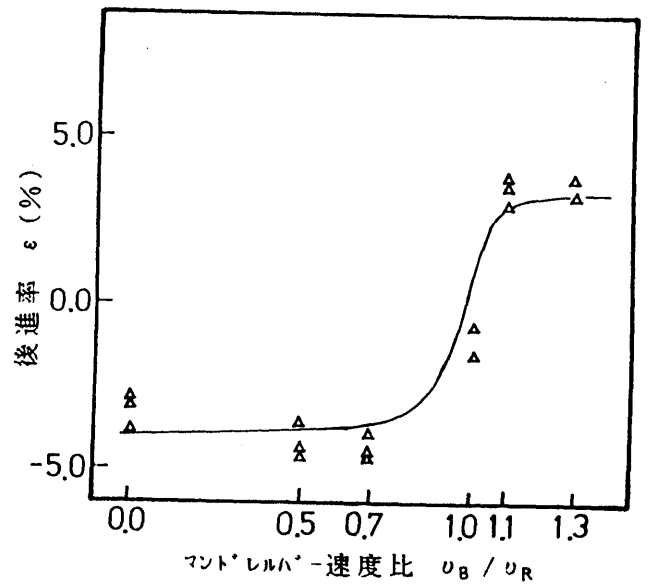


図 4-8 マンドレルバー速度の後進率に与える影響

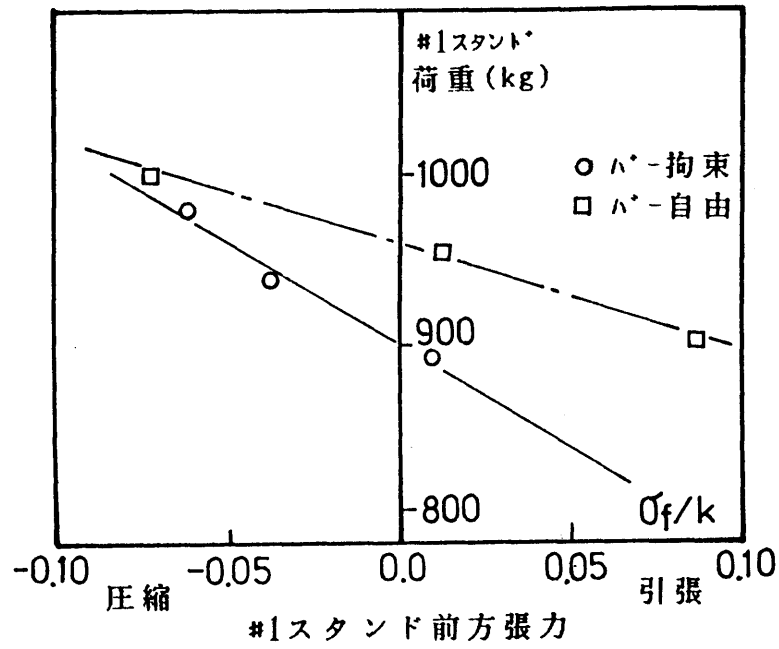


図 4-9 前方張力の圧延荷重に与える影響

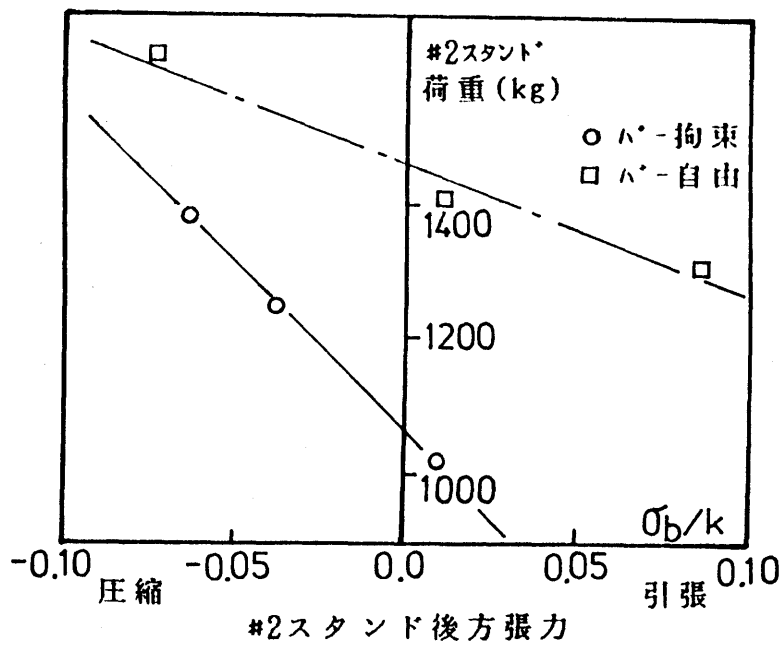


図 4-10 後方張力の圧延荷重に与える影響

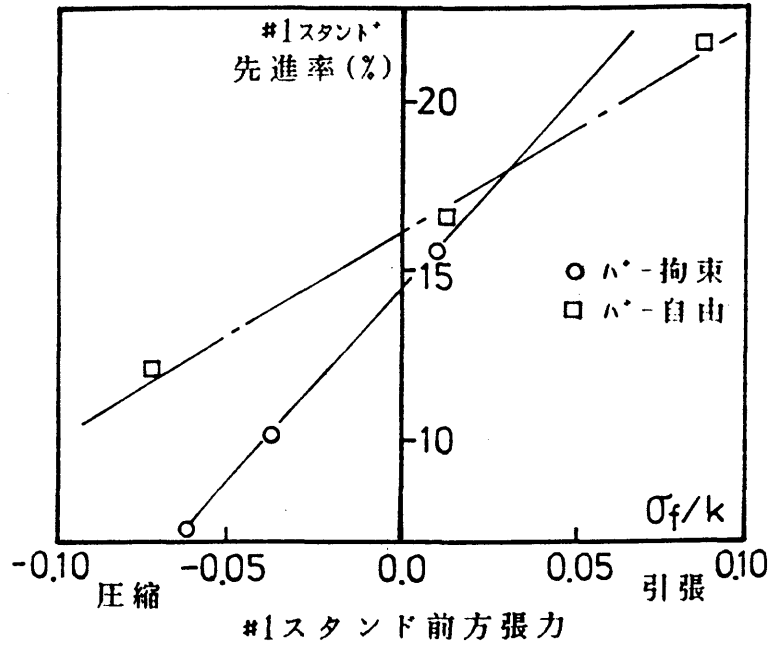


図 4-11 前方張力の先進率に与える影響

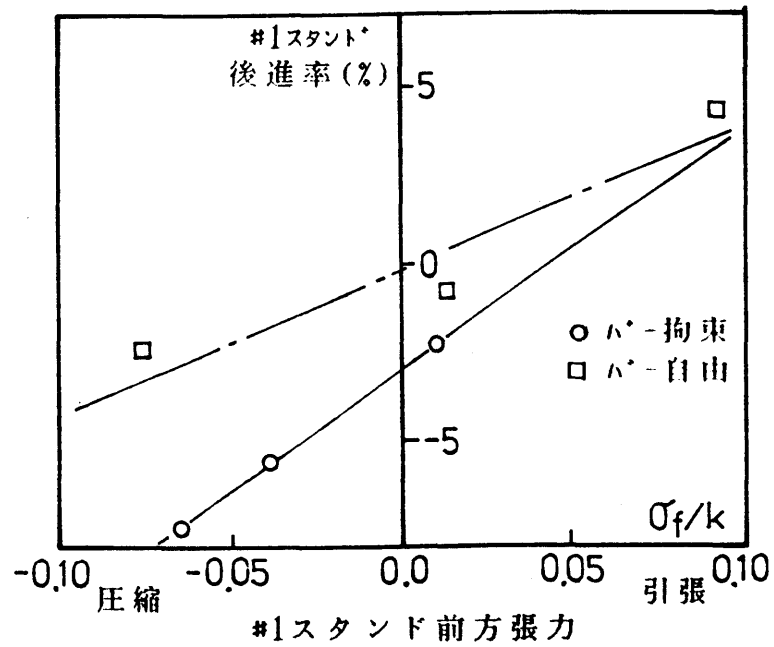


図 4-12 前方張力の後進率に与える影響

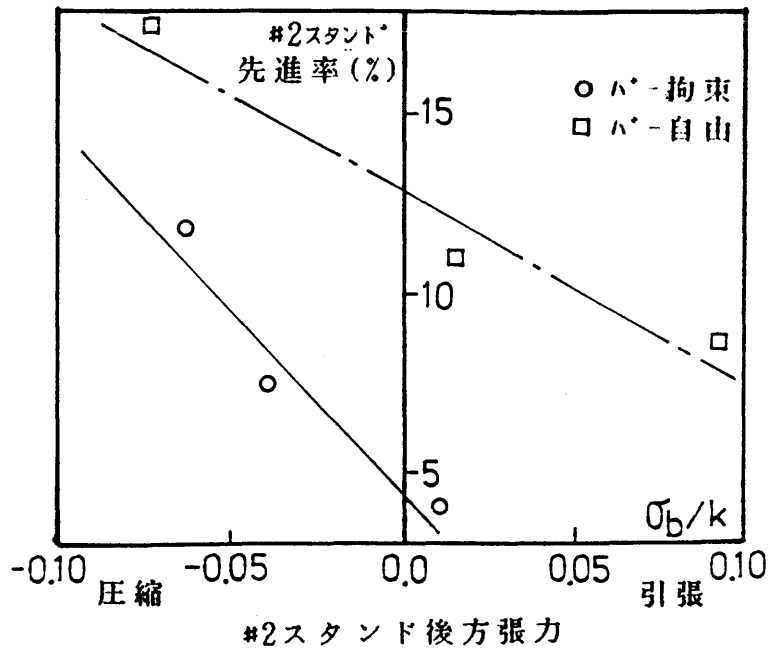


図 4-13 後方張力の先進率に与える影響

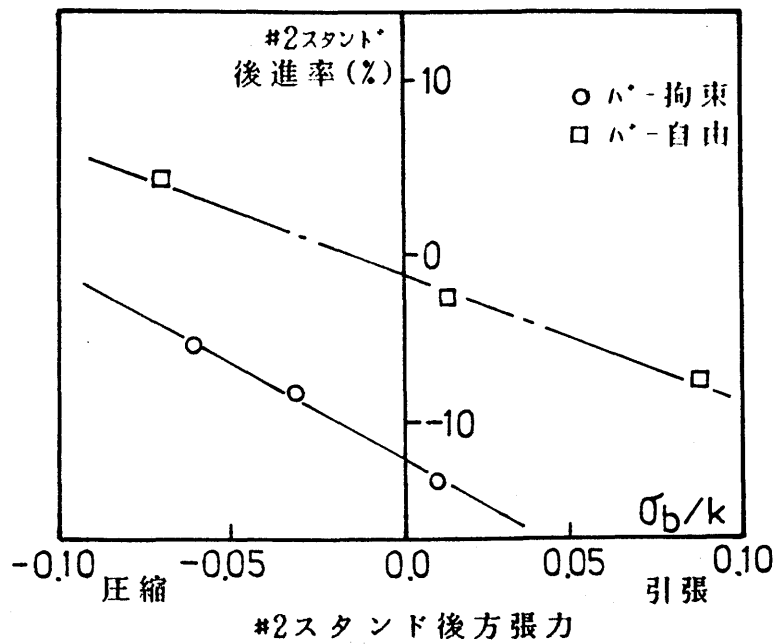


図 4-14 後方張力の後進率に与える影響

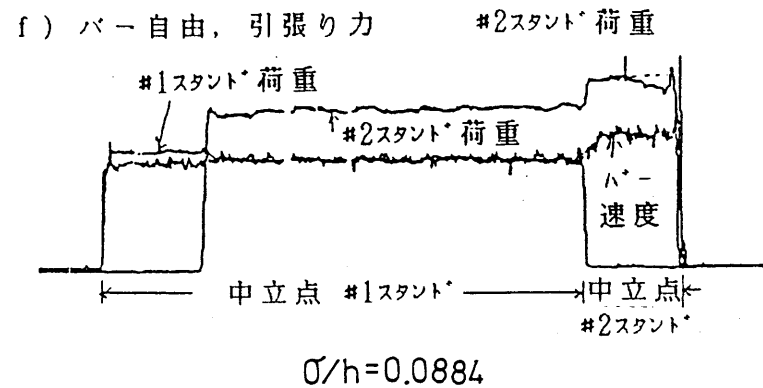
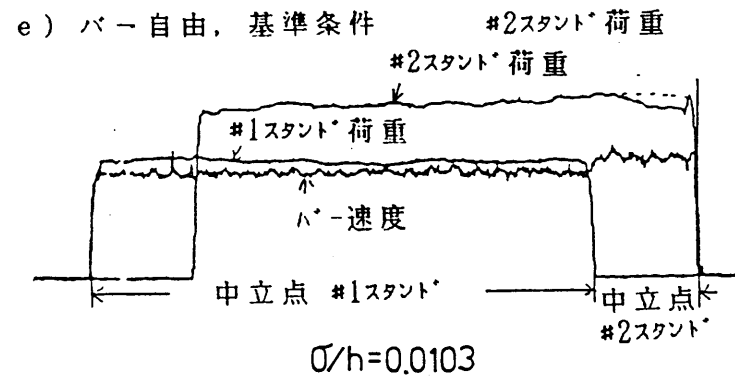
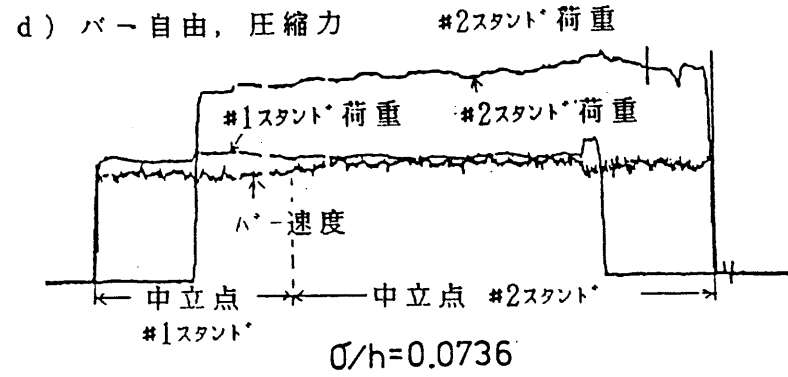
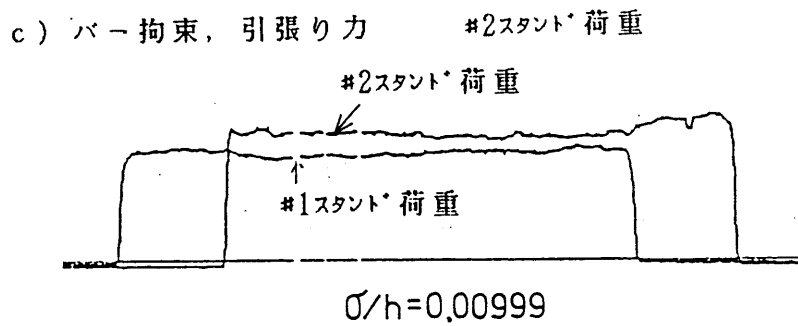
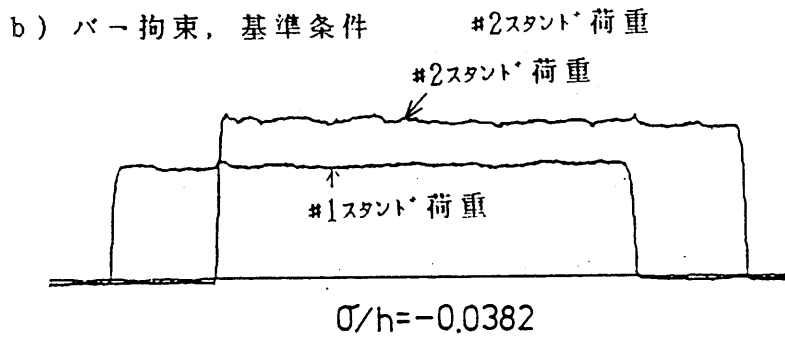
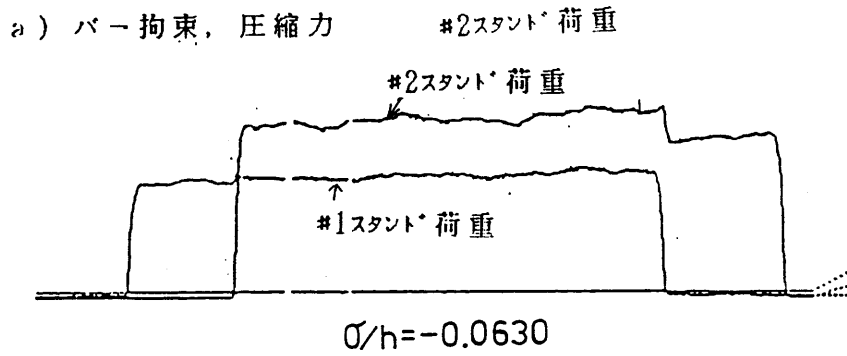
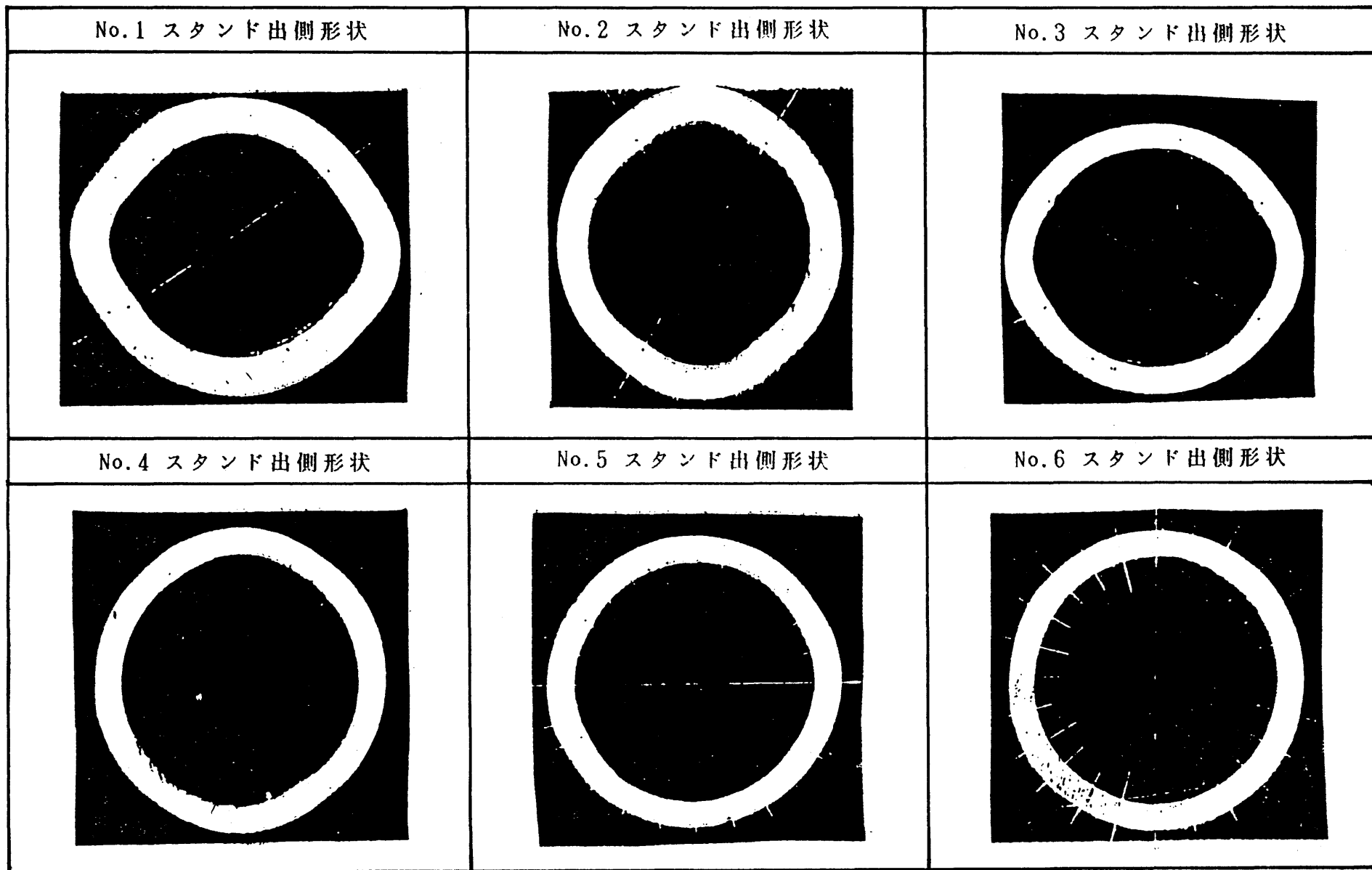
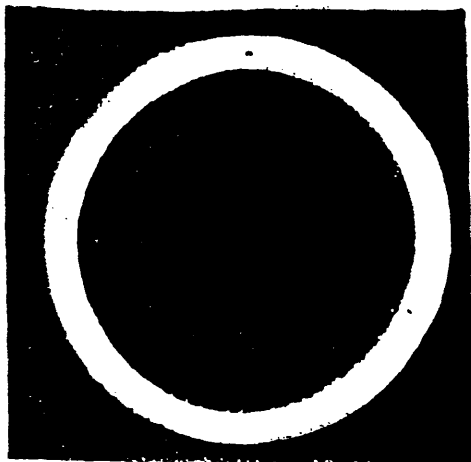


図 4-15 2 スタンド 圧延中の圧延負荷変動

写真 4-1 鉛圧延実験 各スタンド出側の断面形状



No.7 スタンド出側形状



No.8 スタンド出側形状

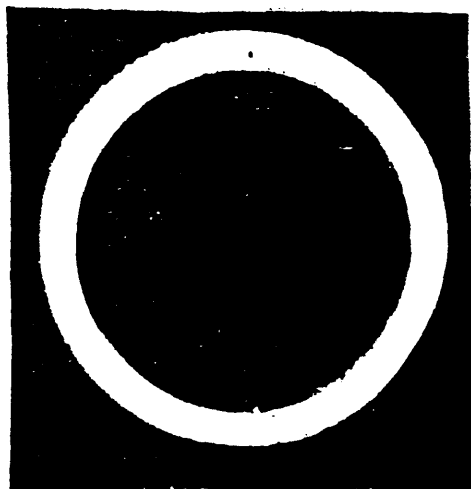


表 5-5 記号

R_o : パイプ外半径	l_{cr} : ロールとの圧延方向接触孤長
R_i : パイプ内半径	l_{cb} : バーとの圧延方向接触孤長
θ : カリバー底からの周方向角度	θ_{cr} : ロールとの周方向接触角
	θ_{cb} : バーとの周方向接触角
ϕ : ロール出側からの圧延方向角度	$\tau_{R\theta}, \tau_{RX}$: ロールと材料間の摩擦応力
	$\tau_{B\theta}, \tau_{BX}$: バーと材料間の摩擦応力
α : 嚙込角	$\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_X, \tau_{r\theta}, \tau_{rX}, \tau_{\theta X}$: 応力
R_b : バー径	$\epsilon_r, \epsilon_\theta, \epsilon_X, \gamma_{r\theta}, \gamma_{rX}, \gamma_{\theta X}$: ひずみ
R_r : ロール半径	$d\sigma_r, d\sigma_\theta, d\sigma_X, d\tau_{r\theta}, d\tau_{rX}, d\tau_{\theta X}$: 応力増分
t : 肉厚	$d\epsilon_r, d\epsilon_\theta, d\epsilon_X, d\gamma_{r\theta}, d\gamma_{rX}, d\gamma_{\theta X}$: ひずみ増分
R : 管半径	k_T : せん断変形抵抗
η : 外面角	r, θ, x : 半径方向・周方向・圧延方向座標
P_r : ロール面圧	σ_f, σ_b : 前方張力, 後方張力
P_B : バー面圧	i, j : 圧延方向・周方向メッシュ番号
du_r, du_θ, du_x : 半径方向・周方向・圧延方向変位増分	
$\Delta u_{RX}, \Delta u_{R\theta}$: ロールと材料との圧延方向・周方向変位増分差	
$\Delta u_{BX}, \Delta u_{B\theta}$: バーと材料との圧延方向・周方向変位増分差	
μ_R, μ_B : ロール及びバーとの摩擦係数	

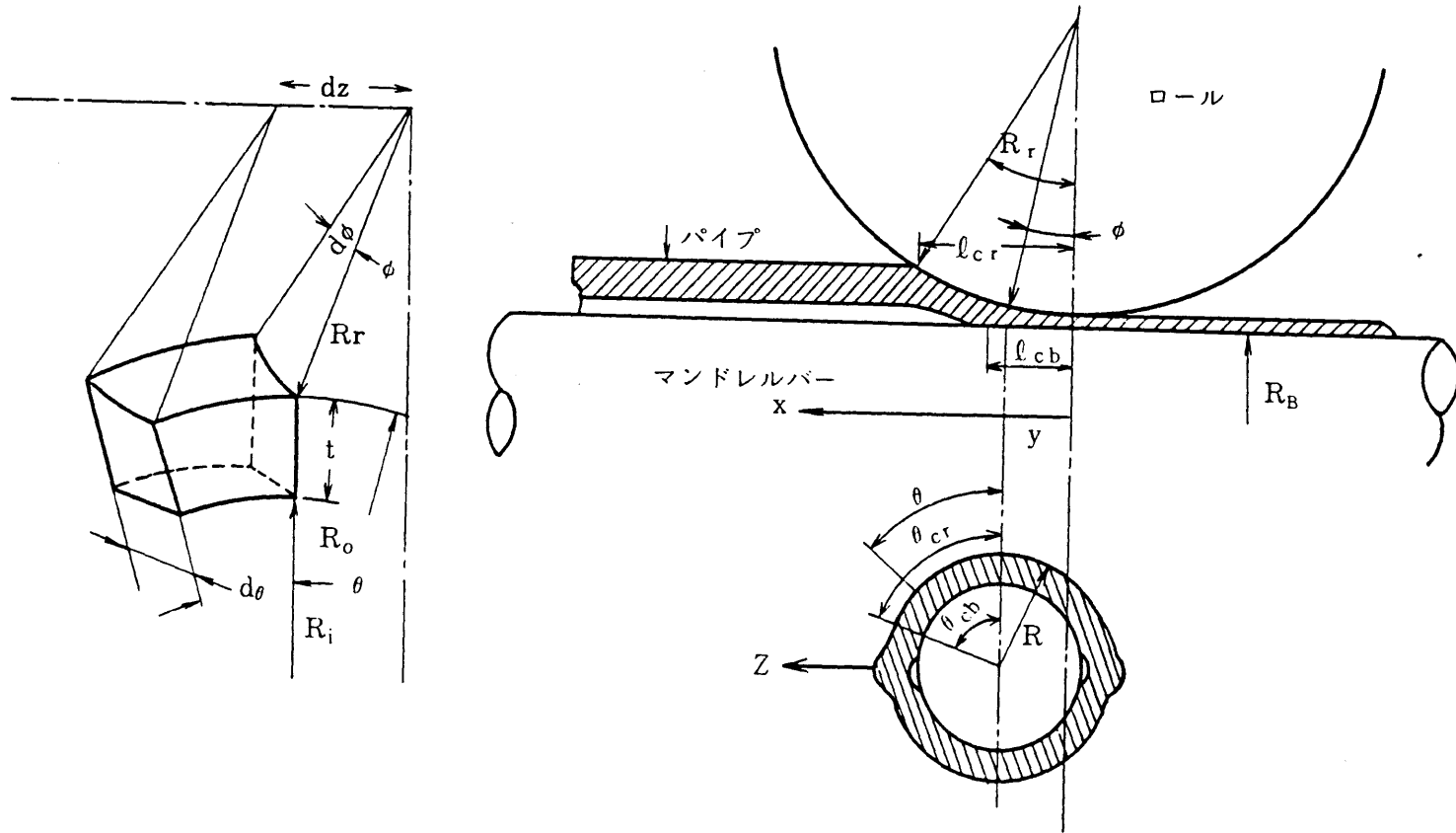


図 4-16 座標系

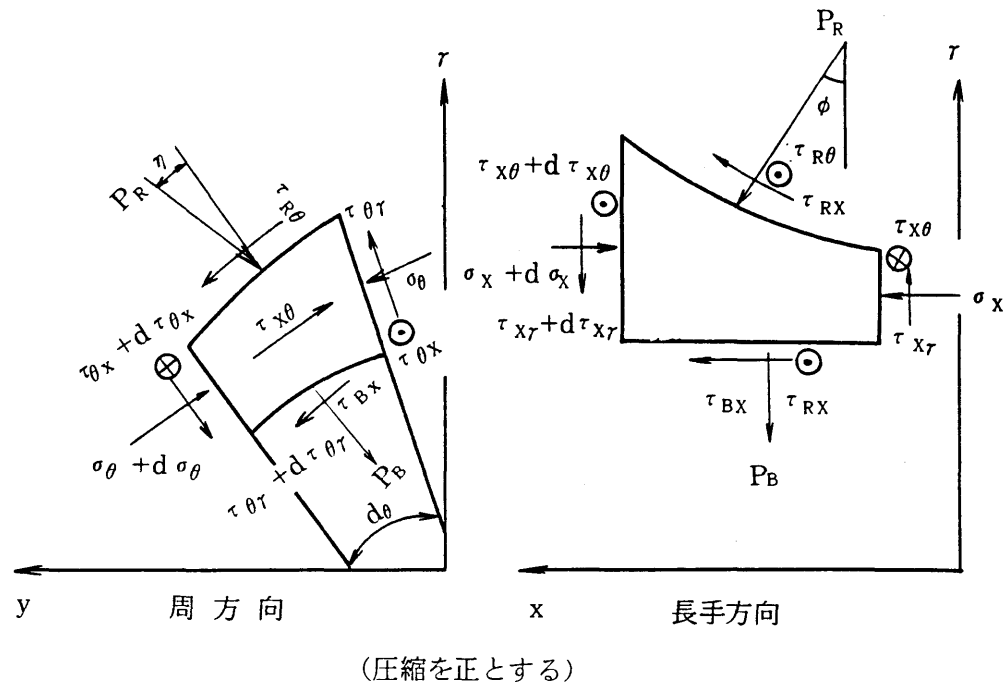
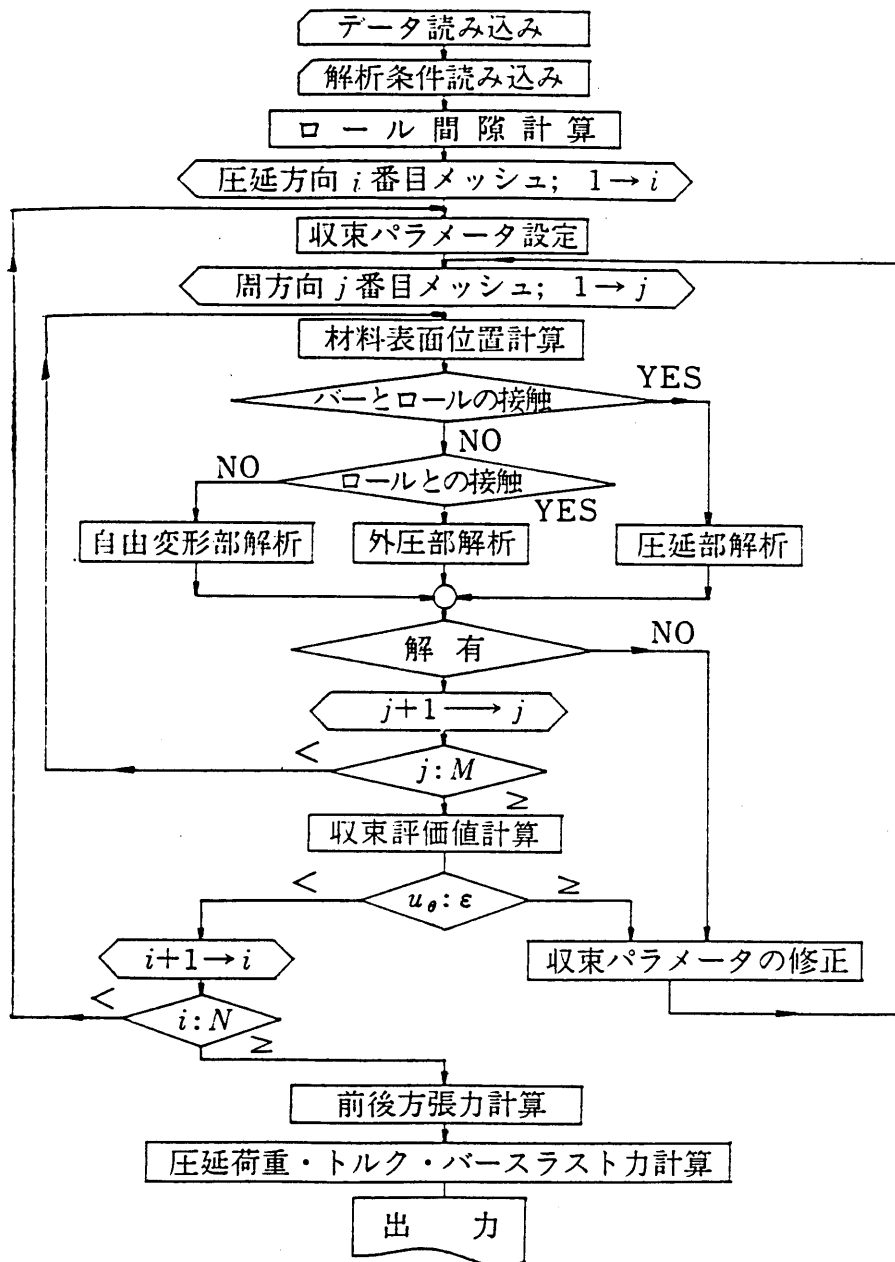


図 4-17 応力の定義

表 4-6 各領域での方程式と未知数

	仮定	未知数		式		
圧延部 (a)	$\tau_{r\theta} = 0$	t, R	2	$R, t, d\epsilon_r, dU$	カリバー形状, バー径より決定	4
	$d\tau_{r\theta} = 0$	$\sigma_x, \sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{x\theta}, \tau_{rx}$	5	釣合式	式(1), (2), (3)	3
	$\tau_{rx} = \frac{1}{2}(\tau_{RX} - \tau_{BX})$	$d\lambda, d\epsilon_x, d\epsilon_r, d\epsilon_\theta, dr_{x\theta}, dr_{rx}$	6	摩擦力	式(4), (5), (6), (7)	4
	$\sigma_r = \frac{1}{2}(P_B + P_R)$	$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x}, \frac{\partial \sigma_r}{\partial x}, \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial x}, \frac{\partial \tau_{x\theta}}{\partial x}, \frac{\partial \tau_{rx}}{\partial x}$	5	応力-ひずみ増分式; $\tau_{r\theta}$ の式を除いた(8)式		5
	$\frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial x} = 0$	$\frac{\partial \sigma_x}{\partial \theta}, \frac{\partial \sigma_r}{\partial \theta}, \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta}, \frac{\partial \tau_{x\theta}}{\partial \theta}, \frac{\partial \tau_{rx}}{\partial \theta}$	5	ひずみ-変位増分式; 式(9), (10), (13)		3
	$\frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} = 0$	dU_r, dU_θ, dU_x	3	降伏条件	式(15)	1
		P_R, P_B	2	仮定より	$\tau_{rx} = \frac{1}{2}(\tau_{RX} - \tau_{BX}), \sigma_r = \frac{1}{2}(P_B + P_R)$	2
		$\tau_{RX}, \tau_{R\theta}, \tau_{BX}, \tau_{B\theta}$	4	応力偏微分式		
				$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} = (\sigma_{xij} - \sigma_{i+1j})/dx, \dots, \dots$ (ただし, $\tau_{r\theta}$ の偏微分)		10
				$\frac{\partial \sigma_x}{\partial \theta} = (\sigma_{xij} - \sigma_{xij-1})/d\theta, \dots, \dots$ (は除く)		
			計		計	32
外圧部 (b)	$\tau_{r\theta} = 0$	t, R	2	$t_{ij} = t_{i-1j}/\exp(d\epsilon_{r,ij}), R_{ij} = R_{i-1j} - \frac{t_{ij}}{2}$		2
	$d\tau_{r\theta} = 0$	$\sigma_x, \sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{x\theta}, \tau_{rx}$	5	$dU_{r,ij} = R_{ij} - R_{i-1j}, d\epsilon_{xij} =$ 圧延部と同じ値		2
	$\sigma_r = \frac{1}{2}P_R$	$d\lambda, d\epsilon_x, d\epsilon_r, d\epsilon_\theta, dr_{x\theta}, dr_{rx}$	6	釣合式	式(2), (3), (16)	3
	$\frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial x} = 0$	$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x}, \frac{\partial \sigma_r}{\partial x}, \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial x}, \frac{\partial \tau_{x\theta}}{\partial x}, \frac{\partial \tau_{rx}}{\partial x}$	5	摩擦力	式(4), (5)	2
	$\frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} = 0$	$\frac{\partial \sigma_x}{\partial \theta}, \frac{\partial \sigma_r}{\partial \theta}, \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta}, \frac{\partial \tau_{x\theta}}{\partial \theta}, \frac{\partial \tau_{rx}}{\partial \theta}$	5	応力-ひずみ増分式; $\tau_{r\theta}$ の式を除いた(8)式		5
		dU_r, dU_θ, dU_x	3	ひずみ-変位増分式; 式(9), (10), (13)		3
		P_R	1	降伏条件	式(15)	1
		$\tau_{RX}, \tau_{R\theta}$	2	仮定より	$\sigma_r = \frac{1}{2}P_R$	1
				応力偏微分式		
				$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} = (\sigma_{xij} - \sigma_{xi-1j})/dx, \dots, \dots$ (ただし, $\tau_{r\theta}$ の偏微分)		10
			$\frac{\partial \sigma_x}{\partial \theta} = (\sigma_{xij} - \sigma_{xij-1})/d\theta, \dots, \dots$ (は除く)			
			計		計	29
フランジ部 (c)	$\tau_{xr} = 0$	t, R	2	$R_{ij} = R_{i-1j} + dU_r, dU_{xij}, d\epsilon_{xij} =$ 外圧部と同じ値		3
	$\frac{\partial \tau_{xr}}{\partial x} = 0$	$\sigma_x, \sigma_r, \tau_{r\theta}, \tau_{x\theta}$	4	$t_{ij} = t_{i-1j}/\exp(d\epsilon_{r,ij})$		1
	$\frac{\partial \tau_{xr}}{\partial \theta} = 0$	$d\lambda, d\epsilon_x, d\epsilon_r, d\epsilon_\theta, dr_{r\theta}, dr_{rx}$	6	$\sigma_{\theta ij} = \sigma_{\theta i-1j} \frac{\sin \theta_{ij}}{\sin \theta_{i-1j}}, \tau_{r\theta ij} = -\sigma_{\theta ij} \frac{\cos \theta_{ij}}{\sin \theta_{ij}}$		2
		$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x}, \frac{\partial \tau_{x\theta}}{\partial x}$	2	応力-ひずみ増分; τ_{xr} の式を除いた(8)式		5
		$\frac{\partial \sigma_x}{\partial \theta}, \frac{\partial \tau_{x\theta}}{\partial \theta}$	2	ひずみ-変位増分; 式(10), (12), (13)		3
		dU_r, dU_θ, dU_x	3	降伏条件	式(15)	1
				応力偏微分式		
			$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} = (\sigma_{xij} - \sigma_{xi-1j})/dx$ $\frac{\partial \tau_{x\theta}}{\partial x} = (\tau_{x\theta ij} - \tau_{x\theta i-1j})/dx$		2	
			$\frac{\partial \sigma_x}{\partial \theta} = (\sigma_{xij} - \sigma_{xij-1})/d\theta$ $\frac{\partial \tau_{x\theta}}{\partial \theta} = (\tau_{x\theta ij} - \tau_{x\theta ij-1})/d\theta$		2	
			計		計	19



N : 圧延方向分割数
 M : 周方向分割数
 ϵ : 収束を判定するための微小量

図 4-18 フローチャート

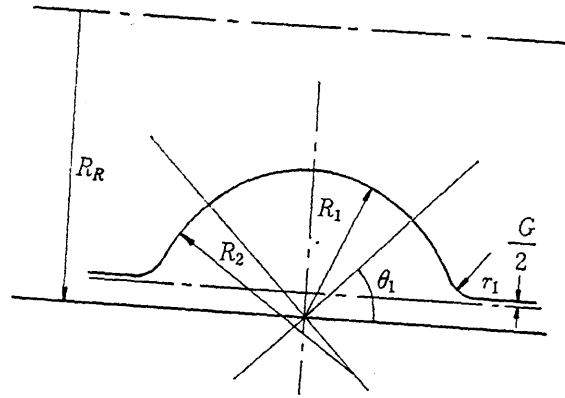
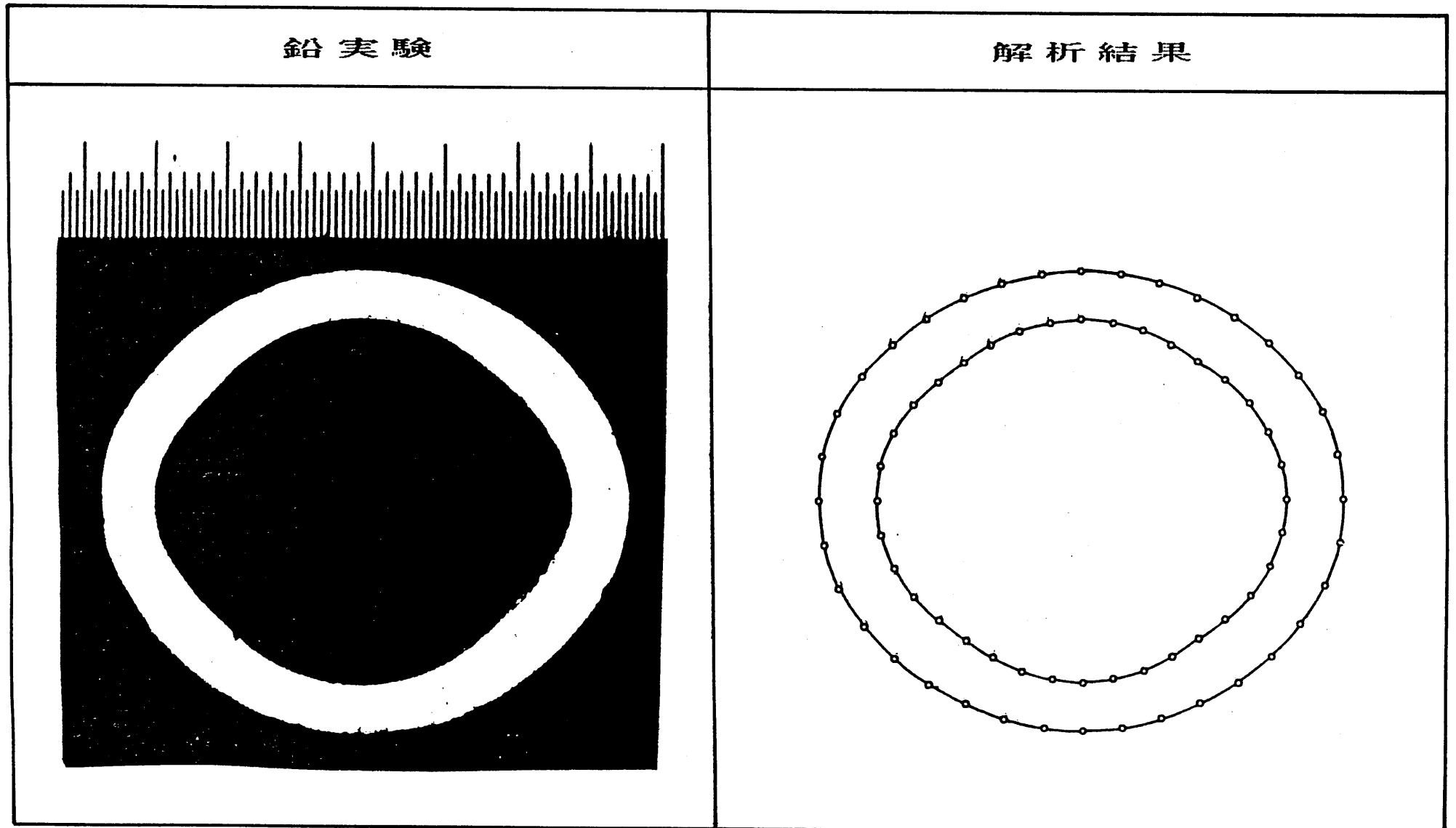


图 4-19 孔型形状

図 4-20 精密圧延理論による出側断面形状と鉛圧延実験結果との比較



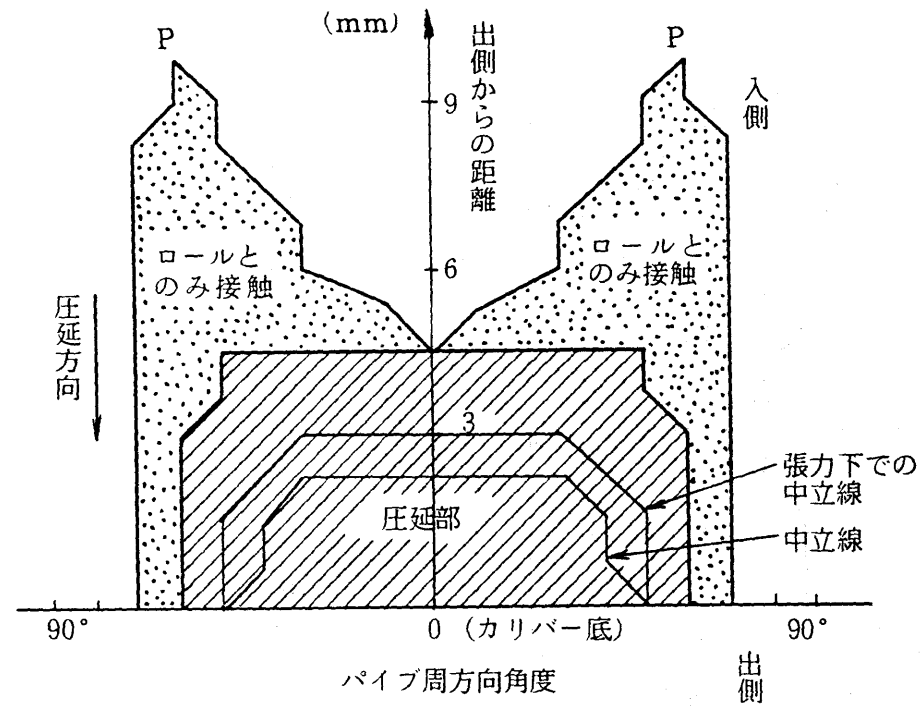


図 4-21 接触領域及び中立点分布

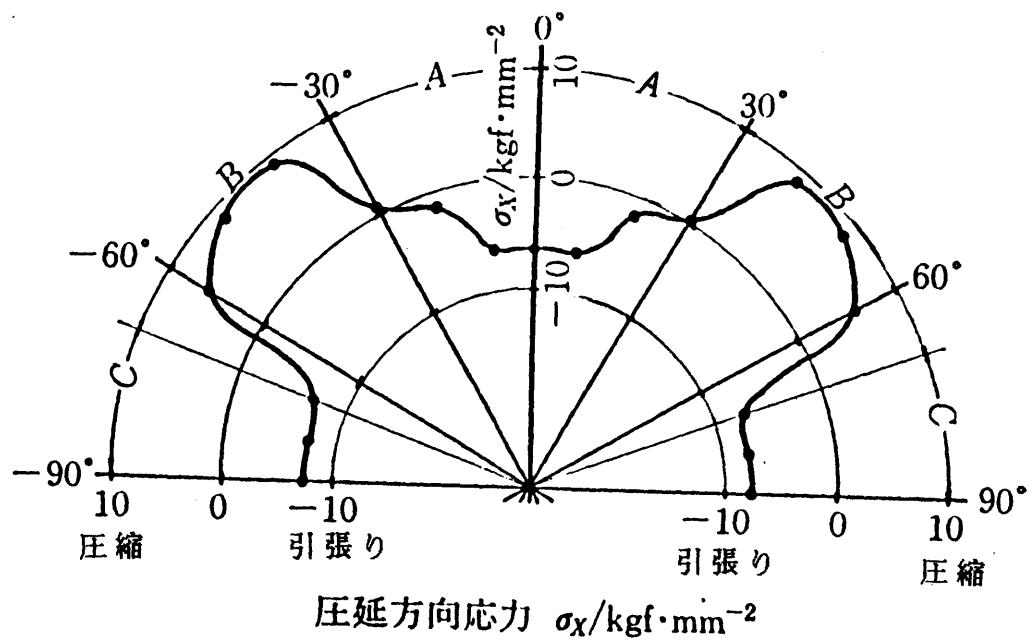


図 4 - 2 2 圧延方向応力 σ_x の周方向分布
(ロール出口近傍)

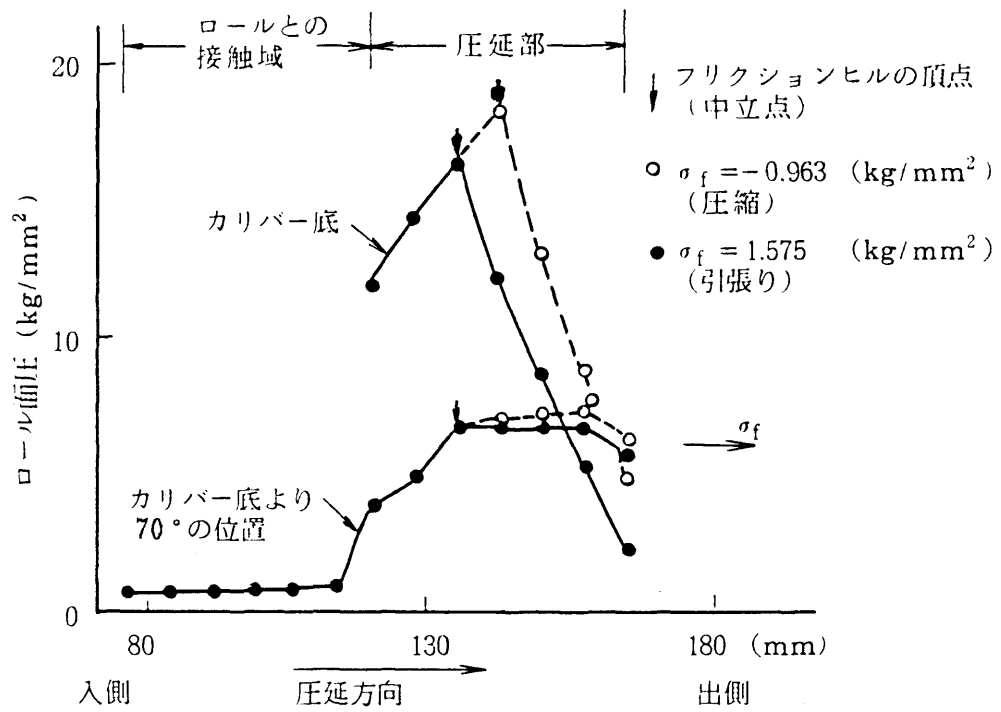


図 4-23 長手方向ロール面圧分布

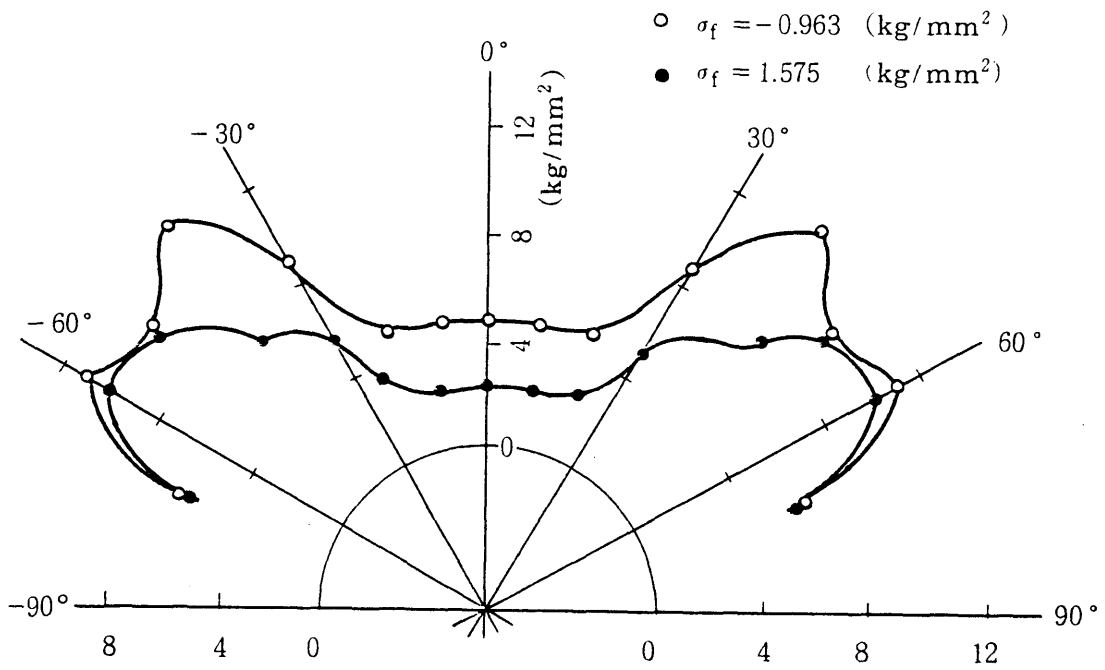


図 4-24 ロール面圧の周方向分布 (ロール出口近傍)

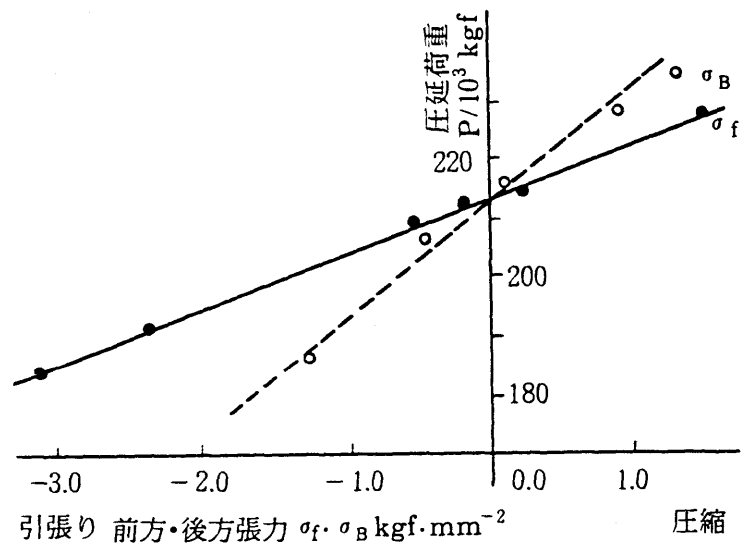


図 4-25 計算による前方・後方張力の圧延荷重への影響

記号	
A^i	ロール入側断面積
H_e^i	カリバー底肉厚
H_f^i	フランジ部肉厚
R_e^i	カリバー底外半径
R_f^i	フランジ部外半径
a^i	ロール出側断面積
h_e^i	カリバー底肉厚
h_f^i	フランジ部肉厚
r_e^i	カリバー底外半径
r_f^i	フランジ部外半径
U_i	ロール入側体積速度
u_i	ロール出側体積速度
v_i	ロール出側速度
R_i	等価ロール径
f_i	先進率
P_i	圧延荷重
K_i	ミル定数
N_i	回転数
S_r^i	圧下量
S_B^i	バー半径
v_B^i	バー速度
k_f^i	変形抵抗
σ_f^i	前方張力
σ_b^i	後方張力 ($i=1, \dots, n$)
i	スタンド番号
n	全スタンド数
v_0	ミル入側材料速度
H_0	素管肉厚
R_0	素管外半径
σ_b	ミル入側張力
σ_f	ミル出側張力
$\sigma_{i,i+1}$	No. i —No. $i+1$ スタンド間張力

表 4-7 解析に用いた記号

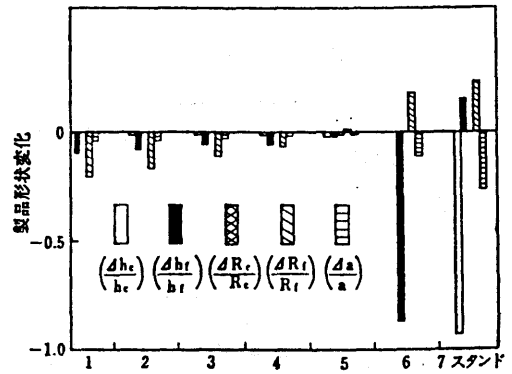


図 4-28 各スタンドバー径変化 ($\Delta S_B^i/h_c^i=1$) の製品形状への影響

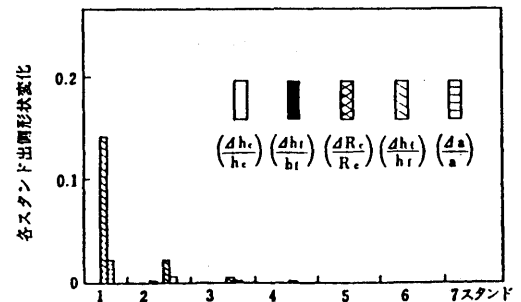


図 4-29 素管外半径変化 ($\Delta R_0/R_0=1$) の各スタンド出側形状への影響

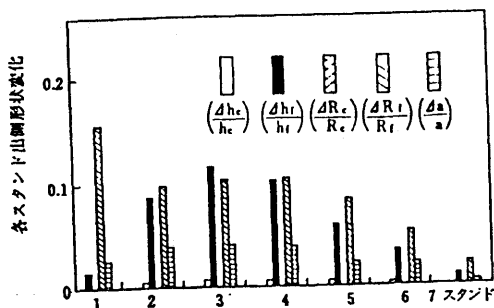


図 4-26 素管外半径変動 ($\Delta R_0/R_0=1$) の各スタンド出側形状への影響

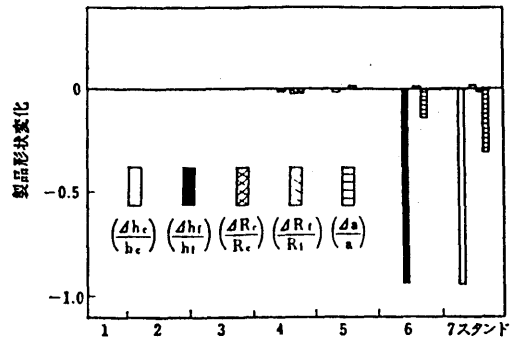


図 4-30 各スタンドバー径変化 ($\Delta S_B^i/h_c^i=1$) の製品形状への影響

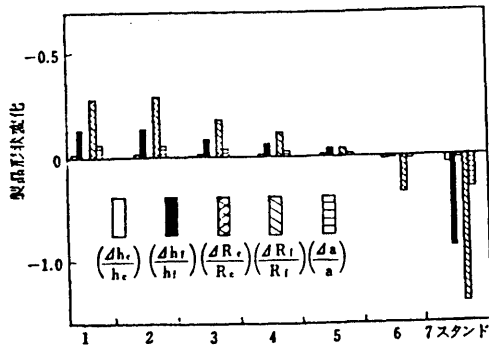


図 4-27 各スタンド回転数変化 ($\Delta N_i/N_i=1$) の製品形状への影響

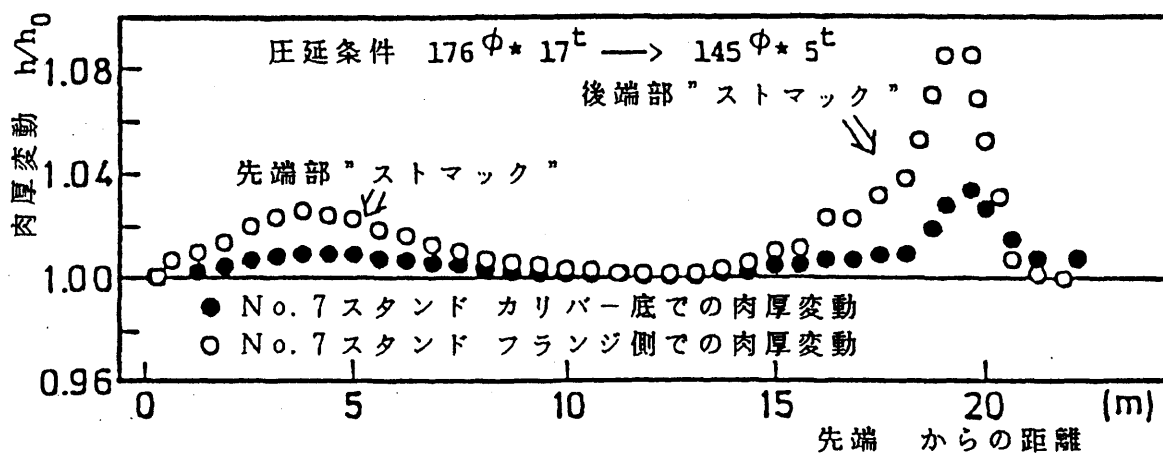


図 4-31 フルフロート・マンドレルミルでの肉厚変動

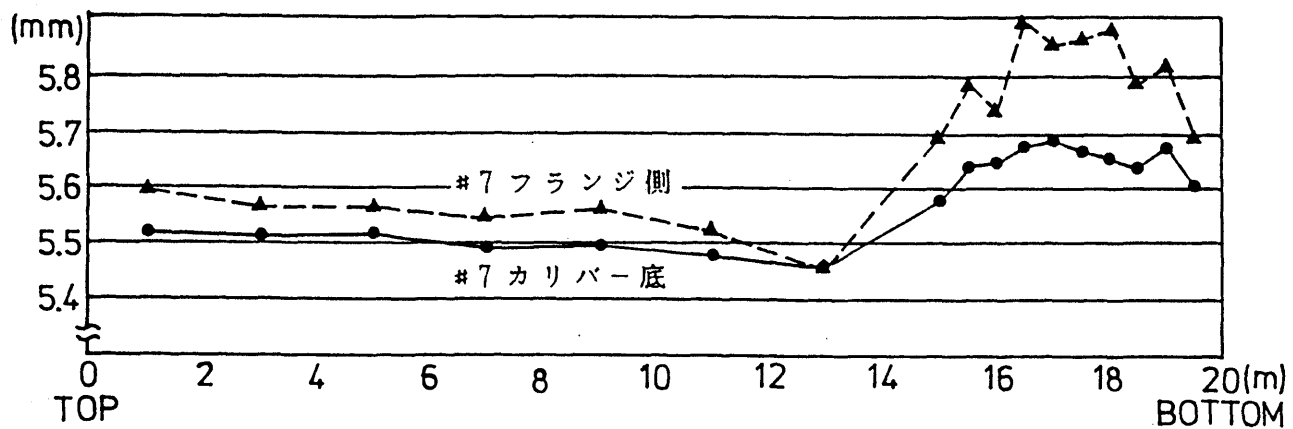


図 4-32 実機フルフロート・マンドレルミルでの肉厚変動

マンド寸法. $\Phi 148 \times 5.5t \times 20.4m$

バー径 $\Phi 133$

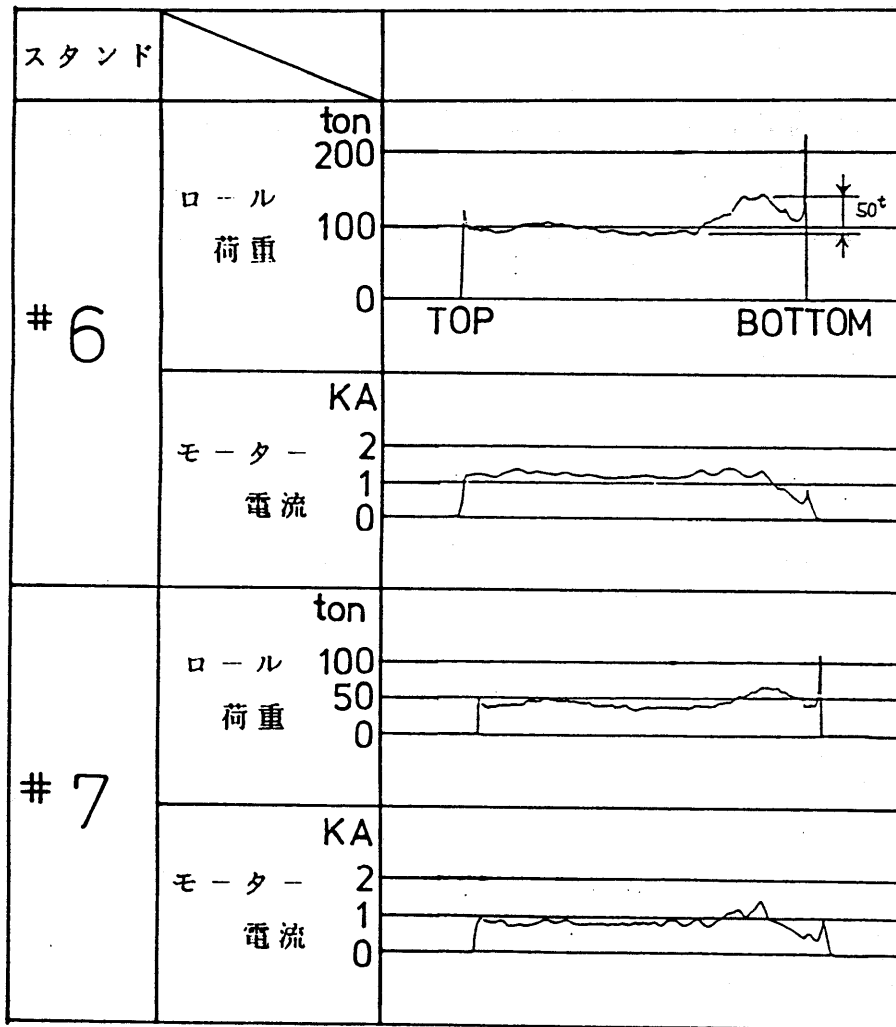


図 4-33 実機フルフロート・マンドレルミルでの
圧延荷重, モーター電流値の変動

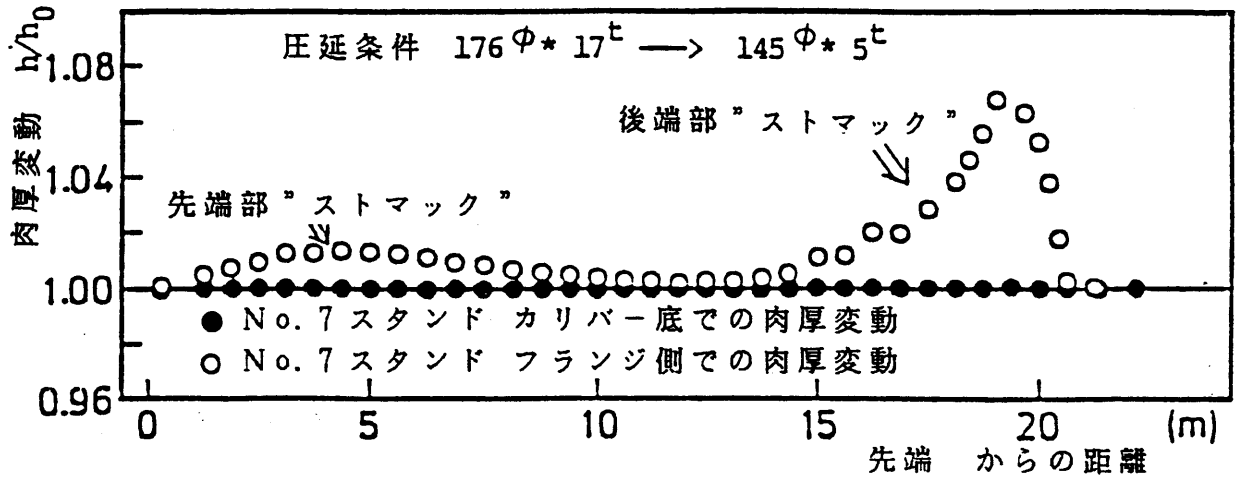


図 4-34 ミル剛性制御した場合のフルフロート・マンドレルミルでの肉厚変動

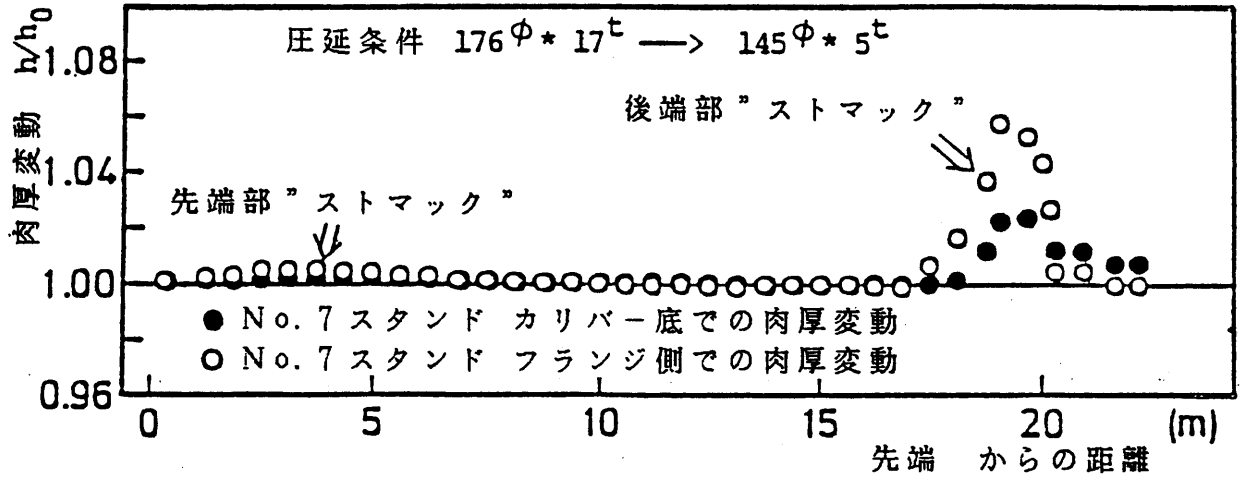


図 4-35 セミフロート・マンドレルミルでの肉厚変動

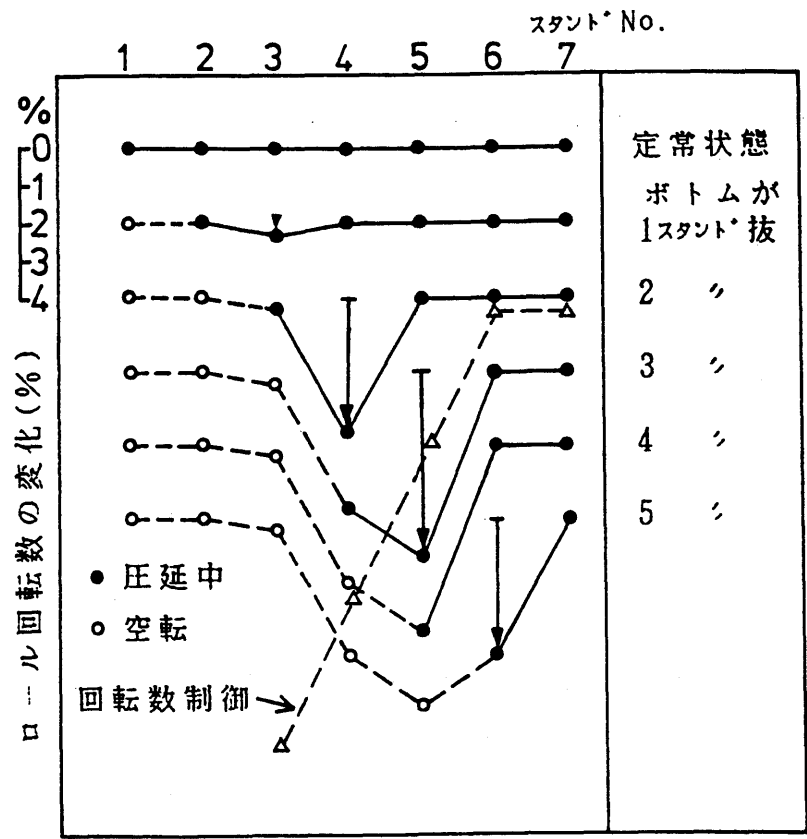


図 4-36 理想的回転数制御パターン，及び
実機での回転数制御パターン

マンド寸法. $\Phi 148 \times 5.5t \times 20.4m$

コントロール. 3STD 4 5

バー径 $\Phi 133$

2STD抜.

-12% -8 -4 回転数減

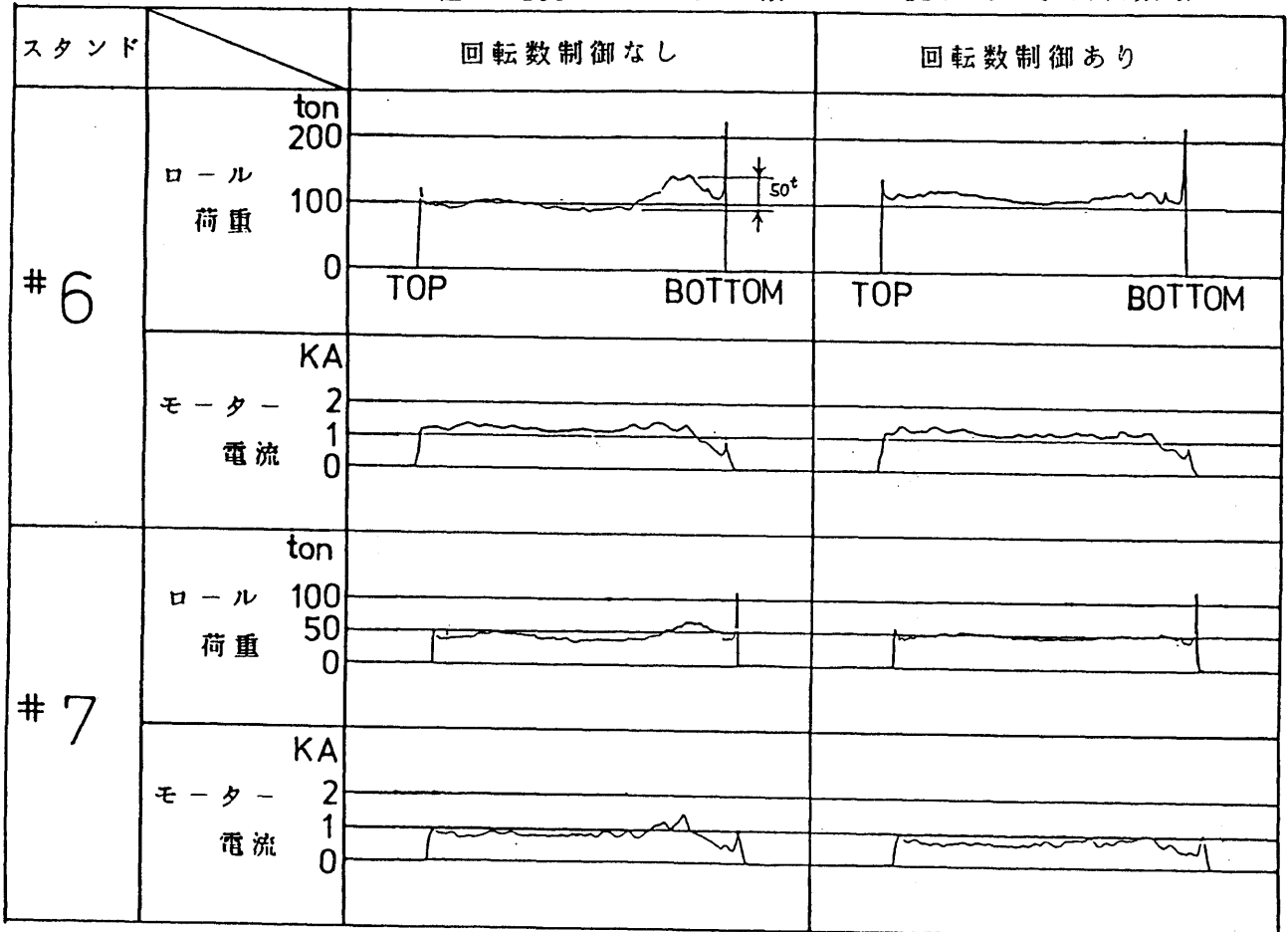


図 4-37 フルフロート・マンドレルミルでの回転数制御の
 圧延荷重, モーター電流値への影響

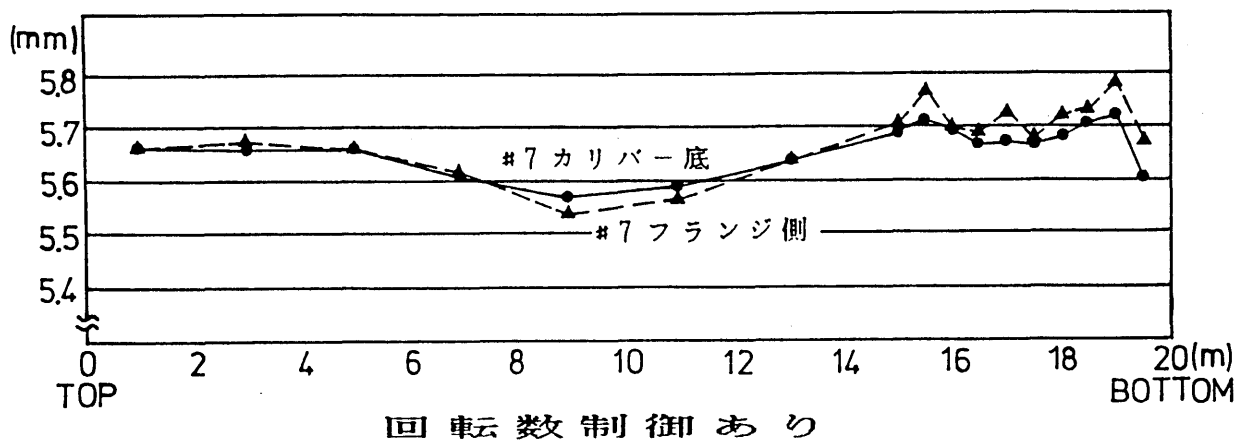
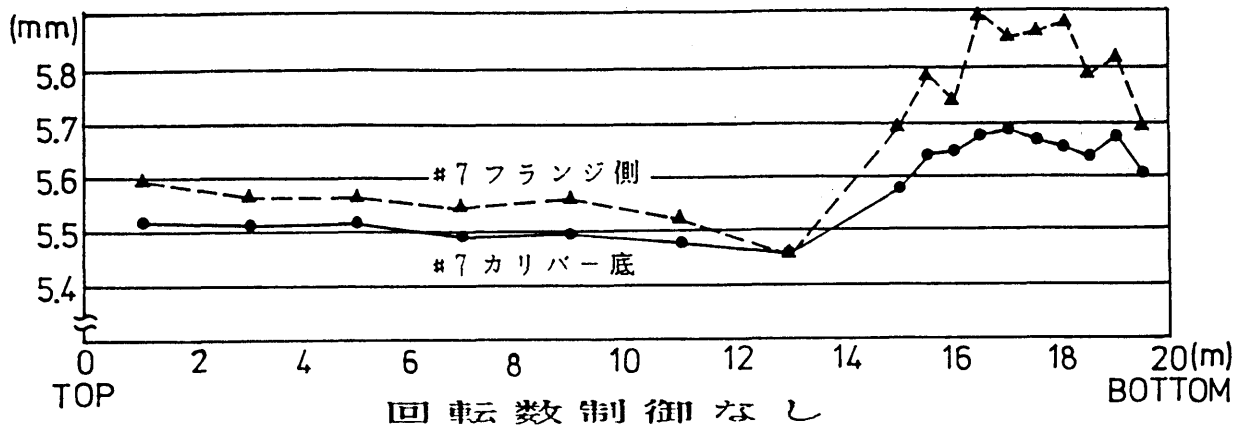


図 4-38 フルフロート・マンドレルミルでの回転数制御の肉厚変動への影響

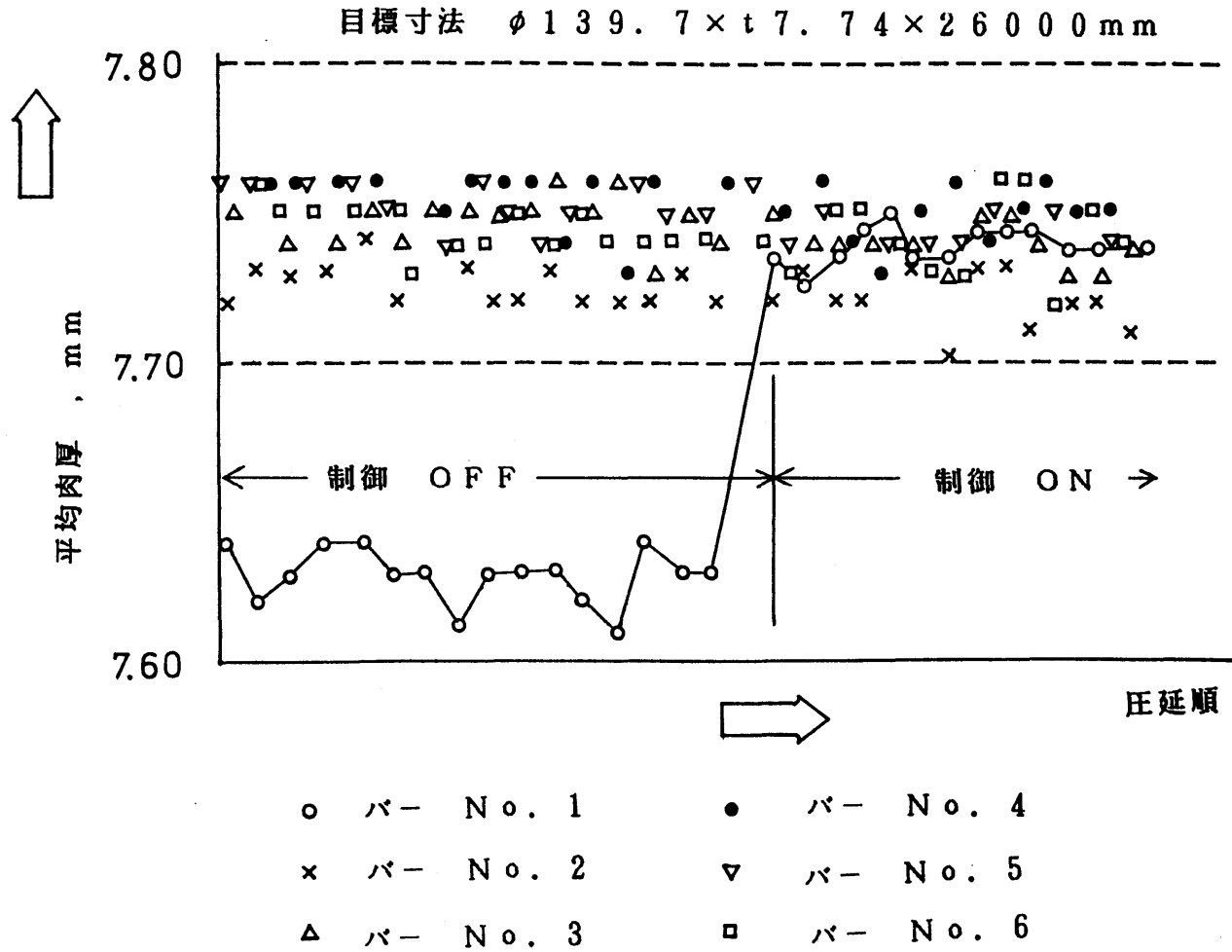


図 4-39 平均肉厚制御の効果

目標寸法 $\phi 140.5 \times t 7.72 \times 20990 \text{ mm}$

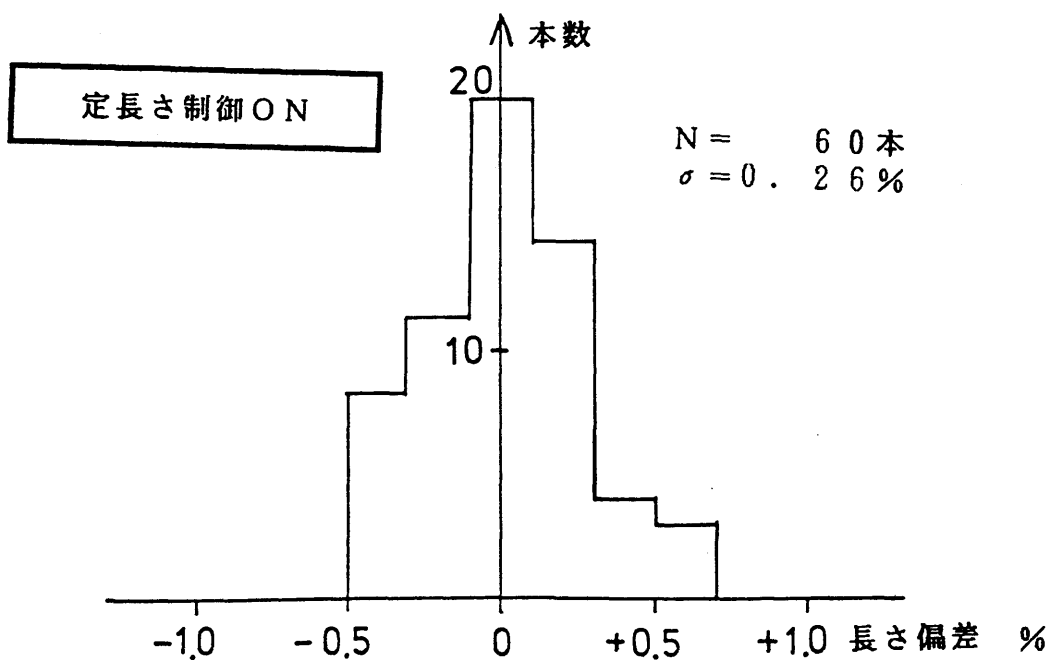
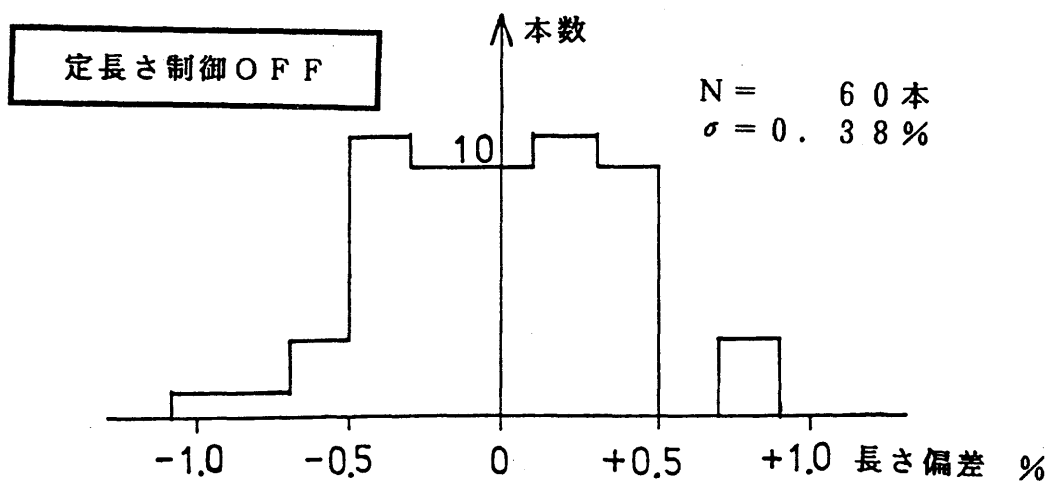


図 4-40 定長さ制御の効果

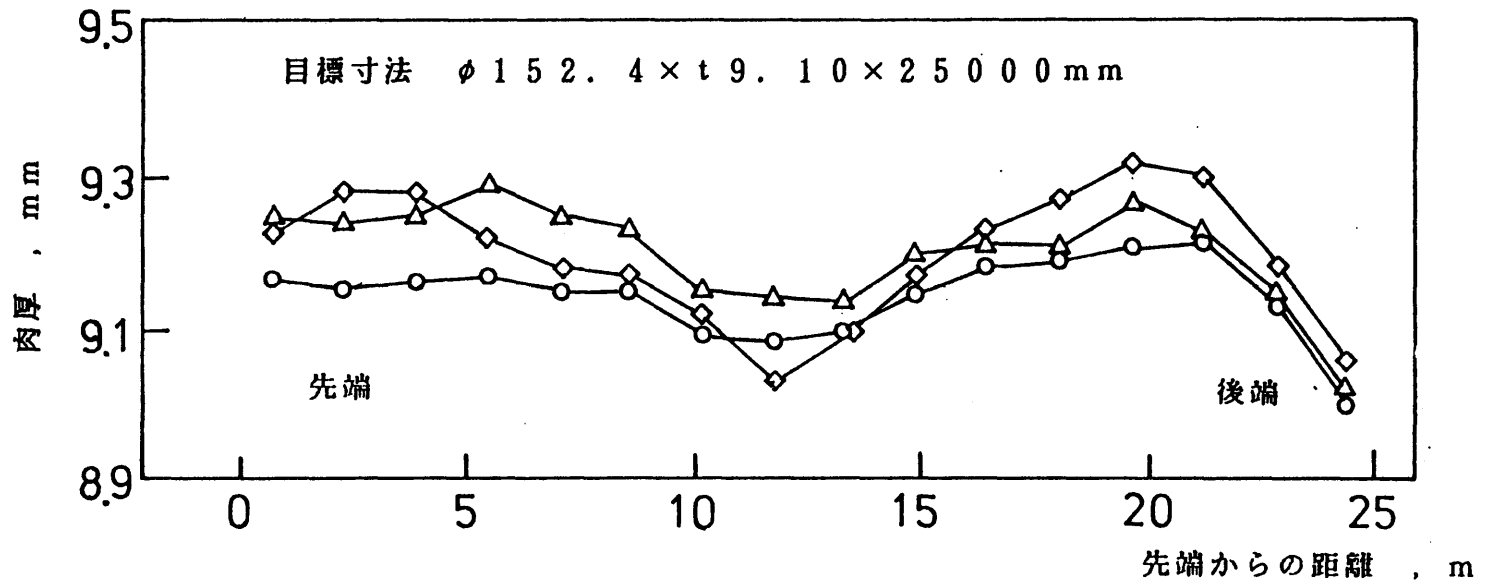


図 4-41 薄肉材の無制御圧延での長手方向肉厚変動 先端からの距離 , m

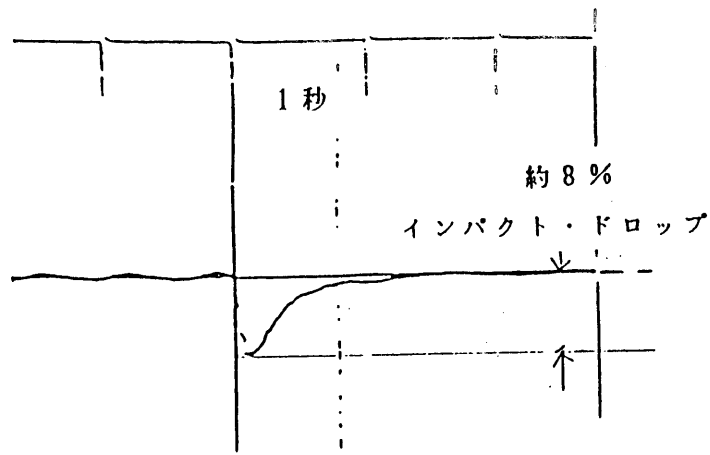


図 4-42 ロール回転数のインパクト・ドロップ

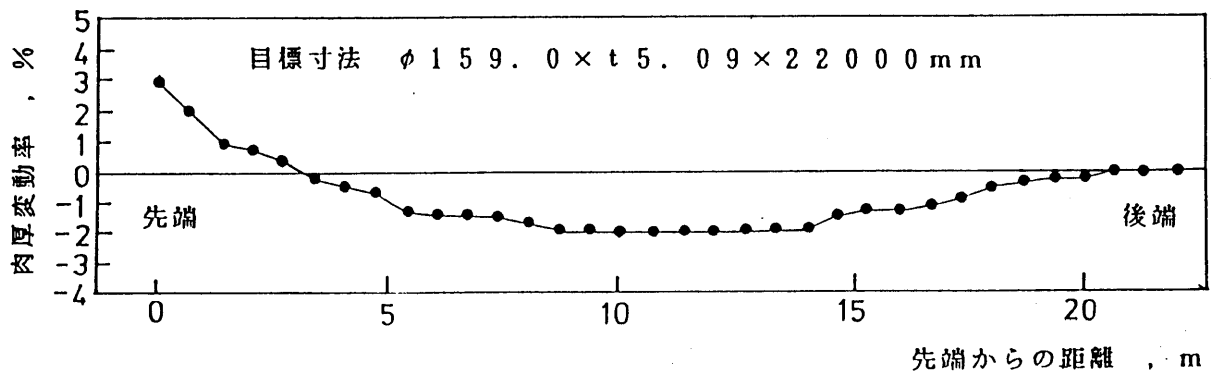


図 4-43 インパクト・ドロップの長手方向肉厚への影響 (動的特性解析結果)

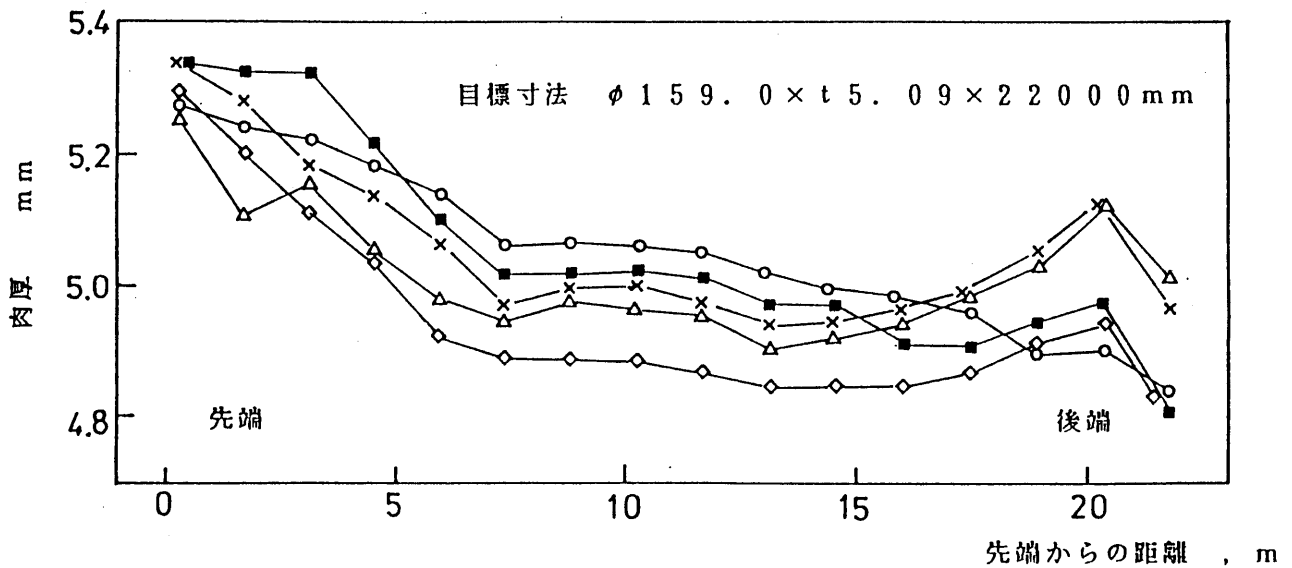


図 4-44 インパクト・ドロップ制御OFFの場合の長手方向肉厚変動 (中径管工場)

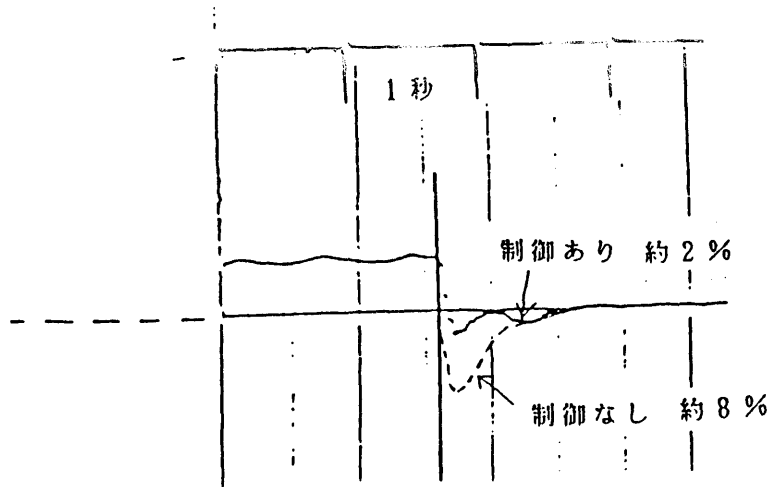


図 4-45 インパクト・ドロップ 補正制御の効果

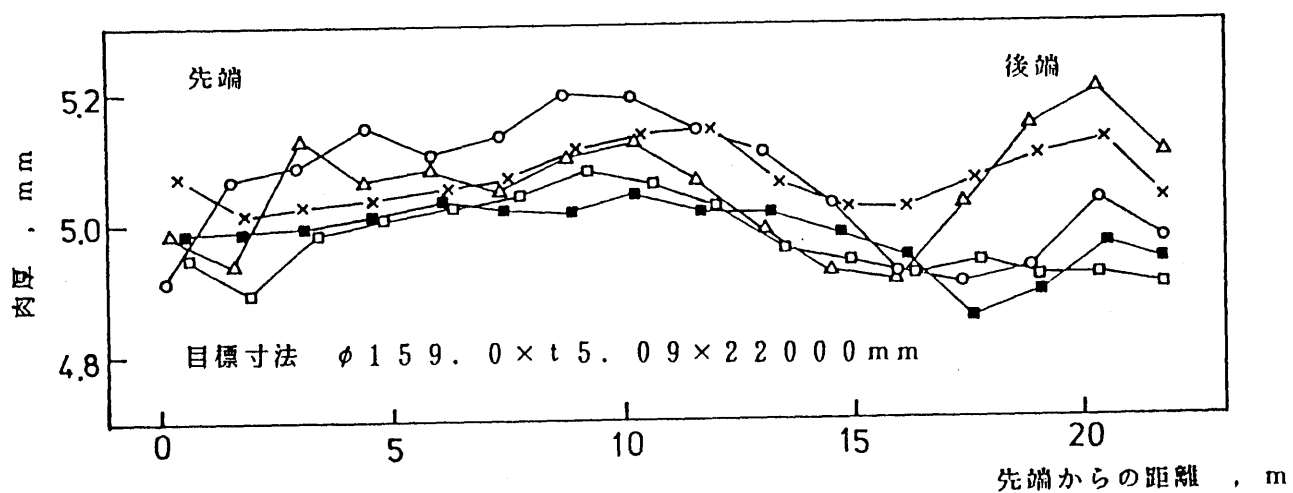


図 4-46 インパクト・ドロップ制御ON の場合の長手方向肉厚変動 (中径管工場)

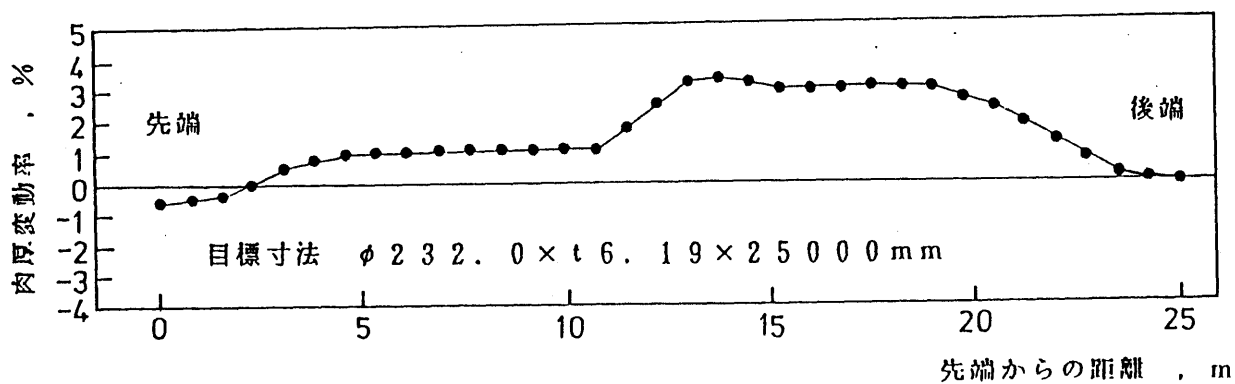


図 4-47 パー摩擦係数変化の長手方向肉厚への影響 (動的特性解析結果)

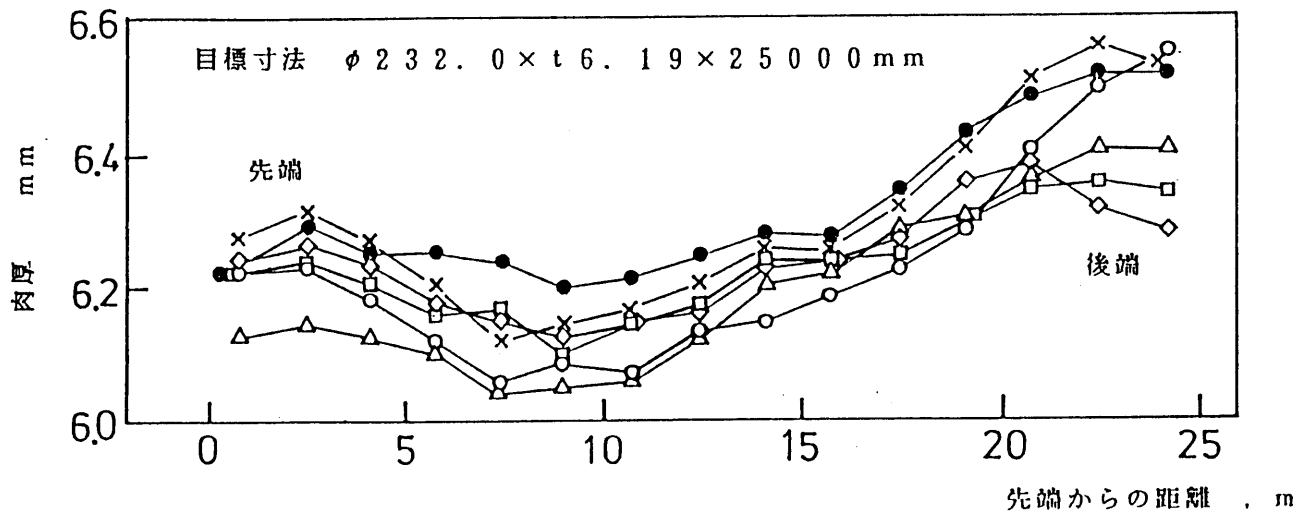


図 4-48 バー潤滑条件が悪い場合の長手方向肉厚変動 (インパクト・ドロップ制御 ON)

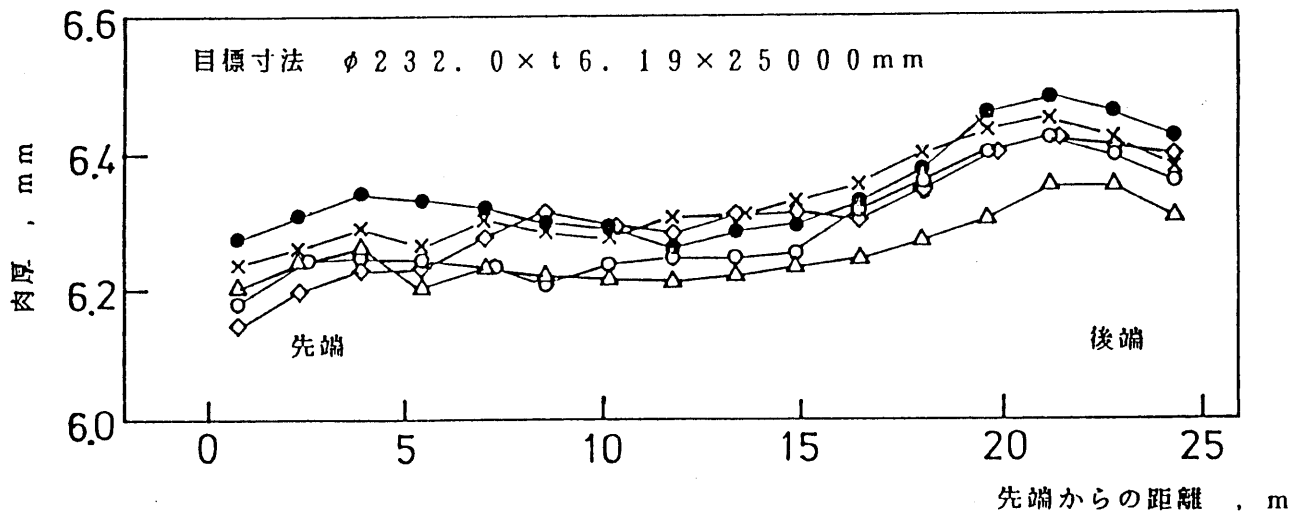


図 4-49 バー潤滑条件が良い場合の長手方向肉厚変動 (インパクト・ドロップ制御 ON)

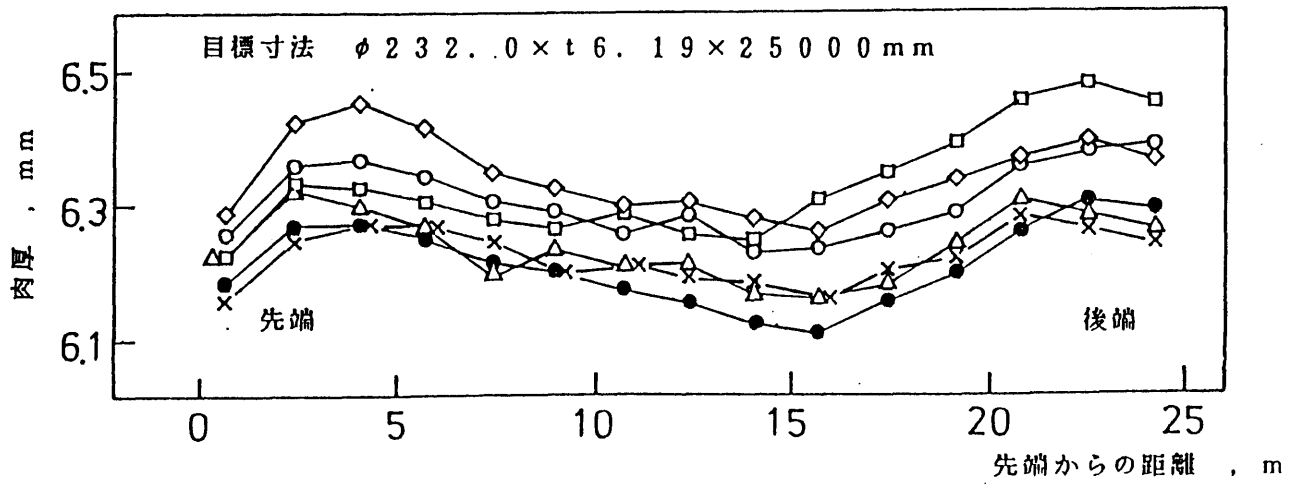


図 4-50 回転数OFFの場合の長手方向肉厚変動(中径管工場)

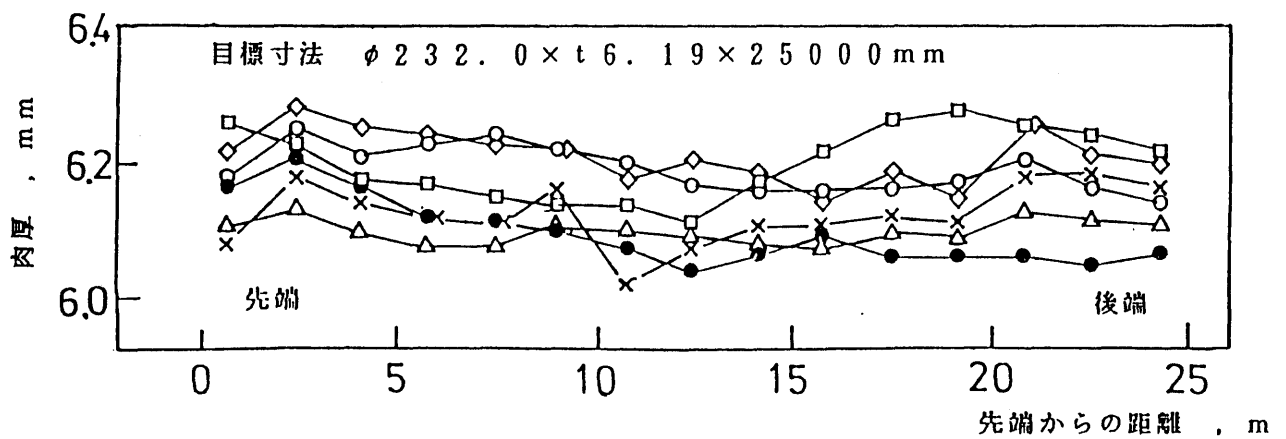


図 4-51 回転数ONの場合の長手方向肉厚変動(中径管工場)

第5章 ストレッチレデューサ圧延における形状精度

§5-1 はじめに

ストレッチレデューサは、小径サイズの管を製品外径にまで高能率に仕上げる連続圧延機であり、古くは2ロール形式が、近年では3ロール形式が主に用いられている¹。

この圧延機は、通常、20スタンド以上のスタンドを有し、大きなスタンド間張力を付加させながら、中空管の外径、肉厚を所定の寸法に仕上げるもので、製品外径肉厚により、使用するスタンド数、スタンド間張力を調整し、同一サイズの素管より高能率に製品寸法まで仕上げる事ができるのが大きな特徴である。これらの利点によりストレッチレデューサは、小径継目無鋼管の最終圧延工程として、不動の地位を得ている²。図5-1 にストレッチレデューサの概略図を示す。

しかしながら、当圧延においては内面側が自由な状態で圧延されるため、図5-2、図5-3 に示すように管の前後端に厚肉部分が現れたり^{3,4}、断面内で内面が角ばる^{5,6,7}といったストレッチレデューサに特徴的な形状不良が発生する。この管は、最終製品となるため管端厚肉部は切捨てられ、内面角ばりの大きなものは全数スクラップとして処理される事となる。従来より、これらを防止するための研究—特に管端増肉防止について—が行なわれてきたが、最近の製品精度向上の要求や、同一ミルでの製造可能範囲の拡大等の要求により、さらに改善が求められている。

管端部の増肉については、古くより、歩留り向上の立場から基礎的に研究が進められ⁵、(1)管端部増肉発生は管端部に張力が働かないためである事が証明され、(2)これを防止するための方法として、管端部が各スタンドを通過するたびにロール回転数バランスを変え、管端部に大きな張力を発生させ、管端増肉を最少限に制御する方法が理論的に検討され、現在では制御のない場合に比べ、管端部切捨て量を1/2にまで短縮できる圧延制御方法も開発され適用されている³。(3)また最近のマンドレル圧延、制御技術の進歩により、前段のマンドレル圧延工程において、管端部の増肉を見込んでテーパ状に薄肉に圧延し、増肉部と相殺させる圧延法も提案され、実用化されている^{8,9}。この様に管端部増肉についてはその原因も解明され、対策についても完成しつつあると言える。

これに対し、内面角ばりについては、実機圧延の経験、実機実験等により、外径圧下が大きく肉厚/外径比の大きい場合、内面角張りが顕著になる事、この発生を抑制するには、経験的に外径圧下量を小さくする、スタンド間張力を増す、ロール孔形形状を真円化

するなどが知られている程度であり、基礎的に調べられた例も少なかった¹⁰。理論にも、内面角張りの発生機構に関する定性的な考察が見られる程度で⁷、基礎的に研究された例は少なく、特に内面角ばりの発生機構については不明確な点が多く残されている。

そこで、本節では、内面角張りの発生機構、内面角ばり率への諸因子の影響を、実験および理論解析により明らかにするため、研究を行なった。

§5-2 内面角張り発生機構の実験的解析

ストレッチ・レデューサのように多スタンド連続圧延機で発生する現象を解明するためには、各スタンドごとの圧延特性を詳細に検討する必要がある。

本研究では、前方・後方張力、カリバ形状、外径圧下率、素管形状などの内面角張りへの影響を詳しく調べるために、前方張力と後方張力を独立に付加できる3ロール単スタンド圧延機を試作し、鉛管圧延により詳細な実験を行った。

実験装置の概略を図5-4に、主な仕様を表5-1に示す。また写真5-1には実験装置の全体を、写真5-2には圧延中の鉛管をロール出側から見た状態を示している。前方・後方張力は油圧サーボ制御により3%以内の精度で独立に付加でき、圧延中に2段階の設定変更が可能である。ロール形状は図5-5に示すように、真円カリバと通常実機で用いられる楕円カリバの2種類を使用した。表5-2には実験条件を示す。

後述する引き抜き実験はロール回転固定で前方張力のみで引き抜いた。管の肉厚は長手方向・円周方向に測定可能な水浸式の超音波肉厚計により連続測定を行った。実験に供した鉛の変形抵抗式は、次式で表され平面歪圧縮試験により得た。(見掛けの降伏応力は約2.0kgf/mm²)

$$\bar{\sigma} = 4.61 \times (0.01 + \bar{\varepsilon})^{0.19} \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^{0.021}}{\bar{\varepsilon}}$$

5.2.1 真円カリバ圧延による角張り発生

図5-6は真円の素管(外径70φ、肉厚6、8、10、12mm)を真円カリバによって圧延した際に生じた円周方向肉厚分布である。各図中のSIGF、SIGBは前方張力、後方張力の応力換算値 σ_f 、 σ_b を示し、Cはカリバ底の位置、Fはフランジ側の位置(カリバ底から60度の位置)を示している。

この結果から、真円カリバ圧延でも、フランジ側で厚肉、カリバ底で薄肉の顕著な角張りパターンを呈し、素管肉厚が大きいほど角張りの度合いが大きいことがわかる。またこの実験の場合、前方・後方張力の応力換算値 σ_f 、 σ_b が $\sigma_f = \sigma_b$ の条件で張力

を付加しており、張力レベルを大きくするにつれて、角張りの度合いは小さくなっている。角張りの度合いを示すため、図5-7のように角張り量として ΔT （偏肉量）、 A （角張り面積）、および角張り率として E （偏肉率）を定義する。

図5-8にこれらの諸量に与える張力レベルおよび素管肉厚の影響を示す。厚肉になるほど角張り量 ΔT 、 A は増加するが、角張り率 E は素管肉厚にあまり影響されない。また張力レベルを高くするほど角張り量および角張り率は減少して、変形抵抗の65%の張力を付加すれば無張力圧延に比べて、角張り量は半減することがわかる。

5.2.2 楕円カリバ圧延による角張り発生

楕円カリバ圧延によって生じた円周方向肉厚分布の例を図5-9に示す。角張りのパターンは真円カリバと同様、フランジ側で厚肉、カリバ底で薄肉となる。

図5-10には楕円カリバ圧延での角張り量、角張り率に与える張力レベルおよび素管肉厚の影響を示す。楕円カリバでは真円カリバの2倍の大きな角張り量が生じていることがわかる。また真円カリバ同様、厚肉ほど角張り量は大きくなるが、角張り率への素管肉厚の影響は少ない。張力レベルを高くするほど角張り量、角張り率は減少する。

5.2.3 引き抜きの場合の角張り発生

図5-11には真円、楕円の両方のカリバ形状のロールの回転を止め、前方張力のみ（ $\sigma_f = 1.1 \sim 1.4 \text{ kgf/mm}^2$ 、 $\sigma_b = 0$ ）で管を引き抜いた時の円周方向肉厚分布の例を示す。図5-7、5-9の圧延の場合と比べると、若干フランジ側で増肉しているものの、肉厚変動は非常に小さくなる。

図5-12では引き抜き時に発生する角張り量と角張り率を素管肉厚に関して整理した。厚肉になるほど、また真円より楕円カリバの方が角張りは大きくなる傾向がある。しかし、この結果を等しい張力レベルの圧延での角張り量（図5-8、図5-10）と比較すると、圧延では後方張力が付加されているにもかかわらず、引き抜きでの角張り量の方が非常に小さいことがわかる。また同図中の□、◇印は、それぞれ楕円カリバのロールを正方向あるいは逆方向に回転させながら、前方張力のみで引き抜いた時の結果であり、いずれもロール回転を止めて引き抜いた場合の角張り量、角張り率と同程度である。すなわち、引き抜きのように材料速度がロール周速度に比べて常に大きい場合（言いかえるとロールバイト内に中立線が存在しない場合）に、内面角張りは殆ど発生せず、通常圧延のようにロールバイト内に中立線が存在する場合には、顕著な角張りが現れる。

5.2.4 圧延における前方・後方張力の内面角張りへの影響

図5-13に、真円カリバ圧延における σ_f 、 σ_b を独立に変化させた場合の角張り面積を示す。 $\sigma_f > \sigma_b$ となる張力条件でのみ実験を行った。前述したように σ_f 、 σ_b を大きくすれば角張り量が減少するだけでなく $\sigma_f - \sigma_b$ が大きくなるほど角張り量は大きく減少する。

すなわち、図5-14に模式的に示すように圧延において $\sigma_f - \sigma_b$ が大きくなれば、ロールバイト内の中立線はロール入側に移動してゆき、それとともに角張り量は減少する。さらに σ_f を大きくして中立線が完全にロールバイト外に飛び出し、引き抜き状態になったときには、角張り量は微小となる（図5-13の場合 $\sigma_f = 1.2\text{kgf/mm}^2$ 、 $\sigma_b = 0.0\text{kgf/mm}^2$ ）。この様に、角張り量に対しては張力レベルのみでなく、中立線の位置も大きく影響することがわかった。なお、図5-13中の☆はロール駆動軸を自由にして σ_f のみを作用させた無駆動圧延での角張り面積であり、 $A = 7.0\text{mm}^2$ の大きな角張りが発生している。

§5.3 剛塑性有限要素法による角張り解析

ここでは、Mori¹¹らによって開発された圧縮性を考慮した剛塑性有限要素法を用いてストレッチ・レデューサでの3次元変形・応力解析を行い内面角張り発生機構を解明した。

5.3.1 基礎方程式

圧縮性を考慮した剛塑性有限要素法とは、物体を有限個の要素と節点に分割し、速度の境界条件を満足させながら、式(5.1)の汎関数 ϕ が最小となる各節点変位速度場を求め、物体内部の応力分布、変形様式を解析する方法である。

$$\phi = \int_V \bar{\sigma} \epsilon dV - \int_{S_t} \bar{T}_i v_i dS + \int_{S_f} \tau_f \Delta v dS \quad \dots\dots (5.1)$$

ここで、 V は物体の体積、 S_t は張力の作用する面、 T_i は前方・後方張力などの外力、 S_f はロールとの接触面、 τ_f は摩擦せん断応力、 Δv はロールと管との相対すべり速度である。(5.1)式の右辺第1項は塑性変形に関する仕事率、第2項は外力による仕事率、第3項は摩擦損失である。

降伏条件としては、Misesの降伏条件を静水圧応力 σ_m に依存するとして、(5.2)式のように僅かに圧縮性を考慮した条件を用いる。

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) + g\sigma_m^2 \}} \quad \dots\dots(5.2)$$

ここで、 g は小さな正の定数(0.01~0.0001)である。

5.3.2 要素分割

ストレッチ・レデューサでの3次元変形を解析するために、図5-15に示すような8節点・6面体要素を用いた。 ξ 、 η 、 ζ を辺上で±1の値となる正規化された座標とすると、各要素内の x 方向、 y 方向、 z 方向速度 u 、 v 、 w および座標 x 、 y 、 z は次式で表される。

$$\begin{aligned} x &= \sum N_i \cdot X_i & u &= \sum N_i \cdot U_i \\ y &= \sum N_i \cdot Y_i & v &= \sum N_i \cdot V_i \\ z &= \sum N_i \cdot Z_i & w &= \sum N_i \cdot W_i \end{aligned} \quad \dots\dots(5.3)$$

N_i は形状関数、 X_i 、 Y_i 、 Z_i は節点 i の座標、 U_i 、 V_i 、 W_i は節点 i の変位速度。

$$N_i = (1 + \xi \xi_i) (1 + \eta \eta_i) (1 + \zeta \zeta_i) / 8 \quad \dots\dots(5.4)$$

5.3.3 境界条件

対称性を利用して、図5-16に示すように全体の1/6の部分を解析した。計算に用いた境界条件は次の通りである。

ABDC面： $U=0$ 、 $V=0$ 、 $W=一定$ （張力なしの場合は未知、張力ありの場合は既知）

CDHG面： $V=U/\sqrt{3}$

ABFE面： $U=0$

IJKL面： $V=-(1 \times U/m) - (n \times W/m)$

EFGH面： $U=0$ 、 $V=0$ 、 $W=一定$ （張力なしの場合は未知、張力ありの場合は既知）

l 、 n 、 m はロールと接触しているIJKL面上での方向余弦である。

入側および出側に張力が作用する場合には、張力の値を(5.1)式の張力の項に代入すればよいが、張力が大きすぎると張力だけで圧延される状態に近づき、汎関数が収束しにくくなる。よって、張力の境界条件の代わりに、入り口部ABCD面及びEFGH面で速度を境界条件として与え($W=一定$)、収束した結果から逆に張力の値を求めた。

5.3.4 解析結果

解析は図5-17に示す2種類のカリバ形状について行った。カリバ形状Bは鉛圧延実験での真円カリバと同じである。

図5-18では、カリバ形状Aおよび図5-19ではカリバ形状Bによる圧延後の円周方向肉厚

分布を示している。 t_0 は圧延前の素管肉厚である。肉厚はカリバ底($\beta=0$ 度)からフランジ側($\beta=60$ 度)に向かって厚くなり、内面角張りが発生している。また、張力を加えると肉厚が薄くなり、分布も均一化する。さらに真円カリバBによる角張り量の方がカリバAによる角張り量よりも小さい。これらの結果は定性的に鉛圧延実験と良く一致している。

真円カリバ圧延で、張力が内面角張り量にどのような影響を与えるかを図5-20に示す。降伏応力の56%の前方・後方張力を作用させることで、内面角張り量が46%に減少した。

以上のように、剛塑性有限要素法によってストレッチ・レデューサでの内面角張り現象が解析でき、実験結果と定性的に良く一致することを示した。

§5-4 まとめ

剛塑性有限要素法および前方・後方張力を独立に付加しながら中空鉛管を3方ロールで圧延する実験によって、ストレッチ・レデューサでの内面角張り発生機構を解明した。以下に結果をまとめる。

- (1) 発生する内面角張りのパターンは、ロールフランジ側で厚肉、カリバ底で薄肉であり、真円カリバによっても内面角張りが発生する。
- (2) 角張り量に与えるカリバ形状の影響は大きく、楕円カリバでは真円カリバに比べて非常に大きな内面角張りの発生が見られる。
- (3) 素管が厚肉になるほど角張り量は大きくなるが、角張り率には素管肉厚は影響しない。
- (4) 張力レベルを大きくするに従い、角張り量、角張り率は減少する。
- (5) 内面角張り発生要因に中立線的位置があり、 $\sigma_f - \sigma_b$ を大にして中立線をロール入側に移動させるほど角張り量は減少する。さらに、中立線を完全にロールバイト外に飛び出させたとき、つまり管を引き抜いたときには内面角張りは微小となる。
- (6) これまで経験により得られていた知見を単スタンド圧延による基礎的な検討により明らかにできた。

第5章 参考文献

- 1) 井上 ; 「継目無鋼管の製造」, (1954) p52 ,工業技術全書
- 2) 望月; 日本鉄鋼協会 西山記念講座 第112,113回, 「鋼管の製造技術の現状と将来」, (1986), p170
- 3) K.Yamada et.al.; Metals Tech. ,4 (1977) p199
- 4) R.Neuber ; Arch. Eizenhuttenwerk ,41 (1970) p1117
- 5) 広瀬 他; 塑性と加工 ,101 (1969) p412
- 6) J.S.Proctor et.al.; J. Iron and Steel Inst. ,(1973) 2 ,p115
- 7) 岡本 田中; 昭和46年塑性加工春季講演論文集、(1973) p5
- 8) G.I.Gulyaev et.al.; Steel in the USSR ,(1977) 8, p459
- 9) C.Hayasi et.,al.; Proc. 1st. Int. Conf.Techn. Plasticity,Tokyou (1984) vol. II ,p1254
- 10) W.Dobrucki et al.; Proc. 3rd. Int. Conf. Steel Rolling "Tech. Pipe and Tube and thier Application" (1985) p391 ,ISIJ
- 11) Mori et.al.; Int. J. Mech. Sci., 26 (1984) p515

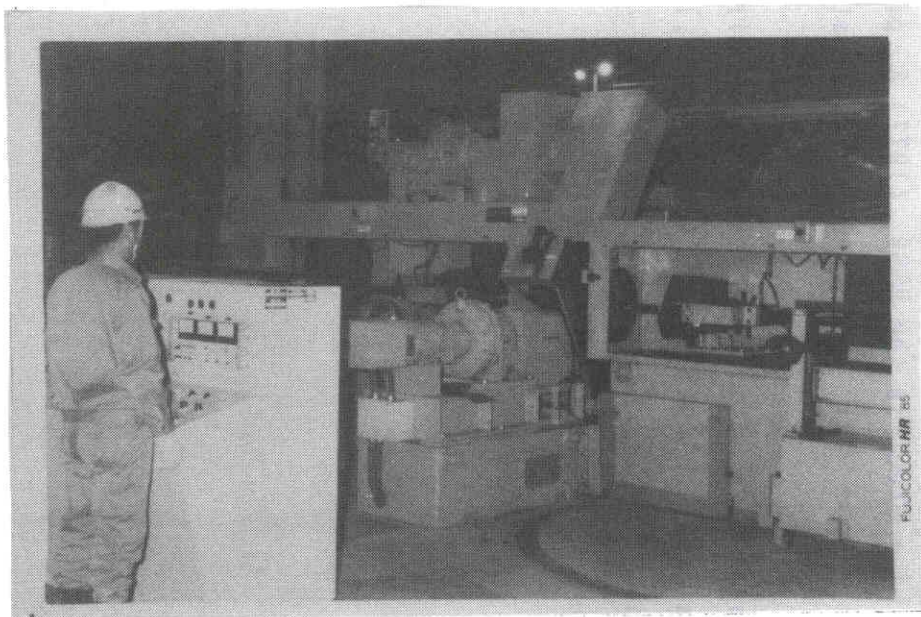


写真 5-1 実験装置概観

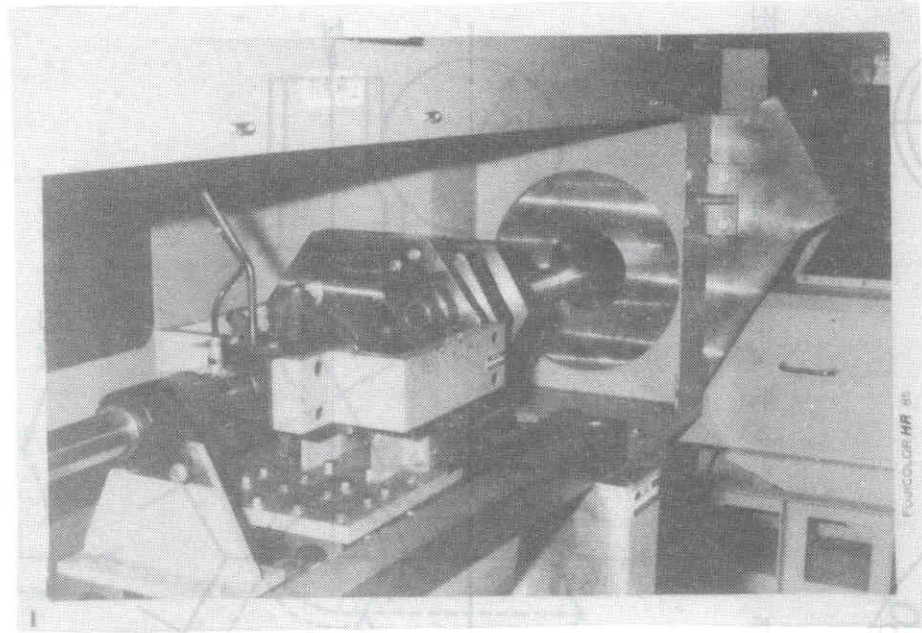
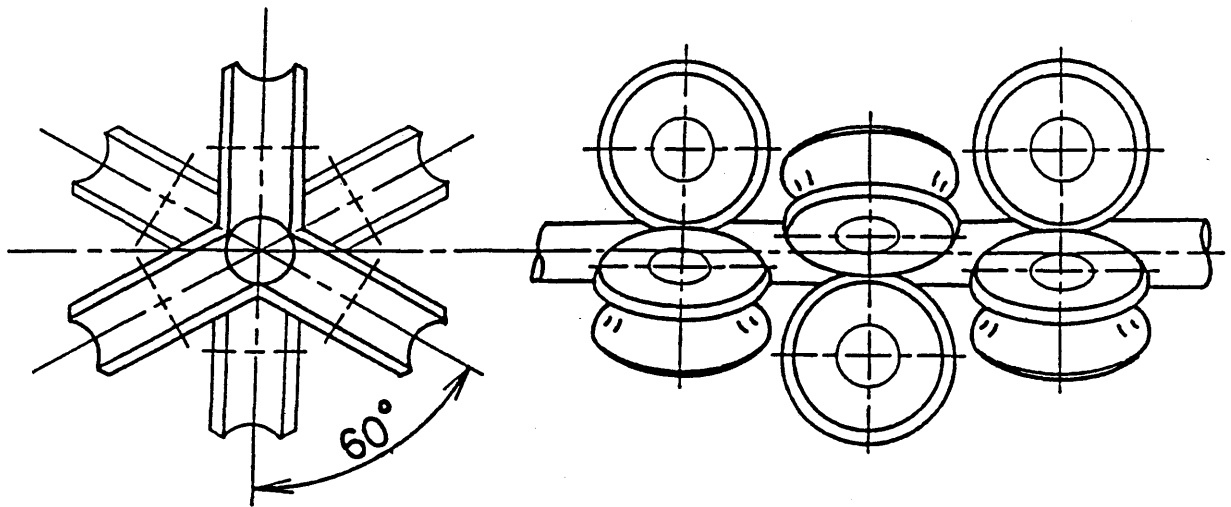


写真 5-2 ロール出側より見た圧延中の鉛管



ストレッチレデューサによる管材の圧延

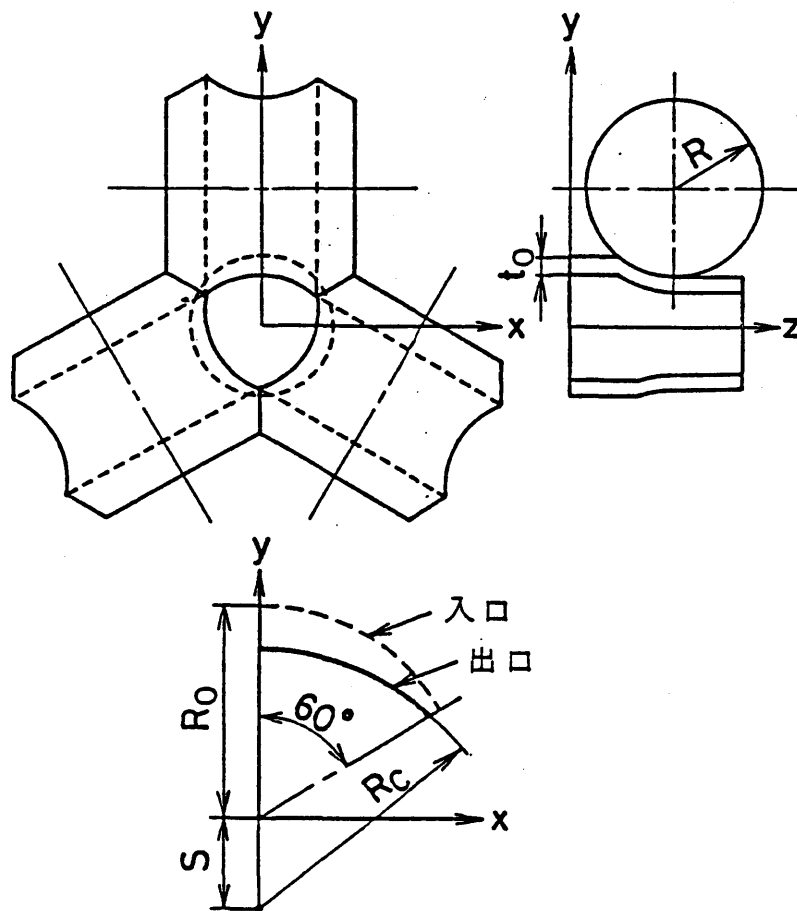


図 5-1 ロールによるストレッチレデューサのモデル

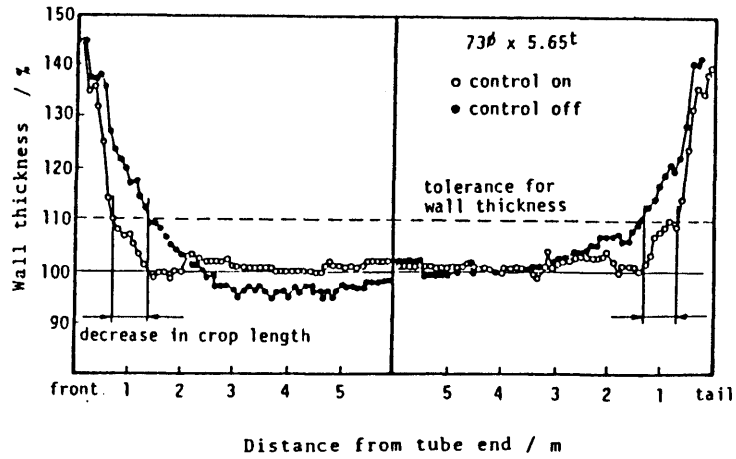


図5-2 ストレッチレデューサ圧延における管端部増肉状況と張力制御による効果

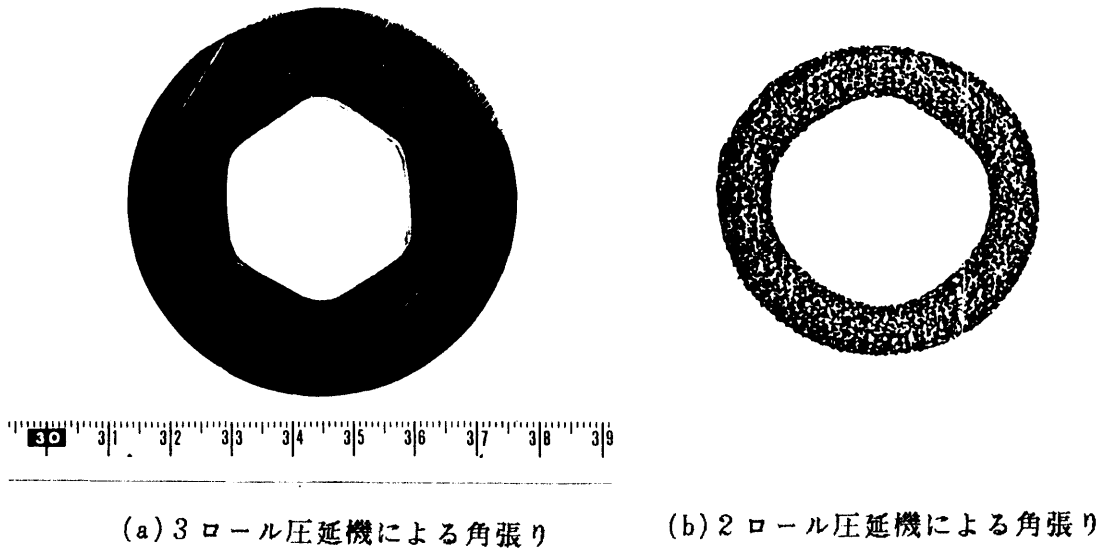


図5-3 ストレッチレデューサ圧延における内面角張り発生状況

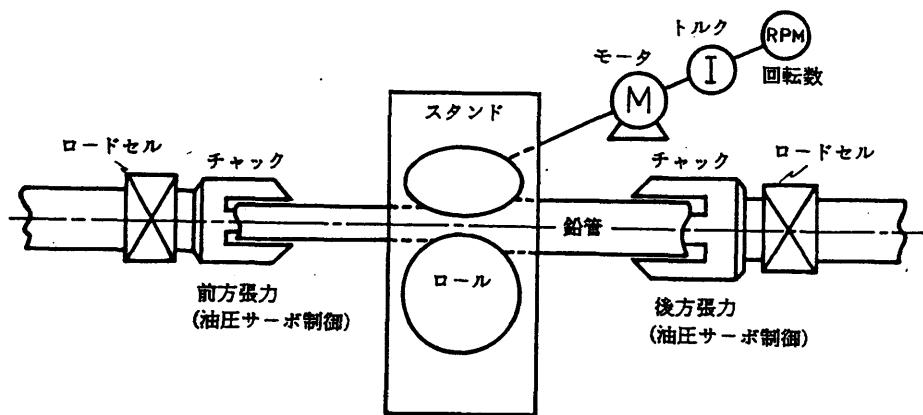


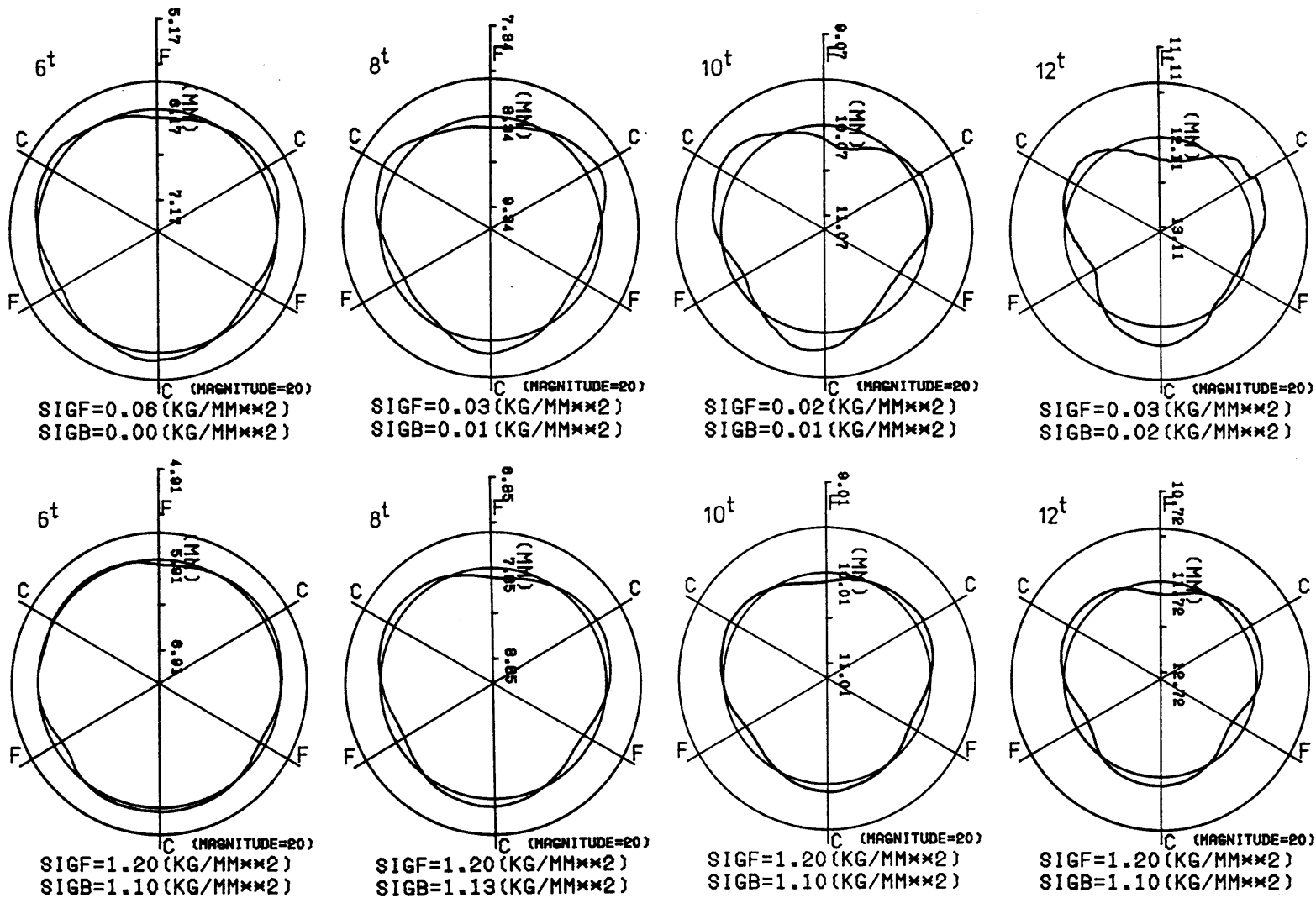
図 5-4 実験装置

表 5-1 実験装置の主な仕様

ロール駆動モータ	DC 1.5KW×3
最大圧延トルク	500Kg-m/roll
最大圧延荷重	5 ton/roll
最大張力	8 ton
張力付加装置	油圧サーボ

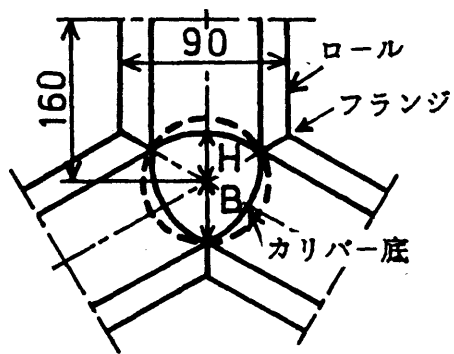
表 5-2 実験条件

素管材質	硬質鉛(アンチモン0.9%含有)
素管寸法	70φ×(6, 8, 10, 12)t×1600mm
前方張力	$\sigma = 0.0 \sim 1.4 \text{ kg/mm}^2$
後方張力	$\sigma = 0.0 \sim 1.4 \text{ kg/mm}^2$
外径圧下率	5%
ロール回転数	0.8 rpm



真円カリバー圧延

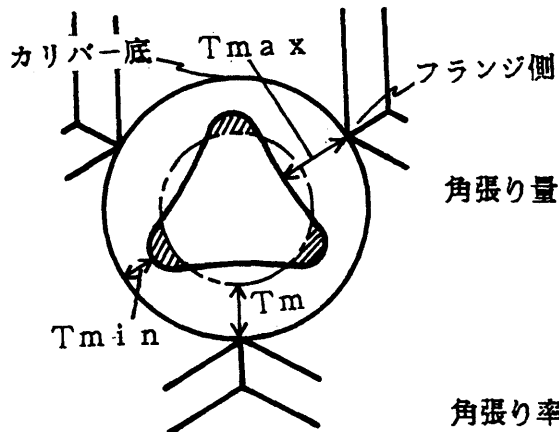
図 5-6 真円カリバー(カリバー形状C)による円周方向肉厚分布




種類	真円カリバー	楕円カリバー
H	33.25 mm	32.38 mm
B	33.25 mm	34.49 mm
Ov	0.0 %	6.5 %

Ov ; 楕円率 $Ov = (B - H) / H$

図 5-5 ロール形状



角張り量 A : 平均肉厚からの増(減)面積
(図中  部)

$$\Delta T = T_{max} - T_{min}$$

角張り率 $E = \Delta T / T_m \times 100$

T_m : 平均肉厚

図 5-7 角張り量, 角張り率の定義

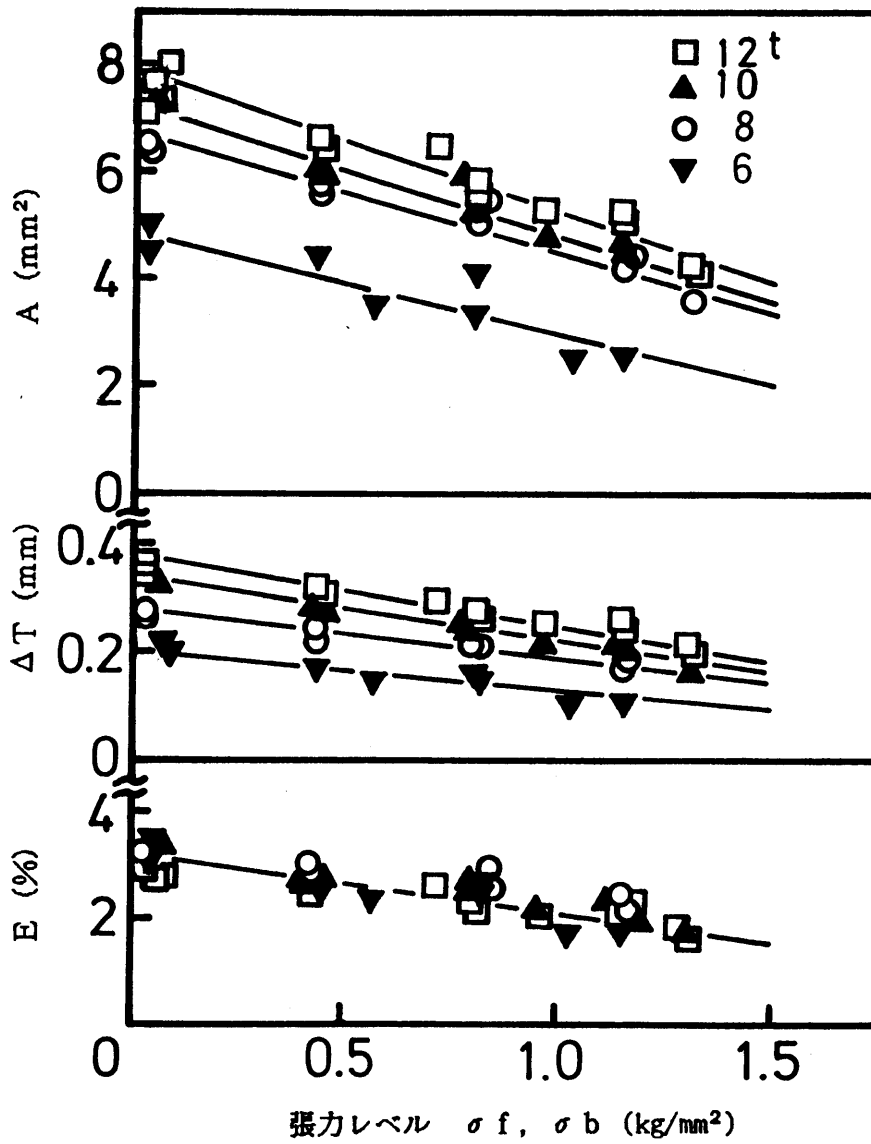
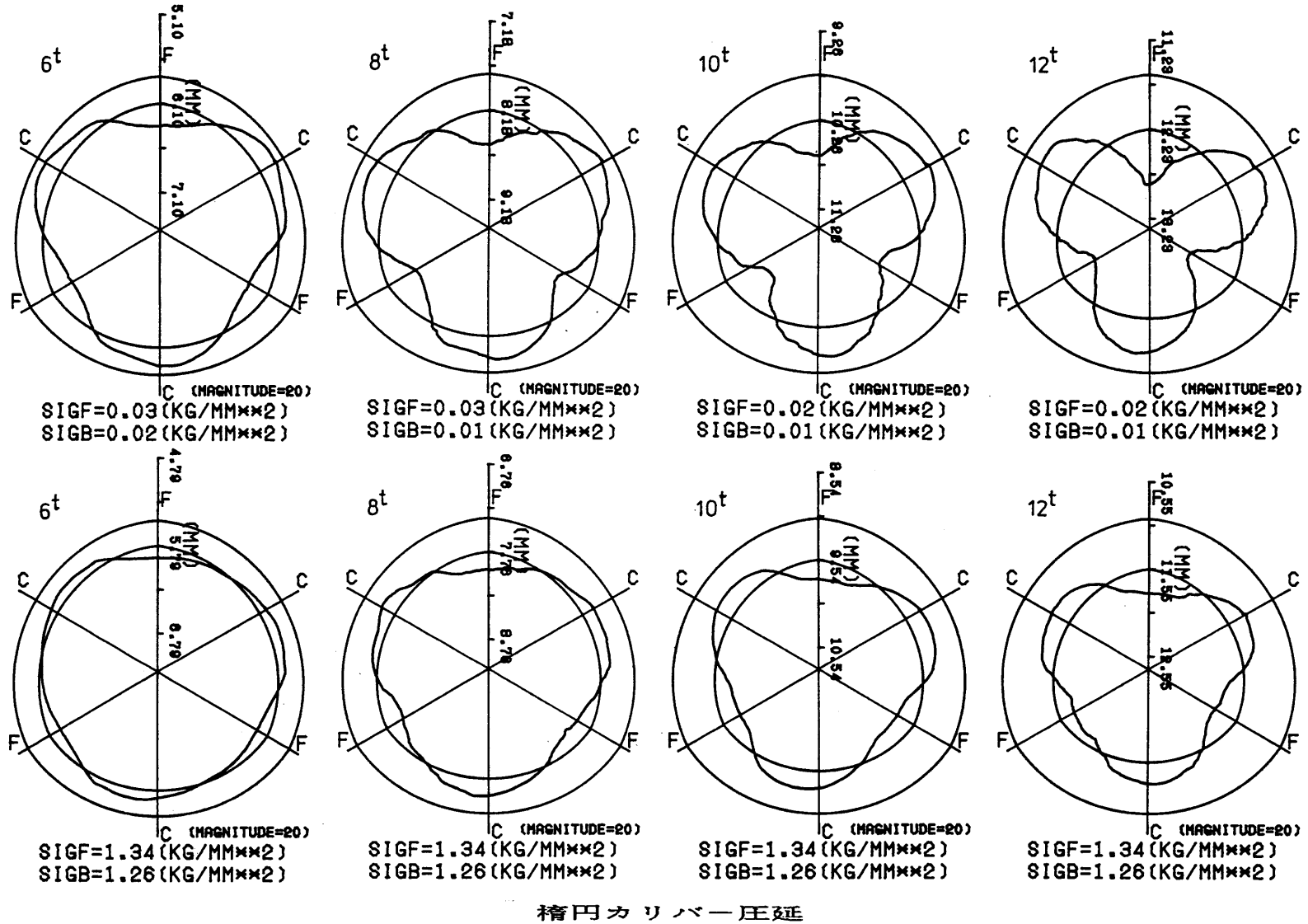


図 5-8 角張り量, 角張り率に与える張力, 肉厚の影響(真円カリバー圧延)



楕円カリバー圧延

図 5-9 楕円カリバー(カリバー形状0)による円周方向肉厚分布

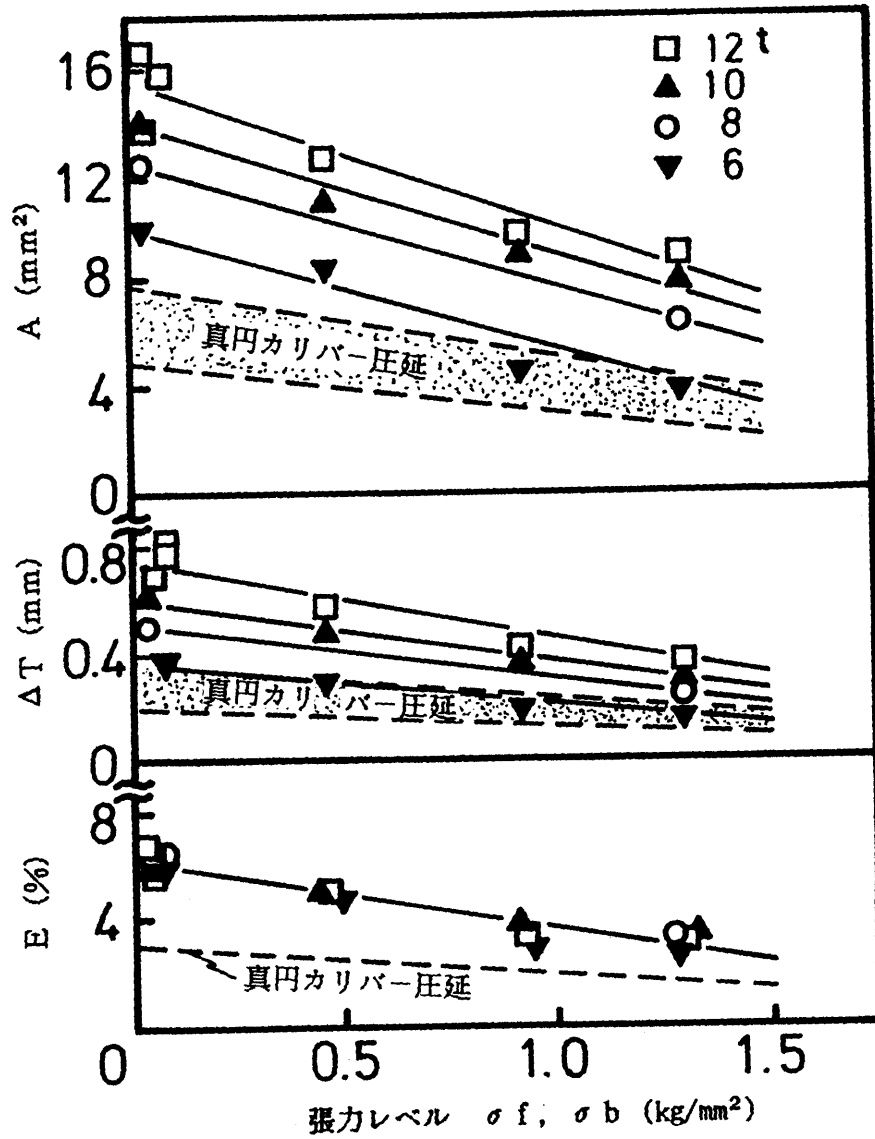


図 5-10 角張り量, 角張り率に与える張力, 肉厚の影響(楕円カリバー圧延)

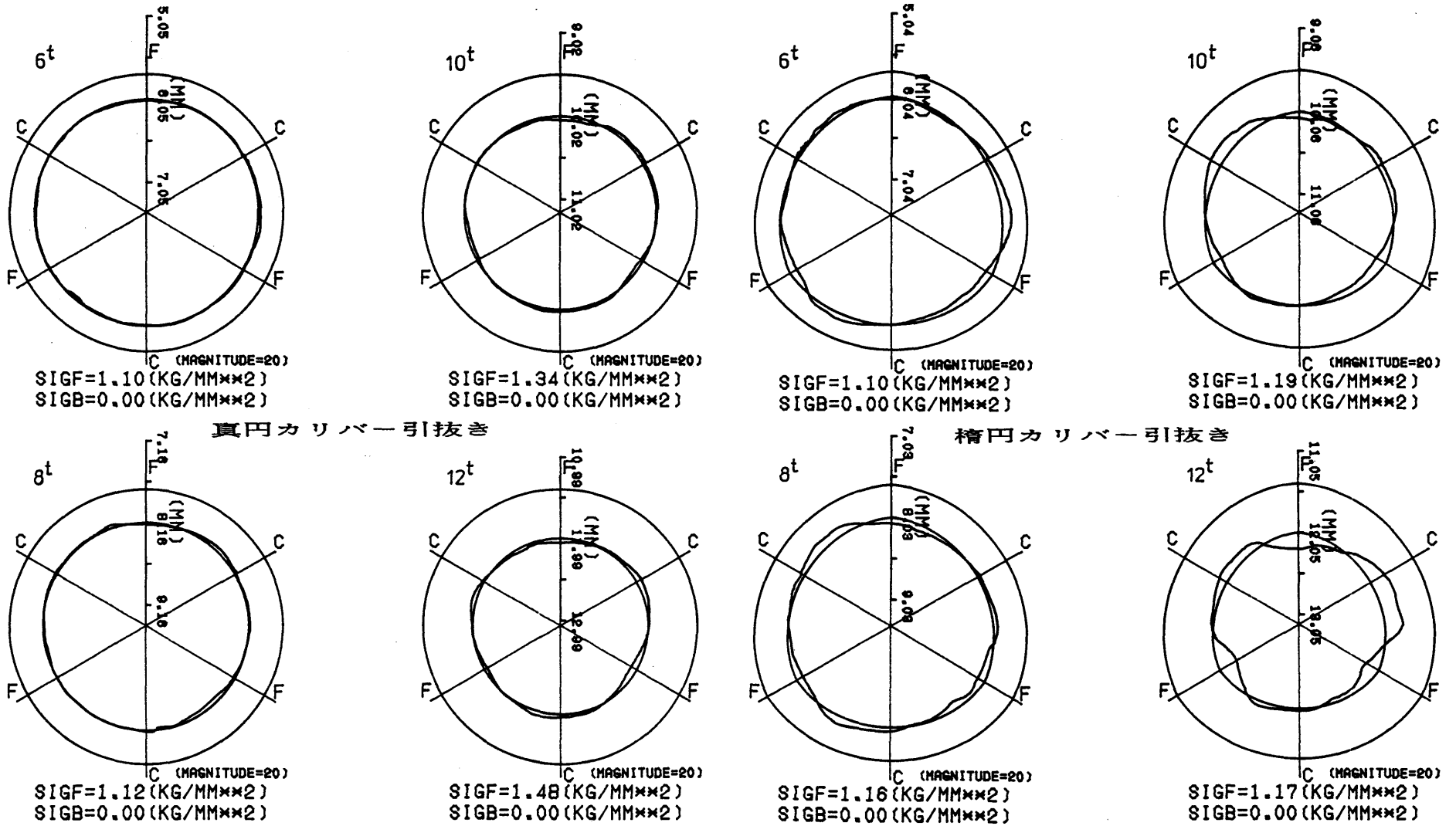


図 5-11 引抜による円周方向肉厚分布

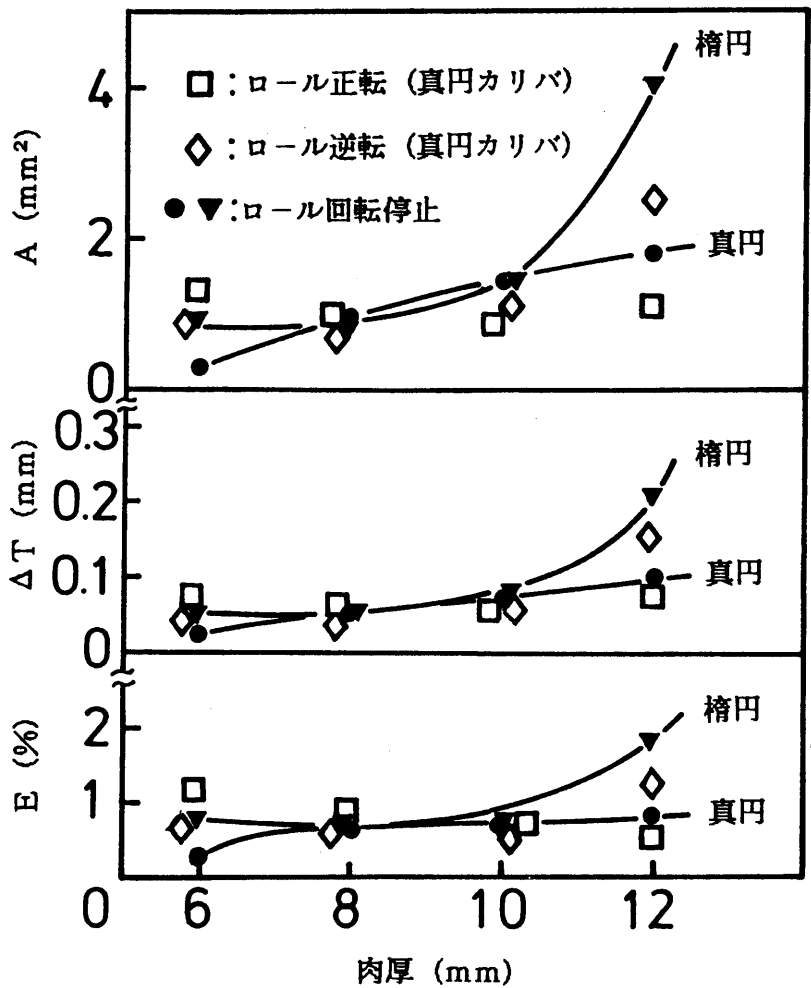


図 5-12 引き抜きの場合の角張り量と角張り率

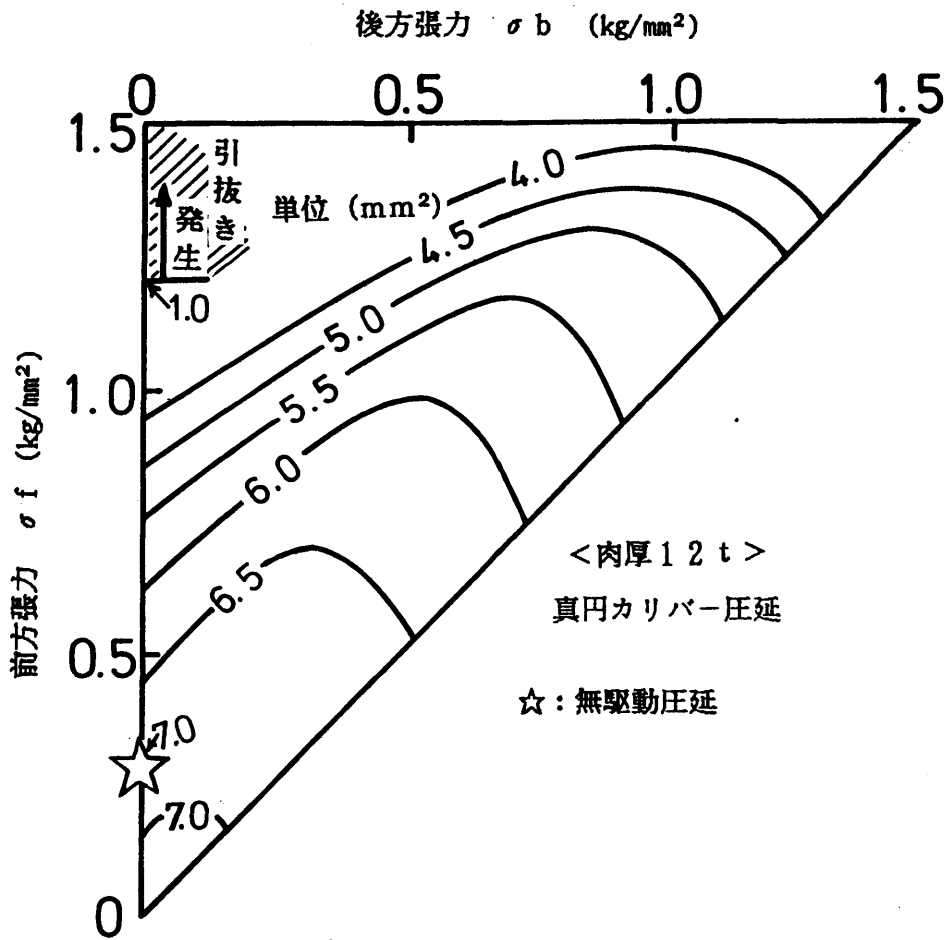


図 5-13 角張り量に与える前方・後方張力の影響

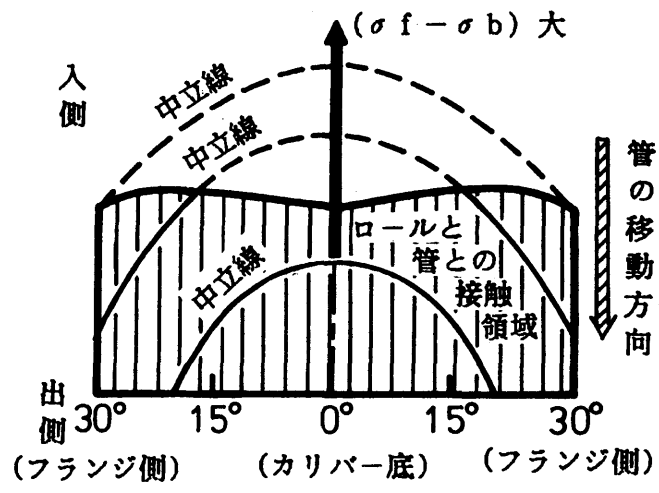
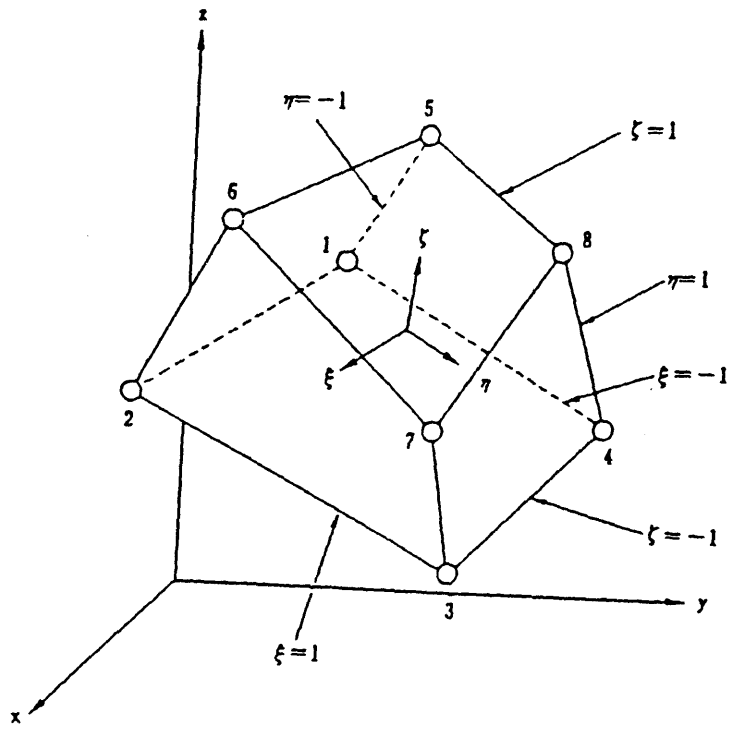


図 5-14 張力付加による中立線の移動 (模式図)



8 節点・6 面体アイソパラメトリック要素

図 5-15

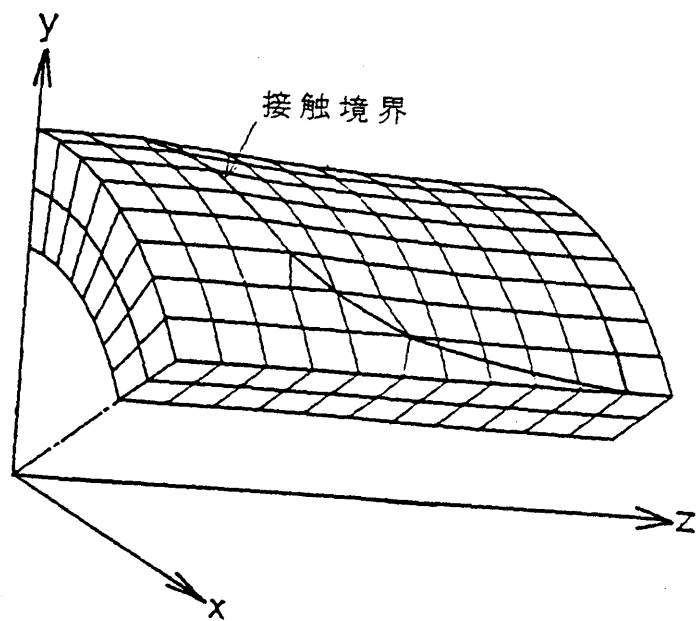
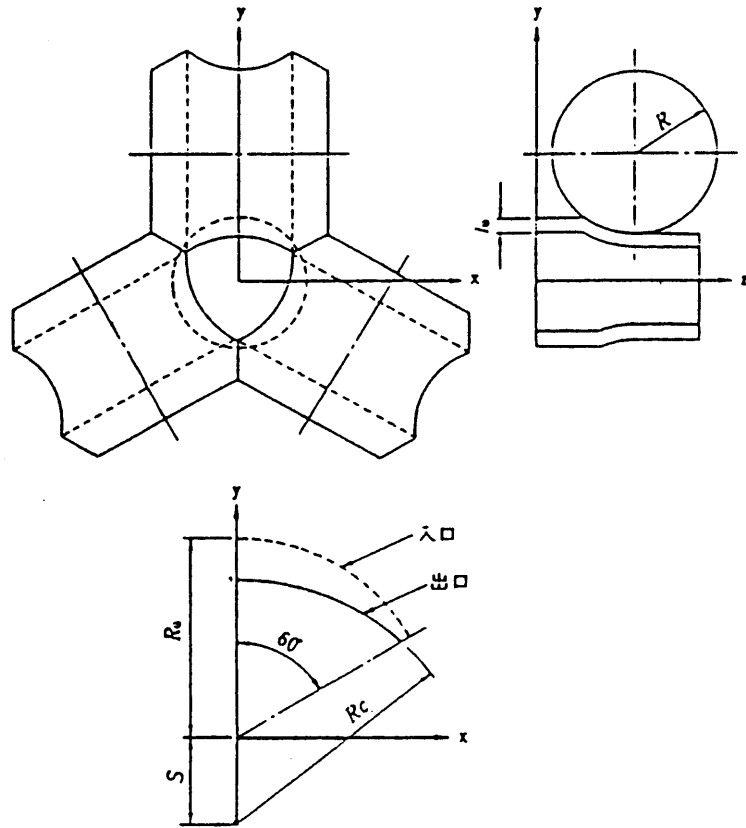


図 5-16 収束後の要素形状



種類	カリバ A	カリバ B
中心のロール半径 Rr	127.75 mm	126.75 mm
出口の偏差 S	4.67 mm	0.00 mm
孔型の半径 Rc	37.04 mm	33.25 mm
変形抵抗 kgf/mm^2	$\sigma = 4.0 \times (0.015 + \epsilon)^{0.14}$	
摩擦係数	0.3	
ロール回転角速度	0.01 rad/s	

解析に用いたカリバ形状

図 5-17

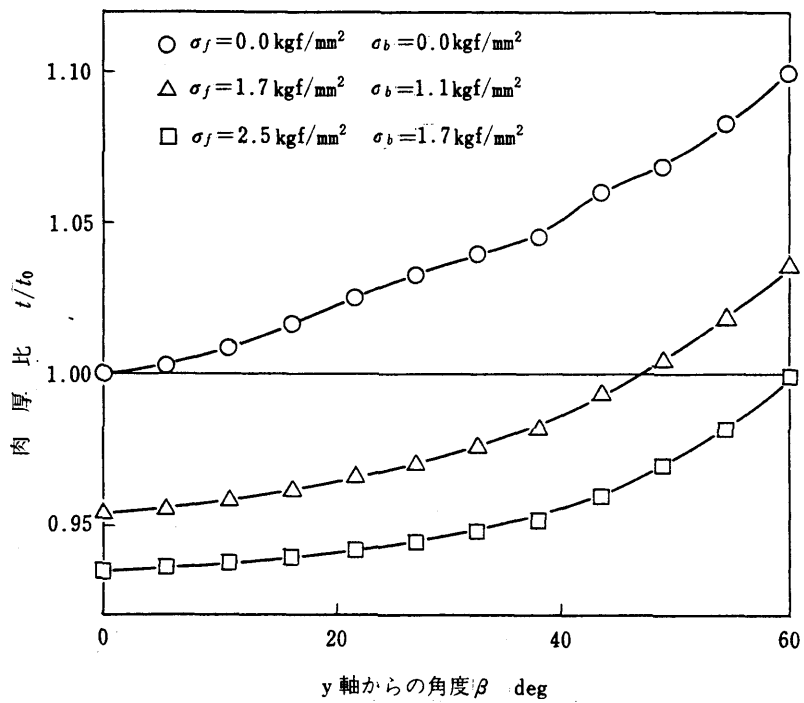


図 5-18 解析による円周方向肉厚分布

(カリバー A)

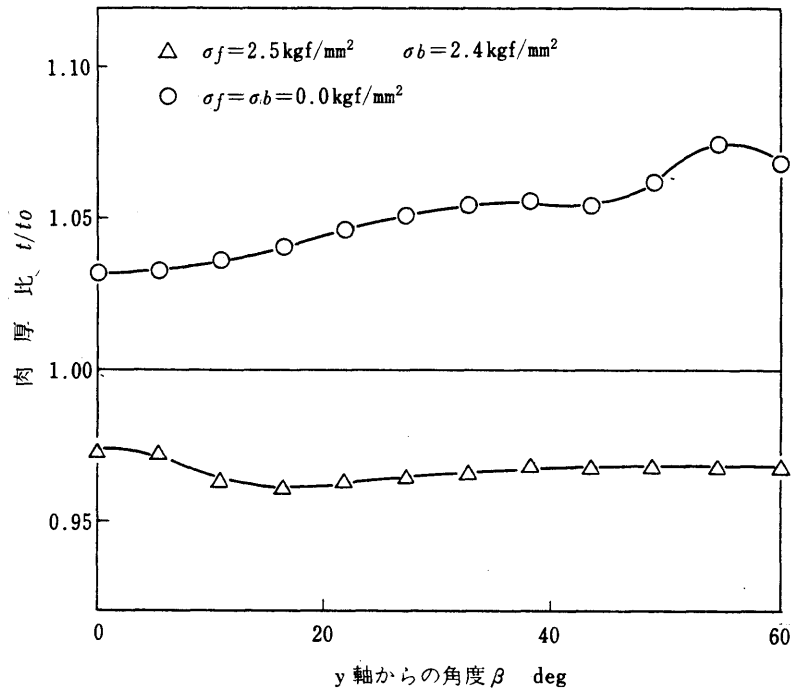


図 5-19 解析による円周方向肉厚分布および張力の肉厚分布への影響
(カリバー B)

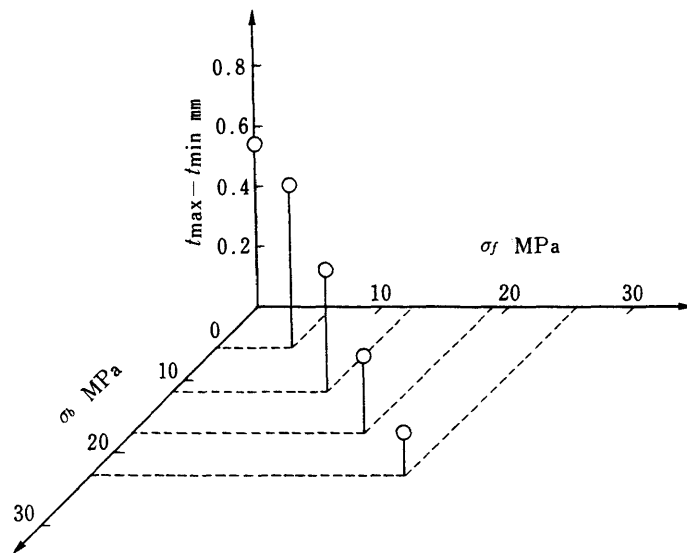


図 5-20 前方後方張力の角張量への影響

第Ⅱ編 継目無鋼管のきずとその発生防止

第6章 マネスマン穿孔において発生するきず

§ 6-1 はじめに

緒言で述べた如く油井管および化学プラント用を中心に、高耐蝕性および高強度を有するステンレス鋼をはじめNi-Cr系高合金材料の継目無管の需要が高まっている。これらの材料は炭素鋼などと比べると加工性が低いため、従来より、難加工材の製造に適した熱間押しが使われてきた。しかし、熱間押しプロセスによる製造は低効率、高コストであり、かつ大径管になると力量的に製造困難な場合もあるため、マネスマン-プラグミルあるいはマネスマン-マンドレルミルなどのマネスマン方式連続圧延プロセスによる製造が試みられている。ところがマネスマン方式によると管の内外面にしばしばきずの発生することがあり、これらが合金材料の継目無管製造における最大の障害になっている。これらきずの中で、製品にとって致命的なきずのほとんどは、穿孔過程で生ずるものであり、健全な穿孔材を得る事が最も重要な課題となる。

図6-1に、これまでマネスマン穿孔で穿孔可能とされていた難加工性材料の穿孔可能範囲を示す。図に見られる如く、穿孔可能範囲は大変狭いものであった。このため一方では、合金鋼に適した穿孔方式が研究され、カルメスにより発案されたプレスロールピアサ¹が改良され、新プレスロールピアサ²として、あるいは古くからUSスチールで使用されていたコーンタイプピアサ³として、あるいは古くからUSスチールで使用されていたコーンタイプピアサ⁴として新設備に導入されたのはまだ最近の事である。しかし、これまでマネスマン穿孔において発生するきずを基礎的に研究した報告はない。特に最近要望の高い合金鋼を、マネスマン穿孔法により穿孔した場合の、穿孔限界について系統的に検討された報告はない。これは一つに高合金管の需要が少なかった事、及び穿孔時の現象が複雑なため現場技術の中で対応されていた事もあり、これまで系統的な研究がなされなかった為と考えられる。

本章では、高能率ミルでの高合金管の製造の可能性を調査するため、この製造において最大の障害となっているマネスマン穿孔に焦点をあて、穿孔時に発生するきずの発生機構と防止法を検討した。研究にあたっては、熱間モデル穿孔機を用い、オーステナイト系ステンレス鋼をはじめ、Ni-Cr系高合金材料のマネスマン穿孔試験を行ない、穿孔材に発生するきずの形態を分類し、その発生原因を推定した。さらに適正な穿孔条件の設定方法について基礎検討を行なうとともに、高合金材料を穿孔するのに適した工具材料の検討を行なった

。表6-1に研究の全体フローを示す。

§ 6 - 2 . 実験方法

表6-2に示すオーステナイト系ステンレス鋼および52Ni-25Crまでの高合金材料を供試材材として用い、素材ビレットはすべて圧延材から切り出した。穿孔実験に先立ち、ねじり試験により剪断変形抵抗および破断にいたるまでのねじり回転数を求めた。穿孔実験条件は表6-3に示す通りであるが、加熱には電気炉を用い、充分均熱した後、素材を取り出し10秒後に穿孔した。実験に使用したロールの形状を図6-2に示す。表面には深さ0.4mm、幅4mm、間隔10mm(軸線に対し8°傾斜)でナーリング加工を全周に施した。ガイドシューには図6-3に示す回転ディスクシューを用いた。ディスク回転数は周速がロール周速の軸方向成分の約90%になるように選び、シュー間隔(カリバ底での間隔)はビレット径の1.0~1.1倍とした。プラグは主としてスケール付け(940℃×1Hr徐冷)を施した合金鋼(5Cr-1Mo)プラグを用いたが、プラグの損傷がはげしいため、高合金材料の穿孔の際にはモリブデンなどの高温強度の高いプラグを用いた。図6-4にプラグ形状の一例を示す。

§ 6 - 3 実験結果

6.3.1 素材の加工性

素材自身が有する変形能は、穿孔のみならず鍛造、圧延等の加工時に発生する疵と深い関係にあり、加工法の選定、及び加工条件の選定の上で重要な因子となる。それ故、素材の変形能を小型試験片を用い、実験室的に手軽に評価する試みが多くなされている。例えば、高温据込試験、高温引張試験、楔形試験片の圧延試験、高温ねじり試験、及び回転鍛造試験があげられる⁵。

マンネスマン穿孔される素材の評価には、その変形様式が似ている事から高温ねじり試験、あるいは回転鍛造試験が用いられる事が多い。ここにおいてもこれら2つの方法により素材の加工性を評価した。

熱間ねじりの試験の結果を図6-5に示す。縦軸は破断に至るまでの回転数、横軸は試験温度を示す。この試験にあたっては、素材を所定の温度に加熱後、その温度に於てねじり試験を行なった。図にみられる如く、素材の種類により破断ねじり回転数は大きく異なり、温度に対する依存性も材種により異っている。特徴的なものはDC23L(二相系ステンレス)、SUS304L、316Lで、1300℃までの範囲では温度が高いほど高い加工性を示している。一方、D2552Lでは1300℃で零延性を示し、少しの変形で破断している。一般の炭素鋼(0.12C程度)の100回近いねじり回転数に比べると

、ここに用いられた材種は加工性の低い値のものが多い。従来はこれらの結果により、素材の加工性の高い温度域に加熱炉の温度を選定していた。しかし、厳密には炉で加熱された素材は穿孔時には温度が下り、加熱温度よりも低い温度で加工される。それ故、素材評価テストも素材の温度履歴を考慮したもので行なうべきであるとの考えから、オンクローリングでのテストを行った。その結果を図6-6に示す。図に見られる如く、温度履歴により加工性が大きく左右される事がわかる。例えば一度1300℃に加熱された後1050℃で試験した場合の破断ねじり回転数は約20回転であるのに対し、加熱温度、試験温度が共に1150℃のものでは破断ねじり回転数は約40回転である。この図に実操業時のピレットの温度分布を計算により求め、ピレット軸芯と外表面間の温度範囲を同図に示す。図に見られる如く、温度履歴によってピレット軸芯と外表面の変形能が異なっており、これらを考慮して適正な加熱温度が選択されるべきである事が分かる。実験にあたってはこれらの点を考慮し、加熱温度を決定した。なお回転鍛造試験結果については後述する。

6.3.2 きずの形能分類

各種ステンレス鋼、及び高合金材料を熱間実験穿孔機により穿孔した。その結果、穿孔材の内外面あるいは肉厚中央部に種々のきず見られ、これを以下のように分類した。

a) 内面きず

(1) ラップきず

SUS304L, 321H, 316L, H, 347, 310Sの各ステンレス鋼を加熱温度 $T = 1100 \sim 1300$ ℃、ゴージ圧下率 $R_g = 8 \sim 10\%$ 、プラグ先端圧下率 $R_p = 6 \sim 9\%$ 、伸び $\lambda = 1.8 \sim 2.1$ の条件で穿孔した。穿孔材全数につき、写真6-1に示すように目視では良好な内面が得られた。しかし詳細に顕微鏡観察を行なった結果、写真6-2に示すように1/10mmオーダの細かい円周方向に倒されたきず(ラップきず)が見られるものもあった。このきずは圧下率 R_p の大きいものほど多くあらわれた。

(2) かぶれきず

SUS316Lにつき、 $T = 1300$ ℃、 $\lambda = 2.7$ ($R_g = 10\%$ 、 $R_p = 4\%$)の加工度の大きな条件で穿孔したところ、目視でも明瞭に、内面に相当劣悪なかぶれきずが観察された。写真6-3に拡大するように、ラップきずとは異なり一定の方向性をもたず、肉厚方向に深いきずである。モデル穿孔の場合、かぶれきずは上記の穿孔条件のみでしか観察されなかった。

(3) ラミネーション

さらに合金成分の多い52Ni-25Crについて穿孔を行なったところ、内表面は

良好であるが、写真6-4に示すように肉厚内部が層状に破断するラミネーションがしばしば観察された。写真6-5 拡大するようにポイドが多く見られ、結晶粒界が崩壊している様相を呈している。ラミネーションは52Ni-25CrについてT, λ の大なるものほど顕著にあらわれた。

b) 外面きず

(1) ヘゲきず

本実験に用いたディスクシューはSKD61(JIS)調質(Hs=40)材を機械加工したものである。いずれの素材の穿孔後も、外面に、写真6-6に示すような大きなヘゲきずを生じた。一方、穿孔後のディスクシューには写真6-7に示すように、穿孔材との接触部に鱗片状の多数の薄片が凝着した。これらの付着物の形状と穿孔材外面のヘゲきずの凹みが一致することから、穿孔中に材料とシューとが焼付きを起こし、回転するシューが穿孔材の表層を剥ぎ取ってヘゲきずになると想像できる。

(2) ラップきず

上記のディスクシュー表面に耐焼付性処理(浸硫窒化)を施して穿孔した際に生じた外面きずを写真6-8に示す。この場合にはシューへの材料の焼付きおよび穿孔材外面のヘゲきずの発生は全く見られないが、外面に内面のラップきずと同様の円周方向に倒された小さなきずが観察された。

6.3.3 工具損傷

a) プラグ

普通鋼を穿孔するために開発された通常の合金鋼プラグを使用すると、ステンレスを穿孔した場合穿孔材がプラグ先端部へ焼付きを起こしてプラグが溶損し、写真6-9に示すように1回の穿孔で劣悪に損傷する。管内面の後端部には写真6-1に示すように付着物が観察される(写真6-10に拡大)。分析によるとこの付着層は穿孔材とプラグ材との合金層であり、穿孔材がプラグへ焼付き生成したものであると考えられる。

さらに穿孔を途中で止め、プラグと共に穿孔材をたて割りに切断した。その断面(写真6-11)をみると、プラグ先端は溶融しておりプラグ形状の健全性が失われている。また穿孔時の負荷特性は表6-4に示すように、42Ni-22Crの高合金材料ではロール荷重はもとよりプラグ荷重が他の鋼種と比べ非常に大きい事がわかる。

プラグの溶損は高合金材料穿孔時には一回の穿孔で生じ、繰り返しの使用には耐えられない。また材料の変形抵抗も高くなりプラグにかかる力が増大し、

著しい場合には穿孔材が前進しなくなり穿孔を中断しなければならないことも少なくない。

他方、普通鋼を通常のプラグを使用して穿孔する場合には、穿孔材より発生した酸化物 (FeO) がプラグ表面にたい積し、それが潤滑および焼付防止材として働くことが知られている⁶。通常のプラグはこの現象が起こり易い様に成分調整されており、大きな効果を得ている。また穿孔材の変形抵抗も低いためプラグにかかる力も小さく、プラグが穿孔材に対し十分な強度を有している。しかし、ステンレス等の材料を穿孔する場合には、普通鋼穿孔で見られる酸化物の発生も少なく、たとえ予めプラグ表面に酸化層を付けたとしても、潤滑剤として働くべき酸化物は摩耗しいずれ消滅してしまう。このため素材とプラグ間の摩擦が大きくなり、焼付きを発生させ易い状況となっている。またプラグ先端の高温強度に対し穿孔材の強度が高いために、プラグ先端が塑性変形して焼付きを助長していると考えられる。

b) シュー

通常のディスクシュー材質のままでは写真6-7に示した通り、穿孔材と焼付きを起こしてシュー上に穿孔材薄片が凝着し、表面粗さが著しく損なわれる。

§ 6 - 4 きず発生機構と防止対策

マンネスマン穿孔過程は図6-7の4つの過程からなっている。

- (1) ビレットに引込力を与えるための外径圧下部
- (2) プラグに当たってから主として肉厚を圧下する主穿孔圧延部
- (3) 肉厚を一定に整えるリーリング部
- (4) 外径を円形にする外径調整部

これらの過程の中で、主としてきず発生に関連する部分は(1)及び(2)である。特にまず(1)の外径圧下部においては、回転鍛造効果によりマンネスマン割れの発生する事が知られている。従来より、このマンネスマン割れがあるためマンネスマン穿孔ができるといった誤解があるが、加藤らは^{7 8 9}このマンネスマン効果による割れ発生が製品きず発生的一大要因である事を指摘し、素材の加工性評価法として、テーパビレットの空抜試験法を提案している。付言すればマンネスマン兄弟による穿孔機発明期において、すでにマンネスマン割れの発生しない3ロール穿孔機も試作されており、ロール入側の外径圧下部はただ単にビレットを引込み、プラグ反力に負ける事なくビレットを押込む力の発生源として必要であったのであり、一種の必要悪としてこの部分が

存在したと考えるのが正しい。次に(2)の主穿孔圧延部については、きず発生に対しこれまで十分に議論されていない。さらに(3)、(4)の部分については、ロール表面の凸凹の転写やロールによるすりきず程度のものは発生することはあるが、外径あるいは肉厚圧下量は何れも微量であり大きなきず発生にはあまり関与していない。

そこで以下では、外径圧下部(回転鍛造部)及び主穿孔圧延部におけるきずの発生機構について検討を行なった。

6.4.1 回転鍛造部において発生するきず

回転鍛造部において発生するきずを調査するために、図8-8に示すテーパ状のピレットを素材とし、表6-5に示す条件でプラグなし圧延(空抜試験)を行なった。圧延後の試験片中央を縦割りにし、写真6-11に示すようにカラーチェックで軸芯部にマンネスマン割れの発生する圧下率(限界圧下率)を調査した。図6-9に結果を示す。なお、限界圧下率 r は図6-10に示す記号を用い下式で求めた。

$$r = \frac{(D_2 - D_1) L \cos \alpha / L}{D_1 + (D_2 - D_1) L \cos \alpha / L} \quad \text{--- (6-1)}$$

試験条件の中で特に注意を要するのは送り角の選定である。空抜きの場合にはプラグがないため、送り速度が通常穿孔に比べ格段に大きくなる。マンネスマン効果は圧下量と圧下回数に依存するため、通常穿孔時の回転鍛造効果を調査する場合、プラグを用いた穿孔時の送り速度に合致させる必要がある。このため空抜きの場合には、穿孔時と送り速度がほぼ一致するロール傾斜角を選ぶ必要があり、この実験では 3° とした。

図6-9よりステンレス鋼のうち限界圧下率の高いものはSUS321H、低いものはSUS316Lである等のがわかるが、ほとんどの材料はマンネスマン穿孔でとられる通常の圧下率範囲($R_p = \sim 8\%$)で、マンネスマン割れの生じる限界に近いことがわかる。なお同図中、52Ni-25Crの限界圧下率0%(1300℃)の点は、材料がロールにかみこんだ瞬間に破砕し、この温度で零延性を示したことを表わしている。空抜材料の円周方向断面を写真6-13に示す。軸芯部近辺にマンネスマン効果による空孔が多数生じており、これらの空孔が内面きずの起点となる。穿孔中にロール回転を止め、取り出した穿孔中止材を長手方向に顕微鏡観察すると、プラグに当たるまでの回転鍛造部で生じたマンネスマン破壊による空孔(写真6-14-a)のうち、肉厚内部にあるものはその後ロールとプラ

グとの主圧延部で圧着するが、プラグ表面に開口した空孔は主圧延部の剪断変形で引き伸ばされて管内面にラップ状のきずとなって残る（写真6-14-b）。この事より、きず発生防止にはマンネスマン割れの生じない外径圧下率を選ぶか、あるいはプラグ先端部が早くビレットに当たるように、プラグ先進量を大きくとるかプラグを長くする必要がある。また、機構的に回転鍛造で軸芯部に割れの発生しない3ロール穿孔法は、回転鍛造部でのきず発生防止に効果があるものと考えられる。

同様に外面も写真6-13からわかるように、回転鍛造部ですでに小さなきずが発生している。回転鍛造により発生する表面近傍でのすべり線¹⁰に沿って破壊が起こり、きずとなって残ると考えられる。しかし、外面はロールから受ける変形で早期に再結晶を起こし、比較的軽い損傷にとどまる。主圧延部において新たに大きな外面ラップきずの発生はなく、プラグに当たるまでのきずが塑性変形により倒され引き伸ばされることが、穿孔中止材での観察から確認された。さらに52Ni-25Crの空抜試験においては、写真6-15に示すように少なくとも圧下率14%までは軸芯部での空孔の発生は見られないが、外面近傍のみが変形する傾向があり、圧下率の大きい場合には、外面近傍に円周方向に層状に大きな破壊をに引き起こす。なお同様の破壊はINCONEL625, HASTELLOY C-276にも見られた。写真6-16の断面写真からは剪断的な破壊形態を示していると思われるが、今の所この種の破壊の詳しいメカニズムは不明である。図6-9中の点線はこの材料の外面破壊発生の限界圧下率を示している。

さて、丸ビレットを回転鍛造した際に生じる軸芯部のマンネスマン割れは、加藤らによれば、応力とひずみの複合効果で生ずる。丸ビレットを回転鍛造したときの応力分布およびひずみ速度分布^{9, 11}は図6-11に示すようになり、破壊限界は次式で与えられる。

$$\epsilon + c(\sigma_m/\sigma) - a = 0 \quad \text{--- (6-2)}$$

ここで、

$$\epsilon = d\epsilon \quad ; \text{累積ひずみ}$$

$$\sigma \quad ; \text{相当応力}$$

$$\sigma_m = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)/3 ; \text{平均垂直応力}$$

また同様に加藤ら¹⁷によれば、軸芯部の応力は3軸成分とも圧下率に対しほぼ線形に変化することが確かめられている。従ってビレット一回転前後の半径をそれぞれ R_i , R_{i+1} とすれば

$$\sigma_m/\sigma = B(1 - R_{i+1}/R_i) + A \quad \text{--- (6-3)}$$

ここで、 $A=0.64$, $B=-3.6$

さらに穿孔における幾何学的関係を考慮すれば、

$$R_{i+1} = R_i \{1 - \pi (\eta_x / \eta_\theta) \tan \theta \tan \xi\} \quad \text{--- (6-4)}$$

ここで、

θ ; ロール面角

ξ ; 傾斜角

η_x ; 前進効率

η_θ ; 回転効率

であるから、式(6-3)は、

$$\sigma_m / \sigma = B \times \pi (\eta_x / \eta_\theta) \tan \theta \tan \xi + A \quad \text{--- (6-5)}$$

となる。

一方、累積ひずみ ε は外径圧下部における剪断歪が小さい事より図6-11に示す半回転毎の半径方向歪に比例するものと考えれば

$$\begin{aligned} \varepsilon &= K \sum \varepsilon_i = K \sum \ln(H_{i+1} / H_i) \\ &= K \sum \ln(H_n / H_{n-1} \cdot H_{n-1} / H_{n-2} \cdot H_{n-2} / H_{n-3} \\ &\quad \cdot \cdot \cdot \cdot H_2 / H_1) \\ &= K \ln(H_n / H_1) \\ &= K (\text{割れ発生までの外径圧下率, } r) \end{aligned} \quad \text{--- (6-6)}$$

となる。なお、外径圧下部においては剪断歪も小さく半回転毎に発生する歪は上式で表示しても大きな誤差はないものと考えられる。(6-5), (6-6) 式より(6-2) 式は

$$K r + C \{B \pi (\eta_x / \eta_\theta) \tan \theta \cdot \tan \xi + A\} - a = 0 \quad \text{--- (6-7)}$$

となる。

従って傾斜角あるいは圧下率を変化させ、マンネスマン破壊の限界圧下率を実験により求めれば、式(6-7)の定数 a , c が決定できる。ここでは傾斜角を $3^\circ, 5^\circ, 7^\circ$ と変化させ式(6-7)を決定した。こうして求めた SUS316L に対するマンネスマン破壊限界を図6-12に示す。 σ_m / σ , ε は近似的に求めたが、同図によるとマンネスマン破壊は圧下率小 ($\varepsilon \rightarrow$ 小), 傾斜角大 ($\sigma_m \rightarrow$ 小) ほど発生しにくいことがわかる。

例えば、傾斜角を 2° 上げれば限界圧下率は数%上昇する。それ故、マンネスマン割れにより内面きずの発生するものについては、傾斜角を大きくすることできず発生を防止できる。また、式(6-7)より面角 θ を大とするか、前進効率 η_x が大きくかつ傾斜角 ξ が大きくなるような穿孔形態をとればそれだ

け限界圧下率を上げることができる。コーンタイプの穿孔機においてマンネスマン割れの発生し難い原因はここにある。しかしながら2本のロールで回転鍛造を行なう基本原理はマンネスマン穿孔と変わらないため、コーンタイプ穿孔法では全くマンネスマン割れが発生しないとする考え方は誤りである。またテーパビレットの空抜試験において条件を選定するには、ビレット半回転当たりの前進量を実際の穿孔の場合と合致させるべき事は先述したが、これは(6-7)式において $(\eta_x/\eta_0)\tan\epsilon$ を両者で一致させることを意味する。最近の論文にこの点を無視した論文も少なからず見受けられるが、この点注意を要するものと考える。すなわち、 $(\eta_x/\eta_0)\tan\epsilon$ の値を実穿孔の場合と合わせないで行なった空抜試験によるマンネスマン割れ限界調査は、穿孔条件の決定あるいは穿孔方式の評価には役に立たないものである。

以上、回転鍛造部で発生するマンネスマン割れについて、テーパビレットの空抜試験および簡単な解析により、割れ発生要因とその影響度を明らかにした。また、実穿孔においてきずの発生しない穿孔条件を決定するために、図6-12に示すような破壊限界線図の作成を可能にした。

他方、高温での変形抵抗の高い52Ni-25Cr等では、外表面近傍に剪断破壊の発生する事を述べた。加藤等⁹の研究によれば、一回の回転鍛造時に発生する相当歪みの半径方向分布は図6-13に示す如く、変形抵抗の高い材料では中心部の相当歪みが小さくなり、中心部より外周部の相当歪みの大きくなる事が示されている。この事より類推して、高変形抵抗材では外周部近傍に割れの発生しやすい事も理解できる。

6.4.2 主圧延部において発生するきず

a) 加工発熱と温度分布

ロールとプラグとの間で減肉加工が行なわれる主圧延部では、図6-14のように加工発熱と、ロール、プラグへの熱移動(奪熱)がある。筆者等が開発した管圧延プロセスにおける温度解析プログラム¹²を用いて計算した、モデル穿孔時の温度計算結果を図6-15に示す。計算に際し、肉厚方向の分割数は8、ロール、プラグの温度は200℃、材料の物性値として密度0.08Kg/mm³、熱伝導率25Kcal/mHrdeg、比熱0.145Kcal/Kgdeg、変形抵抗16Kg/mm²を用いた。また工具と材料との接触時間は0.25秒とした。変形による発熱は断面内に均一に分布すると仮定した。これらの穿孔条件は写真6-4でラミネーションを生じた52Ni-25Crの穿孔条件に合わせたものである。図6-15より、穿孔直前には外面から冷却されるため、面と軸芯で60℃の温度差が生ずる。穿孔直後ではプラグ、ロールと接触する内、外表層は冷却され1200℃程度であるのに対し、肉厚内部の内面

近傍に1300℃の最高温度になる点が存在することがわかる。この最高温度点と写真6-4のラミネーション発生箇所がほぼよい一致を見せていることから、ラミネーションの発生の主因は肉厚内部が零延性温度に達することであると考えられる。従って零延性温度が低く変形抵抗が高い（すなわち加工発熱が大きい）高合金材料ほどラミネーション発生は顕著である。同様の温度計算を実機のSUS316穿孔について行なった結果が図6-16である。実機では加熱炉抽出～穿孔までの空冷時間が長いために、穿孔直前には外面と軸芯で130℃もの温度差が生ずるが、穿孔直後の温度はやはり、肉厚内部の内面近傍で最高温度を有する分布となる。また同図より、穿孔伸びが3.0になると最高温度が1300℃に達し、伸びが大きくなるとラミネーション発生の危険性が増すことを示している。本計算は工具温度、剪断変形量などを近似的に見積もったため計算値にはかなりの誤差を含んでいると思われるが、定性的には実際の状況をよく表現できていると考える。ラミネーションを防止するには低温で穿孔し、かつ加工度を低く抑えることが第一であるが、これに加えて温度伝導率の高いプラグ材質の採用も一案である。今後さらに計算精度の向上を図る必要があるが、それによりラミネーションの発生しない穿孔条件を適正に選ぶことが可能になる。

2・b) 円周方向剪断変形

主圧延部では温度上昇のほか傾斜穿孔特有の剪断変形を生ずる。前述のように高合金材料の穿孔時には、穿孔材がプラグに焼付きを起こすほど、穿孔材とプラグの摩擦状態は厳しいものである。写真6-17にプラスチック穿孔実験において、プラグの摩擦係数を変えた場合に生ずる円周方向剪断変形を示す。プラスチック製のプラグを用いて穿孔し、低摩擦係数を実現する場合には、あらかじめ軸芯にワセリンを注入して組み立てたビレットを用いた。同図よりプラグの摩擦係数が高い場合には、管内面近傍に集中的に大きな剪断変形を生じていることがわかる。従って加工発熱による温度上昇で零延性温度に達せずとも、定性的には、プラグの摩擦係数が大きくなり内面近傍の剪断ひずみが大きくなると、管内面近傍に同様の大きな破壊を起こす可能性がある。写真6-3に見られるような内表面近傍のかぶれきずは、プラグと焼付きを生ずるなどで内面に剪断変形が集中して破壊を生じたと思われる。従ってかぶれきず防止の観点からは、耐焼付性が高く摩擦係数の低いプラグ材質の採用が、最も有効な手段のひとつである。

6.4.3 温度低下による加工性の低下

図6-17に加熱温度と試験温度の異なる場合、すなわち温度履歴を与えた場合のねじり試験結果を示す。同一加熱温度に対し、試験温度が低くなるほど加工

性が低下する。実際の穿孔材外面のように加熱炉から抽出後、穿孔されるまでの間に温度が低下する場合には、外面きず発生の危険性が高くなる。従って外面きず防止の観点からは、加熱炉から素材抽出後の温度低下を防ぐ（加熱温度と加工温度の差を小さくする）ことが肝要である。ただし、同図に示した材質では加熱温度が高いほど加工性の劣化の度合いが大きい。添加元素によりその状況はかなり異なる。それ故、各材質に対し温度履歴を与えた場合の加工性の変化を把握して、最適な加熱温度を選ぶ必要がある。また、温度低下にともなって加工性の劣化の少ない材質の開発も他方で必要である。

§ 6 - 5 高合金穿孔用工具の開発

6.5.1 プラグ

6-3節で述べたように、通常の合金鋼プラグでは高合金材料の穿孔に対して、プラグ材質の高温強度不足、穿孔材との高い焼付き性により著しいプラグの損傷を引き起こし、穿孔材の内面きずの原因になるばかりでなく、途中で穿孔不能に陥る場合もある。本章では、安定して高合金材料を穿孔するために、高融点、耐焼付き性および高い高温強度を有するプラグ材質としてセラミック、モリブデン合金を選び、それらの穿孔可能性を調査した結果を述べる。

a) セラミックプラグ

穿孔中のプラグは高温、高応力場となり熱衝撃、衝撃力を受ける。プラグ温度に関しては文献13に詳しいが、穿孔中にはプラグ表面および先端部は穿孔材の温度と同等以上の温度に達し、穿孔後は常温近くまで冷却されるという厳しい環境にある。このため種々あるセラミック材のうちで、特に高温強度に優れ、破壊靱性値、耐熱衝撃値の高いSiC、Si₃N₄をとりあげて試験した。両者の代表的な物性値を表6-7に示す。形状は図6-18に示すように（a）一体物と（b-1, 2, 3）損傷する先端部のみをセラミック（Si₃N₄）にする二種類のプラグを設計した。表6-8に示す条件で穿孔した結果を写真6-18に示す。

一体物のプラグはSiC、Si₃N₄とも炭素鋼一回の穿孔で粉碎した。破壊はプラグバー取り付け部から生じており、この部分の形状が応力集中を起こし易いことが主因と思われる。一方、先端部セラミックのプラグは炭素鋼二、三回では破損は無く（写真6-16-b）、健全な内面を有する穿孔材を得ることができる。しかしながらそれ以上の回数穿孔を行なうと、母材と締めり嵌めで接合したものの（b-2）は嵌め合い部で折損するか、あるいはセラミック系接着剤で接合したものの（b-1）は接着剤がとれていずれも先端部が外れた。嵌め合い部に応力集中を極力なくすように工夫したものの（b-3）も、三、四回の穿孔でやはり嵌め合い

部から折損して しまった。従って、セラミック材をプラグに適用するには母材との接合法あるいは取り付け部の形状を相当工夫、検討しなければ、多数回の穿孔には耐えないと思われる。

b) モリブデンプラグ

Mo合金 (TZM) はNi合金などの他の耐熱合金と比較して、高温強度が高く、熱伝導率も高い性質を有している。表6-9に成分表を、表6-10に物理的性質を示す。Powder MetallurgyおよびVacuum Arc Cast両方の製法のもので一体物のプラグを試作し穿孔実験に用いた。その結果、SUS316L, 42Ni-22Cr, 52Ni-25Crいずれの穿孔後も、写真6-19に示すように全く健全であった。ただしTZMは約750℃で酸化昇華するため、穿孔後Mo酸化物の白煙が発生する。昇華を防止するため穿孔後プラグの水冷をSUS316L穿孔につき四回連続して行なったが、破損等は見られなかった。このようにTZM製プラグは高合金材料穿孔に好適であると思われるが、実機適用を想定した場合、例えば140φmmプラグでは重量22Kgになり重くて実用的でなく材料費も高い。そこでセラミックプラグ同様、先端部をTZMにしたプラグを試作した。実験結果は写真6-20に示すように、先端のTZMについては破損などは全く見られないが、穿孔回数を増して行くとプラグの主圧延部に該当するプラグ母体 (合金鋼) に穿孔材が焼き付いて母体が損耗する。従って先端プラグを設計する際には、主圧延部をも含めた部分をTZMにする必要がある。以上のようにMo合金は高合金材料の穿孔に非常に有力なプラグ材質になるとと思われる。

6.5.2 ガイドシュー

6-3節で述べたように、Cr-Mo鋼で作ったディスクシューでは、ステンレス鋼、高合金材料と焼付きを起こし外面へげきずの原因となる。そこで写真6-21に示すように耐焼付き処理として知られる浸硫窒化を施した。この方法は560~570℃の熔融塩中に浸して処理するもので、1~2μのFeSの表層下に10μ程度のFe₃N-Fe₂S化合物の硬化層、さらにその下に0.1mm以上の窒素の拡散層を生成する。写真6-22にSUS316を四回穿孔後の状況を示すが、全く焼付きは生じずさらに24本穿孔後にも多少の薄片の付着しかなく未処理のものとは比べると耐焼付き性は格段に向上した。初期に見られたすす状の最表層は、簡単に脱落するため、主にその下の化合物層が焼付き防止に効果があると思われる。実機に適用する際に要求される耐久性については、数百パスもの耐久試験がモデル穿孔機では不可能なため不明な点もあるが、浸硫窒化に代表されるような表面処理法が焼付き防止に有効な手段であると思われる。

以上の検討から、プラグにTZM一体物プラグを用い、ディスクシューに浸硫

窒化を施して高合金管 (42Ni-25Cr) を穿孔した。穿孔条件として § 6-4 で検討した内容を考慮し、回転鍛造割れの発生しない条件、最適加熱条件を選んだ。穿孔した結果の外面を写真6-23に示す。内、外面とも非常に良好な穿孔材が得られており、断面を切断して顕微鏡で確かめた結果も良好であった。このように、図6-1で示したマンネスマン穿孔の可能範囲は、適正な条件さえ選べば 42Ni-22Crまでは広がるものと結論できる。

§ 6-6 まとめ

オーステナイト系ステンレス鋼をはじめ Ni-Cr系高合金材料をモデル穿孔した際に発生する代表的なきずについて、それぞれの発生形態、機構を分類した。穿孔時に発生するきずは大きく分けて、プラグに当たるまでの回転鍛造により起こされる中心部付近の割れ、と圧延部において発生するラミネーション、プラグ損傷、シューとの焼付きによるきずに分けられる。図8-19にこれらをまとめて示す。以上の考察からこれらの合金材料を健全に穿孔するためには次の手段をとる必要があることがわかった。

(1) プラグに当たるまでの回転鍛造効果によるきずを防止するために、テーパピレットの空抜試験結果などから得られるマンネスマン破壊限界内で穿孔条件を設定する。

(2) 高温性のきず (ラミネーション) を防止するためには、低温で加熱を行わない加工度を低く抑える必要がある。この実現には管低温部での低温割れを防ぐため、管内部の温度差をできるだけ少なくすると共に、加工熱を早く奪う熱伝導性の良いプラグの開発が重要な因子となる。

(3) 温度低下による外面きず発生防止のため、穿孔されるまでの材料外面の温度低下を極力抑えると同時に、温度低下にともなう加工性の劣化を考慮に入れて加熱温度を選ぶ。

(4) プラグ材質に関し、モリブデン合金に代表されるような耐溶損、耐焼付き性が高く、かつ温度伝導率の高い耐熱材料の使用が不可欠である。また、低摩擦係数の材質の採用は、管内面近傍の剪断ひずみの減少、摩擦発熱の抑制の観点から有効である。

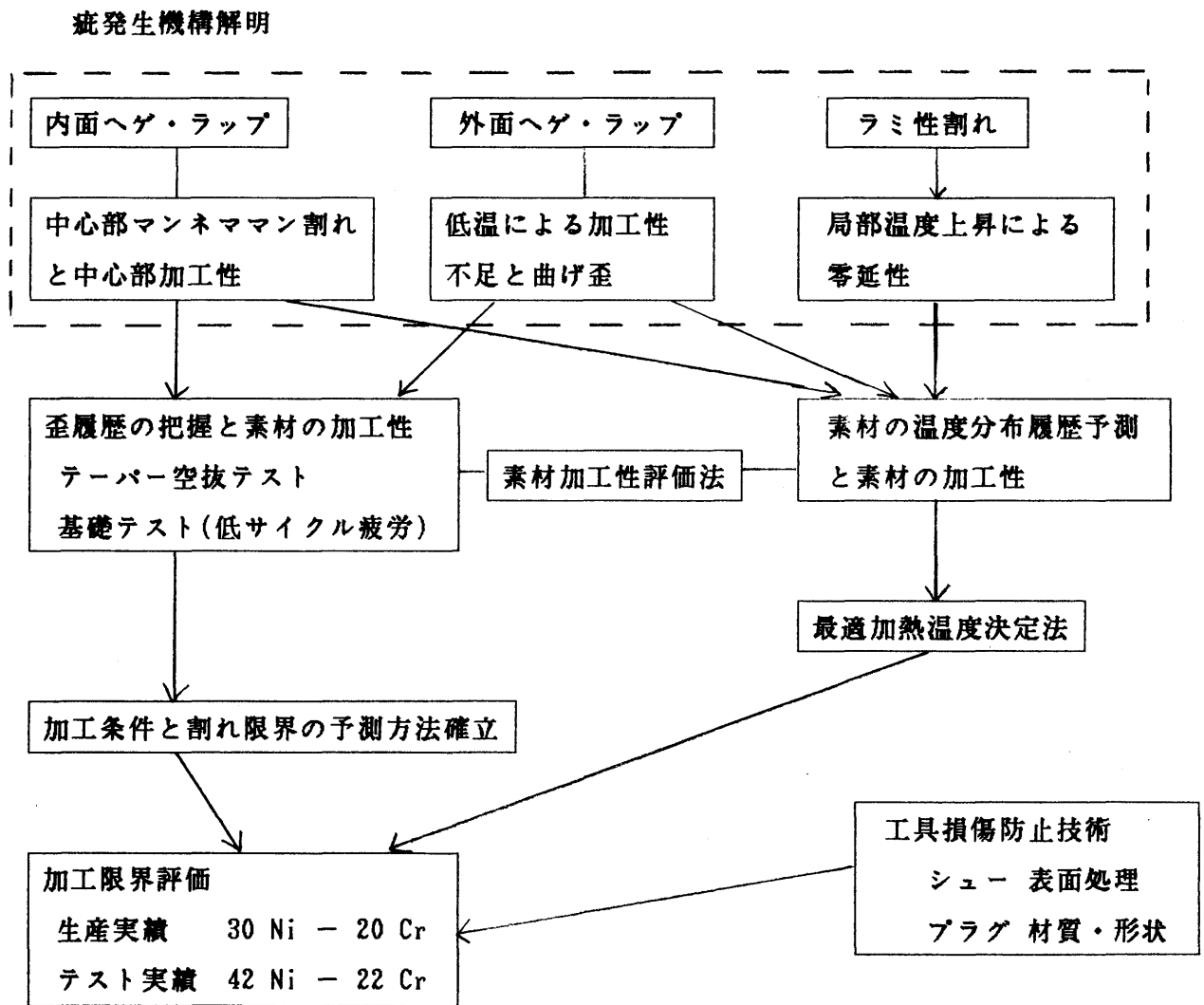
(5) シュー材質に関し、穿孔材の外面へげきずの原因となる焼付きを防止するような材質の選定、あるいは浸硫窒化のような表面処理の検討が不可欠である。

(6) 以上のごとき対策を採用し、実機の1/5のモデル穿孔機により穿孔実験を実施した結果、マンネスマン穿孔法によって42Ni-22Cr材の穿孔をきずなく行なうことができた。

第6章 参考文献

- 1) A.H.Calmes ; Proc. 12th. Mechanical Working and Steel Processing Conf., Chicago, Jan. (1970)
- 2) 柳本 他; 製鉄研究、297 (1979)
- 3) 合田 他; 鉄と鋼、67 (1981) 7, p1021
- 4) 田中 他; 住友金属、36 (1985) 1
- 5) 「圧延理論とその応用」;(1975) p165、日本鉄鋼協会編
- 6) 亀村 他; 鉄と鋼、70 (1984) 13、S1156
- 7) 日本鋼管 ; 第35回圧延理論部会資料、(1968)
- 8) 加藤 他; 日本金属学会会報、17 (1978) 7、p598
- 9) 斎藤 他; 塑性と加工、18、193 (1977) p120
- 10) 斎藤 他; 塑性と加工、17、191 (1976) p958
- 11) 加藤 他; 塑性と加工、18、199 (1977) p605
- 12) 三原 ;「塑性加工におけるシミュレーションの適用と問題点」、第93回塑性加工シンポジウム、(1984) p25
- 13) 大貫 他; 鉄と鋼、72 (1986) 3、p104

表 6-1 研究のフロー



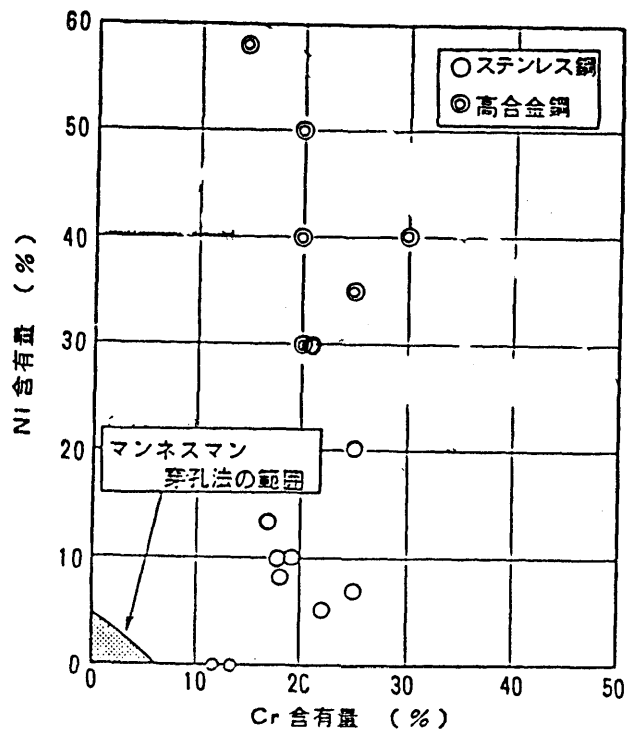


図 6-1 難加工性材料の穿孔可能範囲

表 6-2 穿孔材料の化学成分

* ×100ppm

鋼種	鋼番	C	Si	Mn	P *	S *	Ni	Cr	Mo	Cu	Al *	T.Ti	Nb	V *	Co *	W
304L	56044	.013	.48	1.57	172	33	12.60	18.61	0.0067	0.0089	67	0.0046	0.0023	430	90	0.0073
316L	54917	.030	.48	1.61	204	96	13.62	16.83	2.3069	0.2068	113	0.0027	0.0056	410	1700	0.0160
316H	54528	.044	.55	1.68	166	92	12.92	16.92	2.6334	0.1948	148	0.0025	0.0056	380	1840	0.0169
321H	55624	.077	.60	1.64	220	44	11.16	18.14	0.1200	0.0538	423	0.5396	0.0121	480	2310	0.0106
347	52534	.057	.62	1.67	243	51	10.57	17.76	0.1495	0.0560	222	0.0229	1.0128	350	1550	0.0142
310S	55375	.061	.60	1.66	163	24	21.05	24.49	0.1309	0.0245	78	0.0850	0.0232	560	1600	0.0103
D2232J	59174	.016	.30	0.44	20	1200	32.56	11.95	4.47		1300					
D825L	56119	.016	.30	0.09	150	20	42.78	20.68	3.04	1.93	630	0.6700				
D2552L	55676	.012	.27	0.69	50	20	51.30	24.62	7.08	0.91	119	1.1100		180	460	
DC23L		.016	.55	0.99	220	10	5.56	23.67	2.91							

表 6-3 実験条件

ビレットサイズ	42 ~ 50 φ × 250 t m m
穿孔材サイズ	42 ~ 52 φ × 4.5 ~ 8.0 t m m
伸び	1.7 ~ 2.7
ロール傾斜角	6 ~ 8°
プラグ径	30 ~ 38 φ m m
ロール回転数	60 r p m
ディスク回転数	4.6 r p m
加熱温度	1100 ~ 1300 °C

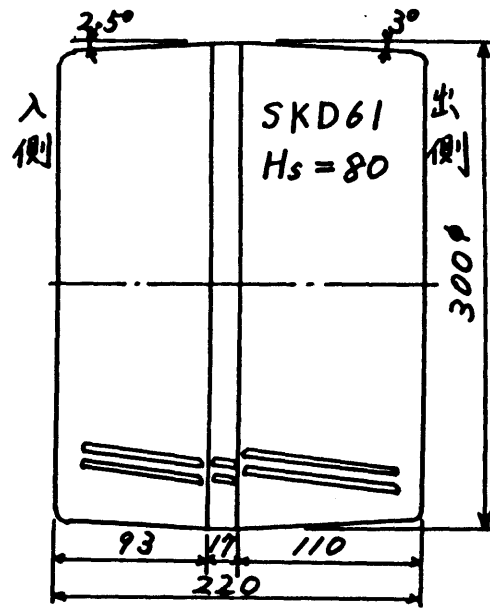


図 6 - 2 ロール形状

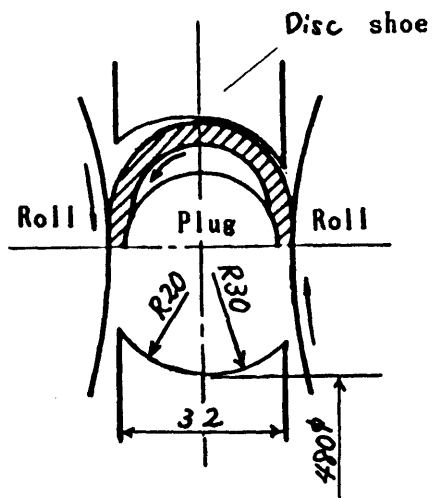


図 6 - 3 ディスクシュー

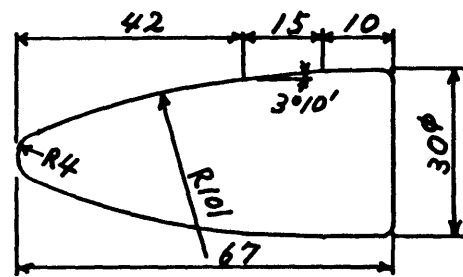
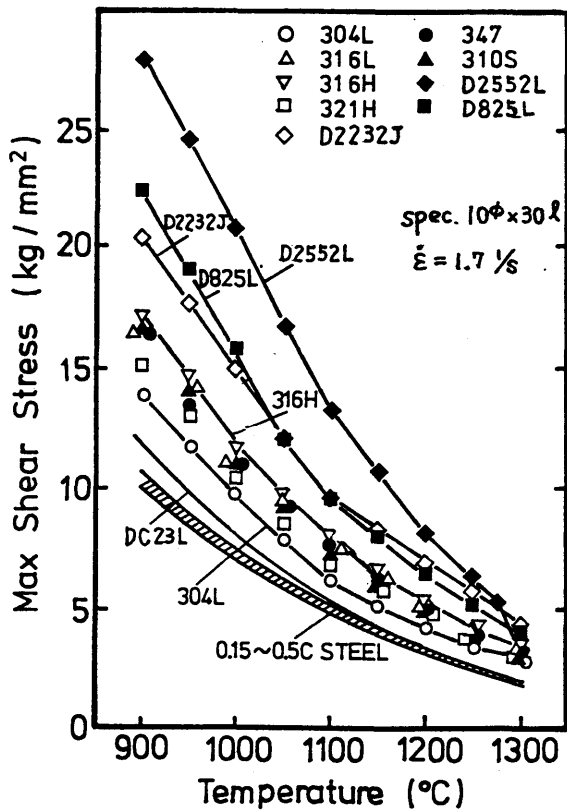
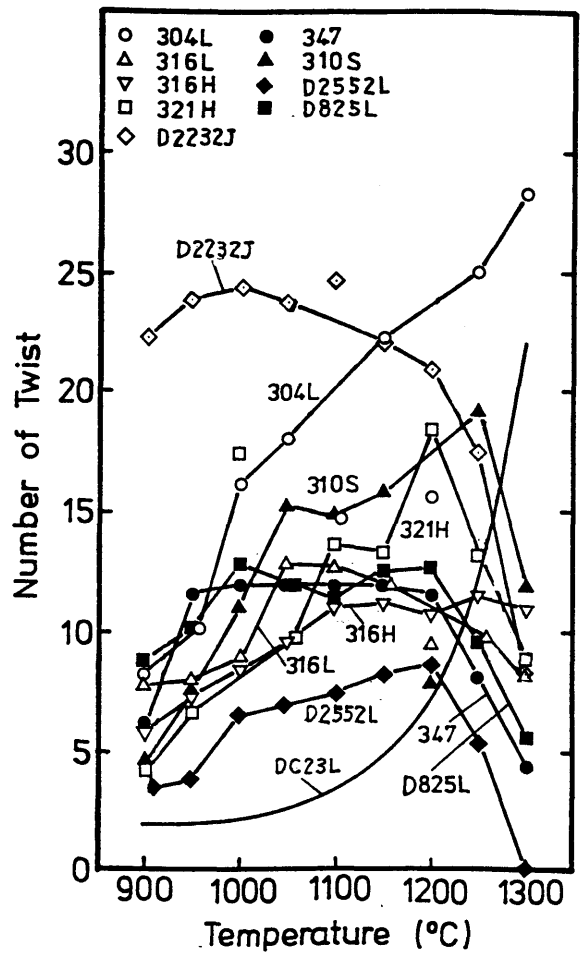


図 6 - 4 プラグ形状



(a) 剪断変形抵抗



(b) 破断回転数

図 6 - 5 ねじり試験結果

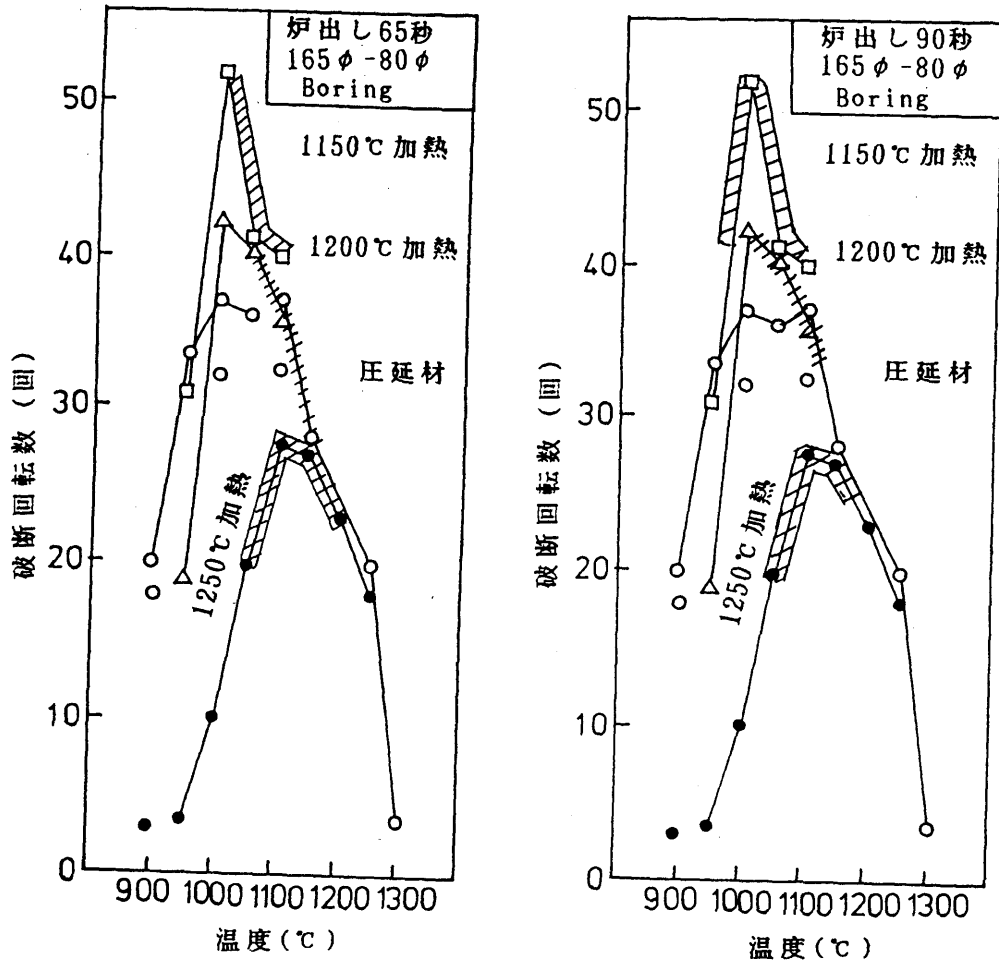


図 6-6 温度履歴を考慮したビレットの加工性 (42Ni・25Cr Modify)

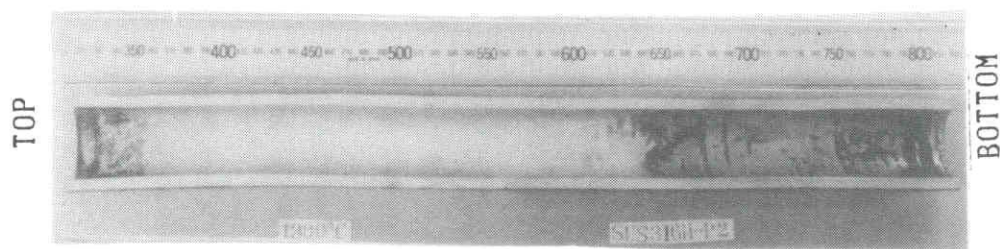
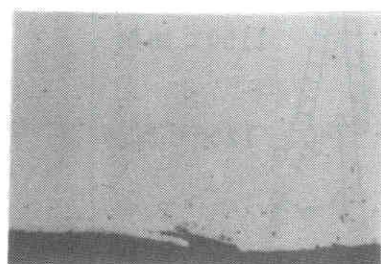


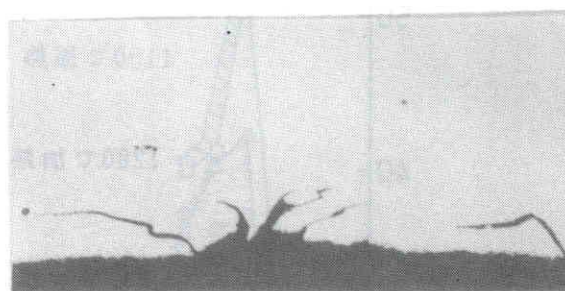
写真 6-1 ステンレス穿孔材内面外観



T = 1150℃
Rg = 10%
Rp = 9%
λ = 2.0

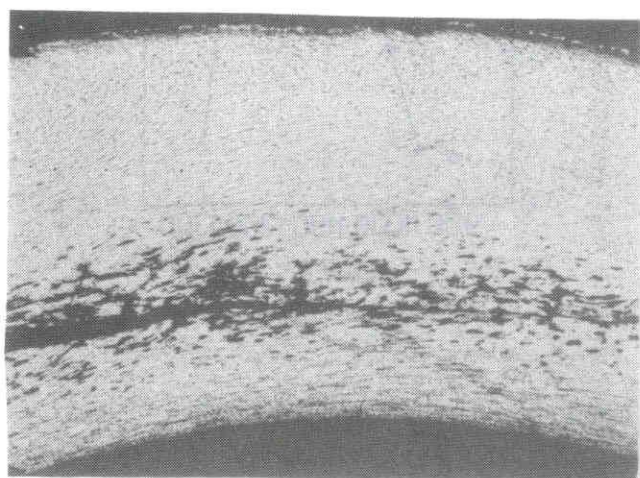
0.2mm

写真 6-2 内面ラップ疵 (SUS321H)



0.2mm

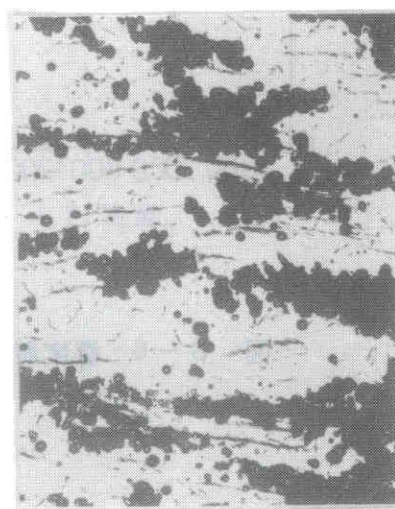
写真 6-3 内面かぶれ疵 (SUS316L)



T = 1200℃
Rg = 10%
Rp = 8%
λ = 2.0

1mm

写真 6-4 ラミネーション (52Ni-25Cr)



0.1mm

写真 6-5 肉厚内部拡大

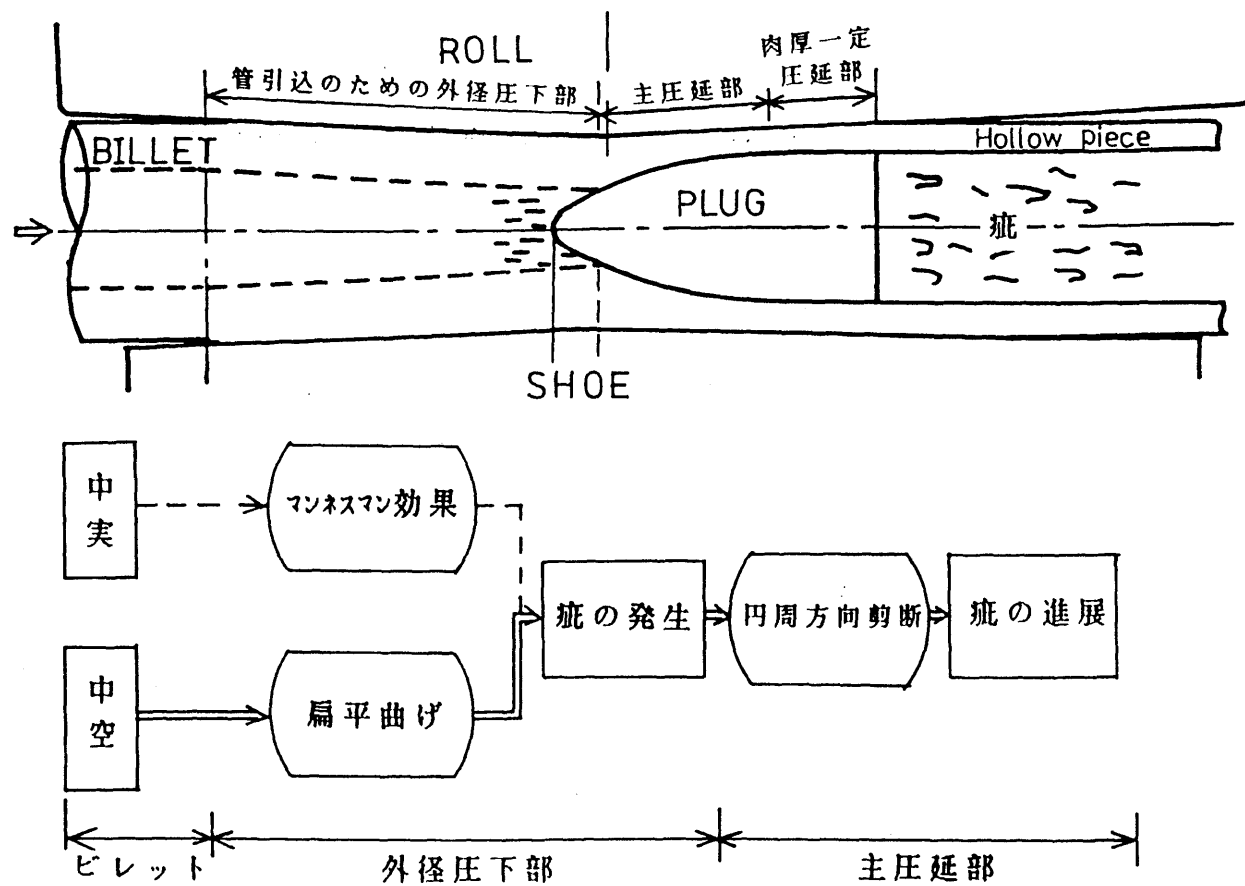
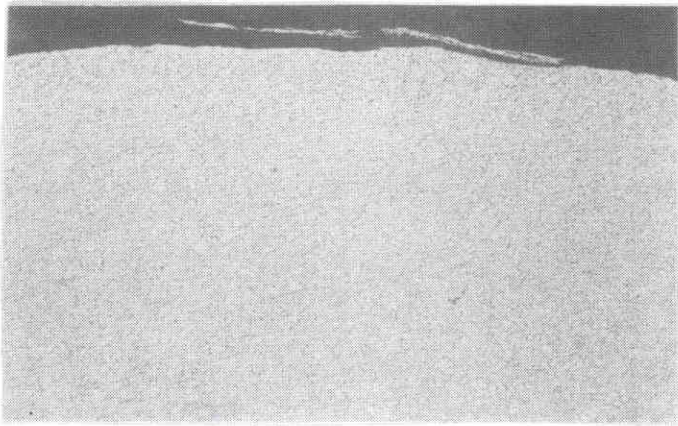


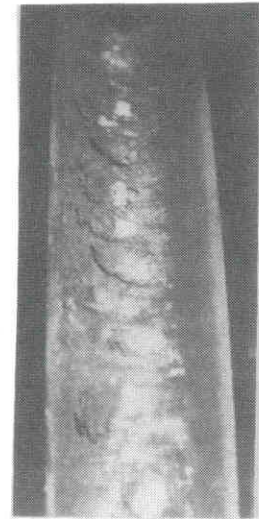
図 6-7 2ロール穿孔，圧延における疵発生のメカニズム



T = 1200℃
 Rg = 8%
 Rp = 6%
 λ = 1.7

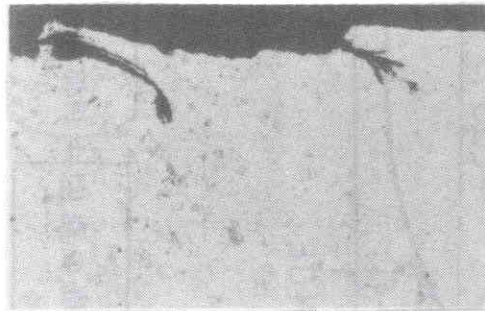
1 mm

写真 6-6 外面へげ疵 (SUS316L)



20 mm

写真 6-7 穿孔後のディスクシュ-



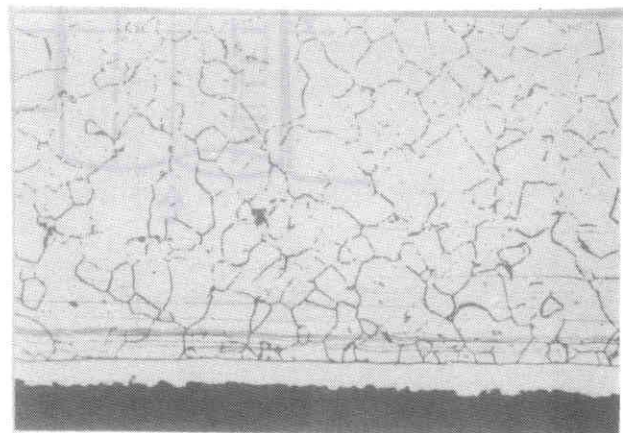
T = 1200℃
 Rg = 10%
 Rp = 9%
 λ = 2.0

0.2 mm

写真 6-8 外面ラップ疵 (SUS316L)

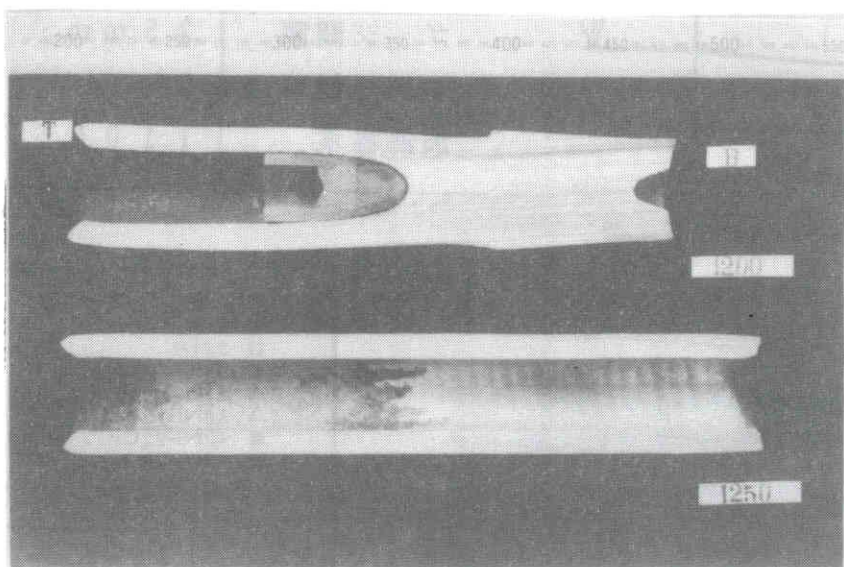


写真 6-9 プラグの損傷状態



0.1 mm

写真 6-10 内面の合金付着層 (SUS316L)



(a) 中止め

(b) 穿孔

写真6-11 42Ni-25Cr穿孔材の内面

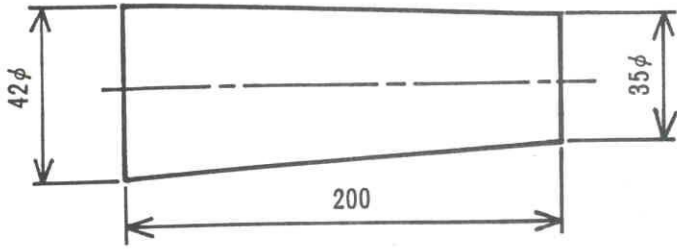


図 6-8 テーパービレット

表 6-5 空抜試験条件

ゴージ間隔	35 mm
ロール傾斜角	3°
加熱温度	1100 ~ 1300 °C

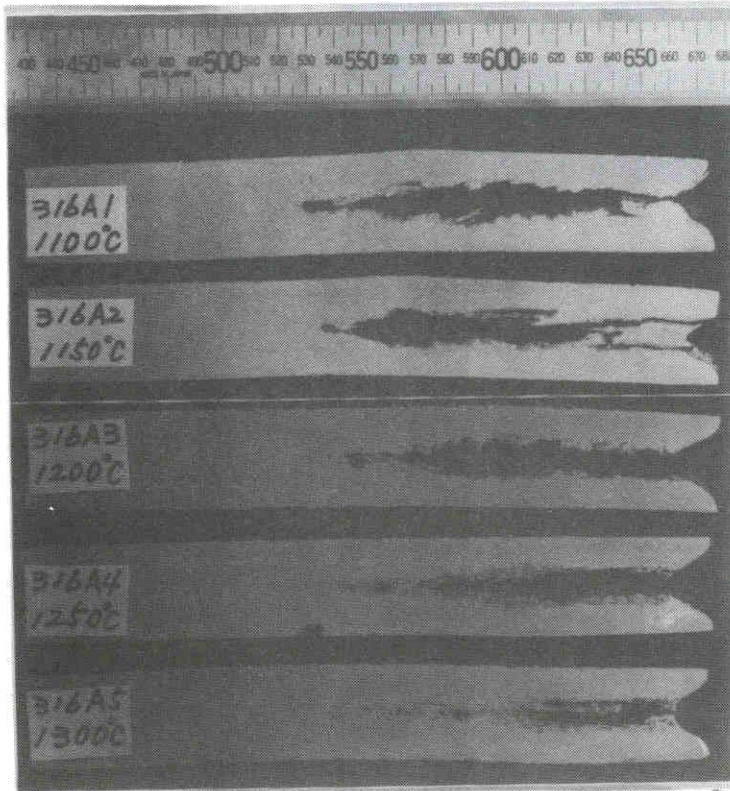


写真 6-12 空抜材のマンネスマン割れ (SUS316L)

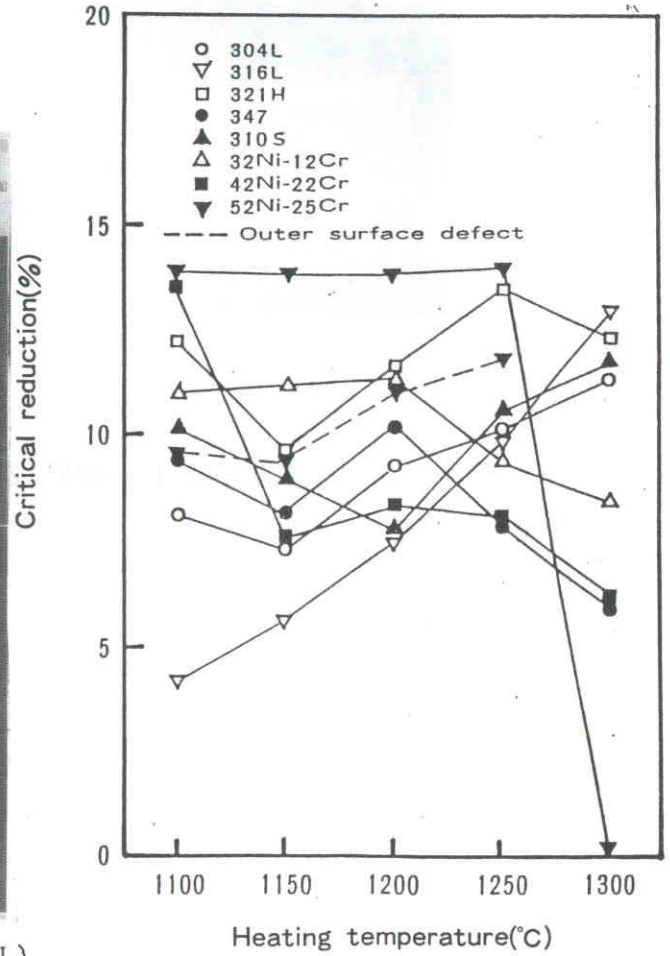


図 6-9 マンネスマン割れの限界圧下率

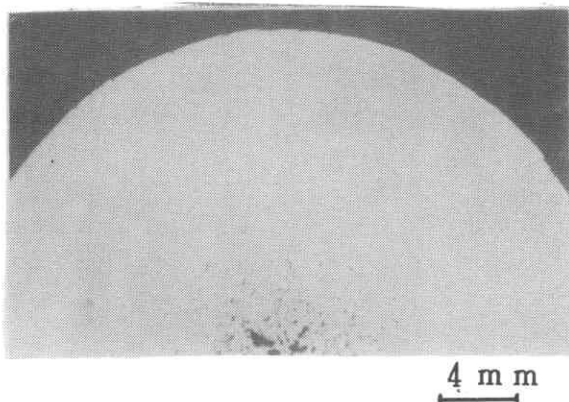
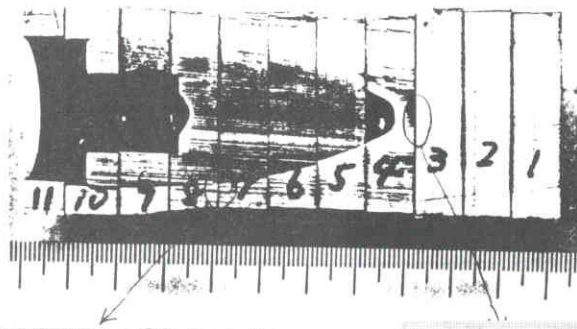


写真 6-13 空抜材の断面 (SUS316L)

T = 1200 °C
Rg = 8%

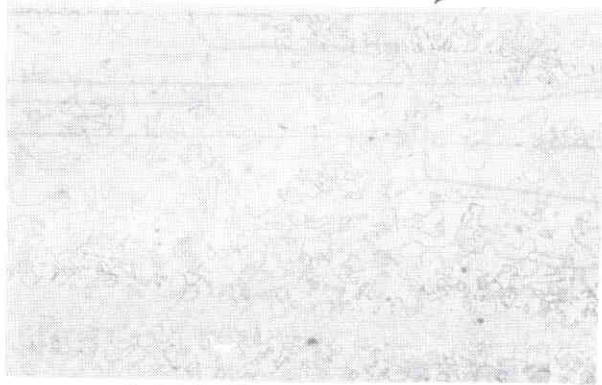


$T = 1100^{\circ}\text{C}$

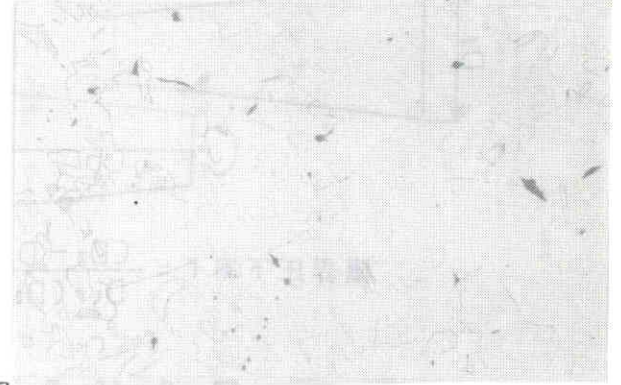
$R_g = 9\%$

$R_p = 6\%$

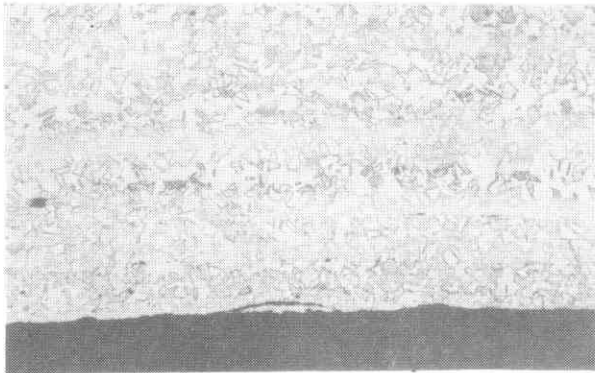
$\lambda = 2.0$



肉厚内部

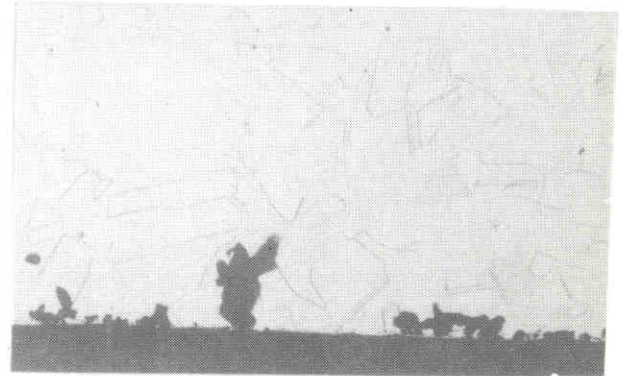


1/4 半径部



内表面部

(b) 主圧延部



0.1 m m

軸芯部

(a) 回転鍛造部

写真 6-14 穿孔中止め材断面 (SUS316L)

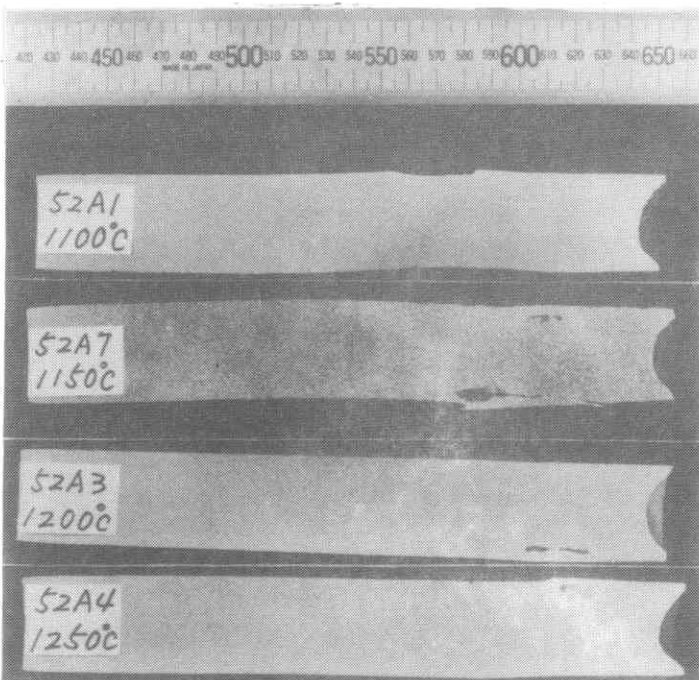
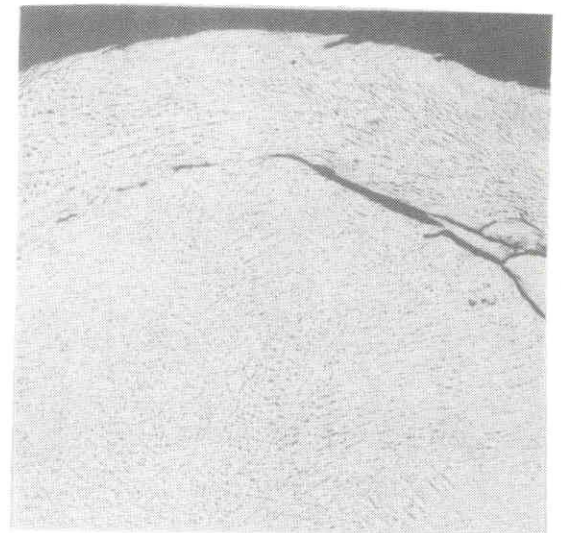


写真 6-15 高合金材料の外面割れ (52Ni-25Cr)

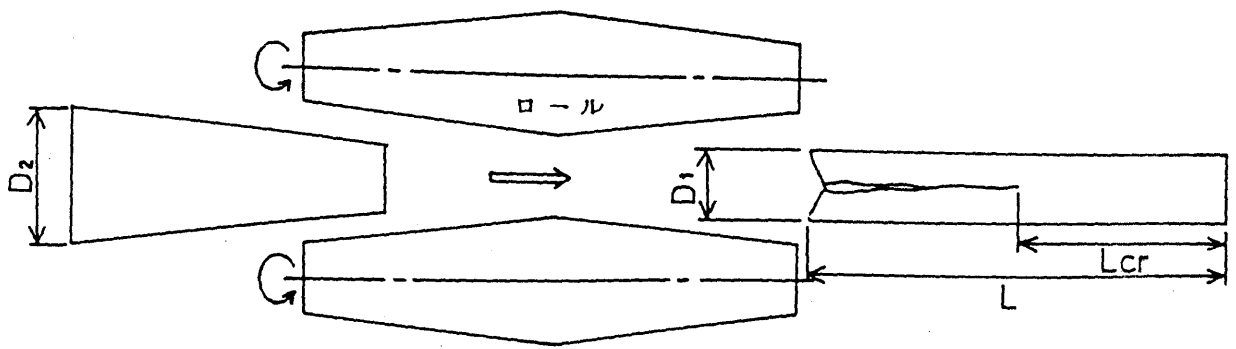


$T = 1250^{\circ}\text{C}$

$R_g = 12\%$

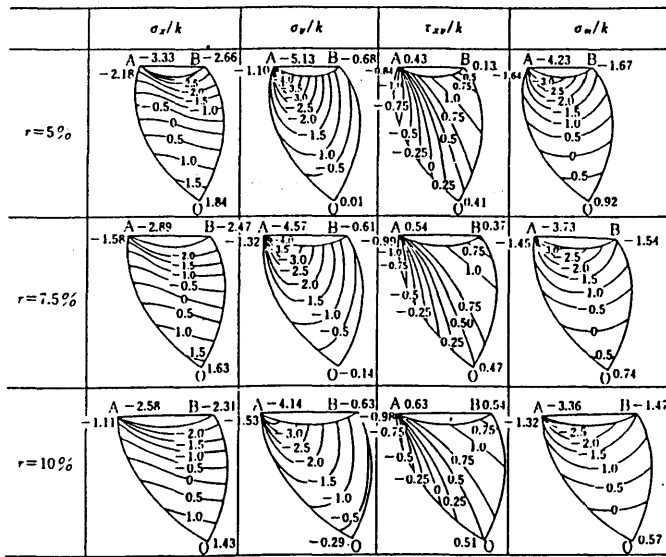
2 m m

写真 6-16 外面剪断破壊 (52Ni-25Cr)

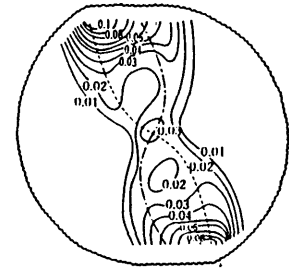


$$\text{限界圧下率 } r = \frac{(D_2 - D_1) L_{cr} / L}{D_1 + (D_2 - D_1) L_{cr} / L}$$

図 6-10 テーパー空板試験と限界圧下率



(a) 塑性域内の応力分布



(b) $r=5\%$ の相当ひずみ速度分布 $\dot{\epsilon}$ (軟鋼)

図 6-11 回転鍛造時の応力, ひずみ速度分布

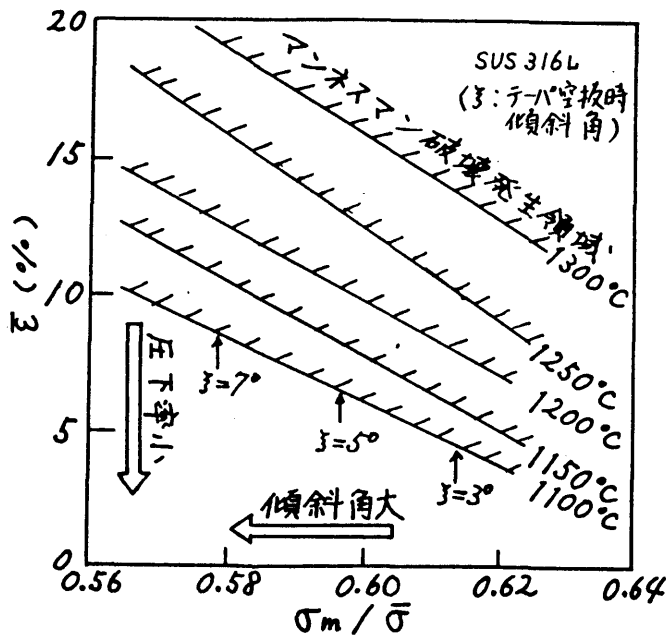


図 6-12 マンネスマン破壊発生の ($\sigma_m/\bar{\sigma}$, $\dot{\epsilon}$) 平面における表現 (SUS316L)

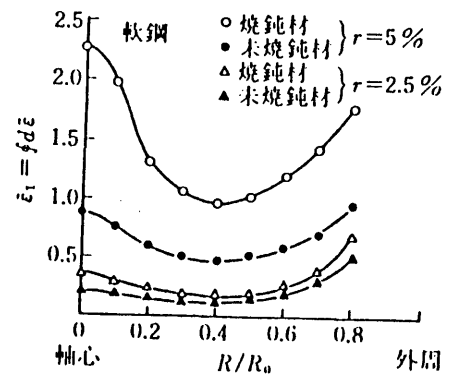


図 6-13 材料が1回転する間に受けた相当ひずみの半径方向分布

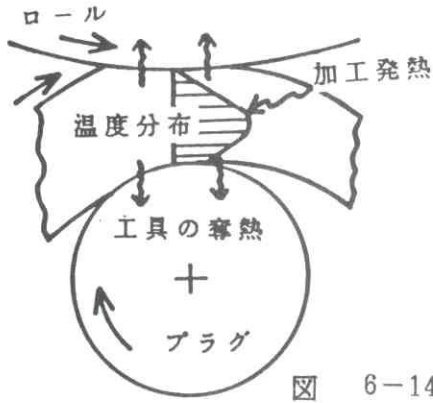


図 6-14 主圧延部での材料温度分布

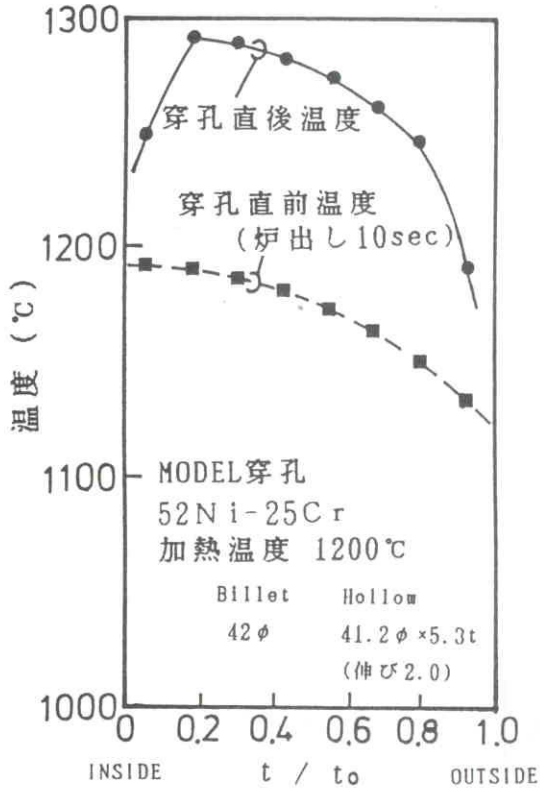


図 6-15 MODEL穿孔(写真4)時の計算温度分布

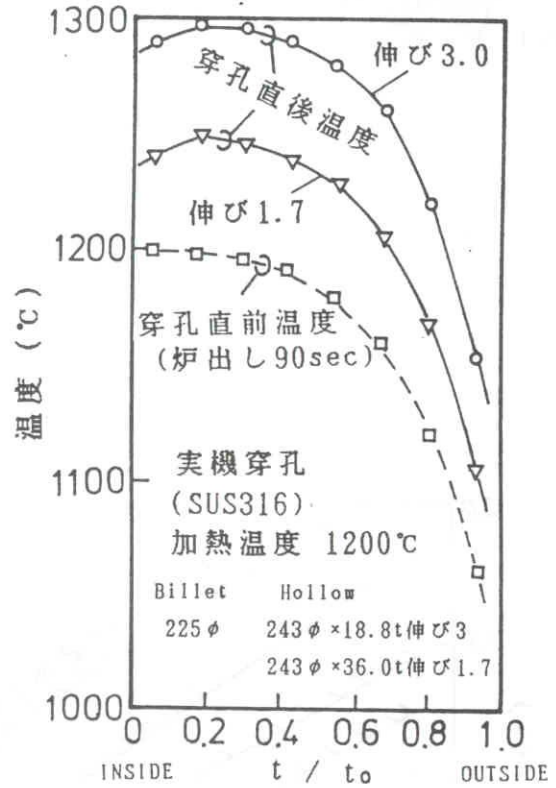


図 6-16 実機穿孔時 (SUS316) の温度シミュレーション

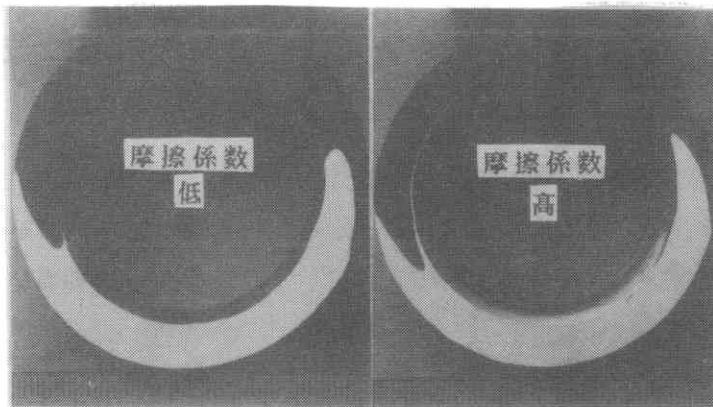


写真 6-17 円周方向剪断変形に与える
プラグの摩擦係数の影響

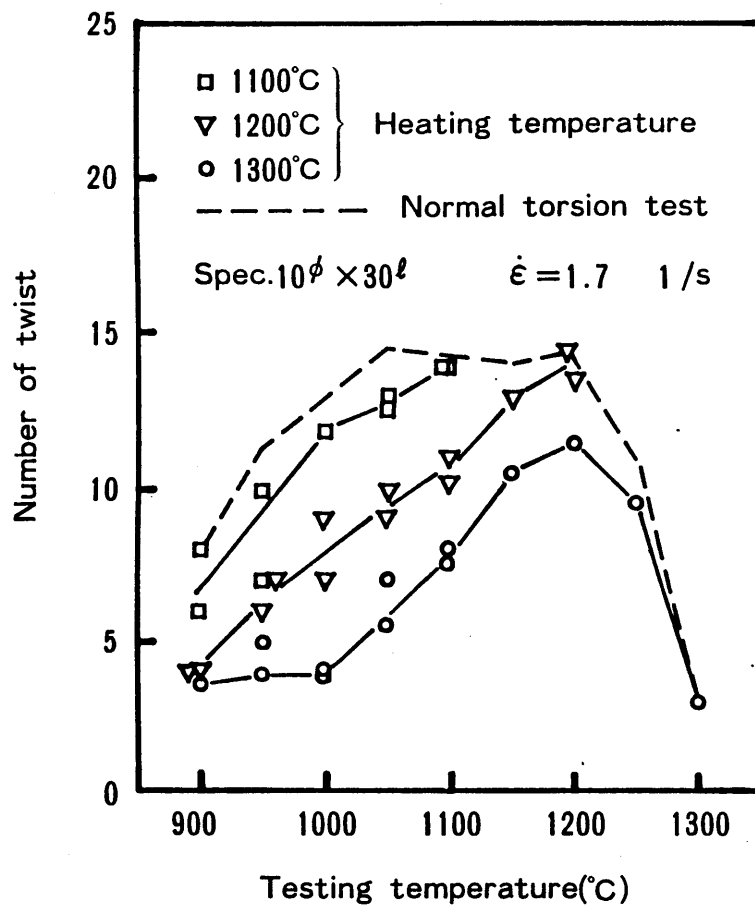


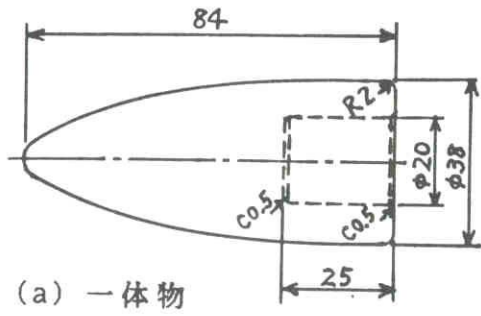
図 6-17 温度履歴がある場合の
ねじり試験結果(42Ni-22Cr)

表 6-7 セラミックの物性値

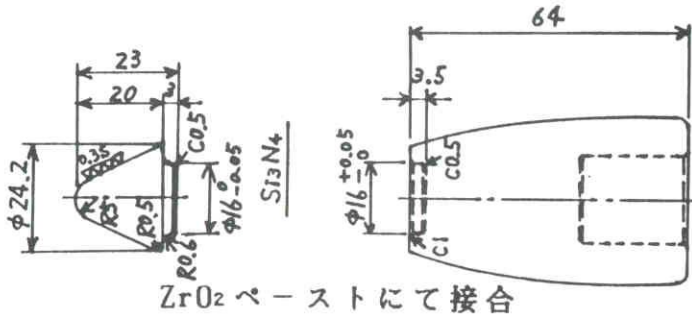
	SiC (常圧焼結昭電製)	Si ₃ N ₄ (ホットプレス東芝製)
密度 (g/cm ³)	3.15	3.26
熱膨張率 (/°C)	4.0×10^{-6}	3.2×10^{-6}
熱伝導率 (cal/cm·sec·°C)	0.35	0.07
曲げ強度 (kg/mm ²)	40	100
圧縮強度 (kg/mm ²)	(200)	450

表 6-8 セラミックプラグ穿孔実験条件

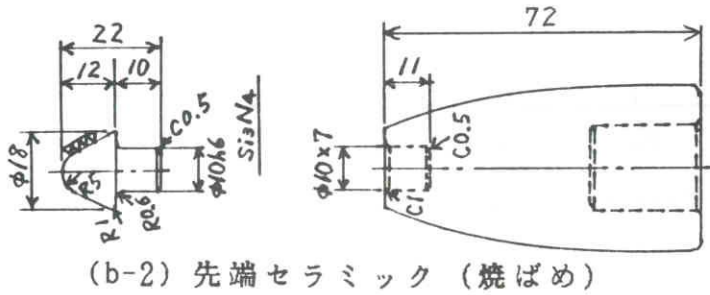
ビレット寸法	50φ × 250ℓ mm
加熱温度	1200°C
ロール間隔	45mm (Rg = 10%)
プラグ先進	20mm (Rp = 8%)
プラグ予熱	(a) 一体物は1000°C (b) は予熱せず



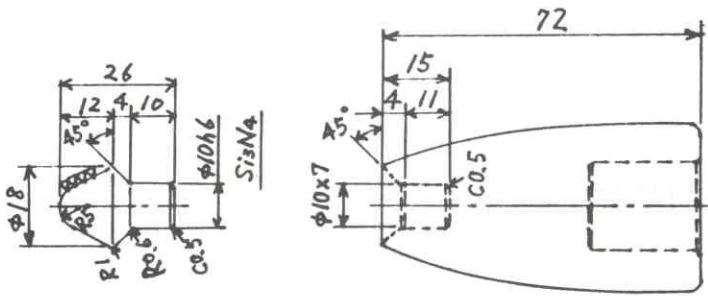
(a) 一体物



(b-1) 先端セラミック (接着剤)



(b-2) 先端セラミック (焼ばめ)

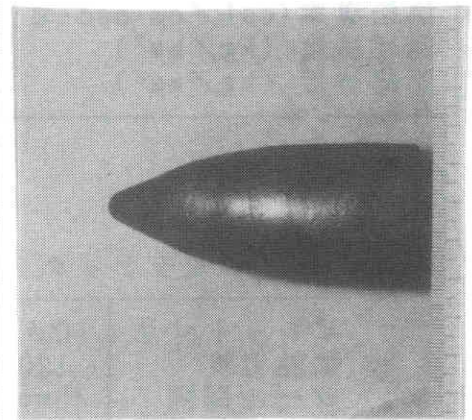


(b-3) 先端セラミック (焼ばめ)

図 6-18 セラミックプラグ形状



(a) 一体物セラミック (Si₃N₄)プラグ



2回穿孔後

(b) 先端セラミック (Si₃N₄)プラグ (b-1)

写真 6-18 セラミックプラグ穿孔試験結果

表 6-9 T Z M の化学成分

T i	Z r	C	M o
0.4~0.5	0.06~0.12	0.01~0.04	B al.

表 6-10 T Z M の物性値

融点	2610℃
比熱	0.06cal/g・℃
密度	10.22 g/cm ³
熱膨張率	5×10 ⁻⁶ /℃
熱伝導率	0.34cal/sec・cm・℃
ヤング率	32×10 ³ kg/cm ³
Hv(5)	80
引張強度	100kg/mm ² (25℃)
	40kg/mm ² (1400℃)

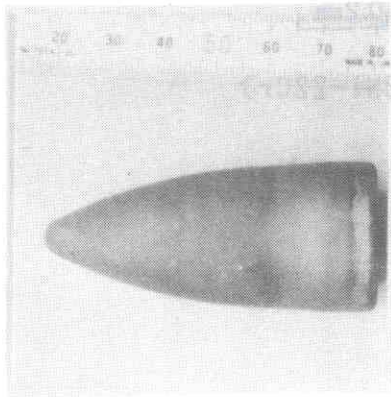


写真 6-19 T Z M 一体物プラグ
(Powder Metallurgy)

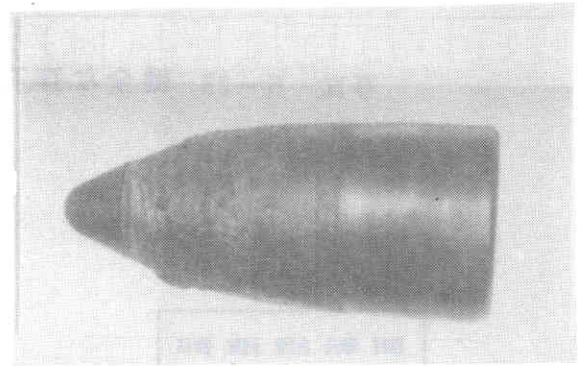


写真 6-20 先端 T Z M プラグ

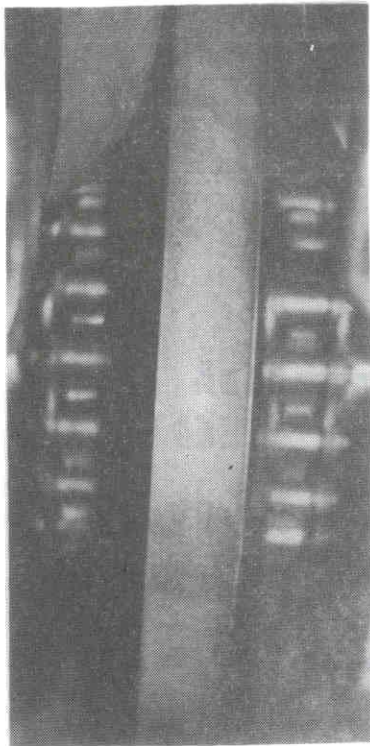


写真 6-21 浸硫窒化処理
したディスクシュー

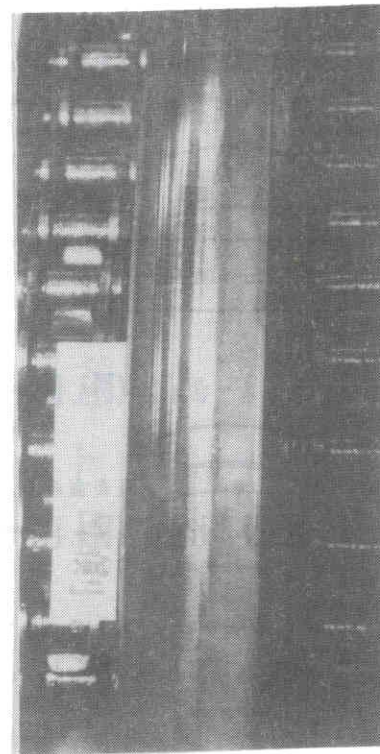


写真 6-22 穿孔後の
ディスクシュー

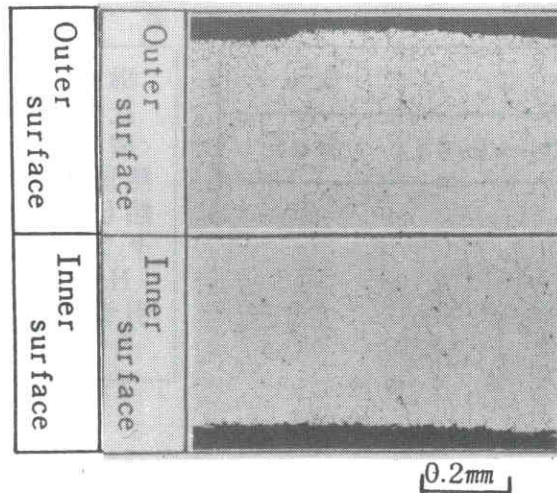
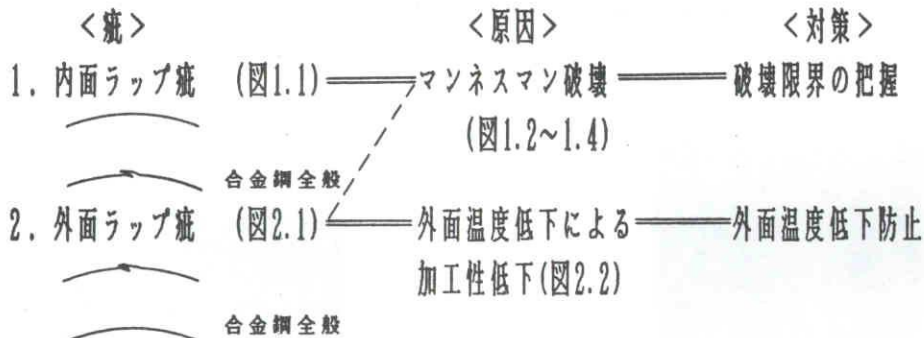


写真 6-23 健全な穿孔材 (42Ni-22Cr)

回転鍛造部



主圧延部

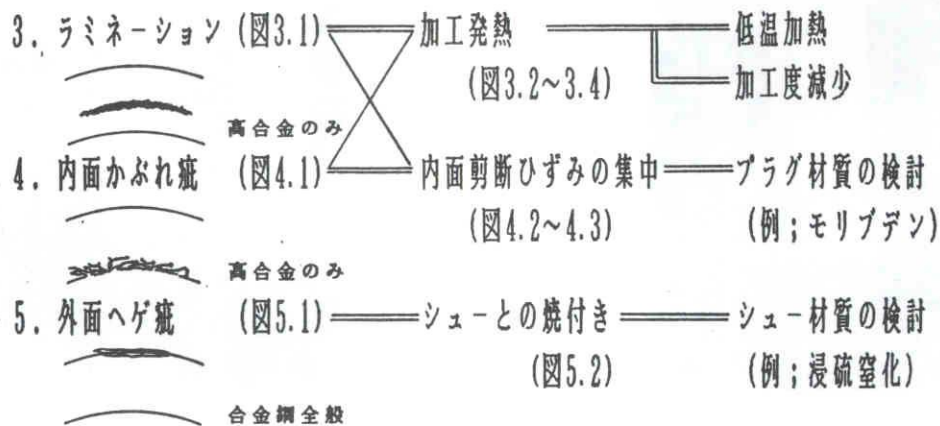


図 6-19 疵の形態と発生原因 <まとめ>

第7章 押出しにおけるきず発生に対する解析的考察

§7-1 はじめに

熱間押出し（以後熱押し）は、高静水圧下での加工であることから、従来より加工性の劣る素材の製管に適しているとされており、事実他の製管プロセスでは製造が不可能であったSUS系等、合金鋼の製造を行なってきた。しかし近年熱押しを取りまく状況は変化し、更に幅広い材料例えば超高合金難加工材やクラッド管の製造が要望され、熱間押出法と言えども加工が困難な状況となってきた¹。これは、ひとつにオイルショック以後腐食環境の厳しい油井の開発に伴い、高級油井管として高合金～Ni基合金までの幅広い材料が検討されてきていることによるもので、高合金、クラッド管対応の製術の確立が強く要望されている²。他方、化学プラント、ボイラー等では、管の内外面に要求される材質機能は異っており、例えば外部は高温の火炎にさらされ、内部には腐食性の流体が通る場合もあり、これらには内外面の材質が異なるクラッド管が要求される。またクラッド管に対するニーズは高合金のように素材の価格が高い場合、必要部分に高合金、他は炭素鋼として、コスト低減をねらったものも多くある。これらクラッド管押出において、単一材質で押出した場合何の問題もなく押出せるものが、クラッド化する事によりきず発生を起す場合もあり、問題となる^{3,4}。

熱押しにおける製造可能材質の拡大に際しての障壁は、言うまでもなく表面損傷である⁵。この表面損傷は軽微なものは肌荒れ、内外筋からひどいものは割れに到るまで種種存在し、これを回避するために種々の検討もされてきている^{1,2}。また操業においても、ビレット偏熱防止のための段付ビレット法、キャニング法、潤滑性能向上のための2段潤滑、先端部非定常変形時のきず防止をねらったTopダミー材の採用等の工夫がなされてきている⁶。

しかし熱押しで生じる表面損傷を根本的に低減回避するには、加工時の被加工材全体にわたっての局所状態つまりは応力、歪、温度等の情報が不可欠であり、これらの知識なくしては、損傷防止の効率的な検討は困難であり、更に精度の良い情報が前もって判れば、きず発生の予測も不可能ではない。

そこで、ここでは、最初に熱押し加工時の局所状態を精度良く予測できる解析手法の開発を行い、これによりきず発生を防止するための最適押出条件を検討する方法について考察した。

§7-2 解析方法

1) 本研究における解析の果たす役割

熱押しにおける高合金管クラッド管製造技術は、とりもなおさず製品の表面損傷防止技術といっても過言ではない。この表面損傷は種々存在し（資料1参照）、これらの発生要因を把握するためまた損傷を防止するには以下の2点の知識が必要となる。

1. 被加工材料全体にわたっての局所状態（応力・歪・温度・摩擦・組織 e t c）の知識
2. 損傷が生じる様な厳しい条件下でのその材料の挙動に関する知識（破壊の有無 e t c）

すなわち被加工材としての素材のマクロ及びミクロ的特性と加工時の局所状態を表現する解析が必要であり、損傷発生の有無については熱押し加工に適した破壊のクライテリオンが必要となる。損傷防止の手法を具体的に表7-1 に記す。解析は損傷防止のための最適加工条件の決定に大きな武器となる。

2) 解析方法の概要

熱押しの応力・歪解析手法として、本研究では森等⁹ が提案した剛塑性有限要素法を採用した。本解析法の特徴を以下に示す。

(1) 大変形の解析が比較的容易

有限要素法の難点である収束性が良好である。

(2) 加工硬化・歪速度依存性を考慮

(3) 工具形状（ダイス形状）変更に対する汎用性が高い。

特異要素の採用により、速度不連続となる角部の取扱いが容易。

(4) 素材各点の応力・歪履歴が明確に判る。

素材の流れとともに移動する点を基準に解析を行うため、各点の応力・歪履歴を知ることが可能であり、温度計算にもこの点は有利となる。

(5) 圧縮性を有す素材の解析が可能

空孔の圧着判定も可能

(6) 各種押し出し法への拡張も比較的容易

これらの特徴を有す剛塑性有限要素法を基本に、角付及びR付ダイスの直接押し出しと間接押し出しの解析を可能とする解析法を開発した。

以降本解析法を用い種々の加工因子の影響を検討し、本解析の有用性とともに解析結果に基づき損傷発生について考察する。

§7-3 解析結果

熱押しにおける加工時の重要な因子としては (1) 押し出し比 (2) 潤滑状態 (3) 工具 (ダイス) 形状が挙げられる。これらの因子が変形及び負荷に与える影響を本解析法により検討した。解析条件を表7-2 に示す。但し、この結果には温度因子は考慮していない。

1) 押し出し比の影響

角付ダイスを用いた押し出し比 $\alpha = 4.9$ の場合を基準条件とした。

解析に際しての要素分割を図7-1 に、変形の推移と応力・歪分布を図7-2 ~7-3 に示す。各応力ともダミーブロック側のビレット後端付近で高い値を示し、ダイス出口に向かってその値は低下している。また相当歪 (図7-3) からはビレット後部での変形の少ないことが判る。

図7-4、7-5 に押し出し比 $\alpha = 4.9$ 、3.4 のメタルフローを示す。ダイス形状が角付であるため、ダイス直下にデットメタルが存在し、その形状は押し出し比により異なる。また押し出し比が大きい場合、マンドレルバー近くがダイス出口より相当前からダイス出口へ向かって流れが生じている。

ダイス及びダミーブロックの面圧を図7-6、7-7 に示す。押し出し比の増大にともない工具面圧がは増大するが、特徴的な結果として、押し出し比が大となるとダイス出口角部に面圧のピークが生じており、ダイス角部の損傷が大となることを示唆している。

図7-8 には、押し出し荷重の推移を示す。荷重にバラツキが見られるがこれは要素の大きさとの関係ではないかと考えられる。

2) 潤滑状態の違いによる影響

実機熱押しでは、潤滑状態の良否が製品損傷はもとより工具損傷 (エグレ) 等に大きな影響を与える。加工中のコンテナ内素材には、変形抵抗の数倍に相当する静水圧がかかっているため、工具と素材間の摩擦力はその潤滑状態によって大きく変化し、これが変形に大きく影響する。図7-9、7-10 にコンテナ側面及びマンドレルバー表面の潤滑状態が悪化した場合のメタルフローを示す。潤滑状態が劣悪化した工具表面近くのメタルは強く拘束され、正常の場合に比べメタルフローは大きく変化する。

特にコンテナ側面の潤滑状態が悪化した場合ダイス直下のデットメタルが正常の場合に比べ増大しており、マンドレルバー表面付近のメタルが優先的に流れだしている。以下解析手法について述べる。

潤滑状態の変化に対するメタルフローへの影響はマンドレルバー表面よりコンテナ側面

の方が影響は大である。

3) ダイス形状の影響

ダイス出口の形状が角付及びR付（5R、10R）の場合のメタルフローを図7-4、7-11、7-12に示す。R付ダイスでは、ダイス直下のメタルが流れ出し易いため、角付ダイスとはメタルフローが大幅に異なる。R付ダイスを用いた押し出しでは、デッドメタルはダイとコンテナ側面とのコーナー部に存在し、これはRが大なる方が小さい。R付ダイスはメタルがダイス出口に向かい滑らかに移動している。

図7-13、7-14にダイス及びダミーブロックの面圧分布を示す。R付ダイスでは、R部出口に向かって面圧が減少しており角付ダイス（図7-6）とは異なる。またR部出口側面で面圧が増加する傾向にあり、潤滑状態が悪化した場合、この部分で工具のエグレが生じる可能性を有す。

図7-15、7-16、7-17にマンドレルバー表面付近の素材に働く軸方向応力を示す。ダイスのRが小さくなる程軸方向に働く圧縮応力は小さくなる。

図7-18に押し出し荷重の比較を示す。角付ダイスに比べダイスにRを付けることにより、押し出し荷重が3割程低減される。しかしRを大とすることによる押し出し荷重の低減効果はそれ程顕著ではない。

4) 角ダイスを用いた場合のクラッド管押し出し

素材ビレットが特殊な場合として、内面クラッド管の解析を行った。内面に外側母材の2倍の変形抵抗を有すクラッド材を押し出した時のメタルフローを計算した。図7-19にその結果を示すが、メタルフローは通常押し出しの場合と大差はない。

図7-20に内面合わせ材部分の軸方向応力を示す。通常押し出し(R=1)では、圧縮応力作用するのに対し、変形抵抗比 $R = (\text{合わせ材変形抵抗} / \text{母材変形抵抗})$ が大になるにしたがい、ダイス出口付近では引張の応力となる。これは変形しやすい外側母材に引張られながら内側にある変形抵抗の高い部分に変形していることを意味する。よって内面クラッド管押し出しの場合、変形抵抗比が大なる内面合わせ材に割れ発生の可能性が大きくなると予想される。

5) 直接押し出しと間接押し出しの比較

間接押し出しは、直接押し出しとは逆にダイスを押し込むことにより製管するため、ビレット側面とコンテナ内面に生じる摩擦力が少なく、変形がダイス近傍に限られることから、押し出しに必要な加工力が低減可能で、素材の損傷に対しても有利とされている。

図7-21に間接押し時のメタルフローを示す。直接押し（図7-12）とはダイス直下のメタルフローが異なる。図7-22にダイス及びダミーブロックにかかる面圧を示す。間接押しの方が直接押し（図7-14）に比べダイス面圧が若干高い値を示す。また押し荷重を図7-18に示すが本解析条件では間接押し荷重と直接押し荷重に差異は見られなかった。

§7-4 損傷発生に関する考察

損傷を未然に防ぐには、加工過程において素材に発生する応力、歪状態を知ると共にこれら応力歪より破壊発生を予測するための破壊のクライテリオンが必要である。これにより加工限界を明確とすることが出来る。従来より多くのクライテリオンが提案されてきており^{10, 11}、例えば破壊時の応力に基づくものとしてはOrwanによるものもあるがBridgmanは高圧中の引張り試験に基づき下式に示す条件式を提案している。

$$\varepsilon_f = C_1 + C_2 P \quad \dots\dots(7.1)$$

P：静水圧 ε_f ：破壊歪 C_1 、 C_2 ：材料定数

Cockcroft¹¹らは塑性変形中の最大主応力の履歴を考慮した条件式を提案した。また小坂田等¹⁰は実験から求めた応力履歴を考慮した条件式として以下の式を提案している。

$$\int_0^{\varepsilon_f} < C_1 + C_2 P > d\varepsilon_{eq} = C_3 \quad \dots\dots(7.2)$$

ε_{eq} ：相当歪 C_1 、 C_2 、 C_3 ：材料定数

加工限界を定量的に予知するには、破壊条件式中の素材特有の定数を、ある種の試験法によって求め、さらに変形中の応力・歪についての情報が必要となる。本報では、前章の本解析結果から得られた応力・歪状態を用い、上述式(7.1)の破壊条件式に基づき、熱押しにおける損傷について考察した。但し、ここでは特定の素材についての考察はせずに、加工因子及び押し方法が損傷に対し如何なる影響を与えるかを考察した。

1) 押し比の影響

図7-23, 7-24に損傷発生を検討した箇所（番号で表示）を示す。

図7-25, 7-26に押し比 α が4.9と3.4の場合の損傷限界を示す。図中斜線で示された部分は、破壊の条件式(6.1)の破壊限界を表している。

図7-25から破壊限界に最も近い箇所は番号33で示されているダイス出側直後の管外表面であることから、損傷はこの管外表面で最も発生し易いと考えられる。又図7-26より、押

の可能性は減少する。

2) 潤滑状態の違いによる影響

図7-27にコンテナ内面、図7-28にマンドレルバー表面の潤滑が悪化した場合の損傷限界を示す。コンテナ内面の潤滑状態が悪くなるとダイス出側直後の管外表面（番号33）が破壊限界を越えるため、外表面での損傷発生を助長することとなる。

又通常押出しの場合（図7-25）と図7-28を比べると、マンドレルバー表面潤滑が悪化すると、管外表面での損傷発生の可能性は低下していることがわかる。よって外筋等の外表面損傷を低減するには、マンドレルバー表面のガラス潤滑剤粘度をコンテナ内面のそれより大きくすることが有効であると考えられる。

3) ダイス形状の影響

前章で示した様に、角付ダイスに比べR付ダイスではメタメルフローが滑らかであることから、損傷防止についてもR付ダイスが有利である事が予想される。

図7-29, 7-30にR付ダイスを用いた場合損傷限界を示す。明らかに角付ダイスの場合に比べR付ダイスでは破壊しにくいことが判る。又R付ダイスにおいても、最も損傷の可能性が高い箇所はダイス出側直後の管外表面であり、Rを大とすることにより、若干の損傷防止効果がある。

4) 角付ダイスを用いた場合のクラッド管押出し

図7-31に内面クラッド管の損傷限界を示す。内面合わせ材の加工性が母材に比べ劣るときダイス付近の管内面で損傷が発生する可能性があることを図10-31 は示している。

5) 直接押出しと間接押出しの比較

間接押出しの場合の損傷限界を図7-32に示す。直接押出しの場合と比較し大きな違いは生じておらず、間接押出しの顕著な有利性は見られない。

§7-5 まとめ

以上、剛塑性有限要素法を用い、押出時のきず発生の可能性を解析する方法について述べた。まだ、メッシュの大きさ等に問題はあるものの、この解析により以下の結果が得られた。

(1) 剛塑性有限要素法による熱押し解析手法を開発し、変形及び応力を計算により求められるようになった。本解析手法を用いることにより複雑にからみあっている加工条件（潤滑状態 工具形状等）の個々の影響を単独に調査・考察することが可能になった。

(2) 3次元応力場での破壊条件式を用いて、押出しにおける損傷発生の危険性を検討した。その結果 (1)工具素材の潤滑状態及びダイスの形状が表面損傷発生の危険性に大きな影響を与える事 (2)内側に硬い素材を配した内面クラッド材の押出しでは、内面合わせ材と外側母材の変形抵抗差が大きい程、内面合わせ材に大きな引張応力が発生することが判った。

(3) 間接押出しと直接押出し法を比較検討した。アルミ材の押出しの場合等できず発生の防止、荷重低減に間接押出しは非常に有効であるとされているが、鋼の熱押しでは潤滑剤として摩擦係数の小さなガラスを使用しているため、直接押出しと比較して間接押出しが著しい有利性を必ずしも有していないことがわかった。

第7章 参考文献

- 1) 小野 他; 昭和60年塑性加工春季講演論文集、(1985)、p437~p440
- 2) 田村 他; 65回塑性加工シンポジウム、(1978)、p87~p93
- 3) B.Avitzur et.al.; Trans. ASME, J. Eng. Indust., 104-3 (1982), p293~p304
- 4) T.Z.Blazynski ; J. Mech. Working Tech., 6-4 (1982), p291~p302
- 5) 間瀬 ; 鉄と鋼、68-13 (1982), p1799~p1807
- 6) 高辻 他 ; 36回塑性加工連合講演会、(1985)、p409~412
- 7) R.Kopp et.al., Metall u. Technik、31-3 (1977)、p268~p275
- 8) K.Lange et.al.; 30回塑性加工連合講演会、(1977)、p227~p230
- 9) 森 他; 31回塑性加工連合講演会、(1980)、p231
- 10) 小坂田 ; 機械学会論文集、43、(1977)、p1251
- 11) M.G.Cockcroft et.al.; J. Lust. 96(1968), p2444
6-4(1982)、p317~p341

表 7-1 損傷防止の手法

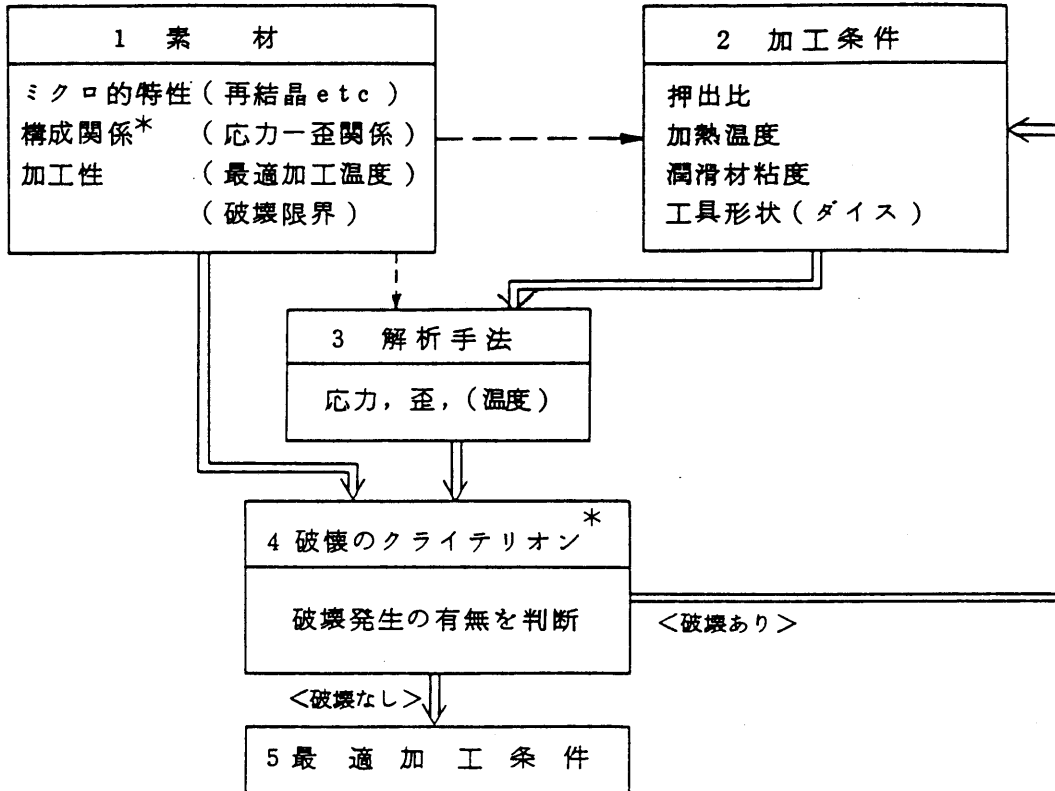


表 7-2 解析条件

- 1) 母材変形低抗式 $k = k_0 \cdot \epsilon^n \cdot \dot{\epsilon}^m$ $k = 9 \text{ kg/mm}^2$, $n = 0.21$, $m = 0.13$
- 2) コンテナ内半径 80 mm
- 3) ピレット寸法 $160 \text{ } \phi \text{ O.D.} \times 60 \text{ } \phi \text{ I.D.} \times 150 \text{ } \ell$

項目 解析内容	ダイス		押出し比	摩擦係数		クラッド比率	図番
	形状	内径		コンテナ内面	マンドレルバー表面		
1) 基準条件	角付	90 ^{mm}	4.9	0.06	0.06	—	図1, 図2, 図3, 図4, 図6, 図8, 図15, 図18
2) 押出し比小	角付	100 ^{mm}	3.4	0.06	0.06	—	図5, 図7, 図8
3) マンドレルバー表面 潤滑悪化	角付	90 ^{mm}	4.9	0.06	0.12	—	図10
4) コンテナ内面 潤滑悪化	角付	90 ^{mm}	4.9	0.12	0.06	—	図9
5) R付ダイス～1～	5R	90 ^{mm}	4.9	0.06	0.06	—	図11, 図13, 図16, 図18
6) R付ダイス～2～	10R	90 ^{mm}	4.9	0.06	0.06	—	図12, 図14, 図17, 図18
7) 内面クラッド	角付	90 ^{mm}	4.9	0.06	0.06	0.06	図19, 図20
8) 間接押出し	10R	90 ^{mm}	4.9	0.06	0.06	—	図18, 図21, 図22

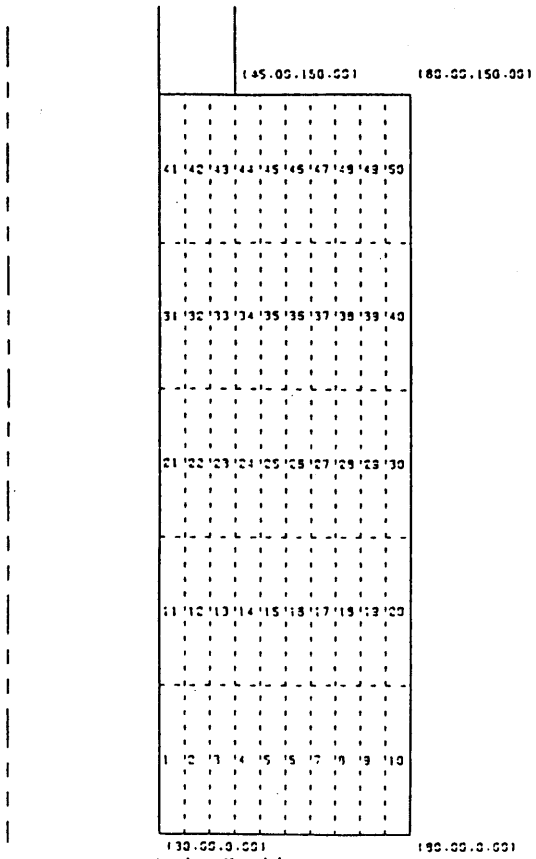


図 7-1 要素分割

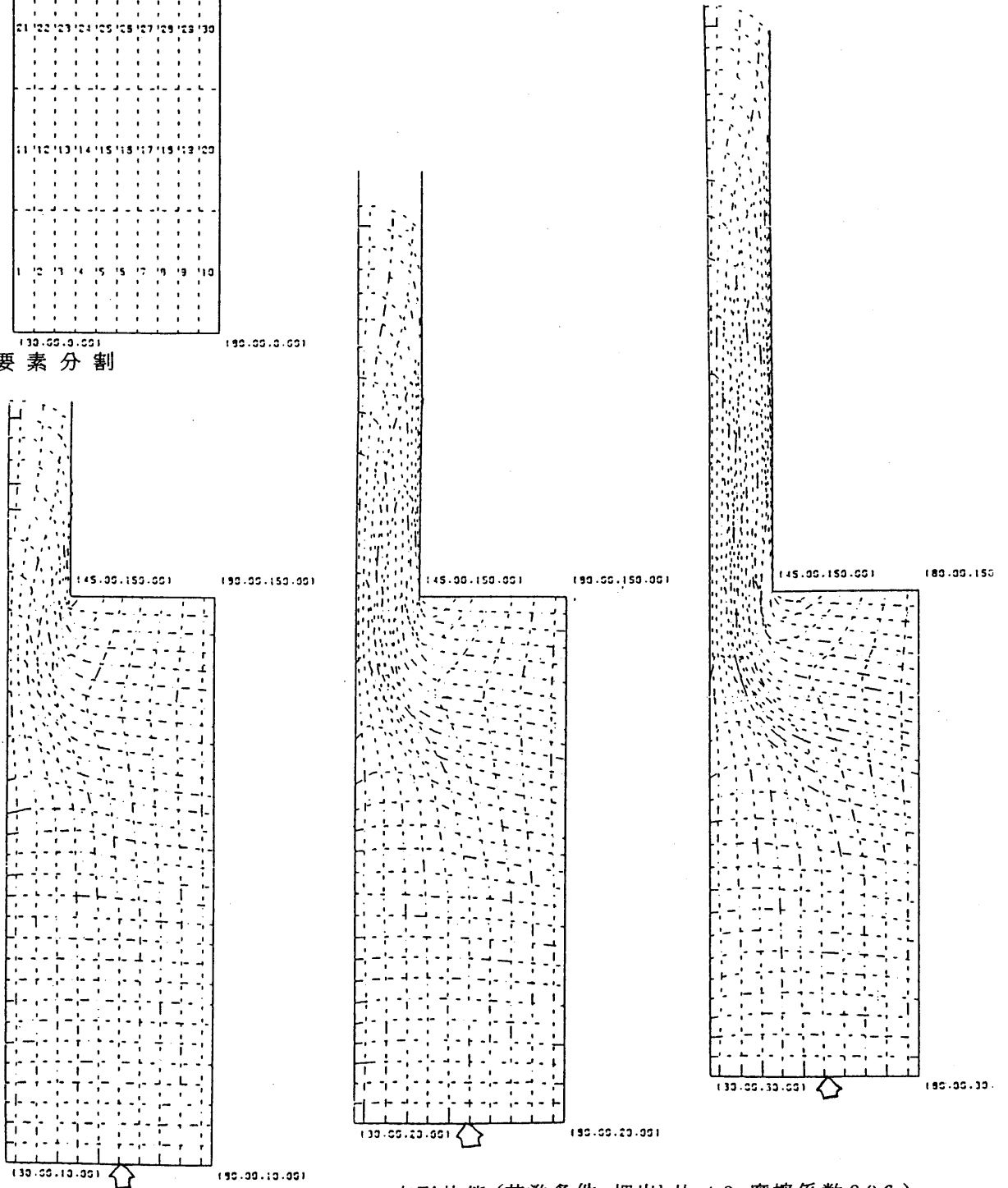
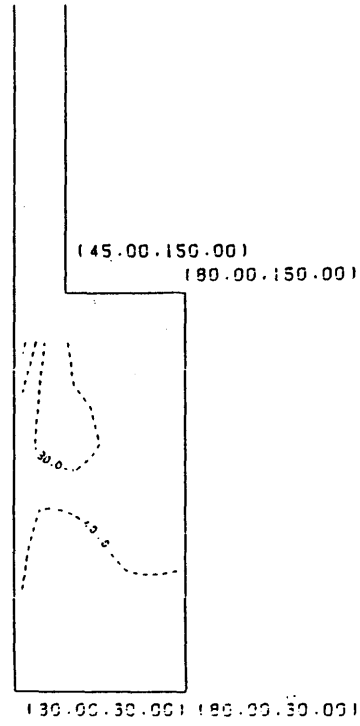
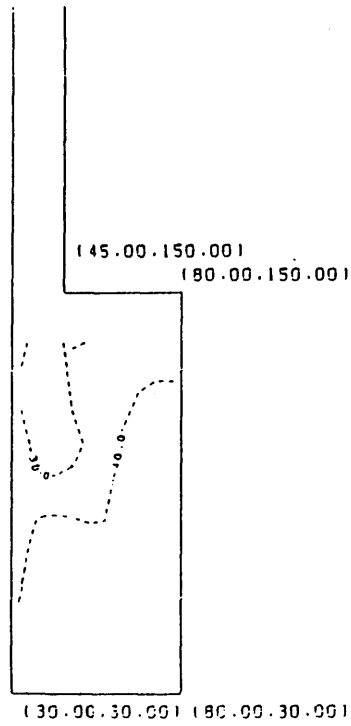


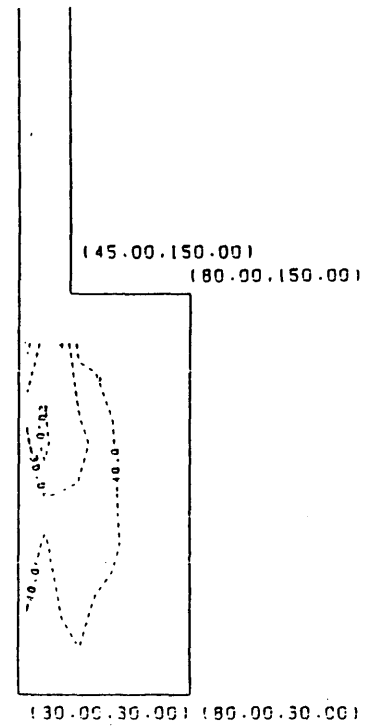
図 7-2 変形状態(基準条件 押出し比 4.9, 摩擦係数 0.06)



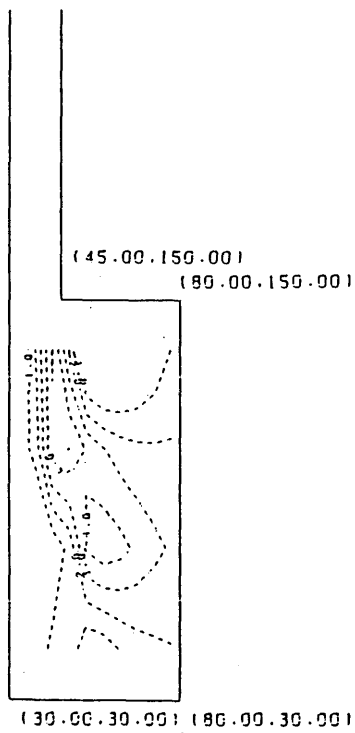
a) σ_r 分布



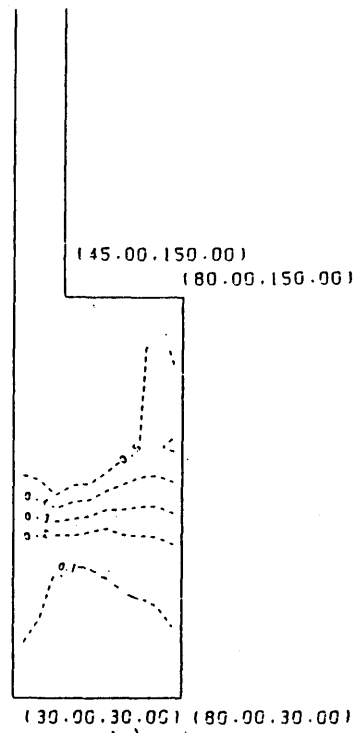
b) σ_z 分布



c) σ_θ 分布



d) τ_{rz} 分布



e) 相当歪分布

☒ 7-3 応力・歪分布 (基準条件 押出し比 4.9, 摩擦係数 0.06)

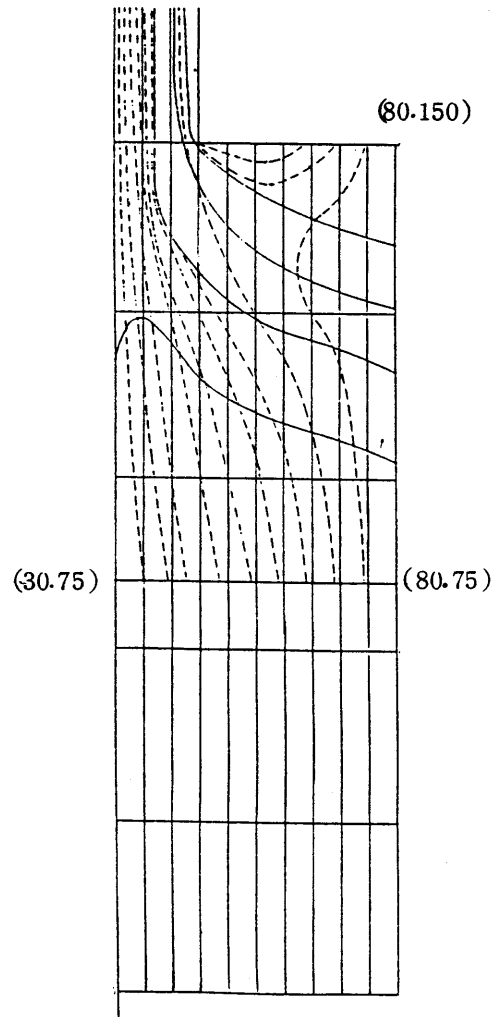


図 7-4 基準条件メタルフロー
($\alpha=4.9, \mu=0.06$)

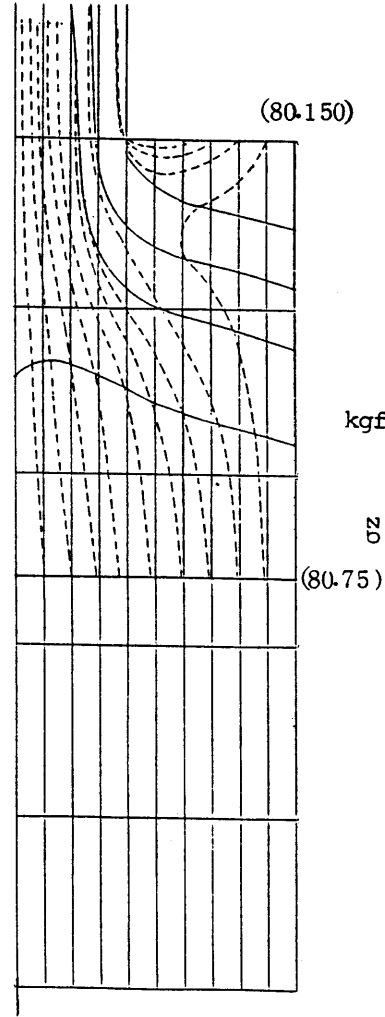


図 7-5 押し比 $\alpha=3.4$ の
メタルフロー ($\mu=0.06$)

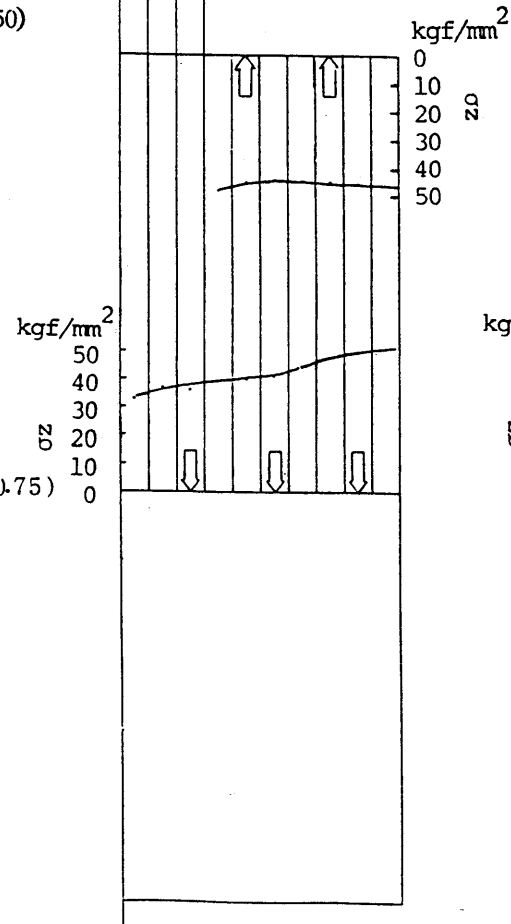


図 7-6 工具面圧分布
($\alpha=4.9, \mu=0.06$)

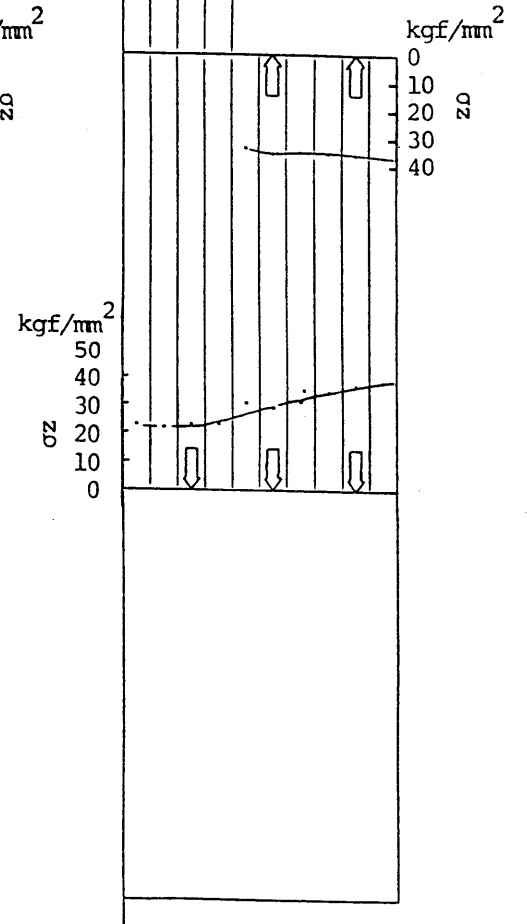


図 7-7 工具面圧
($\alpha=3.4, \mu=0.06$)

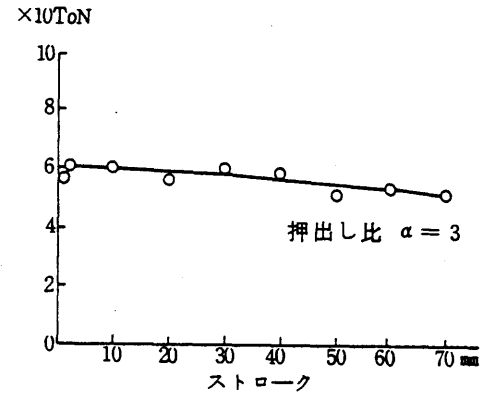
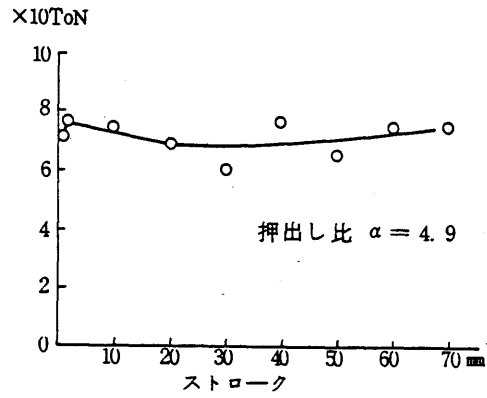


図 7-8 押し荷重の推移

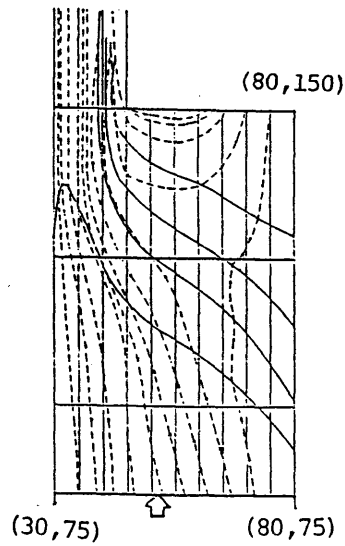


図 7-9
コンテナ内面の潤滑悪化した
場合のメタルフロー
($\alpha=4.9$ $\mu=0.06$
(コンテナ内面 $\mu_c=0.12$))

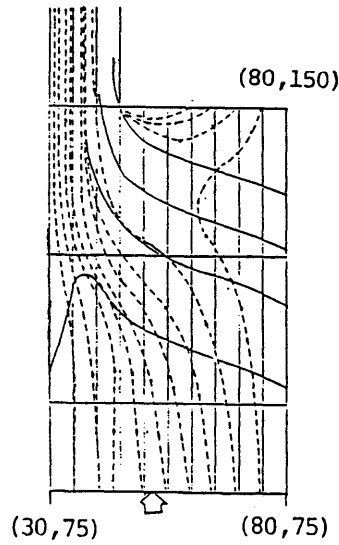


図 7-10
マンドレル表面の潤滑
悪化した場合のメタルフロー
($\alpha=4.9$ $\mu=0.06$
(マンドレル表面 $\mu_m=0.12$))

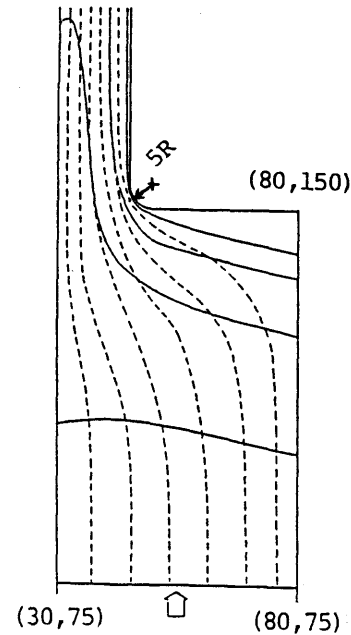


図 7-11
 R 付ダイス(5^R)のメタル
フロー
($\alpha=4.9$ $\mu=0.06$)

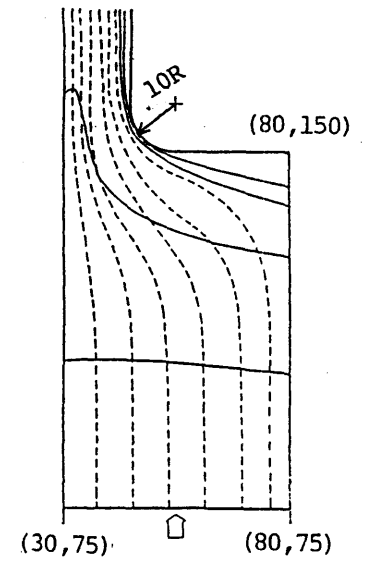


図 7-12
 R 付ダイス(10^R)メタル
フロー
($\alpha=4.9$ $\mu=0.06$)

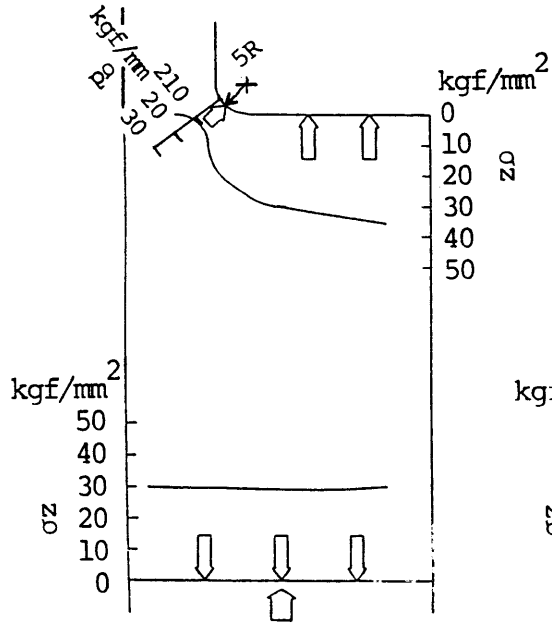


図 7-13 工具面圧分布
 $(\alpha=4.9, \mu=0.06)$
 (ダイス 5R)

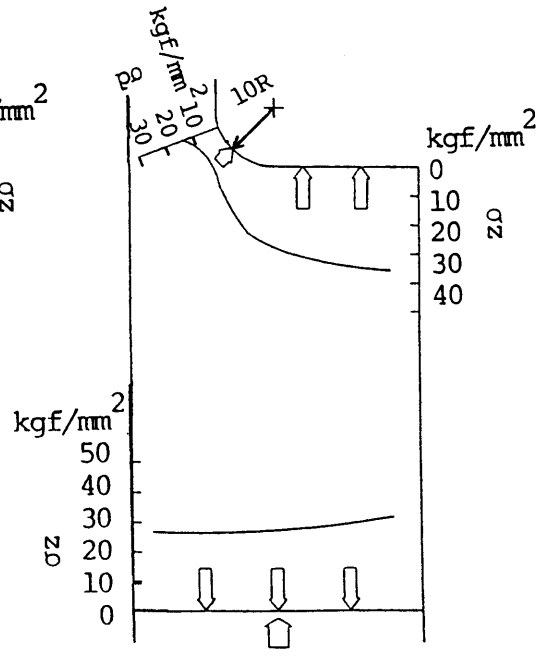


図 7-14 工具面圧分布
 $(\alpha=4.9, \mu=0.06)$
 (ダイス 10R)

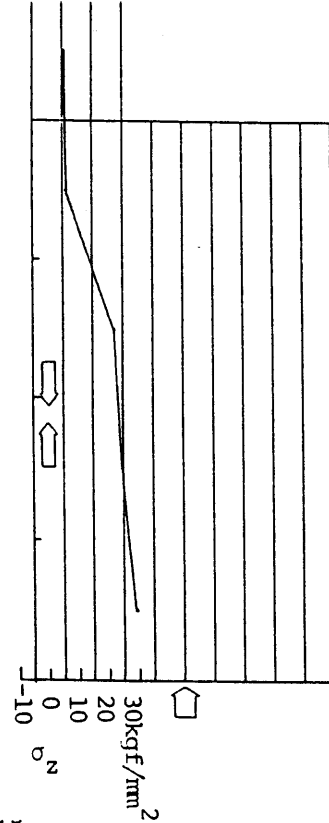


図 7-15 マンドレルダイ表面要素の
 軸方向応力
 $(\alpha=4.9, \mu=0.06)$
 (ダイス;角付)

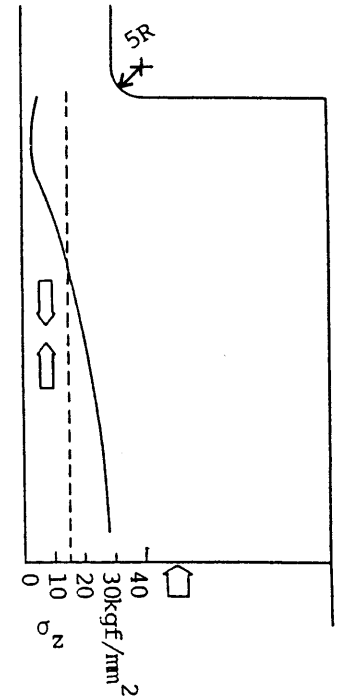


図 7-16 マンドレルダイ表面要素の
 軸方向応力
 $(\alpha=4.9, \mu=0.06)$
 (ダイス 5R)

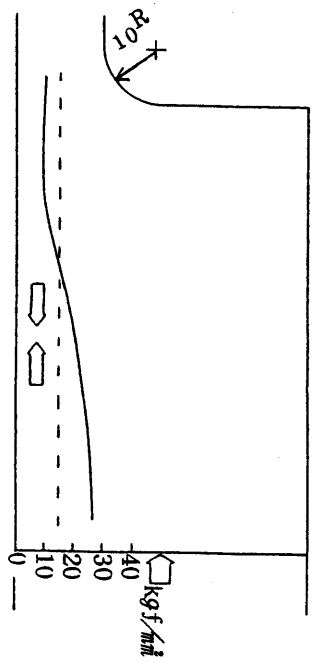


図 7-17 マンドレルバー表面要素の軸方向応力 ($\alpha=4.9, \mu=0.06$)
ダイス $10R$

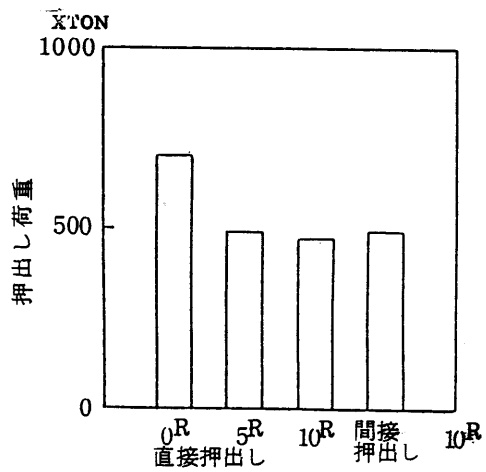


図 7-18 押し荷重

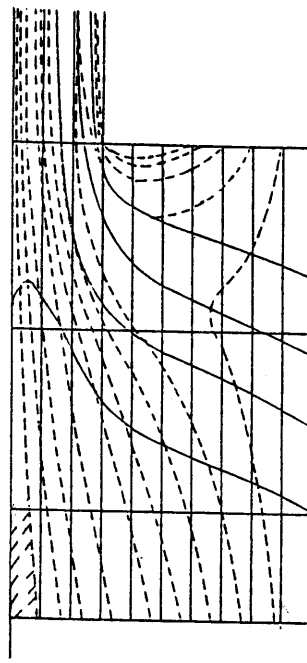
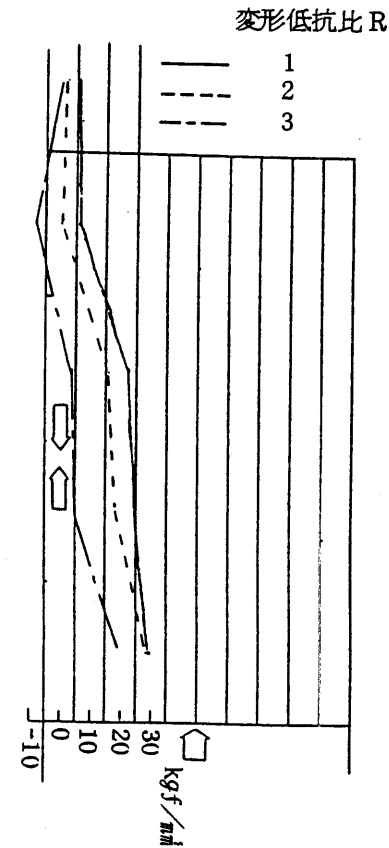


図 7-19 内面クラッド材のメタルフロー
(変形抵抗比 $R=2$)
($\alpha=4.9, \mu=0.06$)



変形抵抗比 $R=2$
図 7-20 マンドレルバー表面要素の軸方向応力

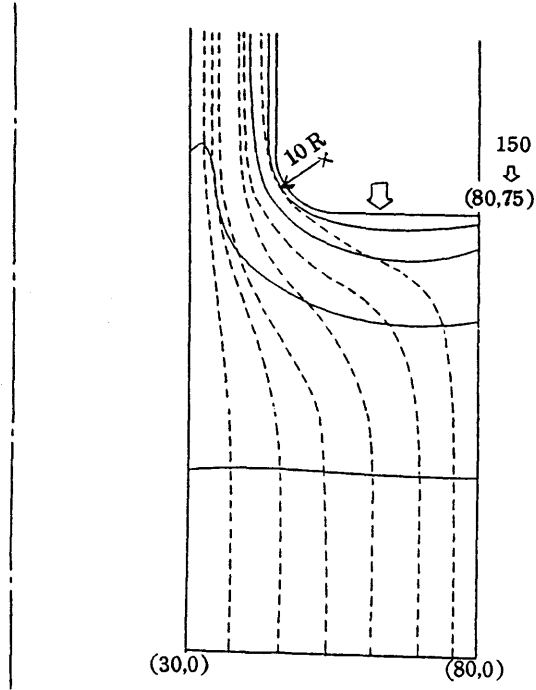


図 7-21 間接押出しのメタルフロー
 ($\alpha=4.9, \mu=0.06$)
 ダイス 10R

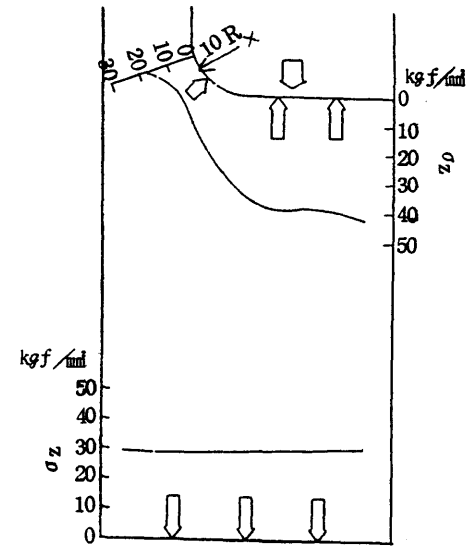


図 7-22 間接押出しの工具面圧分布
 ($\alpha=4.9, \mu=0.06$)
 ダイス 10R

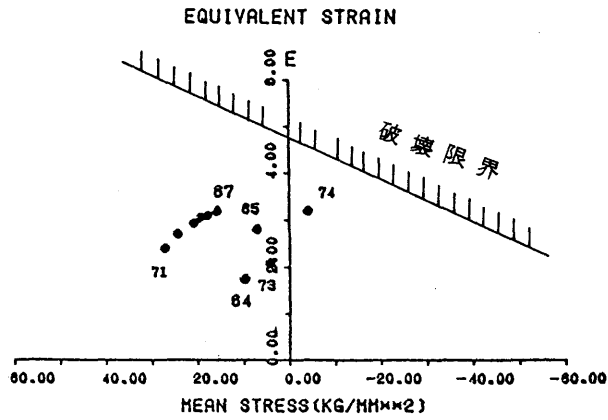


図 7-29 R付ダイス(5^R)の損傷限界
($\alpha=4.9$, $\mu=0.06$)

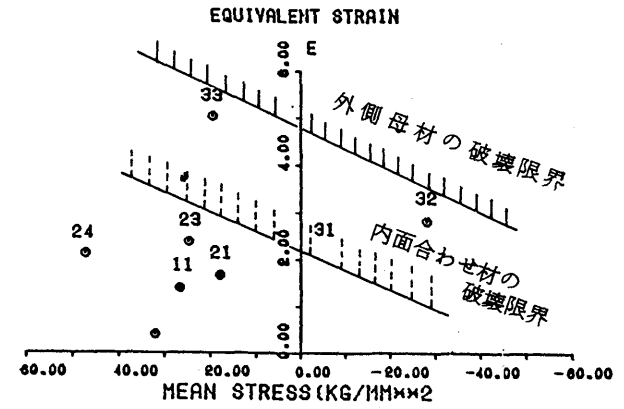


図 7-31 内面クラッド管の損傷限界
($\alpha=4.9$, $\mu=0.06$)
角付ダイス

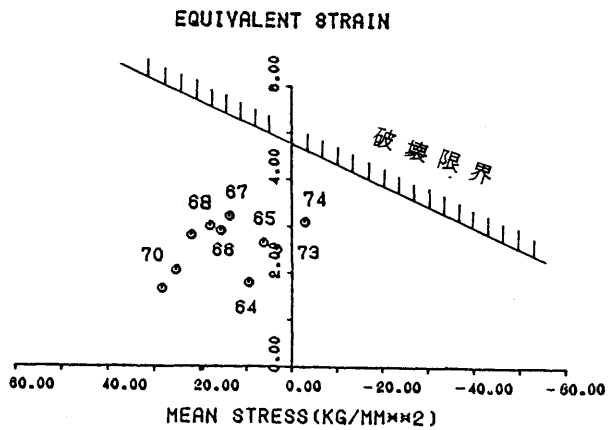


図 7-30 R付ダイス(10^R)の損傷限界
($\alpha=4.9$, $\mu=0.06$)

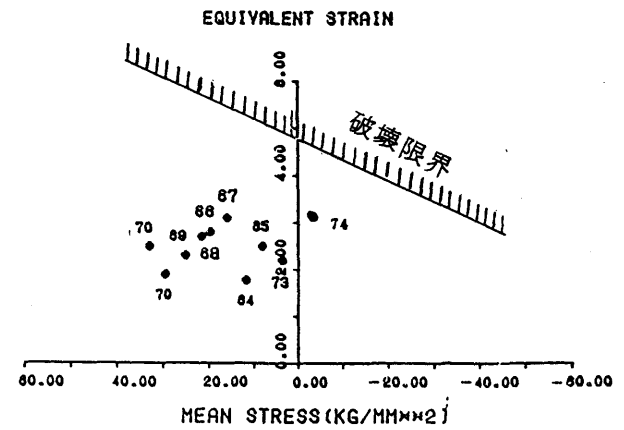


図 7-32 間接押し出しの損傷限界
($\alpha=4.9$, $\mu=0.06$)
R付ダイス 10^R

第8章 結 言

19世紀後半、スチームボイラーの開発と普及につれ、それまで使用されていた鍛接管では溶接の信頼性が薄く、溶接部のないシームレス鋼管に対する憧れと、要求が高まっていた。そういった時代にあって、1885年マンネスマン兄弟によりマンネスマン穿孔法が発明されたが、発明された当初、使用する素材が劣悪であったり、工具材料として良いものが無かった為、穿孔後の肉厚精度が悪く、またきずの発生が大きな問題であった。爾来、継目無鋼管発展の歴史において、「きず」と「肉厚精度」の問題は、マンネスマン穿孔法の存立をかけた闘いであったと言って過言では無い。素材の良くなった現在においても、さらにグレードの高い要求を突き付けられ、現在も約100年前と同様の問題を抱えている。

この論文では、第Ⅰ編において継目無鋼管製造上の課題の一つである肉厚精度の問題を取り上げ、継目無鋼管の代表的なプロセスであるマンネスマン穿孔-マンドレル圧延プロセスについて、穿孔、圧延プロセスにおける肉厚精度上の問題点と対策を検討した。第Ⅱ編においてはきずの発生について、高合金管の製造を中心に、製品に致命的なきずを発生させるマンネスマン穿孔時に発生するきずの発生機構と防止法を検討し、その穿孔限界を追及した。また、押出し管製造において、最近要求の増したクラッド鋼管、高合金鋼を押し出すさいに発生するきずにつき、その発生を予測する理論解析手法について検討を加えた。

その結果、継目無鋼管製造の各工程において、肉厚精度を劣化させる種々の因子を定量的に解明すると共に、これを向上させる種々の対策、方法を提案し、穿孔、圧延の生産ラインに適用することが出来た。また、きず発生については、その発生要因を明確に出来、これにより比較的高合金(42Ni-22Cr)まで穿孔を可能とする手法を確立することが出来た。

以下に、得られた結果の概要を示す。

第Ⅰ編 継目無鋼管の形状精度

マンネスマン穿孔において、形状精度の上で一番問題となるのは、断面内に発生する偏芯性偏肉である。この偏肉発生要因を分析し、これら要因の偏肉発生に及ぼす影響度を定量的に把握し、この発生を抑制する方策を呈示する事が出来た。特に、偏肉発生を積極的に抑制するレデュースングロールについては、その効果を明確にするとともに、穿孔特性をも調査し、通常の穿孔法と変わりになく使用出来る事を示した。

エロンゲータにおいては、肉厚精度、表面性状の上で優秀な性能を有するアッ

セルミルをエロンゲータとして利用する事は、近年の製品に求められる性能を満足させる有力な手段であるが、このミルには薄肉側で致命的な欠陥～管後端部に発生するフレアと、偏肉精度の悪化～が有るため、エロンゲータとして用いられなかった。これらの点に対し、マンドレルバーを圧延中に引き出すバーリトラクト方式が有効である事を見いだすと共に、この圧延特性を明らかにし、バーリトラクト方式がエロンゲータ圧延に使用出来ることを確かめ、生産ラインに適用することが出来た。

マンドレル圧延は多スタンド連続圧延の複雑な挙動を示すと共に、単スタンド圧延においてもその圧延変形は3次元となり、複雑な変形挙動を示す。そのため、肉厚精度に関連した種々の複雑な現象が経験的に知られていたが、これらを十分に解析することも出来ない状況にあった。そこで、単スタンド圧延における変形特性と連続圧延特性を把握するため、単スタンド圧延特性を鉛圧延実験と3次元圧延理論解析により明らかにし、連続圧延特性を静的及び動的理論解析により明らかにした。この結果、マンドレル圧延における単スタンド圧延の基礎から、多スタンド連続圧延の応用解析まで可能となり、これ迄、その原因が不明であった現象の解明、原因は定性的に解っていても定量化が出来ず制御が十分に行えなかった現象の解析、ミルの相異による利害得失の評価、マンドレル圧延において採るべき制御方式の構築等、多くの問題解決が可能となった。この結果は、新規ミルの方式決定、生産ミルでの問題解決に利用され、多くの成果を上げることが出来た。

ストレッチレデューサ圧延においては、2つの大きな課題がある。管後端部の厚肉化と、断面内肉厚の不均一～内面角張り～の問題である。前者については多くの研究もあり、ほぼ解決されたと言っても過言ではない。これに対し、断面内角張り発生については、これまで、実験的、理論的に定性的な現象の解明が試みられてはいるが、定量的なものではなく、理論解析も外圧円筒的な取り扱いのため、圧延における現象をシミュレート出来るものではなかった。ここでは、断面内角張りを定量的に求める基礎となる、単スタンド圧延における角張りを鉛圧延実験、剛塑性有限要素法を用いた解析により詳細に検討した。その結果、単スタンド圧延における断面内角張りを定量的に求める事が可能となり、カリバー設計、圧延条件の設定に指針を与えることが出来た。

今後は、これら単スタンド圧延の結果を多スタンド圧延の変形モデルへと発展させる必要があり、これを完成させればさらに高度な対策が可能となる。

第Ⅱ偏 継目無鋼管のきずとその発生防止

マンネスマンプロセスにおいて致命的なきずは、主に加工が一番過酷で、素材の加工性も悪い穿孔段階において発生する。特に、押出しでは加工が困難な

大径材の圧延プロセス～マンネスマン～プラグミル～方式では穿孔きずが最大の問題となる。そこで、最近特に要求の強いステンレス、高合金に関し、穿孔時に発生するきずを実験的に解析し、その発生防止について検討すると共に、穿孔可能限界を調査した。

穿孔時に発生するきずは、大別して、プラグに当たるまでの回転鍛造部で発生するきずと、圧延部において発生するきず、プラグ、ガイドシューなど工具との焼き付きにより生じるきずに分類される。回転鍛造効果によるきず発生の防止条件をつかむため、加藤らにより提案された回転鍛造時のきず発生モデルを使い、穿孔時のきず発生モデルを作成した。これによると、きず発生は、ロール送り角、ロール面角を大きく取ること、穿孔中の前進効率を上げることにより、軽減出来ることが導かれ、実験においてもこのことが確認された。また、高合金化が進み、変形抵抗の高い52Ni-25Crでは、内部割れ以前に外周近辺に割れが発生する。これは、回転鍛造において変形抵抗の低い材料は、半径方向中心部の相当塑性歪みが大きくなるのに対し、変形抵抗の高い材料では、外面近傍の相当塑性歪みが大きくなるといった加藤らの結果と一致している。

圧延部において発生するきずの特徴は、肉厚中心部のラミネーション割れである。これは、高合金化と共に変形抵抗が高くなり、加工発熱が大きくなるため、穿孔中温度分布計算によっても肉厚中心近傍に高温部が現れ、素材の高温ゼロ延性温度に達する可能性の有ることが確認出来た。この発生を防止するには、肉厚方向温度分布を均一化し、プラグによる奪熱を大きくするなどの工夫により、低温穿孔をすることが重要である。

工具について、これまで炭素鋼の穿孔に用いられてきた工具では、高温強度、焼き付き性の点から、高合金、ステンレスの穿孔にはそのままでは適用出来ないことがわかった。プラグでは、変形抵抗の大きな素材を穿孔するため、高温強度が不足すること、また、潤滑材、断熱層として働きの大きい表面酸化膜層が、高合金、ステンレス穿孔中には形成されず、焼き付きを起こすし易く、プラグ損傷を受けやすい事などが確かめられた。これらの点を解決するプラグとして、モリブデン合金が有望である事が確かめられた。ディスクシューにおいて、従来よりシュー材料としてもちられてきたCr系材料では、高合金などとの焼き付き性が高く、浸硫酸化等の表面処理が必要なことが分かった。これらの結果より条件さえ適当に選定出来れば 22Cr-42Ni までの高合金をきず無く穿孔出来る事が分かった。

最後に、高合金の加工に有利とされる熱間押出について解析した。高合金化が進み、以前にも増して加工性の劣悪な素材の押出、クラッド材の押出が要求され、これらの素材の押出において、しばしばきずの発生が問題となってい

る。そこで、押出時のきず発生予測を目的として、剛塑性有限要素法により押出解析を行い、この結果と3次元応力場の破壊条件式（小坂田提案の式）より押出時のきず発生の可能性を検討した。その結果、工具と素材間の潤滑、ダイス形状、直接押出と間接押出のきず発生に及ぼす影響を明らかに出来た。

以上、継目無鋼管製造に宿命的に課せられた肉厚精度向上、きず発生防止について、筆者の研究してきた結果を記述し、考え方を述べたが、これらの結果が今後の継目無鋼管製造技術の発展に対し、一つのきっかけ、一つのステップにでもなれば幸せである。

謝

辞

本研究をまとめるにあたり、終始懇切なご指導と激励を賜った名古屋大学教授戸沢康寿博士に深く感謝の意を表します。また、有益なる御助言、御指導を戴きました名古屋大学教授河合望博士、教授細井祐三博士に厚く御礼申し上げます。

本研究は日本鋼管株式会社技術研究所圧延加工研究室在籍中の研究成果の一端であり、この間上司として御指導戴いた堀川一男元所長、植木幸彦部長、小林俊平部長、また、継目無鋼管製造の専門家として御指導戴いた、小滝昌治日本鑄鉄管株式会社社長、沼野正睦前中径管工場長、並びに、元上司として常に暖かい励ましを戴いた日下部俊次長に深く感謝致します。

また、解析、実験に協力戴いた広島大学教授小坂田宏造博士、京都工芸繊維大学助手森謙一郎博士並びに、日本鋼管研究所、鎌田正誠室長、藤田文夫殿、平川智之博士、宇田川辰郎殿、曾谷保博殿、日本鋼管京浜製鉄所、畑中政之殿、ナショナルスチール岡戸克殿に深く謝意を表すると共に、現上司として激励と御指導を戴いた、久保寺治朗所長、宮下芳雄副所長、山口副所長に深く感謝の意を表します。

本論文に関する研究発表

論文題目	発表誌	共著者	章
Study on the Accuracy of Wall Thickness of Tube in Cross Rolling Elongator	Proc. 3rd.Int.Conf. Rotary Metal Working Process,(1984),363	T.Udagawa Y.Sodani M.Numano M.Hatanaka	2章 3章
Evaluation of Seamless Tube Rolling	Tube International March, (1986) 1,p44	T.Udagawa M.Numano M.Hatanaka	2章 3章
マンドレル圧延における塑性変形解析	塑性と加工、24、273 (1983)、1063	平川 智之 岡戸 克 鎌田 正誠 藤田 文夫	4章
Theoretical Analysis on Mandrel Rolling	Proc. 3rd. Int.Conf on Steel Rolling Spt.,(1985)、231~238	T.Hirakawa M.Kamata S.Akita M.Numano	4章
Controll System of Mandrel Rolling	Proc. 28th. Mech. Working Steel Processing ,(1986),To be published	T.Hirakawa Y.Sodani T.Oda F.Kajiyama	4章
Finite Element Simulation of Three-Dimensional Deformation in Rolling of Seamless Pipe	Proc. 3rd. Int.Conf. on Steel Rolling Sept.(1985),357	K.Mori K.Nakadoi T.Hirakawa K.Osakada M.Fukuda	5章
マンネスマン穿孔法による高合金管の穿孔	鉄と鋼、投稿中 (111回講演大会発表済 1986、S354)	宇田川 辰郎 曾谷 保博	6章
剛塑性有限要素法による管材押出しの解析	36回塑性加工連合講演論文集、(1985)、421~424	宇田川 辰郎 森 謙一郎	7章