



| | |
|--------------|---|
| Title | 材料の特殊成形加工技術に関する研究 |
| Author(s) | 松居, 正夫 |
| Citation | 大阪大学, 1987, 博士論文 |
| Version Type | VoR |
| URL | https://hdl.handle.net/11094/2104 |
| rights | |
| Note | |

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

材料の特殊成形加工技術
に関する研究

松居正夫

OSAKA UNIVERSITY
GRADUATE SCHOOL OF ENGINEERING SCIENCE
DEPARTMENT OF MATERIAL PHYSICS
TOYONAKA OSAKA

**材料の特殊成形加工技術
に関する研究**

松居正夫

1 9 8 7 年 1 月

論文内容の要旨

本論文は、従来の加工技術に新しい特殊な成形手段を付加すること、および新しいエネルギーを用いることによって、より高度で、安価な製品を作り出す成形加工技術に関する研究の成果をまとめたものである。その内容は、局部圧下を付加した型材の曲げ加工、超音波振動・高速刃等を利用したせん断加工、マイクロ波を利用したセラミックスの加熱接合、荷重制御によりしわを抑制する薄板のプレス成形についてであり、最後にそれらを総括した。

第1部は、金属材料のロール成形によって成形された型材の曲げ加工に関するものである。型材の曲げ外周部に、たたき型による振動的なたたき伸ばしを加えながら曲げ加工すると、極めて好都合な板厚分布になり、曲げ内縁のしわ発生、外周部の破断、断面の形状変化などが防止され、従来の加工法では不可能な小半径の曲げ加工が実現できた。この振動系の解析により、たたき型の最適加振条件を明らかにした。この曲げ加工法は、自動車部品の曲げ加工に実用された。この発展として、型材を2個のロール間隙に強制的に通過させて曲げ加工を行う技術も開発した。

第2部は、切り口面の性状を向上させる特殊せん断加工に関するものである。せん断刃に超音波振動を付加すると、高延性材料の面だれが大幅に改善されることを明らかにし、その時のせん断機構は、繰り返し衝撃による塑性疲労であることを証明した。一方、2m/s程度の高速せん断をすると、軟鋼板の面だれや、ばね鋼板の切り口面の平坦度が大幅に向上した。この効果は、延性的から脆性的への破壊様式の移行によることを、切り口面の転位の配列状態から推論できた。また切り口面がせん断方向に対して傾斜した新しいコイニング式せん断加工法を開発し、エアージェット式織機のエフトガイドを対象に、その最適条件を明らかにした。

第3部は、マイクロ波エネルギーにより、セラミックスを加熱接合する新しい技術に関するものである。まず直方体空洞共振器を用いて、セラミックスの誘電特性を精度よく測定する方法を示した。また、精密なマイクロ波加熱制御システムを開発し、これによりアルミナ焼結体同士を1750℃以上に加熱し、母材強度並に接合できることを示した。この接合状態は液相焼結によることを、物理分析により明らかにした。

第4部は、薄板をプレス成形する際に発生するしわを板面負荷条件の制御によって抑制する技術に関するものである。不均一引張りを再現できる四角板対角二軸引張り試験法によって、しわに関する一連の挙動と負荷条件、材料特性値との関係を明らかにし、面ひずみ、ボディしわ等の実用上の不良は、二軸荷重比、材料特性の選択によって抑制されることを実験と計算で示した。

総括では、以上の各部で得られた結果を要約して述べるとともに、本研究の工業的利用について記述した。

ABSTRACT

This thesis describes a research on the non-traditional working techniques to be used for higher level and lower cost production of mechanical parts. The new techniques are achieved by adding the new working energy and the control of working force to the conventional techniques.

Part I presents a new bending technique for formed sections, combining the rotary bending and vibratory impact working. It largely improves wrinkles, breakage, and undesirable distortion of the formed sections, and, accordingly, the limiting bending radius can be extraordinarily reduced. The optimum vibratory impact condition is determined by the experiment and the analysis of a model of vibration system. This technique is applied to the manufacture of various automobile parts. Its further extension, proposed and tested, is to pass the formed section forcibly between two specially designed rollers to obtain the desired radius of bending.

Part II introduces non-traditional shearing methods which improve the quality of the sheared surface. The first one is to add ultrasonic vibration to the shearing tool. An experiment on aluminum shows that significant improvement of edge-fall off is obtained by controlling working conditions and ultrasonic power, and that the shearing mechanism under ultrasonic vibration is by plastic fatigue by the repeated impact forces. The second method, application of high velocity shearing of the order of 2 m/sec., is effective to mild steel and spring steel plates but not to aluminum plates. Observation of arrangement of dislocations shows that the high velocity shearing changes the shearing mode from ductile to brittle fracture. Thirdly, a new coining type shearing method is proposed to obtain a flat surface slanted against the shear direction. The optimum shearing conditions are found to make the weft

guides for the air jet loom. The new manufactured weft guides have no problem in actual use.

Part III is concerning a new technology to use the microwave energy to heat and join compatible ceramic bodies. A special rectangular cavity is made and a precision method to measure the dielectric constant and electric loss factor of ceramics is established. Butt joining of sintered alumina rods by microwave heating is successfully carried out at around 1750°C without solder. A microscopic observation shows that only the grain boundary phase between alumina particles reaches to melting point to accomplish the joining.

Part IV is concerned with a fundamental study on the restraining of wrinkles generated by non-uniform stretching in the process of sheet metal forming. A biaxial diagonal tensile testing machine is made and behavior of wrinkles is precisely examined. The experimental data and the stress analysis show that surface defects and body wrinkles can be restrained by controlling the biaxial loading ratio and mechanical properties of materials. Validity and usefulness of the above study are verified by an experimental production of automobile door panels.

目次

序 論

| | |
|-------------------------|---|
| 1 緒言 | 1 |
| 2 従来の成形加工技術とその問題点 | 2 |
| 3 本研究の目的 | 5 |
| 4 本論文の構成 | 6 |

第1部 局部圧下を付加した形材の曲げ加工

| | |
|---------------------------------------|----|
| 第1章 形材の曲げに与える振動衝撃的加圧の効果 | 7 |
| 1.1 緒言 | 7 |
| 1.2 実験装置 | 8 |
| 1.3 供試形材と型 | 9 |
| 1.4 実験方法 | 9 |
| 1.5 実験結果と考察 | 10 |
| 1.5.1 振動衝撃的加圧が曲げ形状に与える効果 | 10 |
| 1.5.2 加工条件としわ発生限界 | 12 |
| 1.5.3 曲げ加工した形材のひずみ分布 | 13 |
| 1.6 結言 | 15 |
| 第2章 振動衝撃的加圧効果に与えるたたき型加振条件の検討 | 31 |
| 2.1 緒言 | 31 |
| 2.2 実験装置 | 31 |
| 2.3 供試素材 | 32 |
| 2.4 実験方法 | 32 |
| 2.5 実験結果と考察 | 33 |
| 2.5.1 加振条件が板厚減少量に与える影響 | 33 |
| 2.5.2 加振条件が伸びに与える影響 | 34 |
| 2.5.3 たたき型の運動状態 | 35 |
| 2.5.4 たたき型の速度、加速度と振動衝撃的加圧効果との関係 | 35 |
| 2.6 たたき型衝突速度の計算 | 36 |

| | | |
|-------|------------------------------|-----|
| 2.6.1 | 計算モデル | 3 6 |
| 2.6.2 | 計算結果と実測値との比較 | 3 7 |
| 2.6.3 | 衝突速度の無次元化表示 | 3 7 |
| 2.6.4 | 衝突速度を極大にする押さえばね力の計算値と、実測値の比較 | 3 9 |
| 2.7 | 結 言 | 4 0 |
| 第3章 | 型材の曲げに与える局部圧延の効果 | 5 5 |
| 3.1 | 緒 言 | 5 5 |
| 3.2 | 実験装置 | 5 5 |
| 3.3 | 供試型材 | 5 5 |
| 3.4 | 曲げ加工用ロール(型)の形状 | 5 6 |
| 3.5 | 実験方法 | 5 6 |
| 3.5.1 | 板厚方向ひずみの与え方 | 5 6 |
| 3.5.2 | 曲げ半径の測定 | 5 8 |
| 3.5.3 | 曲げ加工部のひずみ測定 | 5 8 |
| 3.5.4 | 曲げ加工時の荷重測定 | 5 8 |
| 3.6 | 実験結果と考察 | 5 8 |
| 3.6.1 | 曲げ形状に与える局部圧延の効果 | 5 8 |
| 3.6.2 | 圧下量と曲げ半径の関係 | 5 9 |
| 3.6.3 | 圧下量と圧下荷重の関係 | 6 1 |
| 3.6.4 | 曲げ加工した型材のひずみ分布 | 6 2 |
| 3.7 | 結 言 | 6 3 |

第2部 超音波振動・高速刃等を利用したせん断加工

| | | |
|-------|-----------------|-----|
| 第1章 | 超音波振動を付加したせん断加工 | 8 1 |
| 1.1 | 緒 言 | 8 1 |
| 1.2 | 実験装置 | 8 1 |
| 1.3 | 実験方法 | 8 2 |
| 1.3.1 | せん断条件 | 8 2 |
| 1.3.2 | 測定、観察項目 | 8 3 |
| 1.3.3 | 供試材料 | 8 3 |

| | | |
|---------|---------------------|-------|
| 1. 4 | 実験結果 | 8 3 |
| 1. 4. 1 | せん断条件とせん断荷重の関係 | 8 3 |
| 1. 4. 2 | 切り口面の様相 | 8 4 |
| 1. 4. 3 | 面だれ量に与える超音波振動付加の効果 | 8 5 |
| 1. 4. 4 | せん断面幅に与える超音波振動付加の効果 | 8 6 |
| 1. 4. 5 | せん断途中の変形状況 | 8 6 |
| 1. 5 | 考 察 | 8 7 |
| 1. 5. 1 | 超音波振動を付加した時のせん断機構 | 8 7 |
| 1. 5. 2 | せん断クラック近傍の塑性疲労の存在 | 8 8 |
| 1. 5. 3 | 長手方向クラック発生現象について | 9 0 |
| 1. 6 | 結 言 | 9 0 |
| 第2章 | 高速刃を用いたせん断加工 | 1 0 7 |
| 2. 1 | 緒 言 | 1 0 7 |
| 2. 2 | 実験装置 | 1 0 7 |
| 2. 3 | 実験方法 | 1 0 8 |
| 2. 3. 1 | 供試材料 | 1 0 8 |
| 2. 3. 2 | せん断条件 | 1 0 9 |
| 2. 3. 3 | 測定項目 | 1 0 9 |
| 2. 4 | 実験結果 | 1 1 0 |
| 2. 4. 1 | せん断荷重 | 1 1 0 |
| 2. 4. 2 | 切り口面の外観 | 1 1 0 |
| 2. 4. 3 | 面だれ量に与えるせん速度の影響 | 1 1 1 |
| 2. 4. 4 | せん断面幅に与えるせん速度の影響 | 1 1 1 |
| 2. 4. 5 | 切り口面の平坦度 | 1 1 2 |
| 2. 5 | 考 察 | 1 1 3 |
| 2. 6 | 結 言 | 1 1 5 |
| 第3章 | 圧印(コイニング)を併用したせん断加工 | 1 3 1 |
| 3. 1 | 緒 言 | 1 3 1 |
| 3. 2 | 実験装置 | 1 3 1 |
| 3. 3 | 実験方法 | 1 3 2 |

| | | |
|-------|-------------------|-----|
| 3.3.1 | 供試材 | 132 |
| 3.3.2 | せん断条件 | 132 |
| 3.3.3 | せん断品の空気漏れ観察法 | 133 |
| 3.3.4 | せん断品の風速分布測定法 | 134 |
| 3.4 | 実験結果 | 134 |
| 3.4.1 | 製品と切り屑の分離状況 | 134 |
| 3.4.2 | 切り口面の性状 | 135 |
| 3.4.3 | 最適せん断条件 | 136 |
| 3.4.4 | 傾斜面長さ、面だれ量と加工数の関係 | 137 |
| 3.5 | せん断品の性能 | 138 |
| 3.5.1 | 空気漏れ | 138 |
| 3.5.2 | 風速分布 | 138 |
| 3.6 | 結言 | 139 |

第3部 マイクロ波を利用した加熱接合とそのセラミックスへの利用

| | | |
|-------|-------------------------|-----|
| 第1章 | マイクロ波帯での誘電特性測定 | 159 |
| 1.1 | 緒言 | 159 |
| 1.2 | 測定方法 | 159 |
| 1.2.1 | 測定原理 | 160 |
| 1.2.2 | 測定装置 | 160 |
| 1.2.3 | 試料 | 161 |
| 1.3 | 測定結果および考察 | 162 |
| 1.3.1 | 直方体空洞共振器で測定した誘電特性 | 162 |
| 1.3.2 | 測定精度の検討 | 163 |
| 1.3.3 | 誘電特性とプランジャー移動量、アイリス幅の関係 | 163 |
| 1.3.4 | 試料温度とアイリス幅、プランジャー移動量の関係 | 165 |
| 1.3.5 | 誘電特性の温度依存性 | 165 |
| 1.4 | 結言 | 166 |
| 第2章 | アルミナーアルミナの接合への利用 | 175 |
| 2.1 | 緒言 | 175 |

| | | |
|-------|------------------|-----|
| 2.2 | 実験方法 | 176 |
| 2.2.1 | 実験装置 | 176 |
| 2.2.2 | 加熱制御システム | 176 |
| 2.2.3 | 加熱制御方法 | 177 |
| 2.2.4 | 供試材料 | 178 |
| 2.2.5 | 接合条件 | 178 |
| 2.2.6 | 接合部の評価 | 178 |
| 2.3 | 実験結果と考察 | 178 |
| 2.3.1 | 加熱・接合状況 | 179 |
| 2.3.2 | 接合温度と接合強度の関係 | 179 |
| 2.3.3 | 加圧力と接合強度の関係 | 180 |
| 2.3.4 | 接合時間と接合強度の関係 | 180 |
| 2.3.5 | 接合部の組織 | 180 |
| 2.3.6 | 接合部の組成 | 180 |
| 2.3.7 | 接合部の硬さ変化 | 181 |
| 2.3.8 | 形状の異なったアルミナ同士の接合 | 181 |
| 2.4 | 結言 | 182 |

第4部 荷重制御によりしわを抑制するプレス成形

| | | |
|-------|--------------------------|-----|
| 第1章 | 四角板対角二軸引張りによるしわの発生と成長の挙動 | 195 |
| 1.1 | 緒言 | 195 |
| 1.2 | 薄板のプレス成形における面ひずみについて | 196 |
| 1.3 | 試験装置 | 197 |
| 1.4 | 試験方法 | 197 |
| 1.5 | 有限要素法によるシミュレーション | 198 |
| 1.6 | 供試材料 | 198 |
| 1.7 | 実験結果および考察 | 199 |
| 1.7.1 | 平均伸びに対するしわ高さの変化 | 199 |
| 1.7.2 | しわ発生時の平均伸び | 199 |
| 1.7.3 | しわ発生時の板面の応力 | 200 |

| | | |
|---------|---------------------|-------|
| 1. 7. 4 | しわ発生時の板面中心の圧縮応力 | 2 0 1 |
| 1. 7. 5 | しわの成長過程 | 2 0 2 |
| 1. 8 | 結 言 | 2 1 7 |
| 第2章 | 消去過程におけるしわの挙動 | 2 1 7 |
| 2. 1 | 緒 言 | 2 1 7 |
| 2. 2 | 実験方法 | 2 1 7 |
| 2. 3 | 実験結果 | 2 1 8 |
| 2. 3. 1 | しわ発生条件がしわ消去挙動に与える影響 | 2 1 8 |
| (I) | 変形量一定で発生させたしわの消去挙動 | 2 1 9 |
| (II) | しわ高さ一定で発生させたしわの消去挙動 | 2 1 9 |
| 2. 3. 2 | 消去性に与える二軸負荷条件の影響 | 2 2 0 |
| (I) | 定荷重引張り消去法の最適引張り力 | 2 2 0 |
| (II) | しわの消去性に与える消去パターンの影響 | 2 2 1 |
| 2. 3. 3 | 消去性に与える材料特性値の影響 | 2 2 1 |
| 2. 4 | 有限要素法による応力面からの考察 | 2 2 2 |
| 2. 4. 1 | 解析手法 | 2 2 2 |
| 2. 4. 2 | 実験結果との対比 | 2 2 3 |
| 2. 4. 3 | 消去のし易さの考え方 | 2 2 3 |
| 2. 4. 4 | 変形量にともなう曲げ応力の変化 | 2 2 4 |
| 2. 5 | 結 言 | 2 2 6 |
| 第3章 | 除荷後の弾性回復挙動 | 2 3 9 |
| 3. 1 | 緒 言 | 2 3 9 |
| 3. 2 | 実験方法 | 2 3 9 |
| 3. 2. 1 | 実験Ⅰ：消去過程での弾性回復 | 2 3 9 |
| 3. 2. 2 | 実験Ⅱ：発生過程での弾性回復 | 2 4 0 |
| 3. 2. 3 | 実験Ⅲ：ドアモデルでの実験 | 2 4 0 |
| 3. 3 | 消去過程での弾性回復挙動の結果と考察 | 2 4 1 |
| 3. 3. 1 | 弾性回復と平均伸びの関係 | 2 4 1 |
| 3. 3. 2 | 弾性回復量に及ぼす二軸荷重比の影響 | 2 4 2 |
| 3. 3. 3 | 弾性回復量に及ぼす材料特性値の影響 | 2 4 3 |

| | | |
|-------|------------------------|-------|
| 3.4 | 発生過程での弾性回復挙動の結果と考察 | 2 4 3 |
| 3.4.1 | 二軸荷重比と弾性回復の関係 | 2 4 3 |
| 3.4.2 | 弾性回復量に及ぼす材料特性値の影響 | 2 4 5 |
| 3.5 | ドアパネルでの面ひずみ検討結果 | 2 4 5 |
| 3.5.1 | 面ひずみに与える負荷条件の影響 | 2 4 5 |
| 3.5.2 | 面ひずみに与える材料特性値の影響 | 2 4 6 |
| 3.5.3 | ドアパネルと四角板対角二軸引張り試験との対応 | 2 4 7 |
| 3.6 | 結 言 | 2 4 7 |
| 総 括 | | 2 6 5 |
| 謝 辞 | | 2 7 5 |
| 参考文献 | | 2 7 6 |

序 論

1 緒言

固体状の素材から所望の製品を得るために、材料の性質、製品の形状を考慮して、それらに適する様々な加工技術が開発されている。材料を融解して凝固させる鑄造、部分的に融解して結合させる溶接、粉末にして結合成形する焼結、塑性変形を与えて成形する塑性加工、塑性変形後の破壊を利用して分離する切・研削加工、化学変化を利用して成形する電気・化学加工等の多くの加工技術がそれぞれの時代の科学、技術を背景として発展してきている。その中でも塑性変形を利用した塑性加工技術は、比較的精度のよい均一なものを安価にしかも高い生産能率で製造するのに適しているため、特に自動車工業界のように金属素材を大量に使用し、同一製品の量産を必要とする工業を中心として著しい発展をとげてきた。基本となる塑性変形は圧縮、引張り、せん断、曲げ、ねじりである。これを利用した加工技術は、その基本とする変形挙動に応じて、圧延、押し出し、引抜き、鍛造、曲げ成形、絞り・張出し成形（板金プレス）、せん断等に分類され、どのような材料を、どのような形状に作り上げるかによって、最も適する加工法が選ばれてきた。一方、粉末を焼き固めて製品をつくる焼結技術は、材料の量がコントロールしやすく、材料歩留まりが高いこと、騒音等に対する作業環境が良いこと等により、自動車工業などでの金属を中心に進歩してきた。最近では、耐熱性、耐酸化性が優れ、しかも硬く軽いということから、軽量化、長寿命化へのニーズに応じて、ファインセラミックスが急速に注目を集め、その成形法に粉末焼結法が利用されている。

しかし、近年の多様化する材料、機能が高度化する製品に対して、従来法の改善のみでは対処するのが難しくなって来ており、新しい加工技術の発展、展開が望まれている。元来、加工とはエネルギーを投入して材料の状態を変えることであるので、従来の加工技術に新しい形態のエネルギーを併用することにより、従来とは違った効果を材料に与え、材料の新しい成形技術を開発し得るものと期待される。この場合、材料の特性、寸法を良く理解し、どのような形態のエネルギーを併用することが合理的かを加工方法ともあわせて考えていくことが必要である。また、材料に外力の形でエネルギーが加わることによって、材料が変形していく加工においては、材料内部にどのような応力が発生し、その応力をどのように制御すれば良いかを理解することによって、より高度な製品を得ることも可能となる。

本研究は、従来の加工技術、特に板材を対象とするいくつかの塑性加工技術において、振動のエネルギー、高速・低速で運動する工具により与えられるエネルギーなどを付与した場合の現象と効果を中心に、負荷する力の制御による高精度な製品を成形する技術を追求め、さらに、波

動のエネルギーを積極的に利用してファインセラミックスの新しい加熱、接合法の可能性を明らかにしたものである。

2 従来の成形加工技術とその問題点

材料を所望の形に成形する加工技術は、材料の性質、成形品の形状によって様々な方法があり、それぞれに世の中のニーズに応じて数多くの研究、開発がなされている。

本項では、これら多くの成形加工技術の中で、本論文に関係するものについて、従来の研究を展望する。

(1) 型材の曲げ加工： 長手方向に同一断面形状を持ったサッシ、チャンネル等の型材は、金属板のロール成形、あるいは金属ブロック材の押出し成形等によって作られるが、これらは曲げ加工されて使われることが多い。自動車部品においても、窓枠用サッシ、バンパー、ランプまわりのサッシ、トラックデッキのトップレール等に多くの型材が用いられているが、これらのほとんどは曲げ加工を受けている。型材の曲げ加工方法としては、プレス方式、3ロール方式、回転曲げ方式、引張り曲げ方式などが知られている¹⁾。これらの各加工方式では、その原理によってそれぞれ曲げ限界¹⁾が存在し、型材の断面形状、曲げ半径、製品の精度などによって適当な加工方法が選択され、実際作業の場でも広く用いられている。しかし、これら従来の方式は、いずれも大きな静荷重を被加工物に加えることによって曲げ変形を生じさせるものであり、曲げ外周部の破断、内縁部のしわ、断面形状のゆがみなどの発生のために、曲げ半径が小さかったり、断面形状が複雑な場合には良好な曲げ加工が困難になる。このような場合にはパイプの曲げ加工で見られるように、曲げ加工部に、熱エネルギーを付加して加工したり²⁾、断面形状を保持するために軟質材を型材内に充填するなど、経験的な工夫で対処しているのが現状である。型材の曲げ加工を対象として、この様な曲げ加工の限界を向上し、より良好な曲げ加工を実現しようとする研究は極めて少ない³⁾。

(2) せん断加工： 材料の分離を目的としたせん断加工は、比較的単純で高能率な加工法であるため、板状材料の切断、打抜き、棒状材料の切断に多く用いられている。せん断加工においては、切り口面が平行で、かつ、“だれ”が少ないことが重要である。そのために種々のせん断加工法が研究されている。そのうちの代表的なものとしては、せん断刃角近傍の材料に周辺から高い静水圧を付加することによって材料の延性の増大をはかり、平滑なせん断面を形成する精密打抜き法(板材に対して)^{4)~11)}、および拘束せん断法(棒材に対して)^{12)~14)}、切削機構をと

り入れて平滑なせん断面を形成する対向ダイスせん断法^{15)~22)}、シェーピング法^{23)~27)}、などが挙げられる。これらは、それぞれ製品形状、材料の性質にあわせて使い分けられ、実用的にもかなりの成功をおさめている。以上の例は、いずれも慣用せん断法のポンチ刃、ダイス刃、板押さえ等の工具に工夫をこらしたものである。これに対し、工具は慣用せん断法と同じものを使い、他のエネルギーを付加したり、せん断速度を速くしたせん断法は有望であり、いくつかの先駆的検討がなされてる。板材の打抜き加工時にポンチ刃に超音波振動を付加する超音波打抜き法がフェノール樹脂積層板の打抜きに対して適用され²⁸⁾、ポンチ刃とダイス刃のクリアランス、振動振幅、打抜き速度の切り口面形状に与える影響などが調べられている²⁹⁾。しかし、金属材料のせん断に超音波振動を付加した報告は見られない。一方慣用せん断法でせん断速度をある値以上に大きくすると、切り口面は平坦化することが、鋼材に対して認められており(1944年)³⁰⁾、その後板材の高速打抜き^{31)~38)}、丸棒の高速せん断^{39)~41)}に関して多くの研究がなされている。しかし、これらの高速せん断の研究では、いずれもせん断速度が5m/sec以上であり、実用的プレスの開発および工具損傷の面に難点が多い。実用を考えた場合は、2~3m/secまでのせん断速度での効果を詳しく知ることは必要であろうし、また、この速度域で効果のある材料を調べることも必要であるが、この点については十分な研究がなされていない。

以上のせん断法の研究は、いずれも切り口面をいかに垂直に、平滑に、また、“だれ”がないように形成するかをねらったものである。これに対し液体や気体が板材の切り口面を通過するような部品では、ある一定の傾斜(テーパ)を持った平滑な切り口面がしばしば必要となる。この様な目的のためには、せん断加工を含む新たな複合加工技術の研究が必要である。

(3) セラミックスの接合： 耐熱性、耐酸化性に優れ、しかも硬く軽いということから構造用部品の軽量化、長寿命化、高性能化へのニーズに応じてファインセラミックスが注目されている。セラミックス部品は一般的には原料粉末をまず射出成形法、冷間静水圧成形法などで成形し、次いで、反応焼結法、ホットプレス焼結法、常圧焼結法、熱間静水圧焼結法(HIP)などを用いて高温で焼結することによってつくられる⁴²⁾。焼結時にはかなり大きな体積収縮を伴い、また焼結後に成形加工することは極めて困難を伴う。したがって機械部品のように複雑な形状の精密部品を製作するのは工業的には必ずしも容易ではない。現在、実際に用いられている焼結後の加工法としては、ダイヤモンド工具を用いた研削加工が唯一の方法であり⁴³⁾、この方法の加工能率の低さのために、セラミックス部品の価格を高いものにしてている。複雑な形状の部品を単純な形状に分割して成形、焼結した後、これらを高強度でつなぎ合わせる接合技術は上記の問題を軽減するための一つの有効な手段となり得る。

セラミックスと金属との接合技術は、今日的にニーズが特に強いため、非常に多くの研究がなされており^{44)~47)}、そのうちいくつかはすでに実用化されている。しかし、セラミックス同士の接合技術は、様々な方法で試みられているが、未だ実用化には至っていない。セラミックス同士の接合法としては圧着、加熱して拡散現象により一体化する拡散法^{48), 49)}、セラミックス表面に金属層を生成させた後加熱拡散させるメタライズ法⁵⁰⁾、酸化物系のガラスを溶剤に用いて加熱拡散させる酸化物溶剤法⁵¹⁾、レーザー等のビームを用いて外部から加熱溶融させて接合する溶融法^{52)~54)}などが研究されている。接合界面に接合材を介在させて接合するメタライズ法、酸化物溶剤法では、接合強度が弱く、また高温で使用できないという問題があり、高圧、高温で拡散させる拡散法では、装置が大がかりになり、長時間高温にさらさせるため、母材変化の制約のために、接合温度の上限が制約されるという問題が予想される。またレーザービームによる溶融法は酸化物系にしか適用できず、しかも外部からの急激な局部加熱のために熱クラックが生じたり、接合面全体が溶けこまず、また組織も変化し、母材強度が得られないなどの欠点がある。以上のように、それぞれの接合法にはまだ多くの問題があり今後これらを解決すべく研究が進むと予想されるが、さらに別のエネルギーを用いた接合技術の開発も待たれているのが現状である。

(4) 薄板のプレス成形：自動車ボディ外板のような大寸法異形体の鋼板プレス成形では、破断としわが主たる不良現象として問題となる。そのために、それぞれについて基礎研究が精力的に続けられてきた。破断現象については、いくつかの基本的で単純な変形様式を各種カップテスト（エリクセンテスト、深絞りテスト、液圧バルジテスト、コニカルカップテストなど）によってシミュレートする研究が多くなされてきた。一方自動車外板のような大寸法で複雑形状をしたプレス成形品では、局所的な変形が問題になるため、上記のカップテストでの結果とは破断現象が必ずしも一致しなかった。板の変形のきびしさを素板に描かれた円形マークの変形から評価しようとするスクライブドサークル試験法⁵⁵⁾が提案され、これをもとに成形限界線⁵⁶⁾、変形状態図⁵⁷⁾の概念が導入されたことにより、大寸法成形の破断に対する評価法が現実味を帯びたものになってきた。

薄板の成形においてしわと呼ばれる不良現象のうち、フランジしわについては多くの研究がなされており、その発生機構もほぼ明らかにされている^{58), 59)}。一方、1973年の石油危機を契機として、省資源、省エネルギーが社会要請として重要視されるようになり、自動車においても車体の軽量化が計られてきた⁶⁰⁾。外板パネルの軽量化には板厚を薄くすることが有効であるが、単に薄くするのみではパネルの剛性や耐デント性⁶¹⁾などの機能面では不利となるため、強度の高い各

種高張力鋼板が開発され⁶²⁾、自動車ボディ用鋼板への利用が検討されるようになった⁶³⁾。しかし薄板化、高張力鋼板化にともない、ボディしわ、面ひずみというフランジしわとは別の面形状不良が成形上の重要な問題となってきた⁶⁴⁾。これらの面形状不良は吉田らが提案したなじみ線図⁶⁵⁾でみられるように、プレス成形過程での不均一引張りによるしわの発生、成長、消去と密接な関係にあり、自動車用パネルならびにそのモデルについて多くの研究が行われた^{66)~78)}。しかし成形形状が複雑かつ多様であり、薄板に誘起される応力状態や、その変化も複雑であって面形状不良に対する主要因とこの不良の発生、抑制条件については統一した見解が得られるには至っていない。これらに対して、最近、不均一引張りによる面形状不良を調べるためのシミュレーション手法として四角板の対角引張り試験—Y B T—が提案されている⁷⁹⁾。この手法では、しわの発生、成長、消去、弾性回復などの一連の現象をとらえることが可能であるが、現在までの手法では一軸引張りでの挙動が調べられたにとどまっている^{80), 81)}。四角板の対角二方向に引張りを与えこの二方向の荷重を制御すれば、試験片内の応力状態を種々に変化させることが可能となり、面ひずみ、ボディしわ等の面形状不良に対する主要な影響因子と、この不良の防止条件を明らかにし得るものと考えられる。

3 本研究の目的

材料を部品の形に成形加工する技術は様々あり、それぞれの技術については多くの研究開発がなされている。しかし、材料が多様化し、製品に要求される機能が高度化してくると、従来の技術のみでは要求を満たす製品を作り出すことが困難な場合がしばしば生じる。特に自動車工業に見られるように、デザインや材料および部品の性能が優先される工業においては、常に多様な製品（部品）の要求に適合し得る加工技術が必要とされ、しかも、その技術はコスト的にも成り立つものでなければならない。したがって、このような要求に対応するために、従来の加工技術の範囲のみにとらわれず、新しい加工のエネルギーも併用して、種々の材料や部品に最適の新しい加工技術が開発されなければならない。

本研究はこの様な背景にもとづいて実施されたものであり、特に金属の塑性加工において振動のエネルギーを付加すること、負荷する力を制御することの効果、さらに新しい材料であるファイナセラミックスに波動のエネルギーを積極的に加えた時の効果を明らかにし、それらの結果に基づいて、より高度な製品を作り出す新しい成形加工技術を開発することを目的としている。

4 本論文の構成

本論文は序論、総括のほか、各加工法毎に4部に大別されている。第1部はロール成形によって成形された金属材料の新しい曲げ加工に関する研究である。第1章では、低周波振動を押え型（たたき型）に付加し、それによって発生した衝撃的な力を型材の曲げ加工部に与えた場合について、その振動衝撃的な加圧力の効果を、色々な断面形状の型材について、実験的に明らかにする。第2章では、たたき型の加振条件をモデル実験と振動系の解析によって検討し、適正な加振条件を明らかにする。第3章では、第1章の結果から導びかれた曲げ加工部の板厚分布に着目し、同様な板厚分布を静的な圧延によって与えたときの限界曲げ半径の変化を実験的に検討する。

第2部は、せん断加工における切り口面の性状を向上させるための特殊せん断加工に関する研究である。第1章では、超音波振動をせん断刃に付加した時の切り口面に与える効果と問題点を実験により明らかにする。第2章では、せん断刃を高速にした時の効果を供試材料、切り口面近傍のミクロ的観察から明らかにする。第3章では、薄板について、板面より傾いた切り口面を得るために、圧印（コイニング）を併用した新しいせん断法を取り上げ、せん断条件と切り口面性状、せん断された製品の機能について述べる。

第3部は、マイクロ波を利用してセラミック同士を加熱しながら接合する新しい技術に関する研究である。第1章では、まず、セラミックスをマイクロ波で加熱する際に重要な役割をはたす誘電特性の新たな測定法を示し、さらに純度92%のアルミナ焼結体について誘電特性の温度依存性を高温域まで明らかにする。第2章では、アルミナ-アルミナの突合せ接合が可能なことを曲げ強度、接合面の組織等から明らかにし、本法の可能性を示す。

第4部は、薄板をプレス成形する際に発生するしわを板面負荷条件の制御によって抑制する技術に関する基礎的研究である。第1章では、不均一引張りで生ずるしわのシミュレート試験法（四角板対角二軸引張り試験）について述べ、この方法を用いてしわの発生、成長の挙動を調べ、第2章では、しわの消去時の挙動、および第3章では、荷重除去後の弾性回復挙動を検討し、それぞれの挙動について二軸負荷条件と材料特性値との関連で明らかにする。さらに、これらの章を通じて、自動車車体を構成している大寸法パネルの形状不良現象の1つであるしわを抑制するための方法を提示する。

第 1 部

局部圧下を付加した型材の曲げ加工

第 1 章 形材の曲げに与える

振動衝撃的加圧の効果

1. 1 緒言

金属帯板より成形されたサツシ、チャンネル等の形材の曲げ加工には、従来から、プレス方式、3ロール方式、回転曲げ方式、引張り曲げ方式などが採用されている。これらは、いずれも大きな静荷重を被加工物に加えることによって、曲げ変形を生じさせるため、それぞれの原理に基づいて、曲げ限界が存在し、この限界の範囲内で実作業が行われている。従って曲げ半径が限界より小さかったり、断面形状が複雑であると、曲げ外周部の破断、内縁部のしわの発生、断面形状のゆがみやねじれなどが起こり、良好な曲げ加工が困難になる。

一般に形材を曲げ加工する場合は、ひずみ零の面—中立面—が存在し、この面より曲げ半径が大きいところでは引張り力が、小さいところでは圧縮力が発生する。従来の曲げ方式はほとんどが引張りによる曲げ方式であるため、この引張り力によって発生する伸びの限界は、材料の破断伸び限界で決定され、また圧縮力によって発生するしわは材料の座屈限界で決まってくる。したがって曲げ半径方向の断面長さが決まれば、曲げ半径の限界はほぼ決定される。また、特に非対称な断面形状を持った形材では、破断やしわを回避するような方向に曲げが起こり、この場合は、断面形状がゆがんだり曲げ方向に対してねじれが発生する。以上のことから、できるだけ中立面を曲げ内縁部に近づけて、しわの発生を抑制し、曲げ外周部の破断伸びを向上させる手法が確立できれば、曲げ限界を向上させることが可能となる。

引張り力で材料を変形させていった場合は、材料の持つ延性で破断伸びは決まるが、圧縮力を板厚方向に与えて、板面方向に伸ばす場合には、原理的にはいくらでも伸びることは金塊をたたきながら金箔をつくる技術としてよく知られている。したがって形材の曲げ外周部の板厚方向に積極的に圧縮力を加え塑性変形させると、曲げ方向の伸びを大きくすることができ、破断、しわを回避して曲げ加工が可能であると推察される。そこで、形材の外周部板厚方向に振動する型によって衝撃的加圧力を積極的に与えながら曲げ加工する方法を考案した。本章では、試作した回転曲げ方式の装置を用い、主として開口部を持った各種断面形状の形材について、本加工法の可能性を実験的に明らかにする⁸²⁾。

1.2 実験装置

使用した実験装置は基本構造を同じくした、A、B、Cの3種類であり、最も基本的な装置Aの内部構造を図1.1.1に示す。本装置の主な部品は、曲げ型、たたき型、加振機、押さえばねからなり、必要に応じて後方張力を付加することができる油圧シリンダーも装備している。加振機は偏心輪回転式で、加振機わくとその内部に組み込まれた2枚の偏心輪からなり、加振機わくは矢印Vの方向にのみ動きうるように側板にきざみ込まれた案内みぞにはめ込まれている。加振機わくの先端にはたたき型が取付けられている。加振機わくの内部にベアリングで保持された偏心輪（偏心距離 e 、偏心重量 We ）はタイミングベルト、駆動プーリを介してモータで回転駆動される（回転数 n rpm）。そのとき偏心輪は、

$$P_v = \frac{We}{g} \cdot e \cdot \left(\frac{2\pi n}{60} \right)^2$$

の加振力 P_v を発生し、 P_v の上下方向の分力によって加振機わくは矢印Vの方向に振動し、加振機わくの先端に取付けられたたたき型により形材にくり返して衝撃的加圧（以下振動衝撃的加圧と称す）を与える。このようにしてたたき型を振動させつつ、曲げ型を回転させると、曲げ型に一端をクランプされた形材は板厚方向にたたかれながら、曲げ型に沿った曲率に曲げ加工されるわけである。

加振機の振動状態（たとえば振幅）は加振力 P_v と押さえばね力 P_s の大きさを変えることにより変化させることができる。 P_s は調整ねじによりばねの圧縮量を調整することによって、また P_v の大きさは2枚の偏心輪の相対位相を変えて偏心量 e を変えるか、または偏心輪回転数 n を変えることによって所望の値に設定することができる。なお本装置には必要によって心金を組み込むこともできるようになっている。

装置Bは、市販のロータリーベンダーに装置Aと同形式の偏心輪回転式の加振機をとりつけたものであり、その概略構造を図1.1.2に示す。本装置は図に示すように、形材への後方張力を、曲げ型とたたき型の軸中心線 $O-O'$ に直角な方向より θ だけ傾けた方向から与えることができるようになっている。

装置Cは、大型中空材の曲げ加工を試みるために用いた装置で、市販のパイプベンダの押え型（圧力型）の部分に同じく偏心輪回転式の加振装置を組み込んだもので、その外観を図1.1.3に示す。本装置には図中Mで示したような自在心金、あるいは別の一体式の心金を使用したか、これらの心金は全体としてたたき型の振動方向にのみ自由に動きうるように支持されている。

表1.1.1 に各装置の主要諸元を示す。最大加振力 $P_v \max$ は、主として使用した偏心輪回転数 n での値を示した。

1.3 供試材と型

代表的な材形として平板より表1.1.2 に示すような半円弧形、U形チャンネル、リップ付きチャンネル、半だ円形、P形の5種類の断面形状にロール成形したもの（長手方向は直線状）を供試材として用いた。おのおのの材形の板厚 t_0 、材質、断面の主要寸法および曲げに使用した装置も同表に示す。なお使用した素材材料はすべて市販のままである。

表1.1.2 に示したおのおのの材形に対する曲げ型とたたき型の断面形状、材形との位置関係を図1.1.4 に示す。図中に曲げ半径 R_1 、たたき型の曲率半径 R_2 も示した。半円弧形、半だ円形の材形についてはたたき型が材形断面の全幅をおおう形式にしたが、他の材形はその断面の一部のみに振動衝撃的加圧が加わる形式にした。またリップ付きチャンネル、P形の材形は中空材のため、振動衝撃的加圧による断面のつぶれを防止する目的で心金を使用した。その心金の形状を図1.1.5 に示す。図の(a) はリップ付きチャンネル材形に用いた固定心金で、リップ部の倒れ込みを防ぐ突起がついている。(b) はP形材形に用いた自在心金で、4個の心金ピースを供試材の中空部内面形状に合う形に仕上げ、所定の半径に曲がる様にチェーンで連結されたものである。なお、たたき型は半円弧形材形、リップ付きチャンネル材形およびU型チャンネル材形（装置B）に対してはロール状で、軸 $O'-O'$ を中心に回転自由な形式、半だ円形材形、P型材形およびU形チャンネル材形（装置A）に対しては加振機に固定されていて、回転はできない形式のものを採用した。

1.4 実験方法

表1.1.2 に示した各種断面形状の材形について、実験で試みた曲げ形状を図1.1.6 に示す。これらの曲げ加工につき振動衝撃的加圧効果を調べるために加振力 P_v 、押さえばね力 P_s などの加振条件を種々に変えて実験を行い、しわ発生状態、断面形状の変化を目視によって観察した。また半円弧形材形については、加振力 P_v と押さえばね力 P_s の組み合わせによるしわ発生状態（しわ発生限界）を調べ、U形チャンネル材形については加振条件、曲げ加工速さ（本実験では曲げ型の外周面周速をとった） v 、材形後方張力 T などの加工条件としわ発生限界の関連を調べ、

あわせて図1.1.2 で示した θ の効果についても検討した。

また振動衝撃的加圧を加えた部分の板厚は当然薄くなることが予想されることから、加工による板厚の変化と断面形状の変化を加工後に試料を図1.1.6 のX-X断面で切断し、測微顕微鏡あるいは万能投影機によって調べた。

1.5 実験結果と考察

1.5.1 振動衝撃的加圧が曲げ形状に与える効果

半円弧形材（アルミニウム板）を曲げ加工した結果の代表例を図1.1.7 に示す。同図の(a)は、たたき型に加振力 P_v を与えないで曲げ加工したものであり、しわが大きく発生している。一方(b)は加振力 $P_v=43\text{kgf}$ をたたき型に与えつつ曲げ加工を行ったもので、しわは全く発生せず良好な曲げ結果となっている。また、冷延鋼板、ステンレス板の場合には $P_v=0$ で材材に後方張力を $60\sim 75\text{kgf}$ 与えて曲げ加工した場合にはしわの発生がみられたが、その状態で加振力 $P_v=37.5\sim 43\text{kgf}$ 押さえばね力 $P_s=25\sim 30\text{kgf}$ の条件で振動衝撃的加圧を加えて加工した場合にはしわの発生が防止できた。

アルミニウム板のU型チャンネル材を装置Aを用いて曲げた結果の一例を図1.1.8 に示す。たたき型を振動させない場合には(a)にみられるようにフランジ部にしわが発生したが、同条件下で P_v を与えてたたき型を振動させると(b)のように、しわのない曲げ加工が可能であった。

また本材材をプレス曲げまたは回転曲げなどの通常の方法で曲げ加工する場合は、材材のフランジ部における型とのクリアランスを非常に小さく選り、しわの発生を一種のしごきによって防ぐ必要があるため、型の摩耗がはげしく、また型の加工精度もきびしく要求されるが、本加工方法ではたたき型と材材とのクリアランスに特に注意を払わなくてもしわのない加工が可能であることを確認した。したがってU形チャンネルのような材材を本加工法で曲げ加工する場合、通常の方法に比べて型の摩耗が少なく、型の加工精度もそれほどきびしくなくてすむことが予想され、このことは本加工法の一つの長所と考えられる。またステンレス板についての曲げ結果の例を図1.1.9 に示す。この場合には装置Bを使って実験を行ったが、アルミニウム板の時と同様な結果が得られた。しかし、両者のときとも、図1.1.8、図1.1.9 にEで示した曲げ加工終了部に、段付きによる境界が発生し、また、たたかれた部分と未加工部で表面状態に差が認められた。この境界は P_s と P_v を漸変させて、漸次 P_v と P_s の差を小さくしていくことによって、実用上さしつかえない程度に防ぐことが可能であることを確認した。なお、たたき型（この場合はロー

ル状)の半径が25mmの場合と75mmの場合とを比較した結果では、前者のほうが小さいPvの値でしわの防止が可能であった。

図1.1.6(c)に示したリップ付きチャンネル型材のように、開口部が曲げ方向に対して横を向いている中空材の曲げ加工では、一般的に断面形状の保持が困難であり、従来は低融点の軟金属を内部に充てんし、中実棒の状態にして曲げ加工を行い、加工後に軟金属を溶かし出す方法、あるいは心金をそう入して曲げる方法などが多く用いられている。本実験でも、加工中に型材断面のつぶれを防ぐため、図1.1.5(a)に示すような固定心金を型材内部にそう入して成形を試みた。曲げ結果の代表例を図1.1.10に示す。

(a)は $Pv = 0$ として加工したものであるが、曲げ加工後、外側リップ部が固定心金の突起部から離れると、外側フランジが内部に倒れ込み、断面形状の変形が著しい。(b)は図に付記したような加振条件下で得られた良好な曲げ結果の例であり、曲げ内側の曲げ型に接するフランジ部にわずかな倒れ込みが生じてはいるがほぼ所望の形状に曲げられている。なおこのさい、内側のフランジ部が曲げ型から離れて盛り上がる変形の防止に別のくふうを施す必要があった。また(c)は(b)の場合と違って心金形状が不適正で、心金と型材フランジ部内面との接触面積が小さすぎる場合に見られた結果であり、フランジ部に著しい波状変形が生じている。このフランジ部の波状変形は、振動衝撃的加圧によって、フランジ部の板厚を圧下するために生じる長手方向のひずみが、この場合の曲げ変形に必要な量を越えたために発生した一種の座屈変形と考えられる。

図1.1.6(d)に示した半だ円形型材の場合は横断面の深さに対する曲げ半径Rが小さく、通常の回転曲げの方法ではしわを発生させずに加工することが困難と考えられる例である。本実験では、たたき型を振動させるとともに後方張力を型材に与えて曲げ加工を試みた。その結果の一例を図1.1.11に示す。同図(a)ではしわが発生しているがさらに加振力と後方張力を増して加工した(b)では、しわの発生は見られず、ほぼ良好な製品が得られている。ただし(b)は、たたき型が型材断面の頂部付近(図1.1.4(d)のijkの範囲)のみをたたくようにしたものである。逆に型材断面の全幅にわたって、とくに頂部を除く両側部をたたくようにした場合には、しわの発生は認められなかったが、図1.1.6(d)のwの値が曲げ型のそれより大きくなり所望の断面形状が得られなかった。すなわち型材断面のどの部分に振動衝撃的加圧を加えるかで、効果には差があり、本実験結果によると、曲げに伴う型材の張力側に加圧を加えるのが有効であった。なお本型材の場合も、U形チャンネル型材の場合と同様、後方張力の結果は大きかった。

本加工法の一つの応用として大形の装置Cを用いてP形型材の曲げを試みた。まず図1.1.5(a)で示した心金と同形式の固定心金を用いて試みた結果では、図1.1.12(a)に見られるように

著しい断面形状の変化（つぶれ、ねじれ）を生じて所望の曲げ加工は不可能であった。そこで図1.1.5(b)に示すような自在心金を使用し、曲げ部前後のねじれ変形を拘束、防止するガイドブロックを設け、かつ型材に若干のくふうを施した結果、(b)に見られるように断面形状の変化の少ないほぼ所望の形に曲げが可能であった。しかし(b)と同じ状態で、加振力を付加しないで加工した場合には加工初期に曲げ外周部にき裂が発生して曲げが不可能であった。すなわち、振動衝撃的加圧を加えることによる材料の引張り破断防止の効果が認められた。

1.5.2 加工条件としわ発生限界

半円弧形型材、U形チャンネル型材を用いて加振力 P_v 、押さえばね力 P_s 、後方張力 T 、曲げ加工速さ（曲げ型の外周面の周速） v などの加工条件としわ発生の有無との関係を検討した。

まず P_v と P_s の組合わせを変えたときのしわの防止効果の変化を装置Aについてステンレス板の半円弧形型材を用いて調べた結果を図1.1.13に示す。同図で P_v の値は、偏心輪の回転数 n を一定にして、偏心量 e を変えることによって変化させた。また曲げ型の回転速さはほぼ10mm/sである。図中d-d線は、たたき型が型材をたたく限界線を示しており、この線より右下の範囲では振動衝撃的加圧が型材に加えられない。

また、○印はしわのない、×印はしわが発生した実験点であるが、しわ発生限界線c-cより右下の範囲ではしわが発生している。すなわち本加工法では、まず P_v を P_s よりある程度以上大きくし、たたき型が素材から一旦離れてから振動衝撃的加圧を型材に加える状態で加工する必要があることがわかる。また同図で P_s が約5kg以下の範囲では、 P_v を大きくしてもしわが発生しているが、このことから P_s には最小の限界があることがわかる。なおc-c線は P_s が大きくなるほど $P_v = P_s$ 線より上にずれており、これは主として、加振機わくとその案内みぞとの摩擦によるものと考えられる。

次に装置Bを用い、ステンレス板のU形チャンネル型材の場合について、加振条件、曲げ加工速さ v 、および後方張力 T としわ発生限界との関係を求めた。この場合のしわ発生の有無は、目視によって判定した。その結果を図1.1.14、図1.1.15、図1.1.16に示す。図1.1.14は加振条件を一定にして、 T と v による影響を調べた結果である。この図より、明らかに $T-v$ 関係におけるしわ発生限界線c-cが存在することが知られ、c-c線より右下の範囲ではしわのない加工が可能である。すなわち定性的にいつて T を大きくすれば、より大きな v までしわの発生なしに加工が可能であることになる。また図から明らかなように、c-c線は、 T のある範囲で急激に立ち上がる傾向が見られる。

図1.1.15は、後方張力Tを与える方向 θ の影響を示したものである。前図と同じく、各限界線の右下側がしわを発生しない領域である。図から、Tの小さい範囲で θ の影響が顕著であり、 $\theta = 7^\circ 10'$ の場合のほうが v を大きくとれることが了解される。

図 1.1.16 は加振条件を変化させた場合の上記しわ発生限界の変化を示すものである。図からわかるように、 P_v と n が大きくなると、同一のTに対してしわを発生せず加工可能な v の上限が大きくなる。

以上の結果からもわかるように、本加工法では P_v 、 P_s 、 T 以外に v がしわの有無に影響する重要な加工条件の一つである。

1. 5. 3 曲げ加工した型材のひずみ分布

本加工法では、型材の板厚方向に積極的に振動衝撃的加圧を加えるので、加工後の板厚は当然薄くなっていると考えられる。そこで、各型材の曲げ加工後のひずみ分布、および表面のひずみ分布（一部の型材のみ）を測定し、それらを次に述べる簡単な方法で求めたひずみ分布の計算値と比較し、あわせて本加工法における諸効果の理由について検討した。ひずみ分布の計算の方法を図1.1.6(b)のU形チャンネル型材の曲げの場合を例にとりて説明する。

半径Rの位置における板厚方向、長手方向、板幅方向のひずみをそれぞれ、 ε_t 、 ε_θ 、 ε_φ とすると加工前の板厚 t_0 がRに比べて充分小さい場合には、

$$\varepsilon_t + \varepsilon_\theta + \varepsilon_\varphi = 0 \quad (1)$$

$$\varepsilon_\theta = \ln R / R_n \quad (2)$$

の関係が成立する。本実験の場合、曲げ加工による板幅方向の寸法変化は、非常に小さいことが実測でわかっており、また断面形状の変化がないことが望ましいことから、 $\varepsilon_\varphi \approx 0$ と仮定すると式(1)、(2) から、

$$\varepsilon_t \approx -\varepsilon_\theta = -\ln R / R_n \quad (3)$$

の関係が得られる。ここで R_n は、 $\varepsilon_\theta = 0$ の位置の曲げ半径である。上記のことは $t \ll R$ の場合には、すべての型材の曲げの場合について近似的に成立する。そこで本実験では各型材の場合について式(3)を用いて、 ε_t のRに対する分布を求め、実測の ε_t の分布状態を検討する参考とした。なお測定値として示した ε_t は、所定の断面形状に成形された型材の曲げ加工前の板厚 t_0 と加工後の板厚 t を測定して

$$\varepsilon_t = \ln t / t_0$$

の関係式から求めた。

図1.1.17にU形チャンネル型材の曲げ加工部横断面の ε_t の値の分布を示す。図中の試料番号は、図1.1.14の番号に対応する。(a)は、しわ発生限界線付近で、しわのない試料についての測定結果であり、後方張力 T と曲げ加工速さ v の組合せの違いに関係なく、各試料は ε_t の分布、値ともに非常によく似た傾向を示している。一方ウェブ部の $\varepsilon_t = -0.375$ その位置の半径を $R = 20.5$ (板厚の中央部を曲げ半径とする) とすると、式(3) から $R_n = 14.1$ となる。この R_n の値を使用して各位置の ε_t 値を式(3) から求めたのが、図中の計算値と記した曲線であり、測定値の分布形態と非常によく似ていることがわかる。(b)は v を一定にし、 T を変えて成形した試料の ε_t 分布を示したものである。 ε_t の絶対値は、 T を増していくに従って増加している。図中には前図に示した計算値曲線を併記したが、しわのないものはこの計算値曲線より大きなひずみの絶対値を持っており、しわのあるものはこの曲線より小さい絶対値を示している。(c)は、後方張力 $T = 500\text{kgf}$ 一定の場合の v の影響を調べたものである。測定した試料はすべてしわのないものであるが、 ε_t の絶対値はいずれも(a)の測定値より大きく、かつ v が小さくなると大きくなることからわかる。

以上の結果を総合して考えると、型材の内縁(図1.1.17(a)の場合1、9の位置)にしわを発生しないような最大の R_n の値が予想できれば、型材に与える ε_t の値と分布を上記の R_n 以下の値を用いて式(3)より求めた計算値の分布と値にほぼ一致させることにより、所望の曲げ加工ができると考えられる。言い替えれば、本加工法の効果は、型材に振動衝撃的加圧を加えて、型材の板厚分布を曲げ加工に伴って生ずべき板厚分布に人為的に近づけることによって生じるものと考えられる。

図1.1.18には、適正な加工条件で加工したリップ付きチャンネル型材の曲げ部横断面の ε_t 値の分布を示す。図中の計算値は $R_n = 80\text{mm}$ (曲げ型の半径に等しい) にとり、式(3)から求めたものである。測定値と計算値の分布の傾向は、多少のばらつきはあるが、ほぼ一致している。図1.1.19は図1.1.12(b)に示したP形型材の曲げ部横断面の ε_t 、 ε_θ の分布を示す。測定した ε_t と式(3)で $R_n = 61\text{mm}$ として計算した ε_t はほぼ等しい。また曲げ加工前の型材表面に10mm間隔の格子目を記入し、曲げ加工後の長手方向ひずみ ε_θ を求めたところ、図中のP、Q、R、Sに示した値になり、破線で示した ε_θ の計算値とほぼ一致する。これら2つの結果は今まで図1.1.17について述べた考え方を裏付ける結果を示している。

一方半だ円形型材の ε_t 分布の測定結果の一例は図1.1.20のとおりである。図中のLはしわのないもの、Mは Pv 、 T ともLより小さく、しわが発生しているもの、Nはしわは発生していないが、開口部が広がったものである。すなわちL、Mはおもにijk部分に、Nはil、km部分にそれ

それ振動衝撃的加圧を加えるようにたたき型の形状を仕上げて加工したものである。これらの測定値を $R_n = 17.5\text{mm}$ (この数値は多くの試料のひずみ分布を調べた結果の推測値である) とした計算値と比較してみると、Lの場合頂部 j 付近の ε_t の絶対値は計算値より非常に大きくなっているが、他の部分ではほぼ計算値に近い値を示しているのに対して、Mの場合には特に jm側で計算値より小さい値を示している。一方、Nの ε_t の分布の絶対値は、全体的に計算値よりもかなり小さくなっているが、il, km部がたたき型でたたかれているためにしわが発生せず、代わりにフランジ部が外側に開く方向に変形したものと考えられる。以上のことから振動衝撃的加圧をおもに与える部分の選択によって、 ε_t 分布が大きく変化し、それがしわの発生の有無および断面形状の変化に影響を与えることがわかる。

なお上記L, Mの場合、j部付近のひずみは $\varepsilon_t \approx -0.8 \sim 0.9$ に達しており、このようなひずみが破断、もしくはその兆候なく生じていることは、振動衝撃的圧力を加えることにより、引張応力のみよりの材料の破断のび以上のひずみを見掛け上で生じさせることが可能であることを示している。

1.6 結言

金属板で成形された形材を回転曲げ成形によって曲げ加工する際に、試作した偏心輪回転式加振機を用いて曲げ外周部の板厚方向に振動衝撃的加圧を局部的に付加した場合の効果を検討し、あわせて加工条件としわ発生限界の関係、曲げ加工後の形材横断面の板厚ひずみ分布を調べ、本加工法の特性を検討した。その結果次の事柄が明らかになった。

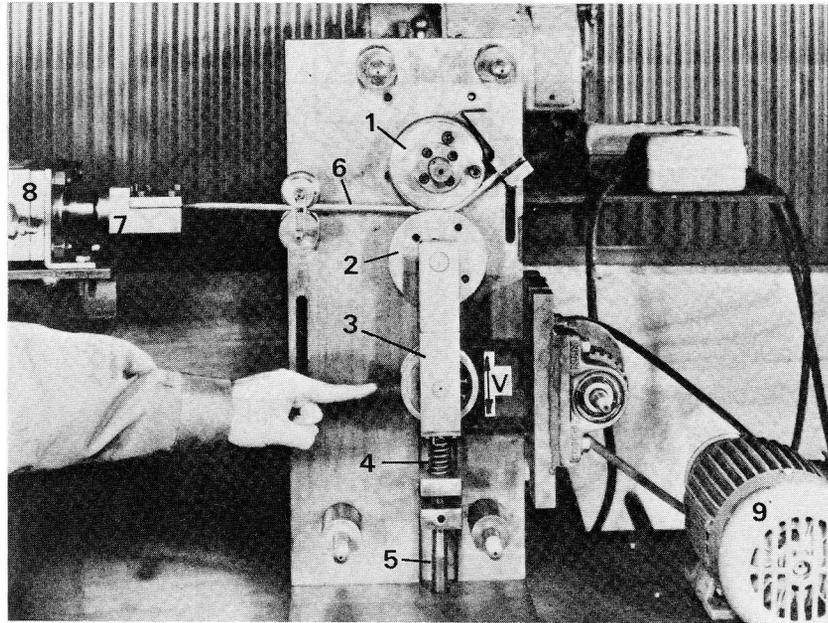
- (1) 試みたすべての形材について、試作した装置で振動衝撃的加圧を加えると、明らかなしわ発生防止の効果が認められた。
- (2) 曲げ方向に対して横向きの開口部を持った中空材に適用した場合、曲げ部分の断面形状保持効果および外周部破断の防止効果が認められた。
- (3) 上記のような効果を得るためには、ある加振力に対して押さえばね力の有効な範囲が存在する。
- (4) 一定の加振力、押さえばね力および後方張力のとき、しわの発生なしに加工できる曲げ加工速さには上限が存在し、後方張力が大きくなると、曲げ加工速さを大きくすることができる。
- (5) 加振力および偏心輪回転数を大きくするとしわを発生させないで加工できる後方張力は小さくなり、曲げ加工速さは大きくなる。

(6) 形材に後方張力を与える方向を、加振機の振動方向と垂直より曲げ型の回転方向と逆の方向に若干量ずらすことは、しわ防止に好結果を与えることがある。

(7) 本加工法で良好に曲げ加工したものの曲げ部分横断面の板厚ひずみの測定値は、板幅方向のひずみを零として所定の曲げ形状から幾何学的に計算した板厚ひずみの値、分布形態とほぼ一致した。

(8) 形材の横断面における振動衝撃的加圧を加える位置およびその大きさは、同加圧を加えることによって曲げ加工後の板厚ひずみ分布が(7)の計算による板厚ひずみと、分布形態、量とものにできるだけ近くなるように選ぶのが最も望ましい。

以上の結果から本加工法の効果は、曲げ加工中に形材の外周部伸び側へ板厚方向の振動衝撃的加圧を連続して加え、その加圧力で板厚を減少させることによって、その部分の形材長手方向の材料伸びを容易にし、結果的に縮み側の範囲を少なくして、しわ発生および断面形状の変形を防ぎ、かつ曲げ可能な半径を小さくできるものと考えられる。



- | | | |
|----------|------------|---------|
| 1, 曲げ型 | 2, たたき型 | 3, 加振機 |
| 4, 押さえばね | 5, ばね調整ねじ | 6, 形材 |
| 7, チャック | 8, 油圧シリンダー | 9, モーター |

図 1.1.1 装置Aの基本構造

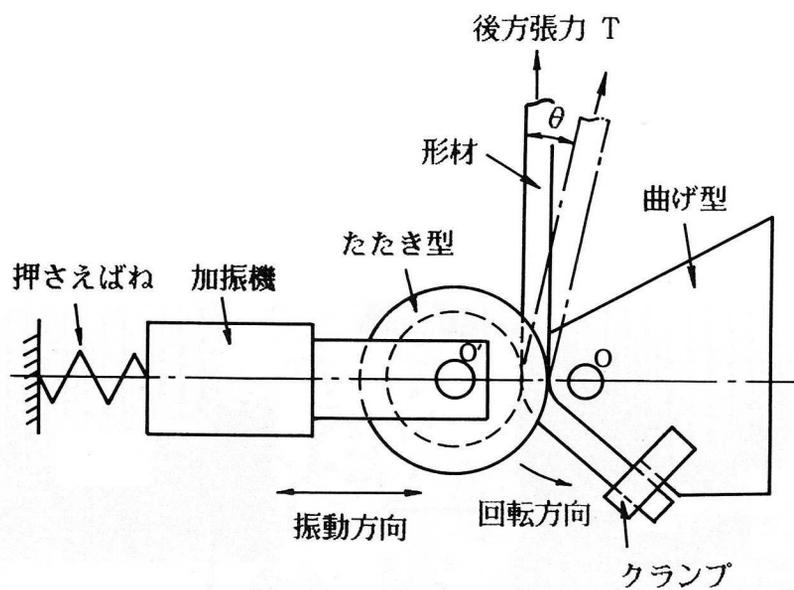


図 1.1.2 装置Bの概略図

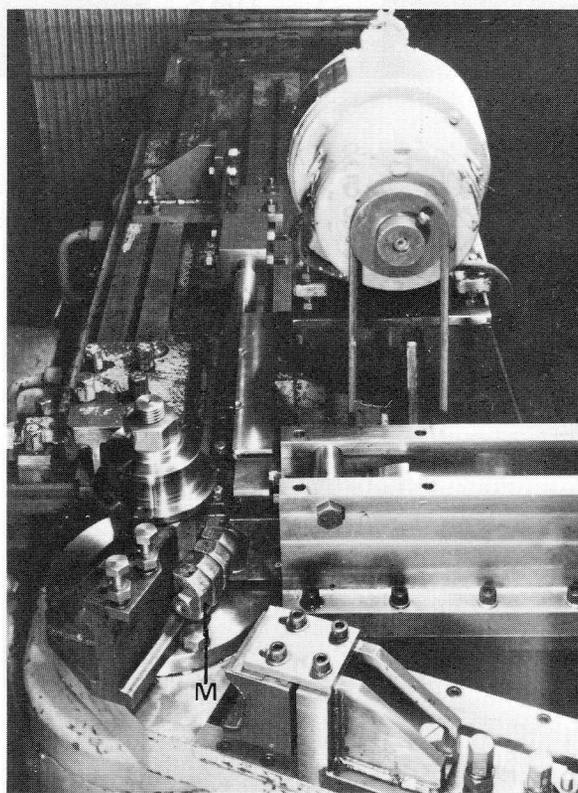
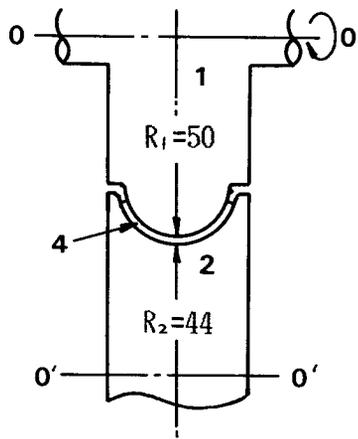
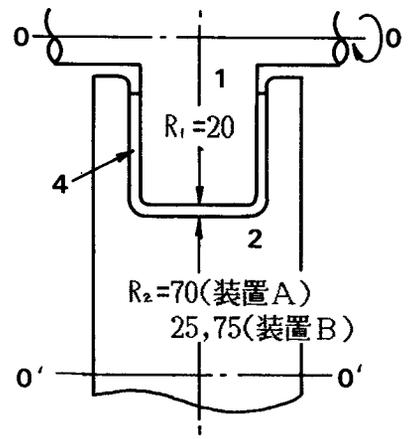


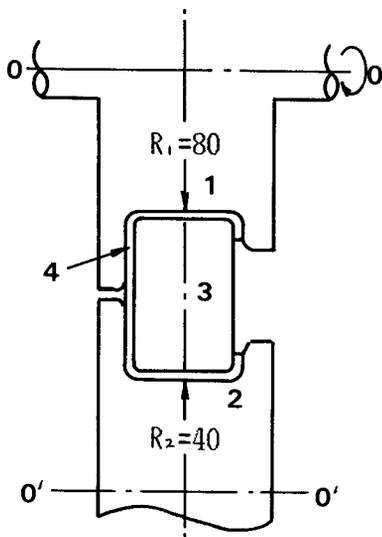
図 1.1.3 装置Cの外観



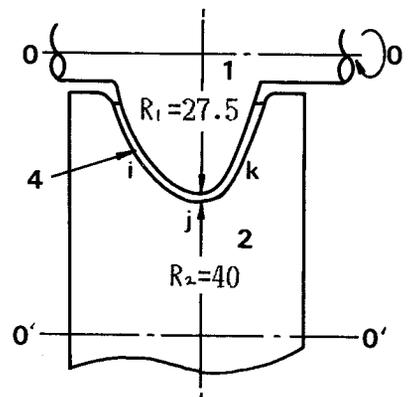
(a) 半円弧形形材



(b) U形チャンネル形材

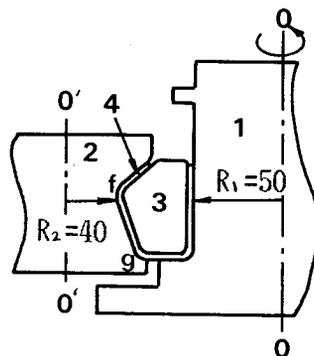


(c) リップ付きチャンネル形材



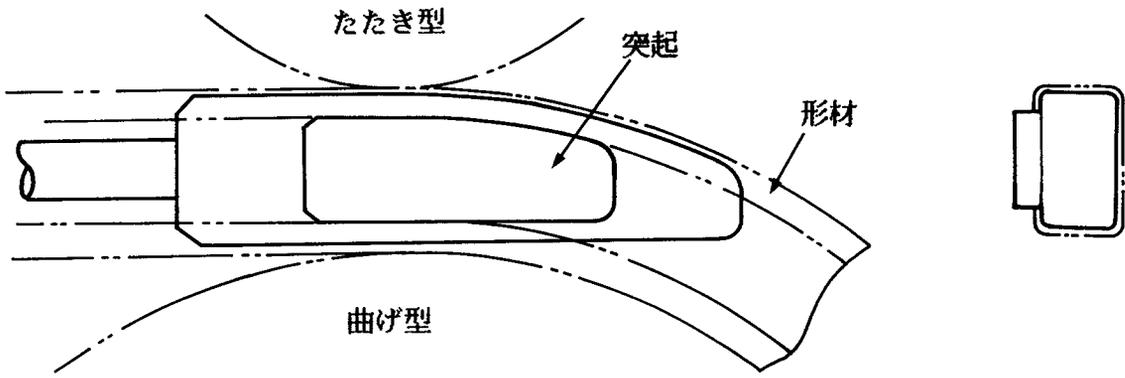
(d) 半だ円形形材

- 1 : 曲げ型
- 2 : たたき型
- 3 : 心金
- 4 : 形材

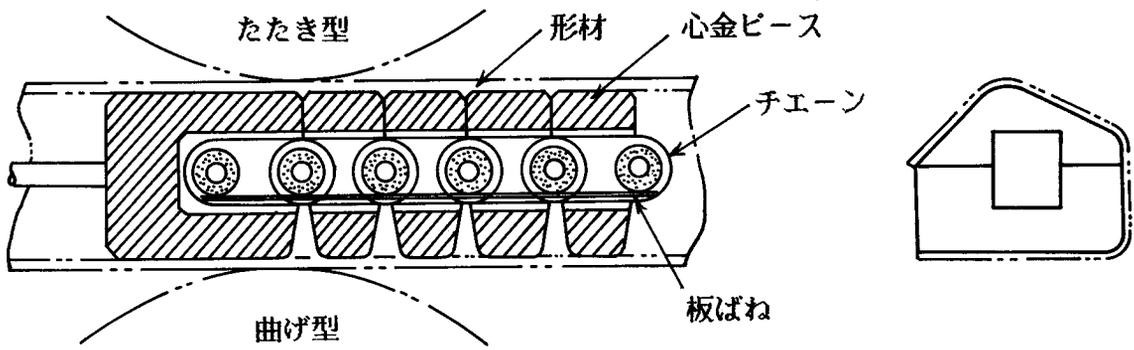


(e) P形形材

図 1.1.4 曲げ型とたたき型の形状

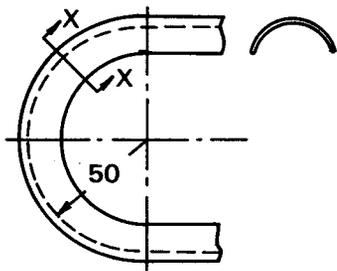


(a) リップ付きチャンネル形材用固定心金

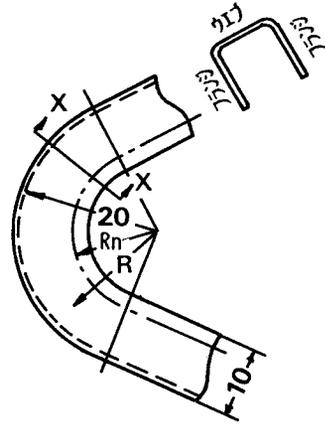


(b) P形形材用自在心金

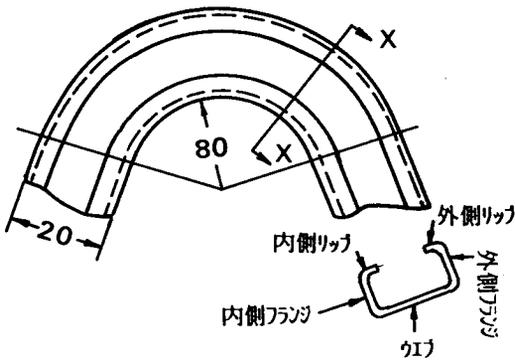
図 1.1.5 心金の形状



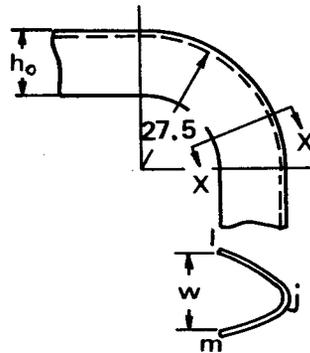
(a) 半円弧形形材



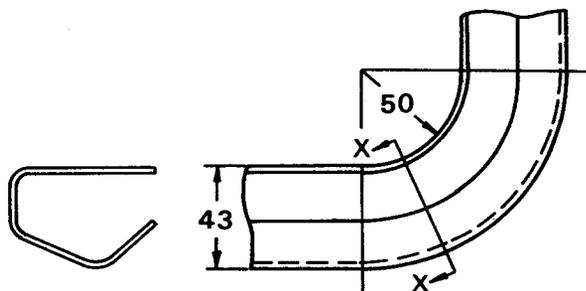
(b) U形チャンネル形材



(c) リップ付きチャンネル形材

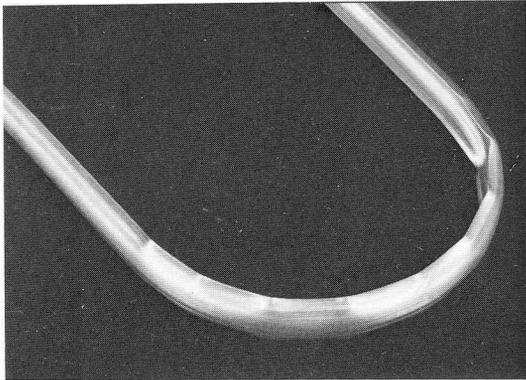


(d) 半だ円形形材



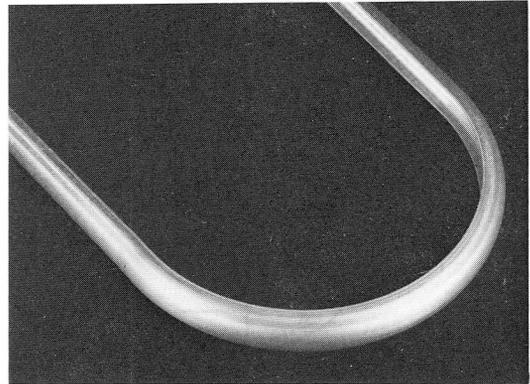
(e) P形形材

図 1.1.6 各種形材の曲げ形状



$P_v = 0, P_s = 30\text{kgf}, n = 0, T = 0$

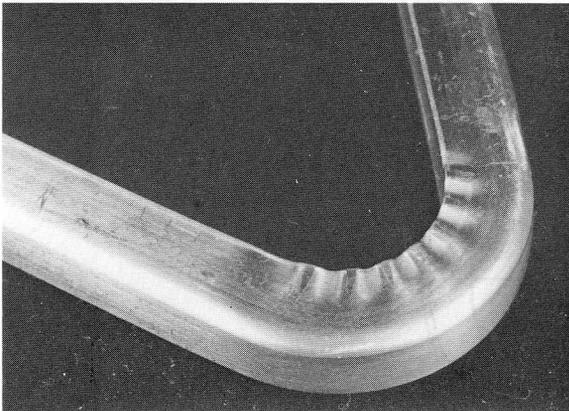
(a) 通常の方法



$P_v = 43\text{kgf}, P_s = 30\text{kgf}$
 $n = 3000\text{rpm}, T = 0$

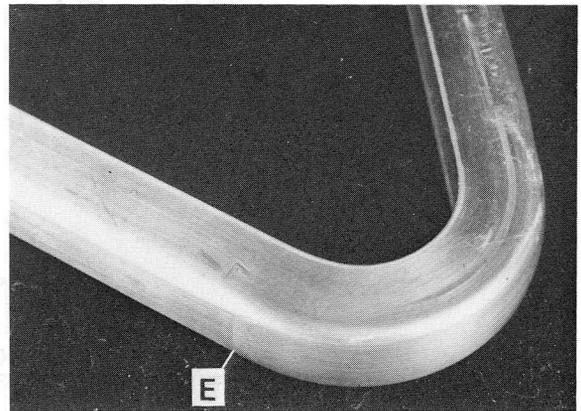
(b) 振動衝撃的加圧法

図 1.1.7 半円弧形材の曲げ結果 (アルミニウム板, 装置A)



$P_v = 0, P_s = 25.6\text{kgf}$
 $n = 0, T = 20\text{kgf}$

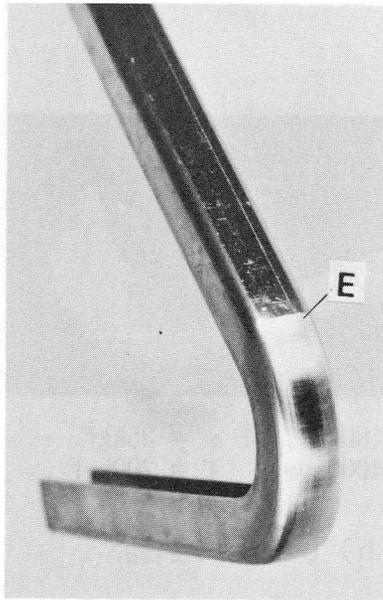
(a) 通常の方法



$P_v = 43\text{kgf}, P_s = 25.6\text{kgf}$
 $n = 3000\text{rpm}, T = 20\text{kgf}$

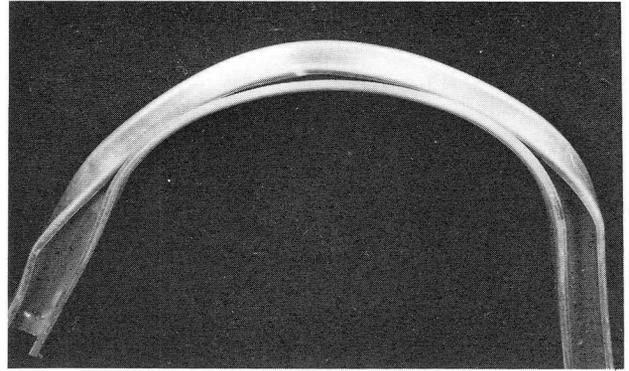
(b) 振動衝撃的加圧法

図 1.1.8 U形チャンネル材の曲げ結果 (アルミニウム板, 装置A)



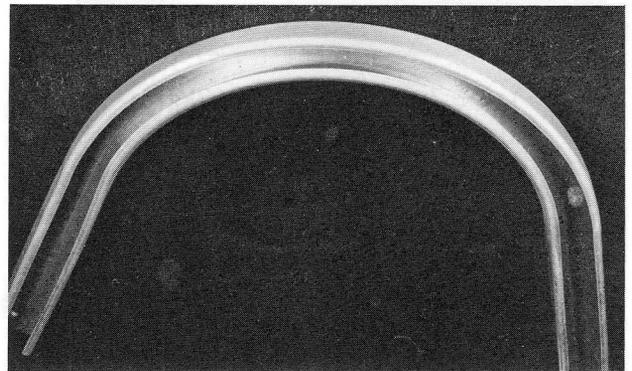
$P_v = 85\text{kgf}$, $P_s = 50\text{kgf}$
 $T = 500\text{kgf}$, $v = 5\text{mm/s}$

図 1.1.9 U形チャンネル型材の曲げ結果
 (ステンレス板, 装置B)



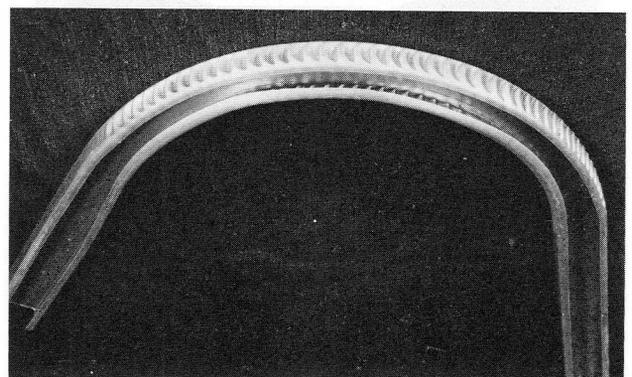
$P_v = 0$, $P_s = 32.5\text{kgf}$, $T = 0$

(a) 通常の方法



$P_v = 43\text{kgf}$, $P_s = 25.6\text{kgf}$, $T = 0$

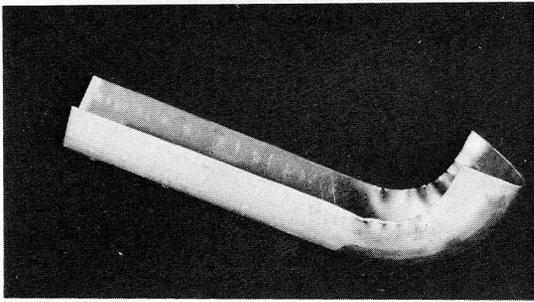
(b) 振動衝撃的加圧が適正な場合



$P_v = 43\text{kgf}$, $P_s = 32\text{kgf}$, $T = 0$

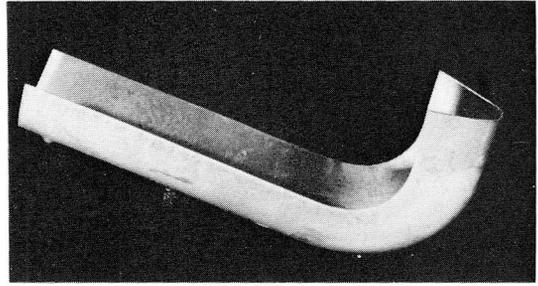
(c) 振動衝撃的加圧が適正でない場合

図 1.1.10 リップ付きチャンネル型材の曲げ結果
 (アルミニウム板, 装置A)



$P_v = 66\text{kgf}$, $P_s = 37\text{kgf}$
 $n = 3585\text{rpm}$, $T = 45\text{kgf}$

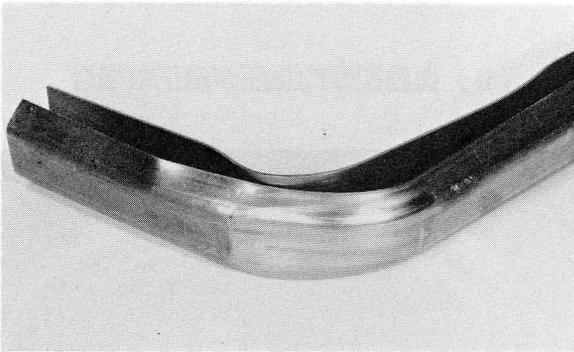
(a) しわの発生した製品



$P_v = 80\text{kgf}$, $P_s = 35\text{kgf}$
 $n = 4000\text{rpm}$, $T = 200\text{kgf}$

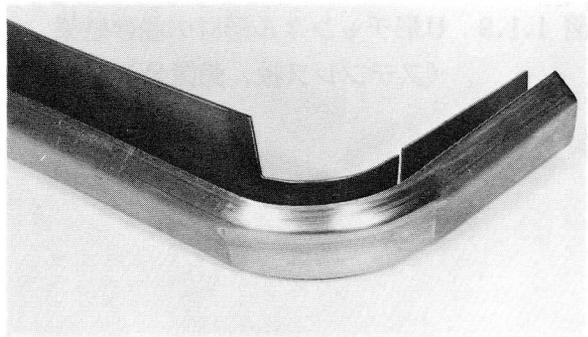
(b) しわのない製品

図 1.1.11 半だ円形材の曲げ結果 (冷延鋼板, 装置A)



$P_v = 330\text{kgf}$, $P_s = 150\text{kgf}$
 $n = 2400\text{rpm}$, $T = 0$

(a) 加工条件が適正でない場合



$P_v = 330\text{kgf}$, $P_s = 150\text{kgf}$
 $n = 2400\text{rpm}$, $T = 0$

(b) 加工条件が適正な場合

図 1.1.12 P形材の曲げ結果 (熱延鋼板, 装置C)

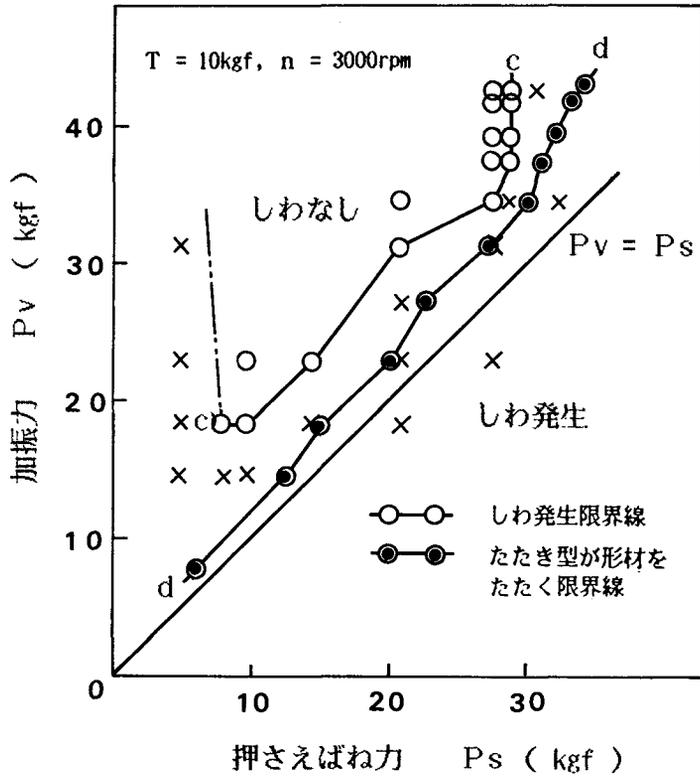


図 1.1.13 しわ発生限界線（半円弧形形材，ステンレス板，装置A）

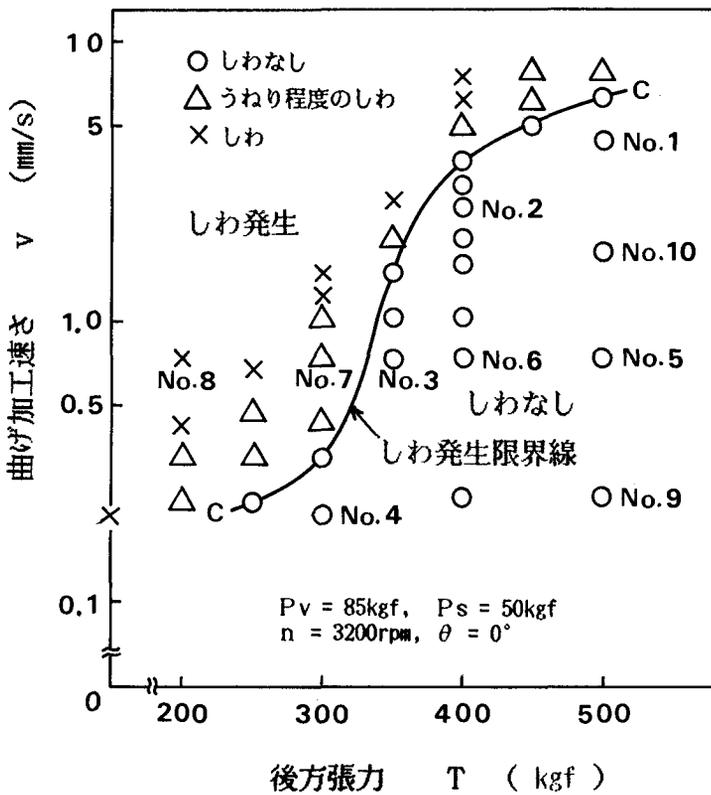


図 1.1.14 しわ発生限界線（U形チャンネル形材，ステンレス板，装置B）

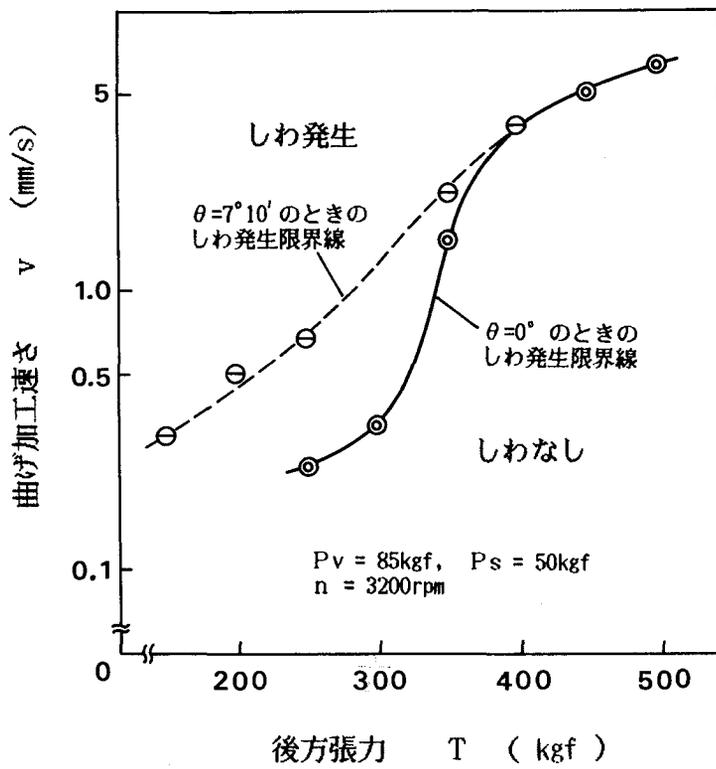


図 1.1.15 後方張力方向の違いによるしわ発生限界線の移動
(U形チャンネル形材, ステンレス板, 装置B)

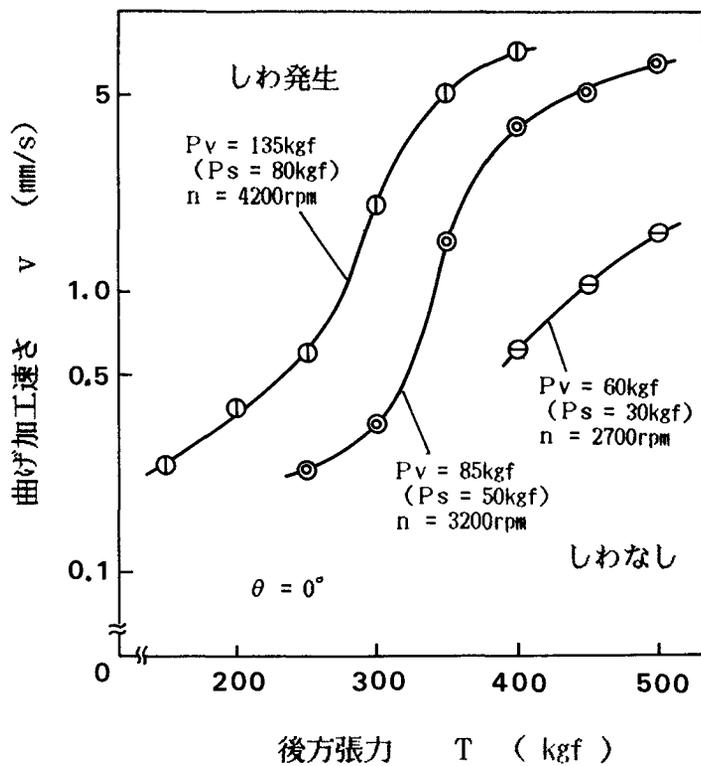
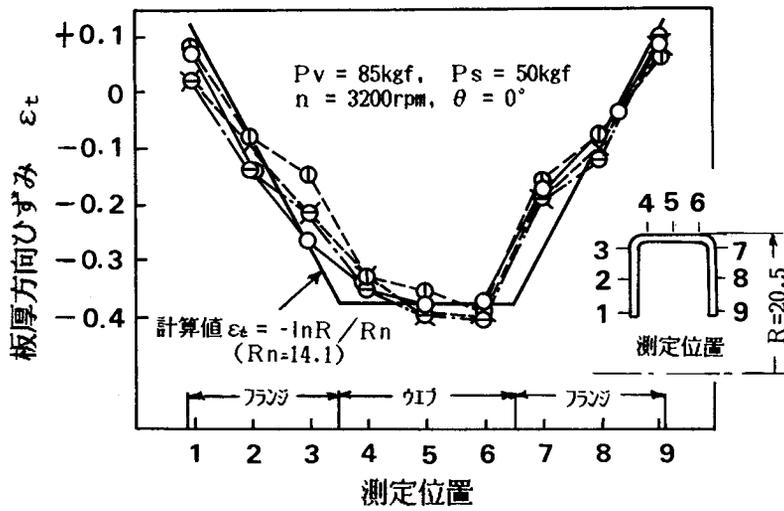


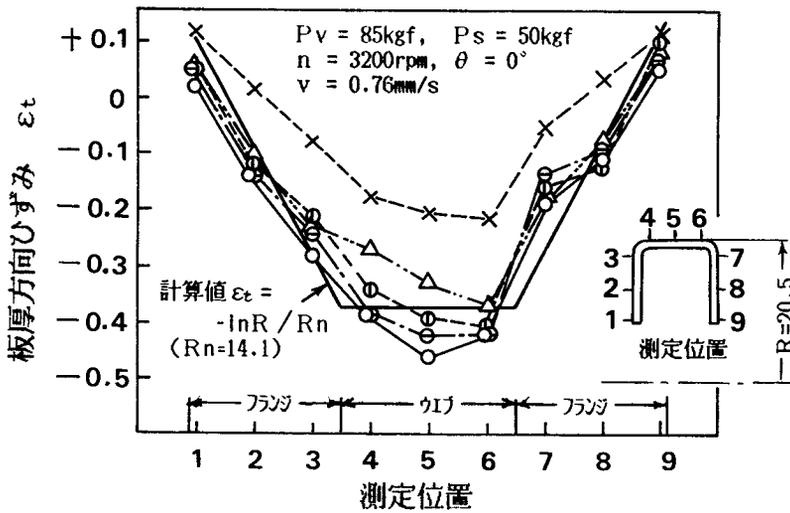
図 1.1.16 加振力の違いによるしわ発生限界線
(U形チャンネル形材, ステンレス板, 装置B)



(a) しわ発生限界線付近における試料

加工条件

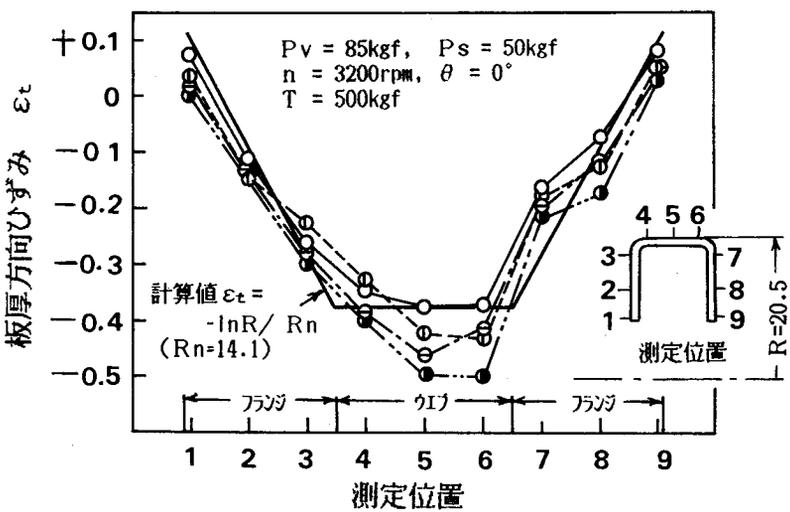
| 記号 | 試料番号 | v mm/s | T kg |
|----|------|--------|------|
| ○ | No.1 | 4.55 | 500 |
| ⊖ | No.2 | 2.63 | 400 |
| ⊗ | No.3 | 0.76 | 350 |
| × | No.4 | 0.21 | 300 |



(b) 後方張力の変化した場合

加工条件

| 記号 | 試料番号 | T kg | 成形状態 |
|----|------|------|------|
| × | No.8 | 200 | しわ発生 |
| △ | No.7 | 300 | しわ発生 |
| ⊖ | No.3 | 350 | しわなし |
| ⊗ | No.6 | 400 | しわなし |
| ○ | No.5 | 500 | しわなし |



(c) 曲げ加工速さの変化した場合

加工条件

| 記号 | 試料番号 | v mm/s |
|----|-------|--------|
| ○ | No.1 | 4.55 |
| ⊖ | No.10 | 1.79 |
| ⊗ | No.5 | 0.76 |
| ● | No.9 | 0.24 |

図 1.1.17 U形チャンネル型材の板厚方向ひずみ分布 (ステンレス板)

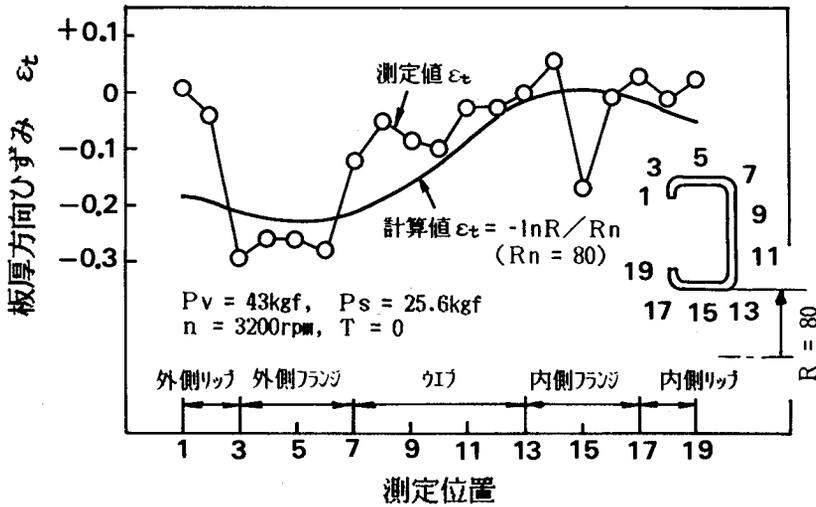


図 1.1.18 リップ付きチャンネル型材の板厚方向ひずみ分布 (アルミニウム板)

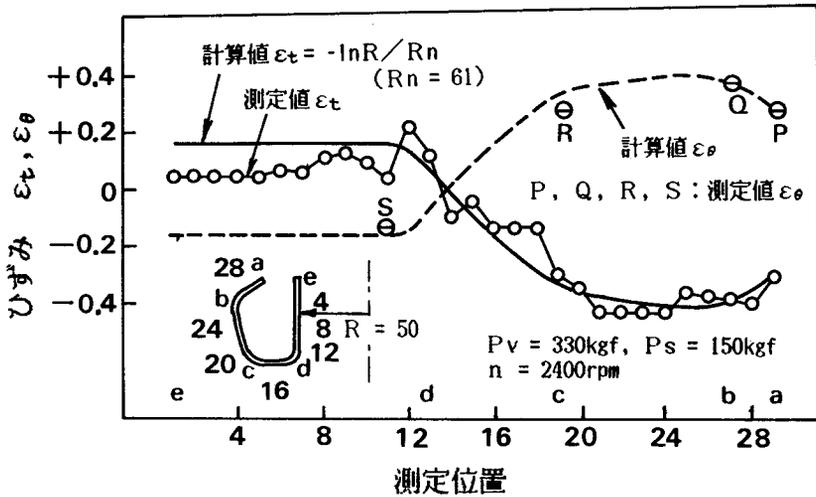


図 1.1.19 P 形型材のひずみ分布 (熱延鋼板)

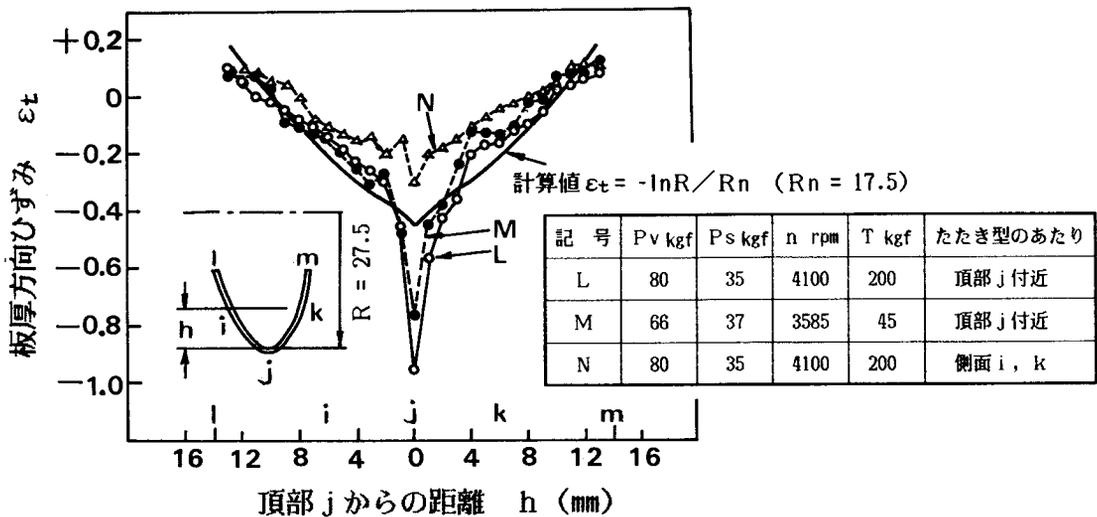


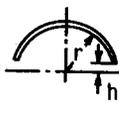
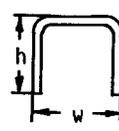
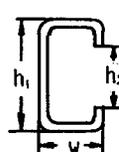
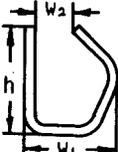
図 1.1.20 半だ円形型材の板厚方向ひずみ分布 (冷延鋼板)

表 1.1.1 各装置の主要諸元

| 主要諸元 | 装置A | 装置B | 装置C |
|--------------------|---------|---------|----------|
| Pv max/n (kgf/rpm) | 43/3000 | 85/3200 | 336/2400 |
| k (kgf/mm) | 3.2 | 5.0 | 14.6 |
| Wr (kgf) | 3.23 | 4.4 | 12.8 |

Pv max : 最大加振力, n : 偏心輪回転数
 k : 押さえばねのばね定数, Wr : 振動部分の重量

表 1.1.2 各種型材の断面形状と材料

| 型材 | 半円弧形 | U形チャンネル | リップ付チャンネル | 半だ円形 | P形 |
|-------------------|---|---|---|---|---|
| 断面形状 と 主要寸法 |  $r = 5.5$ $h = 1$ |  $h = 10$ $w = 10$ |  $h_1 = 20$ $h_2 = 13$ $w = 12$ |  $h = 14.5$ $w_1 = 9.3$ $w_2 = 6.5$ $r = 3.5$ |  $h = 56$ $w_1 = 43$ $w_2 = 21$ |
| 板厚(mm) | 0.5 | 1.0 | 0.5 | 0.5 | 2.3 |
| 材 料 | アルミニウム板 (A1100P-H12) 冷延鋼板 (SPCC) ステンレス板 (SUS304) | アルミニウム板 (A1100P-H12) ステンレス板 (SUS304) | アルミニウム板 (A1100P-H12) | 冷延鋼板 (SPCC) | 熱延鋼板 (SPHC) |
| 使用装置 | 装置A | 装置A, B | 装置A | 装置A | 装置C |

第2章 振動衝撃的加圧効果に与える たたき型加振条件の検討

2.1 緒言

形材を曲げ加工するさい、曲げ加工部分の一部に板厚方向の振動衝撃的加圧を加えながら加工すると、破断およびしわの防止、断面形状変化（つぶれ、ねじれ）の減少などの効果があり、その効果は主として、振動衝撃的加圧により形材の伸び側部分の板厚を減少させ、その部分の曲げ円周方向の材料伸びを容易にすることによると考えられることを第1章で示した。このような効果はたたき型の加振条件によって変化し、適性な加振条件（または加工条件）の範囲が存在することが推定された。

本章では、本法を用いた曲げ加工機の設計および曲げ加工にさいしての加振条件選定のための資料を得る目的で、上記のような振動衝撃効果が加振条件によってどのように変化するか、また、同効果とたたき型の挙動（振動状態）とはどのような関係にあるかを、平板素材のたたき伸ばし実験によって調べ、あわせて振動系の諸元と加振条件がたたき型の挙動に与える影響を若干の計算により明らかにする⁸³⁾。

2.2 実験装置

第1章で示した装置A（図1.1.1）、C（図1.1.3）および装置Aに若干の改造を加えた装置Dを使用した。装置Aの曲げ型とたたき型は、ともに半径40mm、幅16mmの平ロールである。装置Cは、曲げ型、たたき型、自在心金、形材とも第1章と全く同じ状態で使用した。

装置Dは長手方向に一定の引張り荷重を受けている素材（試片）に対して、長手方向の一定範囲にわたって順次振動衝撃的加圧を加えていく形式のものであり、その外観を図1.2.1に示す。本装置は超分巻モーター、電磁クラッチ・ブレーキ、減速機、送りねじ、ナットを介して、同図で左方に一定速さで移動する基台とその上に固定された、図1.2.2で示した振動衝撃的加圧付与部とモーター、および試片に引張り力を付加するための油圧シリンダーから構成されている。振動衝撃的加圧付与部は第1章で示した装置Aとほぼ同じであるが、曲げ型としては半径40mm、幅28mmの平ロールを、たたき型としては先端に半径40mm、幅28mmの円筒面を持つ固定式（加振機構と一体）のものを用いた。

各装置の振動系の諸元を表1.2.1 に示す。同表中 ω_n および $P_v \max$ は次式による計算値である。

$$P_v = (We/g) e (2\pi n/60)^2 \quad (1)$$

$e = e_{\max}$ のとき

$$\omega_n = \sqrt{gk/Wr} \quad (g = 980\text{cm/s}^2) \quad (2)$$

2.3 供試素材

実験に用いた素材の材質と形状、板厚を表1.2.2 に、アルミニウム板のJIS5号引張り試験によって求めた引張り強さと破断伸びの値を表1.2.3 に示す。表中で装置Dに用いた素材の形状はJIS5号試験片のチャック部長さのみを長くして、装置に組み付けたとき、試片の中央平行部の標点間距離50mmを含むほぼ全域にわたって、振動衝撃的加圧が順次加えられるようにしたものである。標点は、中央平行部の側面にしるした。

2.4 実験方法

第1章の実験結果によると、本加工法における振動衝撃的加圧効果の大小は、同加圧によって素材に生ずる板厚方向圧縮ひずみまたは板厚減少量の大小と正の相関関係にあるので、以下に示す基礎的な実験を行った。

まず装置Aを用いて、曲げ型（平ロール）に平板状供試素材を巻き付けながら、振動衝撃的加圧を加え、加振力 P_v 、押さえばね力 P_s 、素材送り速さ v （曲げ型の周速）のそれぞれが板厚減少量 Δt にどう影響するかを調べた。次に装置Dを用いて、種々の引張り荷重 T を受けている素材に振動衝撃的加圧を加えたとき、素材の伸びがどう変わるかを、 P_v 、 P_s 、 v を変えて調べた。

一方、板厚減少量 Δt は、振動中のたたき型の速度、加速度に大きく影響を受け、速度、加速度は、加振力 P_v 、押さえばね力 P_s 、偏心輪回転数 n によって変化すると考えられるので、装置Aを用いて、たたき型の振動中の速度および加速度を測定し、これらと P_v 、 P_s 、 Δt との関係を調べた。また、振動系の諸元と加振条件（ P_v 、 P_s 、偏心輪回転数 n ）とから、たたき型衝突速度を計算し、装置Aおよび装置Cについてのたたき型速度の測定値との比較を行った。

ここで装置Aの速度、加速度の測定には、 piezo効果式加速度ピックアップ（周波数特性：125 kc以下で、 ± 3 dB、重量2g）を加振機わく（たたき型と一体）に取り付けて行い、装置Cの速度は、加振機わく（たたき型と一体）の変位をレバーで縮小して、試作した動コイル式速度計に伝え、コイルに生ずる電圧をシンクロスコープに入れて測定した。

なお、振動衝撃的加圧効果を極大にする最適加振条件について若干の計算より検討し、その結果と装置A、Cについての実験結果とを比較した。

2.5 実験結果と考察

2.5.1 加振条件が板厚減少量に与える影響

装置Aを用い、押さえばね力 P_s 、加振力 P_v 、素材送り速さ（曲げ型ロールの周速） v をそれぞれ変えて、そのときの素材板厚減少量 Δt を調べた結果を図1.2.3、図1.2.4、図1.2.5に示す。これらの図中で矢印を付した測定点は、矢印の方向の条件では素材が実験開始（振動衝撃的加圧の加えはじめ）直後に切断して測定値が得られなかったことを示す。また、これらの結果で、素材には長手方向引張り荷重は加えてない。

図1.2.3より、 P_v を一定にして P_s を変化させると、 $P_s < P_v$ の範囲でのみ板厚減少が生じ、その範囲では、 P_s が小さくなるにつれて Δt は増加するが、ある値のところで Δt は極大を示し、それ以下の範囲では Δt は P_s の減少とともに小さくなっている。この Δt が極大を示す P_s の値を P_{so} （図1.2.3の場合は P_{so} は測定値を結ぶ線がつながっていない範囲で与えられる）とすると、 $P_s > P_{so}$ の範囲では、 P_v による Δt の差が明らかであり、 P_v の増加とともに Δt の値は増加するが、 $P_s < P_{so}$ の範囲では Δt に対する P_v の影響はないか、あるいはあってもごくわずかとなる。

図1.2.4、図1.2.5は、図1.2.3の $P_s > P_{so}$ の範囲に相当する条件下において、 P_v 、 v の影響を調べたものであるが、 P_v を増すほど、また v を小さくするほど Δt は増加することがわかる。以上の結果から、振動衝撃的加圧効果を増すためには、 $P_s > P_{so}$ の範囲では P_s を小さくするか、 P_v を大きくするか、または v を小さくすればよく、 $P_s < P_{so}$ の範囲では、前述のように P_s の影響が $P_s > P_{so}$ の場合と逆になるとともに、 P_v の影響も不明瞭になるといえる。したがって、 $P_s = P_{so}$ とすれば最も大きい振動衝撃的加圧効果を得ることができることになるが、この場合、ある P_v の値に対する P_{so} の値、またはその両者間の関係を知る必要があり、この点については後述する。

2.5.2 加振条件が伸びに与える影響

装置Dを用い、素材に長手方向の一定引張り荷重Tを与えた状態で板厚方向の振動衝撃的加圧を50mmの標点間距離を越える範囲に順次加え、その後素材を装置からとりはずし、標点間距離の変化から伸びを計算した。

アルミニウム板 (A1100P-H12) について、加振力 P_v 、素材送り速さ v 、偏心輪回転数 n を一定にして、押さえばね力 P_s と T を種々に変えて求めた平均引張り応力 (σ_T : 引張り荷重を変形した後の断面積で割った値) と伸びひずみ (ε_L) の関係を図1.2.6 に示す。各曲線上の各測定点はそれぞれ素材一本ずつに相当し、矢印をつけた測定点は振動衝撃的加圧を加えはじめた直後に素材が切断したことを示す。さらに、G点は振動衝撃的加圧を加えない通常の引張り試験における素材の破断値である。

この図で、平均引張り応力 σ_T が一定の場合、 P_s を順次小さくしていくと、得られる伸びは増加するが、 $P_s=12.8\text{kgf}$ では $P_s=16.0\text{kgf}$ より伸びは減少している。これは、この両値の間に前述の P_{s0} が存在することを示している。また、 P_s が一定の時、 σ_T を増すと伸びも増加する。素材が破断するまでの伸びは、振動衝撃的加圧を加えない時 (G点) に比べて著しく増加するが、破断時の平均引張り応力は、もとの素材の引張り強さとほぼ等しいか、若干大きい程度である。

以上の結果は型材の曲げ加工のさいに、被加工材の引張り応力を受ける部分に板厚方向の振動衝撃的加圧を加えることにより、その部分の伸びを容易にし、かつ破断までの伸びを大きく増加させうることを示している。 P_v 、 v の違いによる影響については、 P_v を増した場合、 v を小さくした場合はともに図1.2.6に示すような $\sigma_T - \varepsilon_L$ 線図において曲線が右側へずれる傾向であった。

図1.2.7はアルミニウム板のH12材とO材の比較を行った結果であり、同一加工条件下でも変形抵抗の小さいO材のほうがH12材より大きい伸びを示し、破断伸びも振動衝撃的加圧を加えない場合より大きく増加している。なお、圧延方向に対して種々の方向に素材取りを行った試験片についての結果には全く有意の差が見られなかった。

本実験において種々の条件で実験した素材の長手方向対数ひずみ ε_L と板厚方向対数ひずみ ε_t (標点間における数点の測定値の平均) との関係をとってみると図1.2.8のようにほぼ1:1になり、素材の変形がほぼ平面ひずみ状態にあることがわかる。

図1.2.9は、振動衝撃的加圧を加えた時の伸びの効果を示した一例であるが非常に大きな伸びが得られていることがわかる。しかし、伸びが100%をこえるような場合には、図1.2.10に示す

ような微小クラックが発生し、破断寸前と考えられる状態を示している。

2. 5. 3 たたき型の運動状態

装置Aのたたき型の振動中の速度 \dot{x} および加速度 \ddot{x} の時間変化の様子を測定した結果の一例を図1.2.11に示す。同図で \dot{x} はたたき型が素材に近づく方向の場合、また、 \ddot{x} はたたき型が減速する場合の値をそれぞれ正として示してある。また、同図は加振力 P_v 、偏心輪回転数 n 、素材送り速さ v の値が一定で、押さえばね力 P_s の値を変化させた場合の結果であり、図1.2.3中の $P_v=20.8\text{kgf}$ の場合に対応する。たたき型と素材の衝突は矢印Iで示した時点で起こり、そのときにたたき型は大きな加速度（実際には減速度）を受けている。

衝突と次の衝突との間の1 Hzの運動に注目すると、この間の速度の変化の様子は P_s の値によって変化する。すなわち、たたき型は衝突直後、素材面からの反発ではね返っていったん負の速度を持つが、 $P_s > 8.0\text{ kgf}$ の範囲では、そのはね返り運動が減衰してから、次の本運動にはいって、衝突は速度が増加中に起こっているのに対し、 $P_s < 6.4\text{ kgf}$ の範囲では、衝突後はね返り運動が減衰することなく、本運動にはいり、衝突は速度がその最大値を過ぎてから起こっている。この二つの範囲は図1.2.3の結果と比較すると Δt を極大にする $P_s = P_{s0}$ を境とする両側の範囲にはほぼ相当することがわかる。すなわち $P_s > P_{s0}$ 範囲ではたたき型の本運動は衝突時のはね返り（素材からの反発）の影響を受けにくく、衝突はたたき型の速度が最大に達する前の時点で起こるのに対して、 $P_s < P_{s0}$ の範囲ではたたき型の運動は衝突時のはね返りの影響を受けやすく、衝突はたたき型の速度が最大を過ぎて減少しつつある時点で起こるといえる。 $P_s \simeq P_{s0}$ のときには、たたき型の速度が最大に達した時点で衝突が起こるが、衝突時のはね返りの影響は上記両範囲のどちらかの状態に移りやすくなり、不安定状態になると考えられる。

また、装置Cについて、たたき型の速度波形の一例を図1.2.12に示すが、この波形は装置Aの場合の $P_s > P_{s0}$ の範囲における波形と同様であることがわかる。

2. 5. 4 たたき型の速度、加速度と振動衝撃的加圧効果との関係

図1.2.11で示した速度、加速度の測定波形より、たたき型の衝突速度 \dot{x}_I および衝突時の加速度のピーク値 \ddot{x}_I を読みとりそれらの値と押さえばね力 P_s との関係を図1.2.13に、また \dot{x}_I 、 \ddot{x}_I と加振力 P_v との関係を図1.2.14に示す。板厚減少量 Δt も両図に併記した。これらの図によると P_s 、 P_v の変化による \dot{x}_I 、 \ddot{x}_I の値の変化は Δt の変化と定性的によく一致した傾向を示している。とくに図1.2.13では \dot{x}_I 、 \ddot{x}_I が極大を示す P_s 値と Δt が極大となる P_s の値

(すなわち P_{so}) とがよく一致している。また図1.2.13、図1.2.14の結果を $\Delta t - \dot{x}_I$ の関係で整理し直すと図1.2.15のようになり、 Δt と \dot{x}_I との間には強い正の相関が見られ、 \ddot{x}_I と Δt および \dot{x}_I と \ddot{x}_I との間にも同様の相関が認められた。これらの結果より、振動衝撃的加圧効果（すなわち板厚減少量）にたたき型の衝突速度 \dot{x}_I が大きな影響を持ち、 \dot{x}_I が大きいほど、 \ddot{x}_I および振動衝撃的加圧効果は大きく、 \dot{x}_I が振動衝撃的加圧効果に影響する主要因と考えられる。

このことは、物理的にはたたき型のもつ運動エネルギーの一部が、衝突によって素材の板厚減少仕事に変わることを示している。したがって、たたき型の衝突時の運動エネルギーを大きくすれば板厚減少量、すなわち振動衝撃的加圧効果も増大することになる。

図1.2.16は上述の点に関し、1回の衝突により素材の変形に消費される仕事量 W と衝撃時のたたき型の運動エネルギー E との大きさばな比較をしてみたものである。

ここで $E = (Wr/2g) \dot{x}_I$ 、 $W \approx 1/2(P_M \cdot Y_w)$ として求めたが、 Y_w はたたき型の加工ストロークであり、たたき型と素材との幾何学的関係から $Y_w \approx 2s\sqrt{\Delta t / r}$ (r : 曲げ型とたたき型の半径、 s : たたき型の振動の1 Hz あたりの素材送り量) で計算し、 P は加工終了時におけるたたき型荷重であり $P_M = (Wr / g) \ddot{x}_I$ の式から求めた。同図より、 E とともに W も大きくなっており前述のことがほぼ妥当であることがわかる。ただし E の値に比べて W の値がかなり小さいのは主として衝突時にたたき型、曲げ型およびそれらの支持部分が弾性変形を生じ W の一部が消費されること、またたたき型が衝突後はね返ることにより W の一部は素材の変形に消費されないで案内面の摩擦などに消費されることなどによると考えられる。

2.6 たたき型衝突速度の計算

2.6.1 計算モデル

前述の結果より振動衝撃的加圧効果はたたき型の衝突速度 \dot{x}_I と相関関係のあることが知られたので、振動系諸元および加振条件と振動衝撃的加圧効果との関係をさらに広い範囲にわたって知るために、たたき型衝突速度を振動系の諸元および加振条件より計算することを試みた。

振動系の力学的モデルを図1.2.17のように考えると、たたき型の図で上下方向 (x 方向) の運動方程式は一般的に次のようになる。

$$M\ddot{x} + c\dot{x} + k(x - \ell) + f = -m\omega^2(\sin \omega t - \mu \cdot \text{sgn} \dot{x} \cdot \cos \omega t) \quad (3)$$

ここで

$$\dot{x} = \frac{d x}{d t}, \quad \ddot{x} = \frac{d^2 x}{d t^2}, \quad \text{sgn} \dot{x} = \begin{cases} +1 : x > 0 \\ 0 : x = 0 \\ -1 : x < 0 \end{cases}$$

M : 振動部の全質量 (=Wr /g)

m : 偏心質量 (=We /g)

ω : 偏心質量の角速度 (= 2 π n /60)

c : 減衰係数

また、案内面の摩擦抵抗は係数が $\mu \cdot \text{sgn} \dot{x}$ となるような性質と仮定する。f は素材からの反力で素材とたたき型が離れているときには $f = 0$ とする。 ℓ は押さえばね力 P_s を与えるためのばねの初期圧縮量である ($k\ell = P_s$)。

式(3)の方程式を解くには、反力 f を x または t の関数として知る必要があるが、素材が図1.2.17に示すようにたたき型に対して順送りの状態で加工され、かつ素材の変形は衝撃的に行われるので、f を正確に知ることはかなり困難である。

そこで、次のような仮定を設けて式(3)を簡略化した。

(a) たたき型が素材から離れる瞬間(このときを $t = 0$ とする)からふたたび素材に衝突する瞬間 ($t = t_1$) までの間のみの挙動を考える。すなわち、この間では $f = 0$ 。

(b) $t = 0$ では $x = 0$ 、 $\dot{x} = dx/dt = 0$ とする(初期条件)。なお、この時 $m\omega^2 \sin \phi_0 - k\ell = 0$ とする。

(c) $t = t_1$ (このとき $x = 0$) のとき $\dot{x} = \dot{x}_1$ とする。

(d) $c = 0$ 、 $\mu = 0$ とする。

この場合のたたき型の挙動を模式的に示すと図1.2.18のようになり、式(3)は次のように表わすことができる。

$$M\ddot{x} + k(x - \ell) = -m\omega^2 \sin(\omega t + \phi_0) \quad (4)$$

$$\text{ただし } \phi_0 = \sin^{-1}(k\ell / m\omega^2)$$

図1.2.11で示したようなたたき型速度の実測結果によると、 $P_s > P_{s0}$ (\dot{x}_1 を極大にする押さえばね力) の範囲では前述(b)の初期条件がほぼ成り立つと考えられるが、 $P_s < P_{s0}$ の範囲では、たたき型は衝突時のばね返りによって初期速度を持つため初期条件(b)は成り立たない。

したがって以下に示す計算の結果は $P_s > P_{s0}$ の範囲のみで意味を持つことになる。

2.6.2 計算結果と実測値との比較

自動演算アナログ計算機を用い、前述の仮定に基づき式(4)より衝突速度 \dot{x}_I を計算した。装置Aの場合について、図1.2.13、図1.2.14の場合に相当する加振条件で計算した結果の一例を図1.2.19、図1.2.20に示す。同図中には図1.2.13、図1.2.14の結果も測定値として記入してある。

これらの計算結果の押さえばね力 P_s 、加振力 P_v による変化の傾向は実測の場合とほぼ一致しているが、図1.2.19に見られるように、 \dot{x}_I を極大にする P_s 値は計算値(P_{so}^* とする)のほうが実測値より若干小さくなっている。また、計算値は実測値に比べて全体に大きな値を示しており、図1.2.19、図1.2.20の結果について定量的比較をした図1.2.21に見られるように、実測値は計算値の約7割の値となっている。なお、式(4)では減衰の影響は考慮に入れてないが、参考のため式(4)に減衰の項を加えて計算を試みたところ、減衰係数比 $\xi = (\text{減衰係数}) / (\text{臨界減衰係数}) = c / c_0 = c / 2\sqrt{Mk} \approx 0.05 \sim 0.61$ の範囲で ξ の増加とともに \dot{x}_I は単調に減少するが、 P_{so}^* 値の変化はほとんどなく、 $P_s - \dot{x}_I$ 曲線における $P_v = P_{so}^*$ 付近のピークが若干鈍化する傾向が見られた。また、別の計算では、偏心輪回転数は振動系の固有の振動数に等しくしたとき \dot{x}_I が最も大きくなるという結果を得た。

装置Cについての衝突速度 \dot{x}_I の計算値と実測値との関係を図1.1.22に示すが、この場合は測定値は計算値の約70~100%の範囲になっている。

以上のような実測値と計算値との値の差の原因は正確には不明であるが、計算では加振機わくの案内面の摩擦抵抗を無視したこと、たたき型の衝突直後のはね返りにともなう運動を考慮していないこと、および速度の測定上の誤差などが原因しているものと考えられる。

しかし、 \dot{x}_I の計算値の加振条件による変化は実測結果と定性的にほぼ一致していることから、本加工法の実用上では計算モデルで述べた簡単な式で加振条件、振動系諸元がたたき型の衝突速度に与える影響を $P_s > P_{so}$ の範囲内で充分推定しうると考えられる。

2.6.3 衝突速度の無次元化表示

振動系の諸元、加振条件が衝突速度 \dot{x}_I に与える影響をさらに広い範囲で知るために、式(4)の無次元化表示を行った。

すなわち、

$$\omega_n = \sqrt{k/M}, \quad \frac{\omega}{\omega_n} = \psi, \quad \frac{x}{l} = \lambda, \quad \omega_n t = \tau, \quad \frac{me\omega^2}{k l} = \frac{P_v}{P_s} = \beta$$

$$\frac{d}{dt} = \omega_n \frac{d}{d\tau}, \quad \frac{d^2}{dt^2} = \omega_n^2 \frac{d^2}{d\tau^2}$$

とおくと、式(4)は

$$\frac{d^2\lambda}{d\tau^2} + \lambda - 1 = -\beta \sin \psi \tau \quad (5)$$

となり、 β 、 ψ の二つのパラメータのみを含む式で表せる。計算モデルで述べた諸仮定を用い、式(5)によって無次元化衝突速度 $d\lambda/d\tau = \lambda = \dot{x}_I / \omega_n \ell$ の β に対する曲線を ψ をパラメータとして計算した結果を図1.2.23に示す。この図から種々の諸元の振動系に対して加振条件の衝突速度 \dot{x}_I の与える影響を知ることができるが、計算モデルの中で述べた仮定は前述のように $P_s < P_{so}$ の範囲では成立しないため、図1.2.23は、 $P_s > P_{so}$ の範囲でのみ使用可能である。

そこで、図1.2.23における使用限界線すなわち P_{so}^* を与える条件線を次のような方法によって求めた。

図1.2.23において $\dot{x}_I / \omega_n \ell$ は β の関数であるため

$$\dot{x}_I / \omega_n \ell = f_n(\beta)$$

これを ℓ について整理すると

$$X = \ell \cdot f_n(B/\ell) \quad \text{ただし} \quad X = \dot{x}_I / \omega_n, \quad B = m e \omega^2 / k$$

$P_s = P_{so}$ では X の ℓ による変化率は零であるから

$$\frac{\partial X}{\partial \ell} = f_n + \ell \frac{\partial f_n}{\partial \ell} = 0 \quad (6)$$

したがって k を一定としたとき各 ψ に対して式(6)より求まる β (β_0 とする) が図1.2.23の使用限界すなわち P_v に対する P_{so} の値を与える。

そこで図1.2.23の各曲線 (f_n) を β の多項式で近似し、上述の方法で β_0 を求めた結果が図1.2.23中の J—J 線である。同図中、A、C と記した点は装置 A、C おおのこの場合について式(4)で計算した $P_s - \dot{x}_I$ 曲線の P_{so}^* 値を読みとって記入したもので、各点はそれぞれ J—J 線の近くに分布し、前述 P_{so}^* の計算値がほぼ妥当であることを示している。

すなわち、図1.2.23は J—J 線より左側が $P_s > P_{so}^*$ の範囲となり、その範囲で図1.2.23は意味を持つことになる。

2. 6. 4 衝突速度を極大にする押さえばね力の計算値 (P_{so}^*) と実測値 (P_{so}) の比較

装置 A、D について、実験による $\Delta t - P_s$ の関係から求めた P_{so} (実測値) と図1.2.23の J—J 線から求めた P_{so}^* (計算値) と比較してみると表1.2.4 のようになる。 $\Delta t - P_s$ の関係

を調べる実験では P_s の設定が段階的であるため P_{so} 値の正確な決定は困難なため、表1.2.4 の P_{so} はそれが存在する範囲で示してある。また、 P_{so} の () 内の値は、実験結果を総合し、 $\Delta t - P_s$ 曲線の形から推定した値である。

表1.2.4 によると、 P_{so} は P_{so}^* よりいずれの場合とも大きく、実験範囲では $P_{so} \approx (1.6 \sim 1.8) P_{so}^*$ であることがわかる。

この P_{so} と P_{so}^* との差は、前述の \dot{x}_I の計算においてたたき型が素材から受ける衝突時のはね返り運動が考慮されておらず、かつそのようにして求めた $\dot{x}_I - P_s$ 曲線より単に \dot{x}_I を極大にする P_s 値としてのみ P_{so}^* を計算したことに主原因があると考えられる。

実際には、たたき型が衝突時に素材よりはね返ることによる \dot{x}_I への影響が $P_s > P_{so}$ の範囲でも必ずしも無視できず、その影響は $P_s > P_{so}$ の範囲で P_s が P_{so} に近くなるほど大きくなり、したがって計算モデルで述べた仮定(b)による計算誤差が大きくなったものと推定される。

この点をさらに正確に調べるためには、たたき型の衝突にともなうはね返りも考慮に入れた振動解析が必要であるが、前述した簡単な \dot{x}_I の計算法と図1.2.23に示した結果は、実験結果を考慮に入れれば、本加工法における加振条件と加振機諸元の振動衝撃的加圧効果に与える影響を半定量的に知るのに使用可能であると考えられる。

2.7 結言

本章では型材の振動衝撃曲げ加工における加振条件および偏心輪回転式加振機の諸元が、振動衝撃的加圧効果（板厚減少量および伸び）に与える影響を明らかにするために、平板素材のたたき伸ばし実験によって調べ、あわせて、振動系の諸元と加振条件がたたき型の挙動に与える影響を若干の計算により検討した。その結果次の事柄が明らかになった。

(1) 振動衝撃的加圧効果（板厚減少量および伸び）は、押さえばね力 P_s より加振力 P_v が大きい範囲でのみ生じ、加振力が大きくなるほど、素材送り速さが小さくなるほど、その効果は大きくなる。

(2) 板厚減少量 Δt を極大にする押さえばね力 (P_{so}) が存在し、 P_{so} より大きい P_s では P_s が大きくなると Δt は小さくなる。

(3) 適正な加振条件では、100%を越える伸びを得ることができる。

(4) P_s と P_v がたたき型の運動（特に衝突速度、加速度）に与える影響を明らかにした。

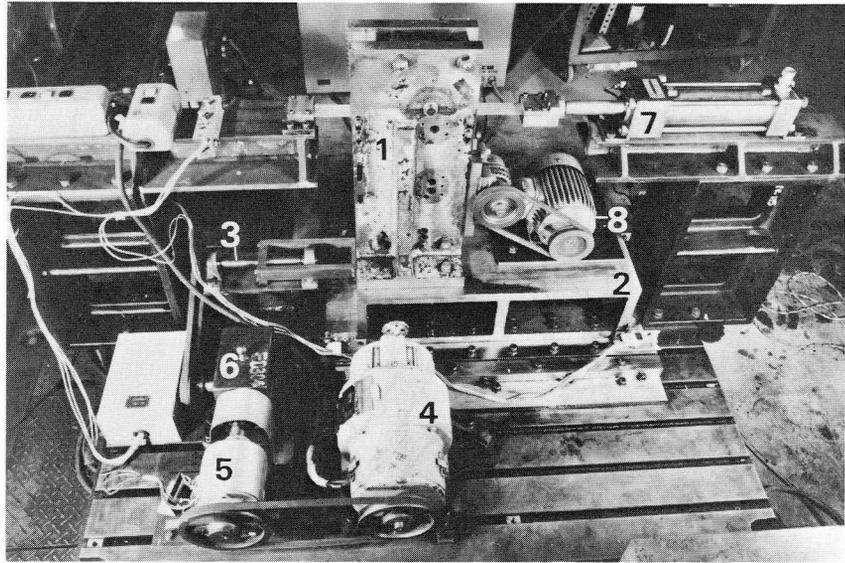
(5) 振動衝撃的加圧効果はたたき型の衝突速度 \dot{x}_I と正の相関関係にあり、同効果を大きく

するためには、 \dot{x}_I を大きくするような加振条件を選択すればよいことがわかった。

(6) たたき型の衝突速度 \dot{x}_I を最大にするためには、 P_s をできるだけ P_{s0} に近く設定するのが有利であるが、 $P_s \leq P_{s0}$ にすると振動が不安定になるため、 $P_s > P_{s0}$ の範囲を使用するのが望ましい。

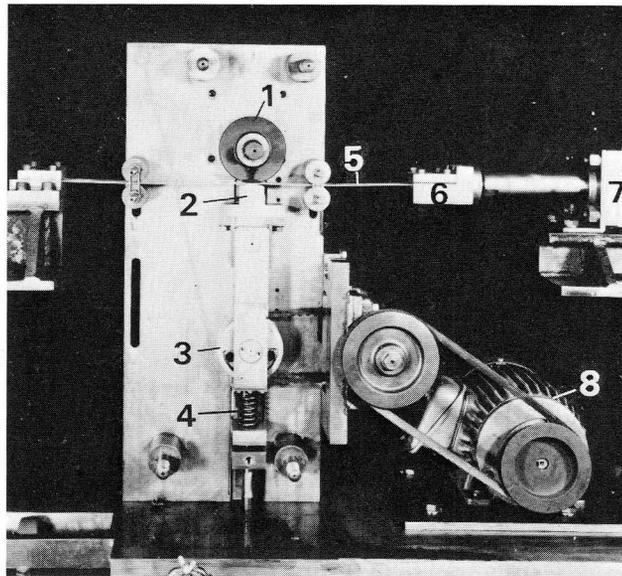
(7) 加振機の諸元と加振条件とから衝突速度 \dot{x}_I を求めるための簡単な計算法と計算図表を提示した。

(8) 衝突速度 \dot{x}_I の計算値と実測値の間には最大約30%の差があったが、両者の加振条件による変化の様子は定性的にはほぼ一致した。



- 1, 振動衝撃付与部 2, 基台 3, 送りねじ
 4, 超分巻モーター 5, 電磁クラッチブレーキ
 6, 減速機 7, 油圧シリンダー 8, モーター

図 1.2.1 装置Dの外観



- 1, 曲げ型 2, たたき型 3, 加振機
 4, 押さえばね 5, 素材 6, チャック
 7, 油圧シリンダー 8, モーター

図 1.2.2 装置Dの振動衝撃的加圧付与部の構造

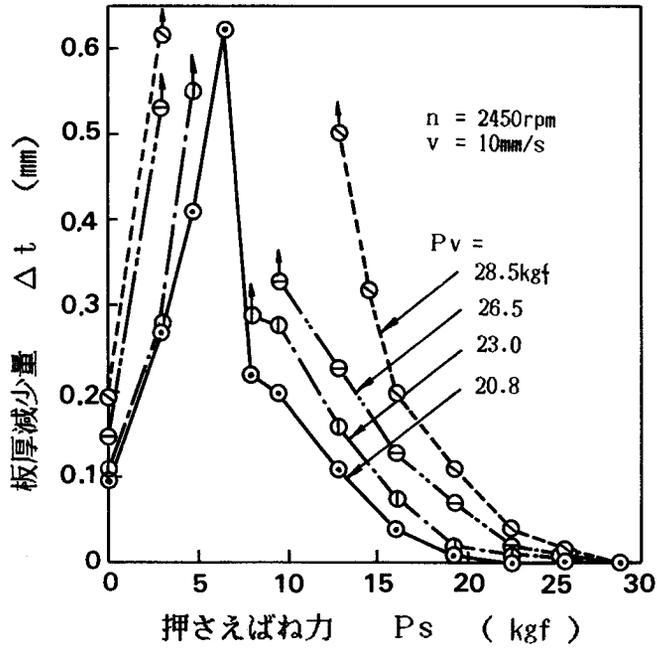


図 1.2.3 押さえばね力による板厚減少量の変化

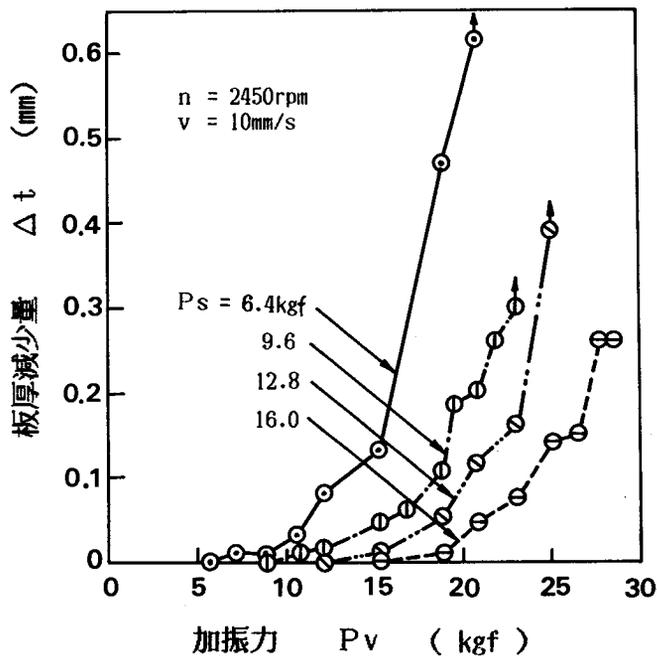


図 1.2.4 加振力による板厚減少量の変化

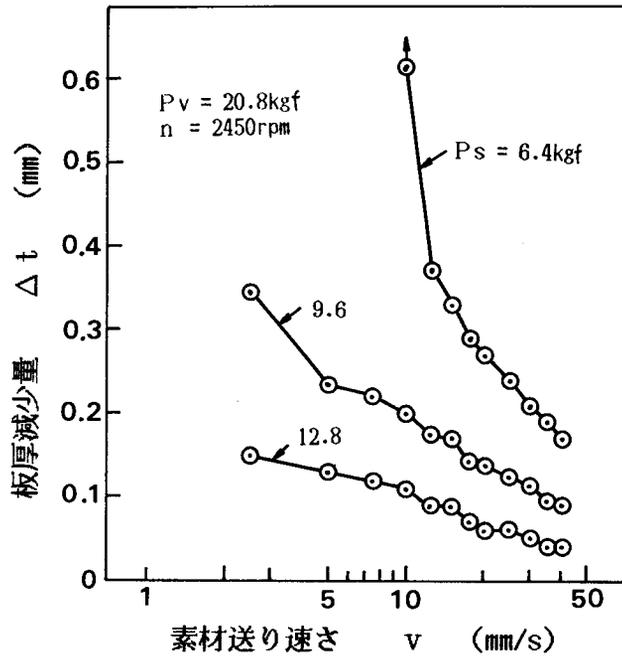


図 1.2.5 素材送り速さによる板厚減少量の変化

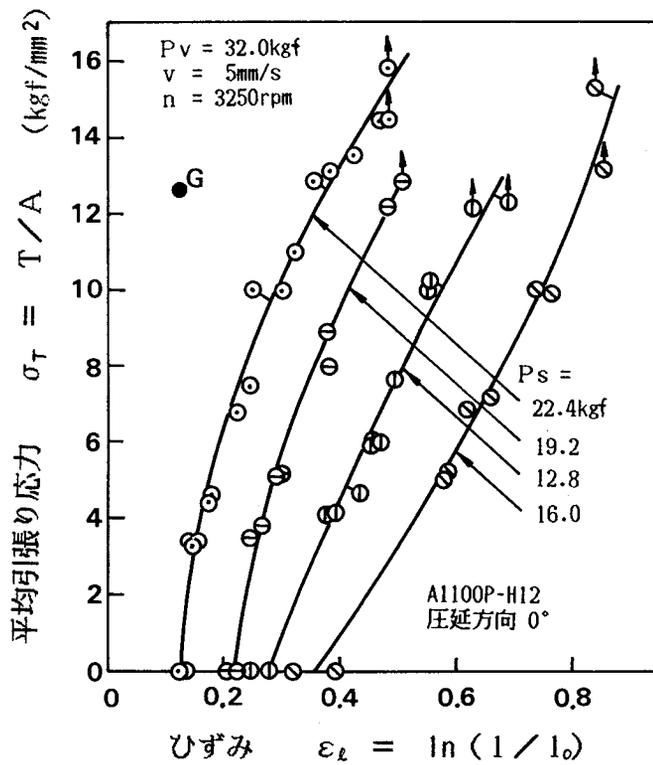


図 1.2.6 押さえばね力を変えたときの平均引張り応力と長手方向ひずみの関係 (装置 D)

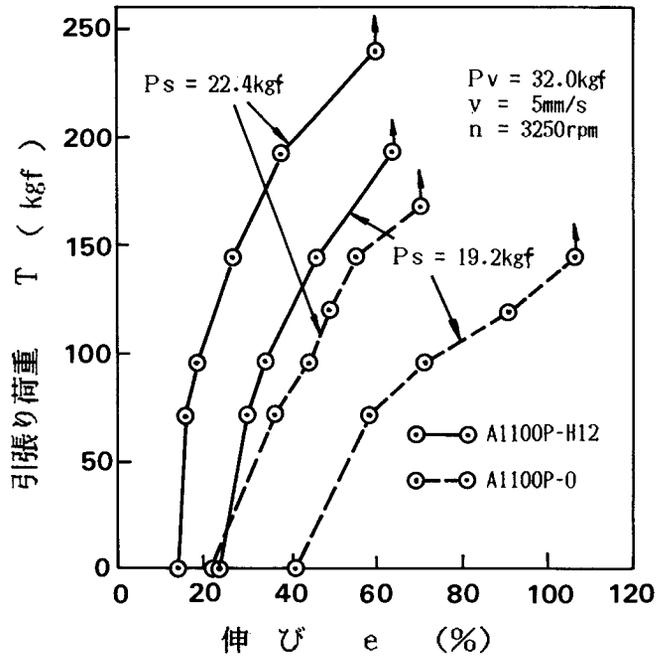


図 1.2.7 引張り荷重-伸び関係におけるH12材とO材との比較(装置D)

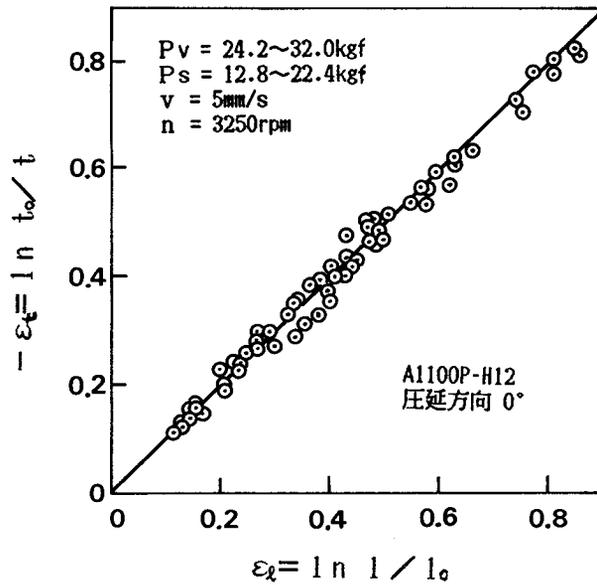
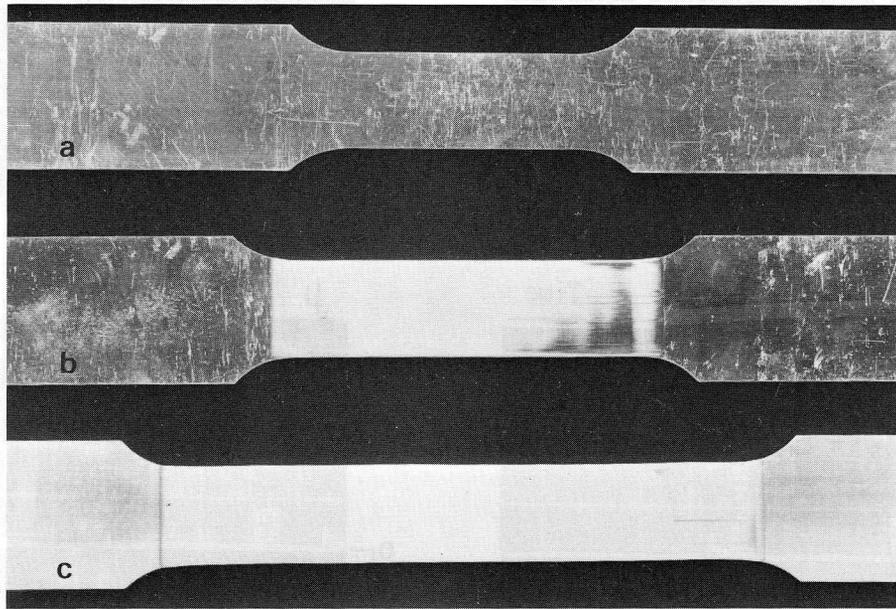
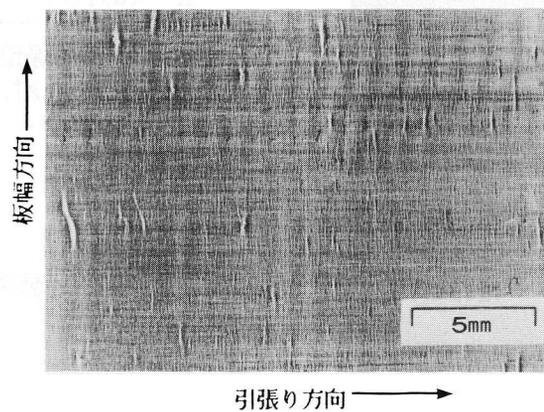


図 1.2.8 伸びひずみ ε_l と板厚方向ひずみ ε_t の関係(装置D)



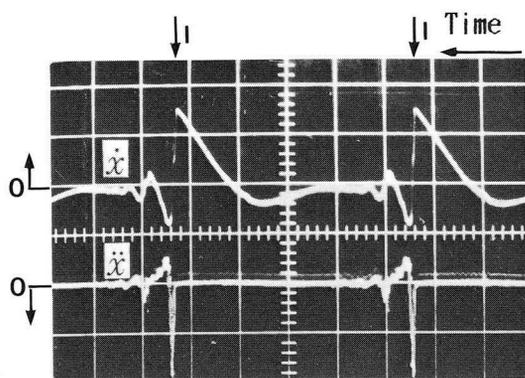
(a) 加工前 (b) $e=47\%$ (c) $e=114\%$

図 1.2.9 振動衝撃的加圧を加えた後の試験片

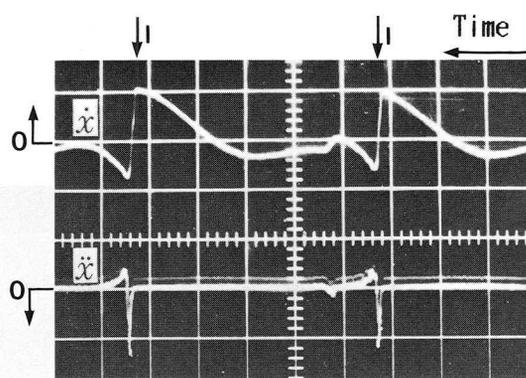


$P_v = 32.0\text{kgf}$, $P_s = 16.0\text{kgf}$, $v = 5\text{mm/s}$,
 $n = 3250\text{rpm}$, $T = 121\text{kgf}$, $e = 114\%$

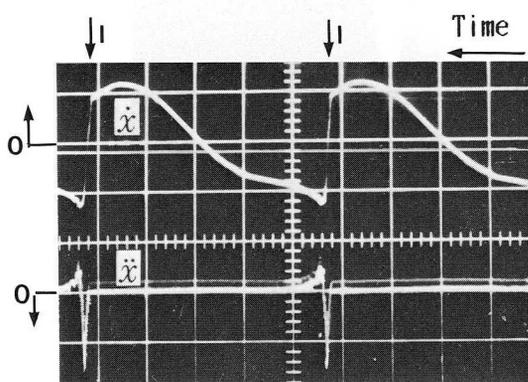
図 1.2.10 素材表面状態の一例



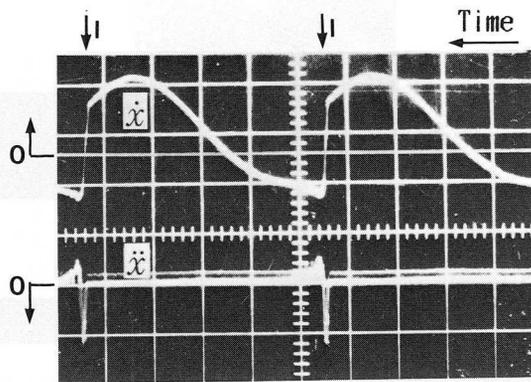
(a) $P_s = 12.8\text{kgf}$



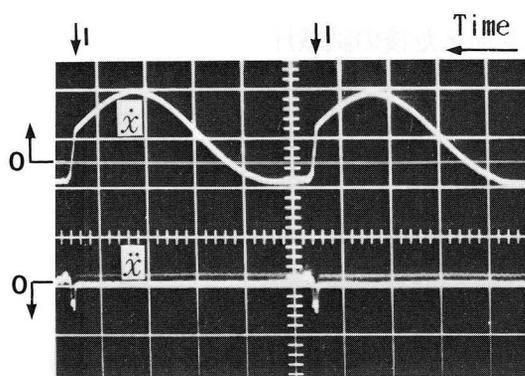
(b) $P_s = 8.0\text{kgf}$



(c) $P_s = 6.4\text{kgf}$



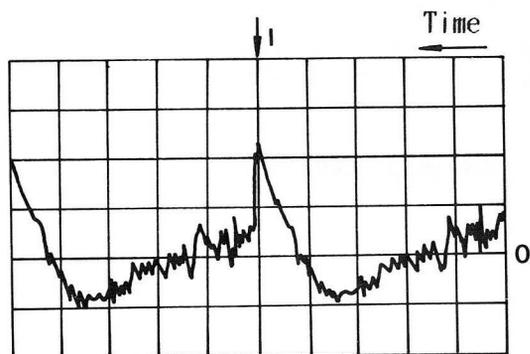
(d) $P_s = 3.2\text{kgf}$



(e) $P_s = 0.0\text{kgf}$

横軸：5ms/div
 縦軸： $\ddot{x} \rightarrow 100\text{g/div}$
 $\dot{x} \rightarrow$ (a), (b) — 15cm/s/div
 (c), (d) — 30cm/s/div
 (O - : 零線位置を示す)
 $P_v = 20.8\text{kgf}$, $n = 2450\text{rpm}$
 $v = 10\text{mm/s}$, $T = 0$

図 1.2.11 たたき型速度と加速度の測定波形 (装置A)



横軸：5ms/div
 縦軸：0.563m/s/div

$n = 2350\text{rpm}$
 $P_s = 175\text{kgf}$
 $P_v = 325\text{kgf}$

図 1.2.12 たたき型の速度波形 (装置C)

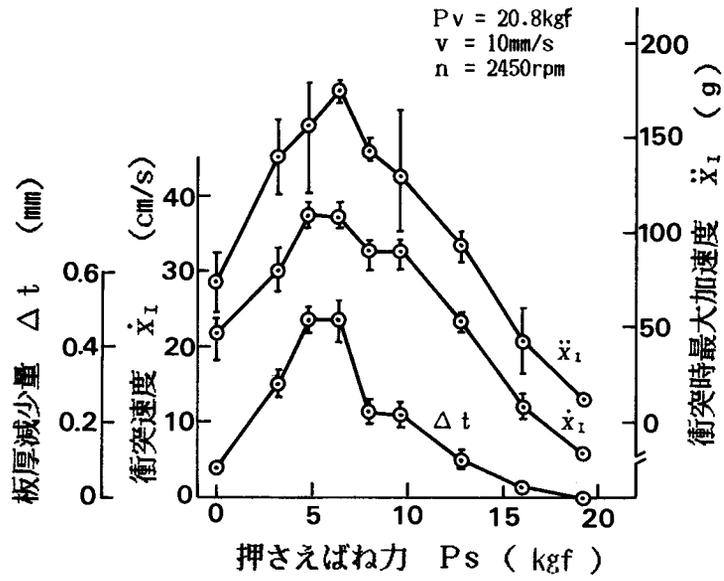


図 1.2.13 たたき型衝突速度，衝突時最大加速度の押さえばね力による変化（装置A）

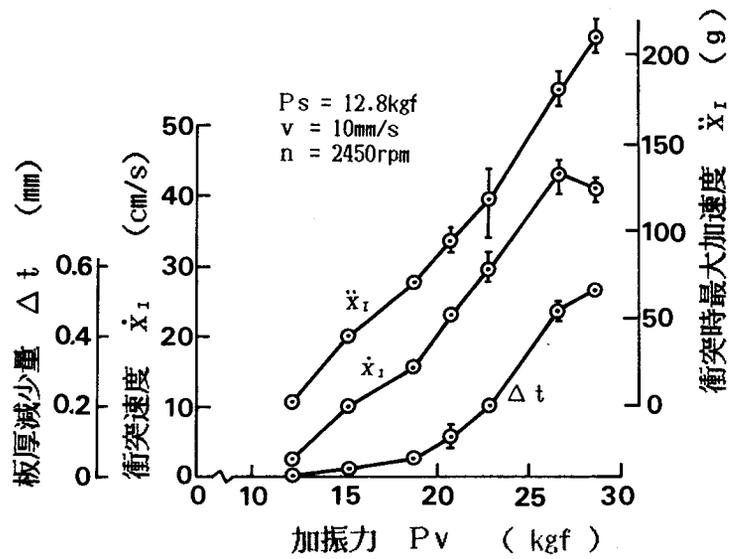


図 1.2.14 たたき型衝突速度，衝突時最大加速度の加振力による変化（装置A）

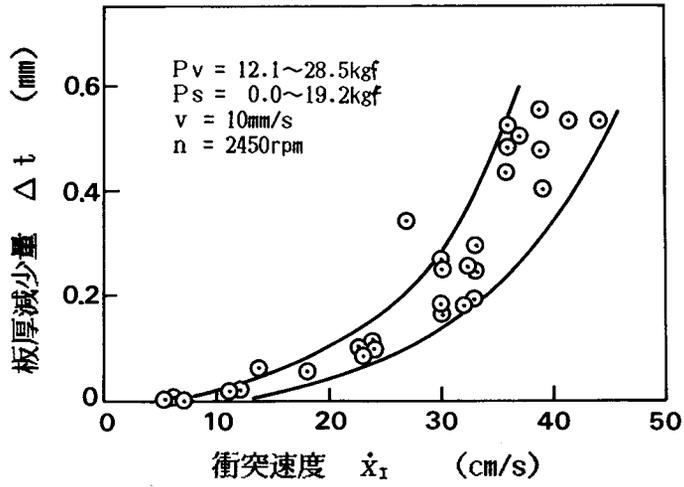


図 1.2.15 たたき型衝突速度と板厚減少量との関係 (装置A)

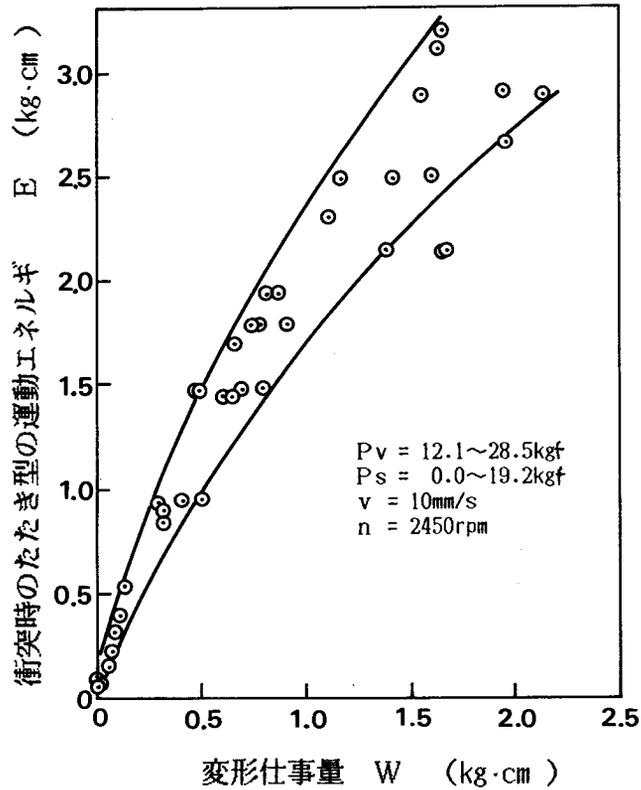


図 1.2.16 素材の変形に消費された仕事量とたたき型の衝突時運動エネルギーの比較 (装置A)

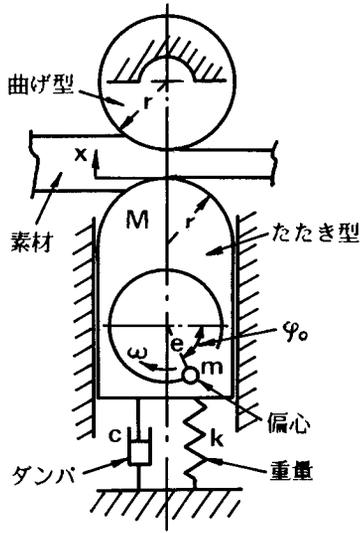


図 1.2.17 振動系の力学モデル

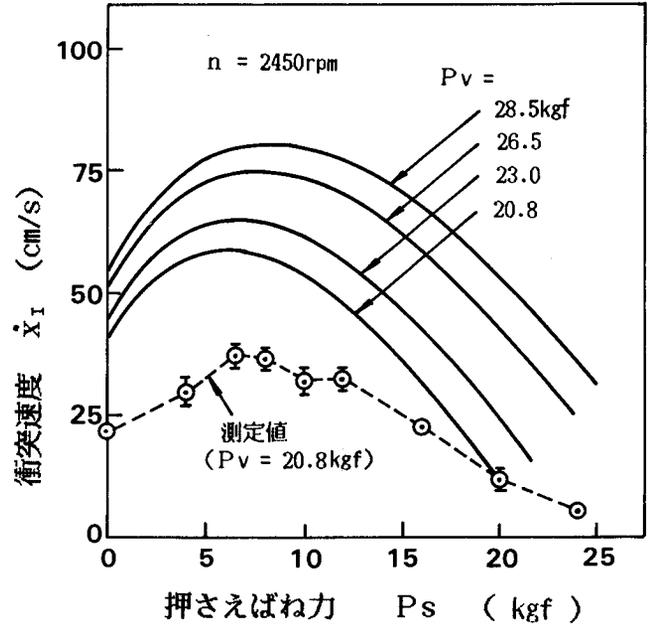


図 1.2.19 たたき型衝突速度の計算結果 (装置A)

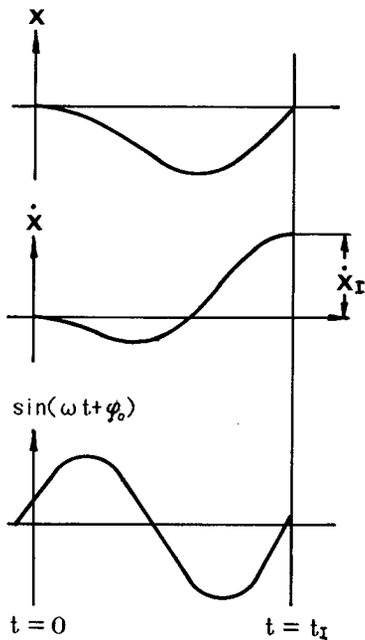


図 1.2.18 たたき型の運動の模式図

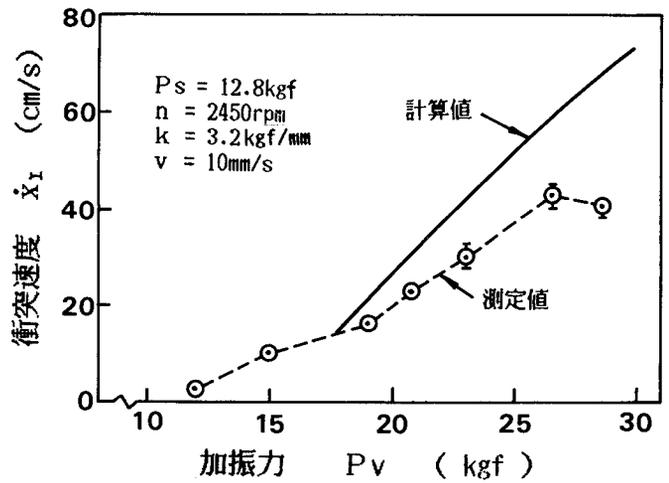


図 1.2.20 たたき型衝突速度の計算結果 (装置A)

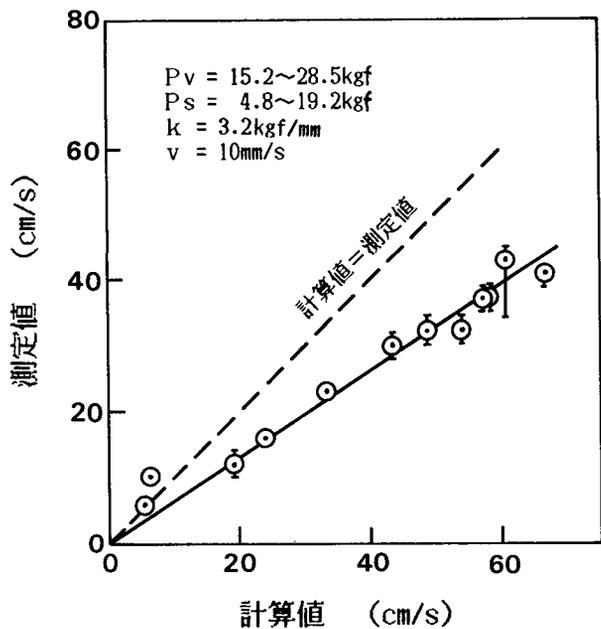


図 1.2.21 衝突速度の計算値と測定値の比較 (装置A)

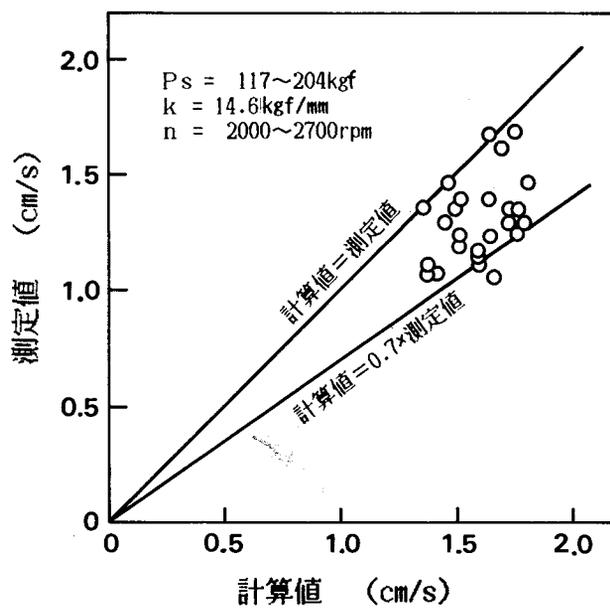


図 1.2.22 衝突速度の計算値と測定値の比較 (装置C)

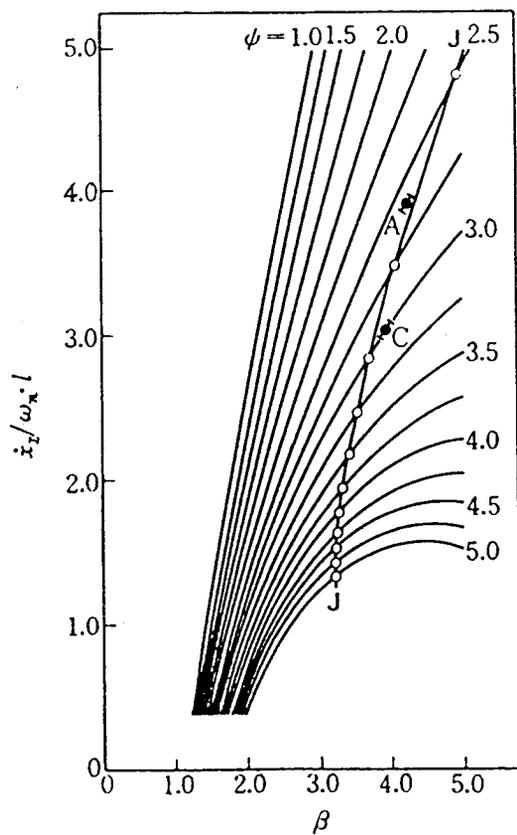


図 1.2.23 たたき型衝突速度の無次元化計算図表

表 1.2.1 実験装置の振動系諸元

| 諸 元 | 装 置 | A | C | D |
|--------------|--------------------|---------|----------|---------|
| 振動部分重量 | Wr (kgf) | 3.23 | 12.8 | 3.64 |
| 偏心輪の偏心距離 | e max (mm) | 7.0 | 31.6 | 7.0 |
| 偏心輪の偏心重量 | We (kgf) | 0.61 | 1.66 | 0.61 |
| 押えばねのばね定数 | k (kgf/mm) | 3.2 | 14.6 | 3.2 |
| 振動系の固有円振動数 | ω_n (rad/s) | 100 | 106 | 93 |
| 最大加振力/偏心輪回転数 | Pv max/n (kgf/rpm) | 43/3000 | 336/2400 | 43/3000 |

表 1.2.2 供試材料

| 装 置 | 材 料 | 板厚(mm) | 形 状 |
|-----|---------------------------------------|--------|--------------------------|
| A | アルミニウム板 (A1100P-H12) | 1.0 | 12mm幅×330mm 長 (たんざく形) |
| C | 熱延鋼板 (SPHC) | 2.3 | P形形材 (表1.1.2 参照) |
| D | アルミニウム板 (A1100P-H12) (A1100P-0) | 1.0 | JIS5号試験片 (全長480mm) |

表 1.2.3 供試材料の破断伸びと引張り強さ

| 材 料 | 圧延方向 | 引張り強さ (kgf/mm ²) | 破断伸び (%) |
|------------|------|---------------------------------|-----------|
| A1100P-H12 | 0° | 12.6~12.8 | 10.0~11.4 |
| | 90° | 13.3~13.7 | 9.2~11.0 |
| | 45° | 12.3~12.8 | 5.6~ 8.4 |
| A1100P-0 | 0° | 8.7~ 8.9 | 45.0~46.0 |

表 1.2.4 PsoとPso* との比較

| 装 置 | n (rpm) | Pv(kgf) | Pso (kgf) | Pso*(kgf) | Pso/Pso* | v (mm/s) |
|-----|---------|---------|--------------------|-----------|------------------|----------|
| A | 2450 | 20.8 | 6.4 ~ 8.0 | 4.7 | 1.4~1.7 | 10 |
| | 2450 | 18.1 | 4.8 ~ 8.0 (6.5) | 4.1 | 1.2~2.0 (1.6) | 10 |
| D | 3250 | 32.0 | 12.8 ~16.0 | 9.7 | 1.3~1.7 | 5 |
| | 2450 | 18.1 | 7.2 ~ 8.8 (8.0) | 4.5 | 1.6~2.0 (1.8) | 2.5~10 |

Pso : 衝突速度を極大にする押さえばね力の実測値 ()内は推定値
Pso* : 衝突速度を極大にする押さえばね力の計算値

第3章 型材の曲げに与える局部圧延の効果

3.1 緒言

型材の曲げ加工のさいに、振動衝撃的圧力を付加すると、破断、しわ、断面形状変化に対して効果があり、この効果は振動衝撃的加圧によって、型材の曲げ部に曲げ半径に対応した板厚方向ひずみ分布が与えられるためであることを第1章で述べた。このことは、逆に、曲げ半径に対応するように、板厚方向ひずみを強制的に与えることができれば、型材を所望の形状に曲げ加工することが可能であることを意味している。

そこで、型材の断面形状を持った凸ロールと凹ロールの間隙が、所望の曲げ半径を得るために必要な板厚方向ひずみ分布になるように設定し、その間隙に強制的に型材を押し込んで圧延させることにより、上記板厚方向ひずみ分布を与えて曲げ加工する方法について検討した。本章では、半円弧形型材、U型チャンネル形型材、半だ円形型材を用いて、加工条件と曲げ半径の関係を実験的に調べ、本法の可能性を明らかにする⁸⁴⁾。

3.2 実験装置

使用した実験装置は、小型圧延機であり、圧延ロール部に、対象とした型材の断面形状に合った一对の凸ロール、および凹ロールを組み込んだ。その外観を図1.3.1に、基本的な概念構造を図1.3.2に示す。凸ロールと凹ロールの間隙は、圧下量調整用ハンドルを用いて、凸ロールを上下に摺動させることにより調節できる。型材を圧下しながら曲げ加工する時の圧下荷重は凹ロールの下に円筒状のロードセルを挿入して測定できるようになっている。凸ロール、凹ロールは、モーターにより、電磁クラッチ・ブレーキ、減速機、ギヤボックスを介して20rpmの速度で互いに逆方向に駆動される。

3.3 供試型材

実験に用いた型材は、半円弧形、U形チャンネル形、半だ円形型材であり、それらの断面の主要寸法、板厚、材料を表1.3.1に示す。半円弧形材は、板幅18mm、長さ300mmの矩形に切断した素材をロール成形によって外周半径6mmの円弧形断面に成形した。U形チャンネル型材は、板幅

30mmの帯板を表1.3.1 に示した断面形状にロール成形した後、長さ約300mm に切断して供試材とした。半円形材は、板幅30mm、長さ30mmの矩形に切断した素材を、表1.3.1 に示した断面形状を持ったボンチと硬質ゴムダイスとの間にはさみ、所望の断面形状になるまでボンチをハンドプレスによって押込んで成形した。

3.4 曲げ加工用ロール(型)の形状

半円弧形材を曲げ加工するための凸ロールと凹ロールの形状、寸法、および、その外観を図1.3.3 に示す。凸ロールの先端半径 r_1 は5.5mm 一定としたが、凹ロールの先端半径 r_2 は6.0と5.9mm の2種類とし、凸ロールと凹ロールで成形される間隙の分布を変化させた。

図1.3.4 はU形チャンネル材を曲げ加工するための凸ロールと凹ロールの形状、寸法、およびその外観を示したものである。凸ロールの幅 w_1 は7.9mm 一定としたが凹ロールの幅 w_2 は10.3、10.2、10.1mmの3種類にし、凹ロールと材材の間隙のクリアランスを変化させた。また凸ロールには材材をクランプするための装置を取り付けることも可能で、曲げモーメントを付与しながら曲げ加工できる構造にもなっている。

半円形材の曲げ加工には、図1.3.5 に示した凸ロールおよび凹ロール(図中(a))、または摺動型(図中(b))を用いた。摺動凹型は曲げ開始および終了部の不良対策として採用したものである。凸ロールの先端半径 r_1 は5.5mm、凹ロール、摺動凹型の先端半径 r_2 は6.0mm と一定にしたが、凸ロールの開き角 θ_1 および凹ロールまたは摺動凹型の開き角 θ_2 は、それぞれ図中の表に示した組み合わせになるように選んで実験に供した。

3.5 実験方法

3.5.1 板厚方向ひずみの与え方

図1.3.6 に各材材に対する板厚方向ひずみの与え方を示す。図の(a) は半円弧形材の場合で、(a) の(1) は凹ロールの先端半径 r_2 を凸ロールの先端半径 r_1 と材材の初期板厚 t_0 を加えた値 ($r_2 = r_1 + t_0$) にした場合である。今、凸ロールと凹ロールの先端中心をOに一致させた場合には凸ロールと凹ロールの間隙は円周上どこでも一定 (t_0) となる。この位置から凸ロールの中心をOまで下げると (Δt)、凸ロールは abc から $a'b'c'$ の位置に移動し、その結果ロール間隙は円弧の中央から端にいくにつれて漸増するような状態になる。このような状態で円

弧形形材を送り込むと、形材はロール間隙に対応した板厚方向ひずみ分布を持った断面に圧延され、その結果開口部を内側にした曲げ加工が行われることになる。この板厚方向ひずみ分布の状態は凸ロールの圧下量 Δt を変えることによって変化し、そのひずみ分布に対応した曲げ半径が得られることになる。一方(2)は $r_2 < r_1 + t_0$ になるように凸ロール凹ロールの先端半径を選定した場合で、凸ロールと凹ロールの中央部の間隙を形材の板厚 t_0 に設定すると、両者の間隙は中央から端にいくにつれて漸減する状態になる。このような間隙に形材を送り込むと、形材は中央から端にいくにつれて、板厚が薄くなるように圧延され、その結果、開口部を外側にした曲げ加工が行われる。この板厚方向ひずみ分布は(a)の場合と同様凸ロールの圧下量を変えることによって変化し、それに伴って曲げ半径も変化する。なお凸ロールの中心 O' と凹ロールの中心 O を一致させると両ロールの間隙は円周上どこでも一定となり、曲げ加工が行われないが、両ロール中央部の間隙をさらに小さくしていくと、中央部の間隙より端の間隙が大きくなり、この場合は開口部を内側にした曲げ加工が可能となる。

図1.3.6(b)にU形チャンネル形材の板厚ひずみの与え方を示す。凸ロールと凹ロールの間隙を形材の板厚(t_0)から Δt (圧下量)だけ凸ロールを下降させて変化させ、その間隙にU形チャンネル形材を送り込むと、形材のウェブ部は Δt だけ圧下されて、板厚は薄くなる。しかしフランジ部は凸ロールの側面と平行であるため凸ロールを圧下しても板厚は変化しない。したがってこの方式では、曲げ加工は容易でないことが推察される。そこで、形材を凸ロールにクランプして曲げモーメントを与えることが出来るようにした。しかし、曲げモーメントを与えると、フランジの部位は曲げ半径に対応した板厚になるように変形するよりもしわになることが予想される。そこで、凹ロールの幅 w_2 変化させ凹ロールと形材のフランジ部とのクリアランスを3水準変化させて実験した。

図1.3.6(c)は半だ円形形材の板厚方向ひずみの与え方を示したものである。凸ロールと凹ロール(又は摺動凹型)の中央の間隙を形材の板厚 t_0 から Δt (圧下量)だけ凸ロールを下降させて変化させると、凸ロールと凹ロール(又は摺動凹型)の間隙は中央から端に向かって漸増する。この間隙に形材を送り込むと、間隙の分布に対応した板厚方向ひずみ分布が形材に与えられて曲げ加工される。この時凸ロールの開き角 θ_1 と凹ロールの開き角 θ_2 の差($\theta_2 - \theta_1$)を変化させると、上記間隙の漸増割合は変化し、それに対して曲げ半径も変化するが予想される。

なおすべての形材において、圧下量 Δt は曲げ加工後に断面中央部の板厚 t を測定し、 $\Delta t = t_0 - t$ と定義した。

3.5.2 曲げ半径の測定

曲げ加工された型材の曲率半径の測定は、図1.3.7 に示したように3点支持法によって行った。すなわち固定した支点A、B（間隔2 a）に対して支点Cが矢印の上下方向のみに動き得るような装置を用い曲げ加工部を3点間に挿入し、支点A、Bに対する支点Cの変位量hをダイヤルゲージにて測定する。この曲げ半径Rは以下の式で求まることになる。

$$R = (a^2 + h^2) / 2h$$

3.5.3 曲げ加工部のひずみ測定

曲げ加工を受けた型材の板厚方向ひずみは、曲がり部を樹脂に埋め込み、横断面で切断した後バフ研磨を行い、万能投影機で100倍に拡大して板厚を測定し、対数ひずみ $\varepsilon_t = \ln t/t_0$ (t_0 : 原板厚、 t : 曲げ加工後の板厚) として表した。

また型材表面の曲げ方向のひずみ ε_θ は次の方法で測定した。すなわちある断面にロール成形される前の平板に、ホトエッチング法によって間隔が2mmの格子目を描き、その後ロール成形又はプレスによって断面形状に成形する。その時の格子目の間隔を基準として、曲げ加工後の曲げ方向の格子目の間隔を測定して、板厚方向ひずみの場合と同様対数ひずみで表した。

3.5.4 曲げ加工時の荷重測定

所望の半径に曲げ加工するのに必要な板厚ひずみ分布を圧延によって得るためには、どの程度の荷重（圧下力）が必要かを知ることは装置の仕様決定の点からも重要なことである。そこで円筒形のロードセル（材質SCM4）を設計製作し、半導体ひずみゲージを円筒表面に4枚接着して、図1.3.2 に示したように凹ロールの両側支持軸受の下部に装着し、曲げ加工時の荷重を測定した。

3.6 実験結果と考察

3.6.1 曲げ形状に与える局部圧延の効果

(1) 半円弧形型材の場合： 図1.3.6(a)で示したように凹ロールの先端半径 r_2 を、凸ロールの先端半径 r_1 と型材の初期板厚 t_0 を加えた ($r_2 = r_1 + t_0$) ロールの組み合わせで、曲げ加工した結果の代表例を図1.3.8 に示す。(a)はアルミニウム板、(b)は冷延鋼板、(c)はステンレス板の場合であるが、いずれの材料でも、しわの発生もなく良好な曲げが可能であり、

圧下量 Δt が大きくなると曲げ半径は小さくなっていることがわかる。

図1.3.9は $r_0 < r_1 + t_0$ になるような凹ロールと凸ロールの組み合わせで曲げ加工した結果である。図の(a)に示したように、圧下量 $\Delta t = 0$ 、すなわち図1.3.6(b)に示した状態では開口部を外側にした曲げ加工ができることがわかる。圧下量 Δt を少し与えた(b)では、曲げ半径は大きくなるが、開口部はまだ外側である。さらに Δt を大きくすると(c)に示したように開口部を内側にした曲げに移行し Δt の増大とともに(d)に示したように曲げ半径が小さくなる。以上の結果から曲げ加工の途中で圧下量を調整すると、図1.3.10に示したように開口部を外側にした曲げと内側にした曲げが連続して可能であることがわかる。

(2) U形チャンネル型材の場合： 型材をクランプしないでウェブ部の圧延のみで曲げ加工を行った結果、曲げは可能であるが、開口部の幅が圧下量 $\Delta t = 0.1\text{mm}$ においても10mmから9mmに縮小し、 Δt が大きくなるほどさらに縮小する傾向にあった。さらに $\Delta t = 0.3\text{mm}$ 以上になると図1.3.11に示したようにウェブ部に圧延過多による波状のしわが発生した。すなわちウェブ部の圧延のみでは良好な曲げ加工ができないことがわかった。

図1.3.12は、型材の一端を凸ロールにクランプし、曲げモーメントを付与して曲げ加工を行った結果の代表例である。同一圧下量($\Delta t = 0.19\text{mm}$)でも凹ロールと、型材のフランジ外側とのクリアランス c が大きいと(a)に示したようにフランジ部にしわが発生するが、 $c = 0.05\text{mm}$ と非常に小さくなると(b)に示したようにしわは発生せず、凸ロールの半径とほぼ同一の良好な曲げ加工が可能であった。しかし $c = 0.05\text{mm}$ でも $\Delta t < 0.19\text{mm}$ では、フランジにしわが発生した。

(3) 半円形型材の場合： 凸ロールと凹ロールの組み合わせによる曲げ加工後の外観の一例を図1.3.13に示す。(a)は良好な曲げ加工ができた製品であるが、加工部と未加工部の境界に段Eが認められる。一方(b)は最外周の圧下量が過多で、頂部にしわが発生したものである。

図1.3.14は凹ロールのかわりに摺動凹型を用いた場合の曲げ結果の一例である。(a)はアルミニウム板の場合の、(b)は冷延鋼板の場合であるが、いずれの材料でも凹ロールでみられた加工部と未加工部の境界の段付はみられず、段付防止効果が認められた。

3.6.2 圧下量と曲げ半径の関係

図1.3.6(a)-(1)に示したように凹ロールの半径を $r_2 = 6.0\text{mm}$ 、凸ロールの半径を $r_1 = 5.5\text{mm}$ ($r_2 = r_1 + t_0$)にして半円弧形型材を曲げ加工した時の圧下量 Δt と曲げ半径 R の関係を図1.3.15に示す。 Δt を増せば、3種類の材料とも R は小さくなり凸ロールの半径に近づくことが明確に認められる。すなわち圧下量を制御することにより任意の半径に型材を曲げ加工

できることがわかった。圧下量が0.08mm以上になると曲げ半径に対する材料の影響は小さいが圧下量が小さい場合は、同一圧下量でも材料によって加工後の曲げ半径に差が生じ、また同一材料でもばらつきが大きい傾向がある。すなわち圧下量のみで種々の材料を、ばらつきを少なく一定の曲げ半径に加工するには、圧下量がある程度大きな領域で圧延することが必要である。

図1.3.16は、凹ロールの先端半径 $r_2 = 5.9\text{mm}$ 、凸ロールの先端半径 $r_1 = 5.5\text{mm}$ ($r_2 < r_1 + t_0$) にして、曲げ加工した時の圧下量と曲げ半径の関係をアルミニウム板について示したものである。凹ロールと凸ロールの中央の間隙を型材の板厚 t_0 にした時、すなわち圧下量 $\Delta t = 0$ の時は、開口部を外側にして凹ロール半径 (25mm) にほぼ一致した曲げ半径が得られる。 Δt を増加していくと、曲げ半径は大きくなり、 $\Delta t = 0.1\text{mm}$ になると凸ロールの先端半径の中心 O は凹ロールの先端半径の中心 O に一致し、両ロールの間隙は円周上すべて同じになり、曲げ加工されない直線状の製品となる。さらに Δt を大きくすると、型材断面の端より中央部の板厚が薄くなるため、開口部を内側にした曲げに移行し、 Δt の増加とともに曲げ半径が小さくなり凸ロールの半径に近づくことがわかる。アルミニウム板で開口部を内側にした曲げでは、曲げ半径 $R \approx 25\text{mm}$ を得るために必要な圧下量 Δt は、図1.3.15で示した $r_2 = 6.0\text{mm}$ の場合は約0.11mmであるのに対し、図1.3.16で示した $r_2 = 5.9\text{mm}$ の場合は約0.22mmである。すなわち同一曲げ形状に加工しても $r_2 = 5.9\text{mm}$ のロールで曲げ加工した方が断面の板厚は薄くなることがわかる。なお $r_2 = 5.9\text{mm}$ の凹ロールを用いると、図1.3.16で示したように圧下量の変化によって曲げ半径も変化することから、曲げ加工の途中で圧下量を連続的に変化させると図1.3.10に示したように、曲がりくねった製品が得られることになる。

図1.3.17は、U形チャンネル型材における圧下量と曲げ半径の関係を、曲げモーメントを与えないでウェブ部の圧延のみで曲げ加工した場合について示したものである。圧下量 Δt を大きくすると曲げ半径は小さくなるが、 Δt が0.3mm以上になると、ウェブ部に図1.3.11に示したように、波状のしわが発生し、凸ロールの半径に近い良好な曲げ加工は不可能であった。これは、フランジ部には曲げ半径に対応した板厚分布を強制的に与えることができないため、ウェブ部の圧下量に釣合った曲げモーメントがフランジ部には発生せず、したがってウェブ部の余剰の板厚減少分がしわとなってあらわれるものと解釈される。このことから、曲げモーメントを付与すれば、さらに小さい曲げ半径まで加工できることが示唆され、実際凸ロールに型材の一端をクランプして曲げモーメントを付与して曲げ加工を行うと、 $\Delta t = 0.19\text{mm}$ 、凹ロールと型材のクリアランス $c = 0.05\text{mm}$ では図1.3.12(b) に示したように、凸ロールの半径に沿った良好な曲げ加工が可能であった。本型材では、半円弧形型材の場合と異なり、圧延のみでは任意の曲げ半径を得ることが

できないことがわかる。

図1.3.18は半だ円形材を曲げ加工した時の圧下量と曲げ半径の関係を示したものである。(a)は凹ロールを使用した場合で、圧下量 Δt が大きくなると、曲げ半径 R は小さくなるが、凹ロールの開き角 θ_2 と凸ロールの開き角 θ_1 の差 $\Delta\theta (= \theta_2 - \theta_1)$ が異なると Δt と R の関係も異なっている。 $\Delta\theta$ が大きい凹ロールAでは、他の凹ロールより曲げ半径は大きく、また $\Delta t > 0.12\text{mm}$ で材材頂部近傍にしわが発生する。これは $\Delta\theta$ が大きいため頂部近傍のみに圧延が集中し材材側面には曲げ半径に対応する板厚分布が与えられず、したがって頂部には、曲げ半径に対応した板厚ひずみ以上のひずみが発生して、これが肉余りとなってしわになったと推定される。凹ロールBとCの比較では $\Delta\theta$ が若干大きいCの方が曲げ半径は若干小さくなる。また供試材料の曲げ半径に与える影響は、同一 Δt であればほとんど差がないことがわかる。これらの凹ロールでも Δt が 0.2mm 以上になると材材頂部近傍にしわが発生し、凸ロールの半径まで、曲げ加工をすることができなかった。

図1.3.18(b)は摺動凹型を使用したときの圧下量 Δt と曲げ半径 R の関係を示したものである。いずれの摺動凹型でも、圧下量を増せば曲げ半径は小さくなり、凸ロールの半径にまで曲げ加工できることが明らかである。また、凸ロールの開き角と凹型の開き角の差 $\Delta\theta$ が大きくなると、曲げ半径は若干小さくなる傾向があるが、本実験におけるように $\Delta\theta \approx 1^\circ$ 程度であれば多少圧下量を調整するだけで、いずれの凹型でも所望の半径に曲げ加工できることがわかった。ここでも供試材料の影響は少なく、また $\Delta t > 0.22\text{mm}$ 以上では材材頂部近傍にはしわが発生し、さらに Δt が大きくなると、しわがラップする形になり図1.3.19に見られるように頂部に破断が生じるようになる。以上の結果から、摺動凹型を用いると凹ロールの場合より、曲げ半径を小さくすることができ、頂部のしわ発生も若干遅れ、また前述したように、曲げ終了部の段付もなく、多くのメリットがあることがわかった。

3. 6. 3 圧下量と圧下荷重の関係

半円弧形材を凸ロールの先端半径 $r_1 = 5.5\text{mm}$ 、凹ロールの先端半径 $r_2 = 6.0\text{mm}$ の組み合わせで曲げ加工した時の圧下量 Δt と圧下荷重 P_c の関係を図1.3.20に示す。圧下荷重は図1.3.2に示した2個の円筒状ロードセルによる測定値の合計とした。いずれの材料とも、 Δt の増加とともに P_c は増加するが、その増加の仕方は材料によって異なっている。すなわち引張り強度の高い冷延鋼板、ステンレス板では Δt に対する P_c の増加割合は急激で、 $\Delta t = 0.1\text{mm}$ で P_c はほぼ 1000kgf に達し、さらに Δt を増加させると P_c は急激に大きくなるため、余り大きな圧

下量を与えることができず、したがって曲げ半径も余り小さくできない。一方アルミニウム板の場合は Δt が小さい時は Δt の増加と共に P_c はほぼ直線的に増加するが、 Δt が0.1mmを越えると P_c の増加割合は急になる。しかし、 $\Delta t=0.13\text{mm}$ （凸ロール半径に曲げ加工可）でも $P_c \approx 300\text{kgf}$ であり、まだ圧下が可能であることがわかる。

図1.3.21は半だ円形材を曲げ加工した時の圧下量 Δt と圧下荷重 P_c の関係を示したものである。図中には、凹ロールを使用した場合と摺動凹型を使用した場合を併せて示した。 Δt が小さい場合は、凹ロール方式も摺動凹型方式でも P_c に大差がないが、 Δt が0.1mmを越えると両者に差があらわれ、摺動凹型を用いた場合の方が P_c は大きくなる。ところで、図1.3.18によれば冷延鋼板を用い曲げ半径50mmの製品を得るためには、凹ロールを用いた場合には圧下量 $\Delta t \approx 0.14\text{mm}$ 必要であり、一方摺動凹型を用いた場合には $\Delta t \approx 0.1\text{mm}$ である。この時の圧下荷重 P_c は図1.3.21より凹ロールでは2400kgf、摺動凹型では2000kgfとなり圧下荷重に関しては摺動凹型を用いた方が有利となる。しかし、さらに小さい曲げ半径を得ようとする場合には摺動凹型の荷重増加割合が大きいため必ずしも有利とは言えなくなる。 P_c に与える材料の影響は、半円弧形材の場合と同様である。

3.6.4 曲げ加工した材のひずみ分布

半円弧形材、半だ円形材の曲げ加工後の板厚方向ひずみ分布および表面のひずみ分布を測定し、第1章で記述したひずみ分布の計算値と比較することによって初期のねらいどおりの曲げ加工ができているかどうかを検討した。

図1.3.22は、半円弧形材を曲げ加工した時の曲げ加工部の板厚方向ひずみ分布を円弧の断面に沿って示したものである。(a)はアルミニウム板、(b)は冷延鋼板、(c)はステンレス板の結果であり、図中の計算値は

$$\varepsilon_t \approx -\varepsilon_\theta = -\ln R/R_n \quad (1)$$

の関係において、ひずみ零の位置（中立点）が円弧の端（i、k点）にあると仮定（ $R_n = R - h$ ）して求めたものである。いずれの材料とも、曲げ内側（i、k）から外側（j）に向かって板厚ひずみ ε_t の絶対値は増加する分布を示しており、計算値ともほぼ一致している。一方曲げ加工部の長手方向（曲げ方向）の表面ひずみ ε_θ の分布の一例を図1.3.23に示す。測定位置は、円弧断面の中心からの角度で示した。図中の計算値は板厚方向ひずみの場合と同様、中立点を円弧の端（i、k点）にとり、式(1)で計算したものである。測定した ε_θ は、円弧の中央で最大となり、端に向かって減少する分布を示し、計算値ともほぼ一致している。なお本実験で用いた

アルミニウム板の引張り試験による伸びは約 3%であるのに対し、本加工法では図1.3.23で示されるように最大伸びが約35% ($\varepsilon_{\theta} \approx 0.3$) に達しても破断現象は認められない。すなわち本加工法は圧縮力で加工するために破断伸びを大幅に向上させるという特徴を持っていることがわかる。

図1.3.24は半だ円形型材を摺動凹型Bを用いて曲げ加工した時の板厚方向ひずみ ε_t と長手方向（曲げ方向）ひずみ ε_{θ} のひずみ分布を示したものである。図中の計算値は半円弧形型材の場合と同様、中立点が曲げ最内端（i、k）にあると仮定して求めた。(a)で示したアルミニウム板、(b)で示した冷延鋼板とも、板厚方向ひずみ ε_t と長手方向ひずみ ε_{θ} は非常によい対応を示しており、これらは計算値ともほぼ一致している。

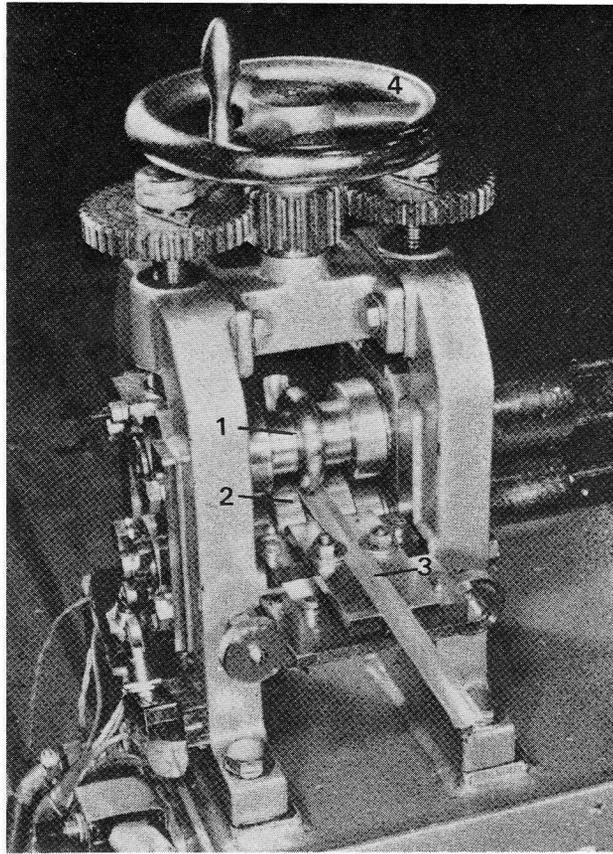
以上曲げ加工部のひずみ測定から、曲げ半径に対応したひずみ分布を板厚方向に与えるように型材を圧延すると、板厚減少分の材料はほとんど曲げ方向（長手方向）に供給され、曲げ半径に対応した表面ひずみが与えられ、その結果、式(1)で示した計算に対応した曲げ半径を得ることができることが示された。式(1)は、型材の断面長さが変化しないと仮定しているが、実験においても断面長さを測定した結果では、曲げ加工前後でほとんど差がなかった。また凸ロールの半径にほぼ対応するような曲げ半径が得られる場合には、板厚ひずみが零の位置（中立点）は、型材断面の曲げ最内縁にほぼ一致することがわかり、このことは実際の型設計の点から考えて好都合といえる。

3.7 結言

開口部を有する半円弧形、U形チャンネル、半だ円形型材を、凸ロールと凹ロールの間隙に強制的に通過させ、圧延によって板厚方向のひずみ分布を与えて曲げ加工する方法の効果を、圧延ロールの断面形状、压下量と曲げ半径の関係、曲げ加工後のひずみ分布から検討し、次の事柄を明らかにした。

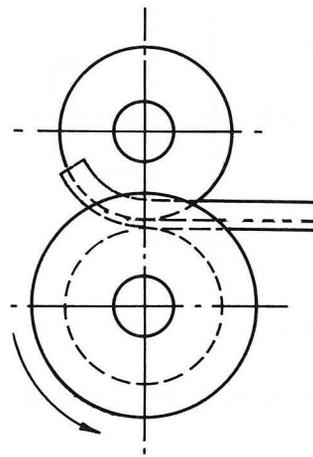
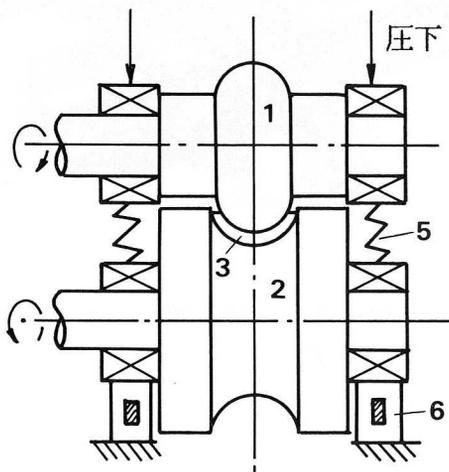
- (1) 半円弧形、半だ円形型材では、圧延によって板厚方向ひずみ分布を与えれば、曲げモーメントなしでも曲げ加工が可能であったが、U形チャンネル型材では良好な曲げが困難であった。
- (2) 半円弧形型材では、凹ロールの先端半径を凸ロールの先端半径と型材の板厚の和より小さくしたロールの組み合わせで圧延すると、压下量の増加とともに開口部を外側にした曲げから内側にした曲げに移行する。したがって圧延中に压下量を変化させると開口部を外側にした曲げと内側にした曲げが連続した製品を作ることができる。

- (3) フランジが曲げ面に平行で板厚ひずみ分布を強制的に与えることができないU形チャンネル形材では、形材の一端を凸ロールにクランプし、曲げモーメントを付与しながらウェブ部を圧延することにより、凸ロールに沿った良好な曲げ加工が可能であった。
- (4) 半だ円形形材では、凹ロールのかわりに直線状の摺動凹型を用いることにより、曲げ終了部に段付のない良好な曲げ加工が可能であった。
- (5) 圧下量を大きくすると、曲げ半径は小さくなり凸ロールの半径にほぼ対応した曲げ加工が可能である。
- (6) 凸ロールと凹ロール（または摺動凹型）の開き角の差が変われば、曲げ半径も変わるが、 1° 程度の差であれば、圧下量によって調整可能である。
- (7) 圧下量が大きいとき、同一圧下量での曲げ半径に与える材料の影響は小さい。
- (8) 同一圧下量を得るための圧下荷重は材料によって大きく異なるため装置の剛性等に注意を要す。
- (9) 曲げ加工後の板厚ひずみ分布は、曲げ半径に対応した分布をしており、この板厚ひずみはほとんど曲げ方向（長手方向）のひずみとして供給されるため、断面形状がほとんど変化しない所望の曲げ半径を持った製品が良好に加工できたと考えられる。
- (10) 凸ロールの半径にほぼ等しい製品では、板厚ひずみ零の位置（中立点）は形材の曲げ最内縁にあり、このことはロールの設計にさいして好都合である。
- (11) 本加工法は材料の破断伸びを大幅に向上させる特徴を持っている。



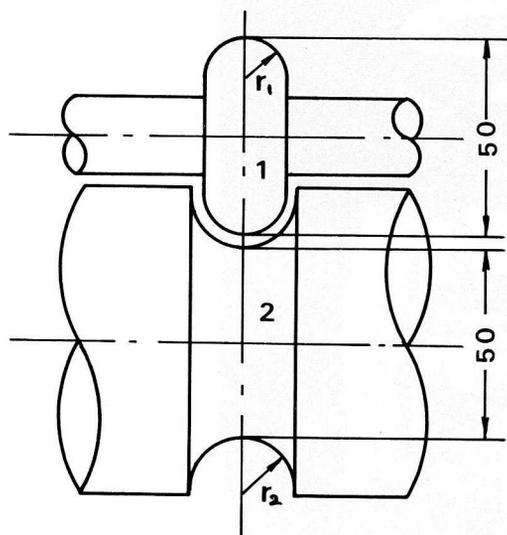
- 1. 凸ロール 2. 凹ロール
- 3. 形材 4. 压下量調整ハンドル

図 1.3.1 装置の外観

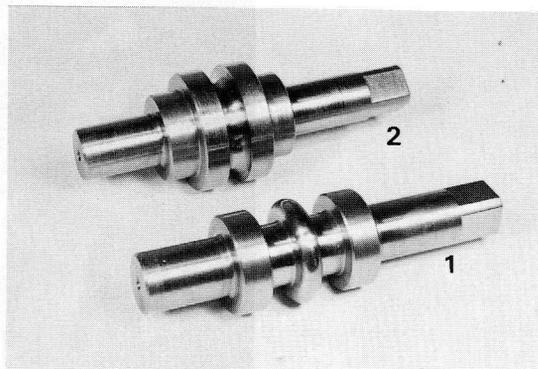


- 1. 凸ロール
- 2. 凹ロール
- 3. 形材
- 5. バネ
- 6. ロードセル

図 1.3.2 主要部の構造

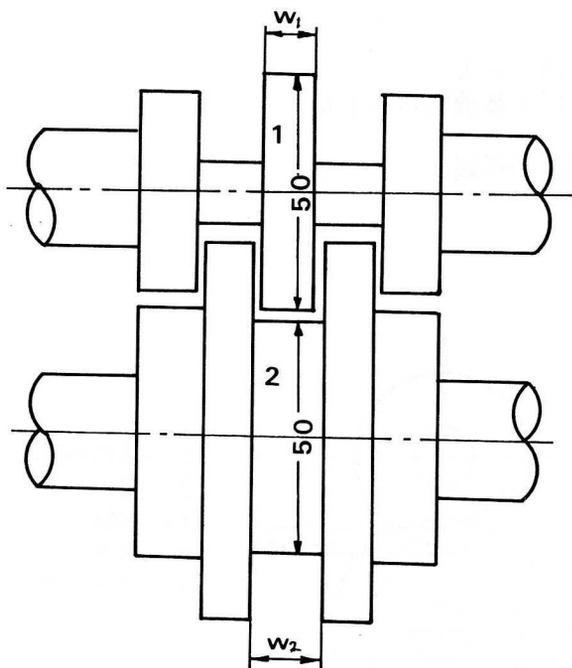


$r_1 = 5.5\text{mm}, r_2 = 6.0, 5.9\text{mm}$

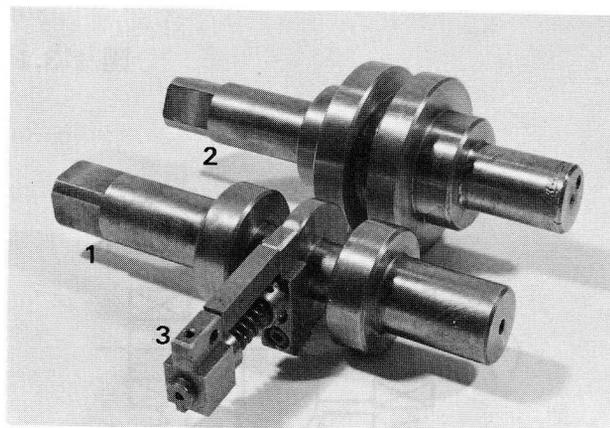


- 1. 凸ロール
- 2. 凹ロール

図 1.3.3 半円弧形材の曲げロール

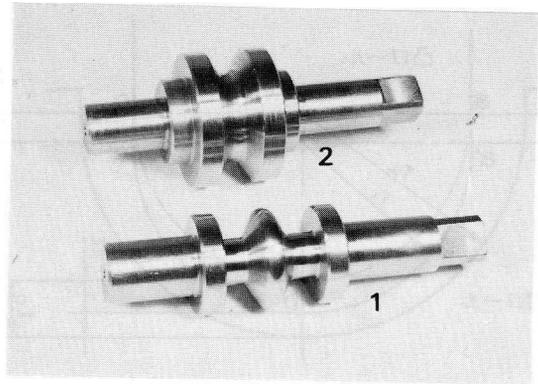
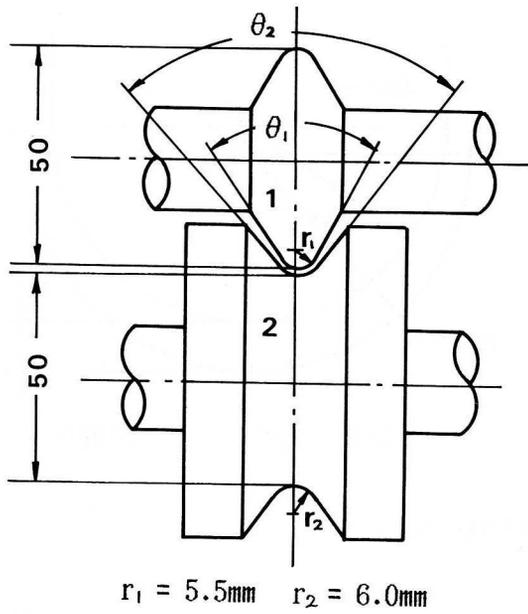


$w_1 = 7.9\text{mm}, w_2 = 10.3, 10.2, 10.1\text{mm}$



- 1. 凸ロール
- 2. 凹ロール
- 3. クランプ

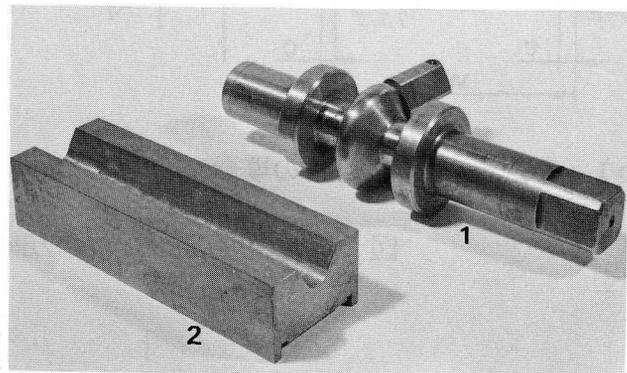
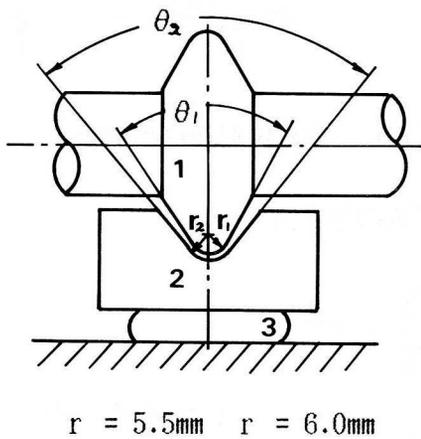
図 1.3.4 U形チャンネル材の曲げロール



1. 凸ロール 2. 凹ロール

| 凹ロール | θ_1 | θ_2 | $\theta_2 - \theta_1$ |
|------|------------|------------|-----------------------|
| A | 59° | 62° 32' | 3° 30' |
| B | 61° 20' | 61° 30' | 10' |
| C | 61° 48' | 62° 28' | 40' |

(a) 凸ロール, 凹ロールの組み合わせ

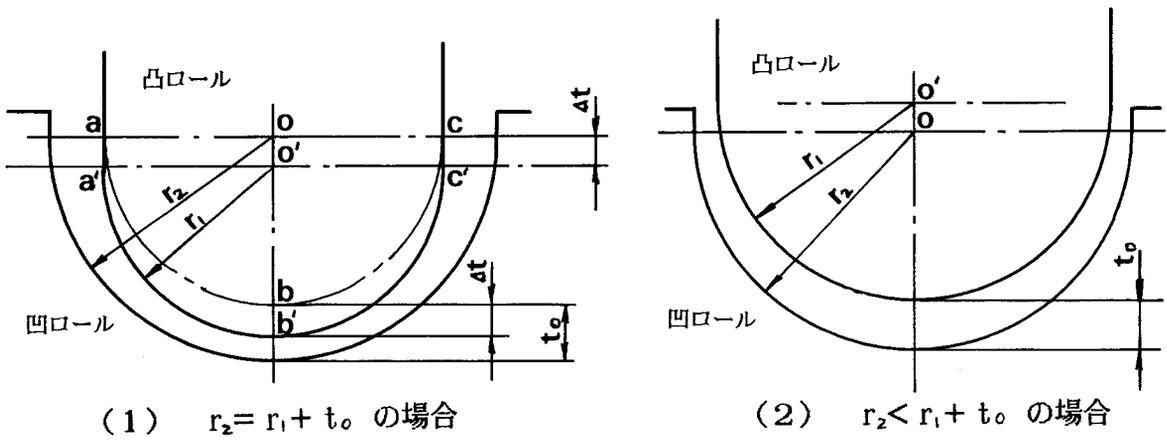


1. 凸ロール 2. 摺動凹型 3. ニードルローラ

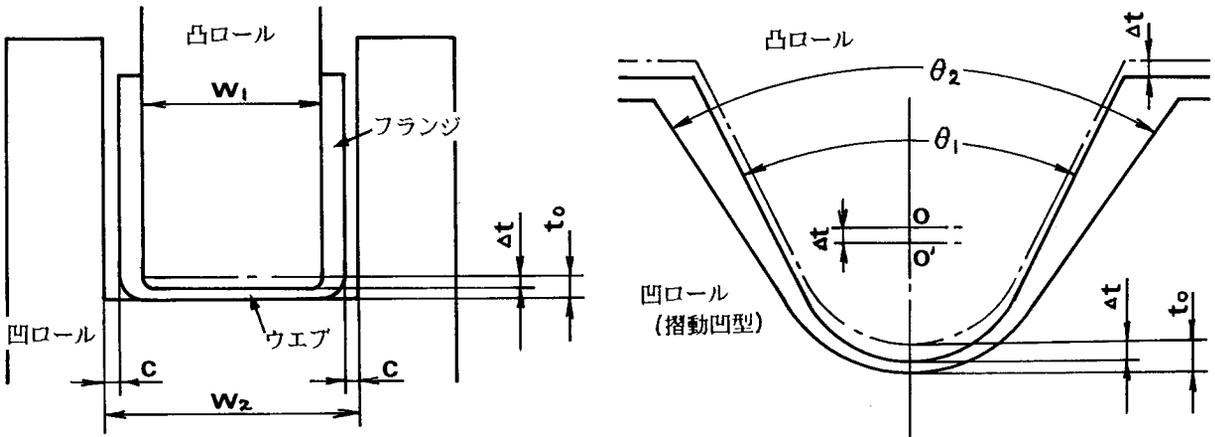
| 凹型 | θ_1 | θ_2 | $\theta_2 - \theta_1$ |
|----|------------|------------|-----------------------|
| A' | 61° 48' | 62° 11' | 23' |
| B' | 61° 48' | 62° 36' | 48' |
| C' | 61° 48' | 63° 18' | 1° 30' |

(b) 凸ロール, 摺動凹型の組み合わせ

図 1.3.5 半だ円形材の曲げロール (型)



(a) 半円弧形材の場合



(b) U形チャンネル材の場合

(c) 半だ円形材の場合

図 1.3.6 供試材の板厚方向ひずみの与え方

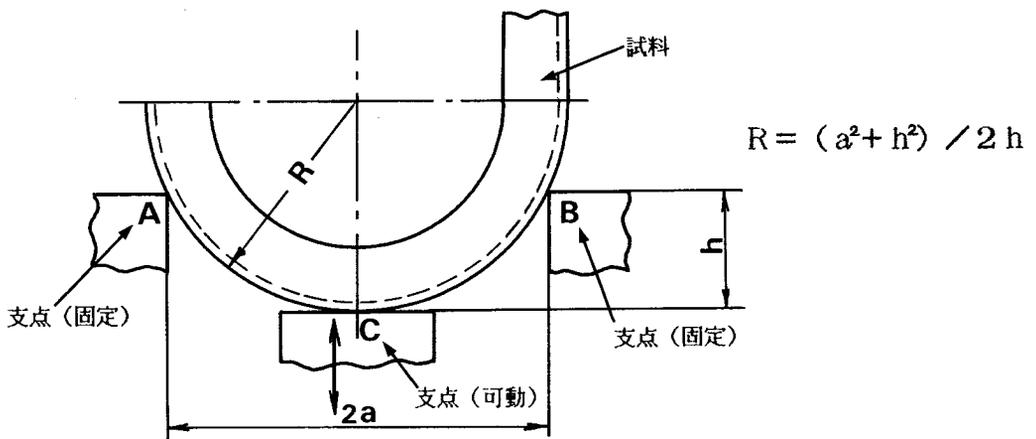
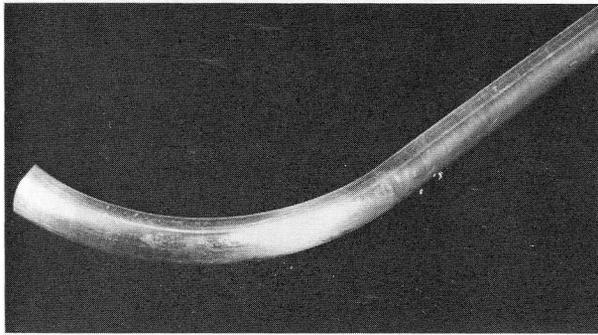
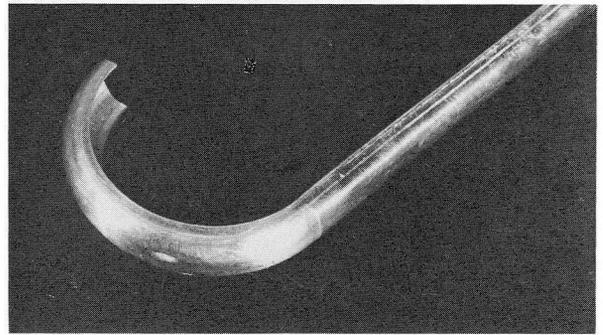


図 1.3.7 曲げ半径の測定法

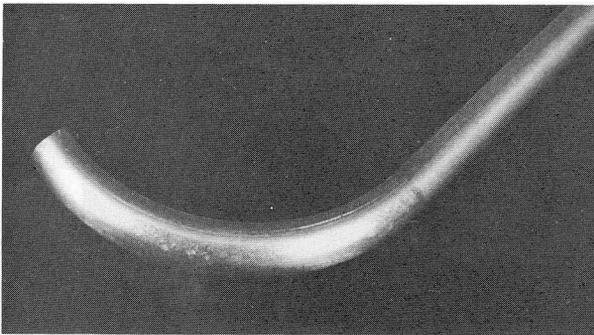


(1) 压下量 $\Delta t=0.06\text{mm}$

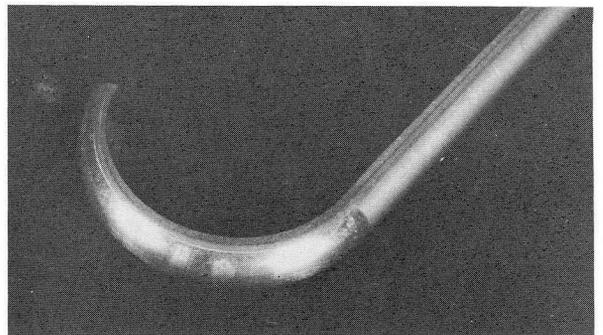


(2) 压下量 $\Delta t=0.14\text{mm}$

(a) アルミニウム板

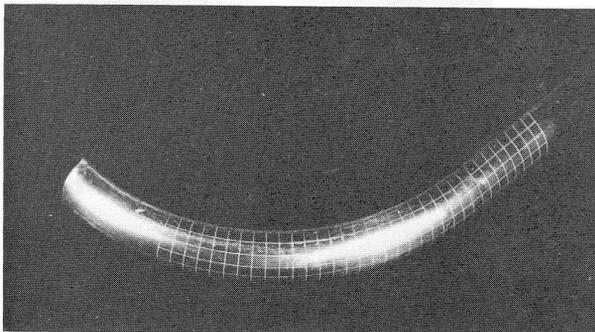


(1) 压下量 $\Delta t=0.075\text{mm}$

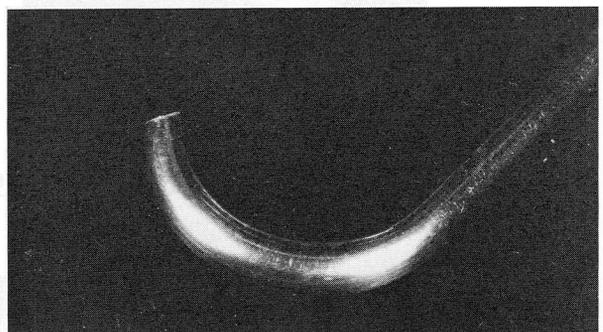


(2) 压下量 $\Delta t=0.11\text{mm}$

(b) 冷延鋼板



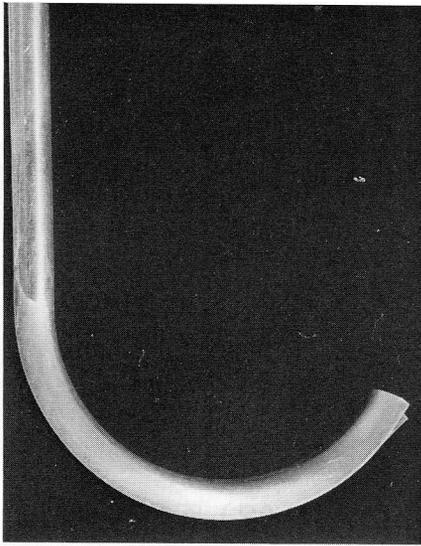
(1) 压下量 $\Delta t=0.06\text{mm}$



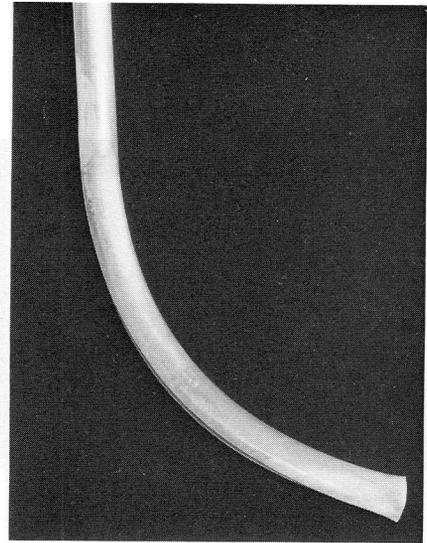
(2) 压下量 $\Delta t=0.095\text{mm}$

(c) ステンレス板

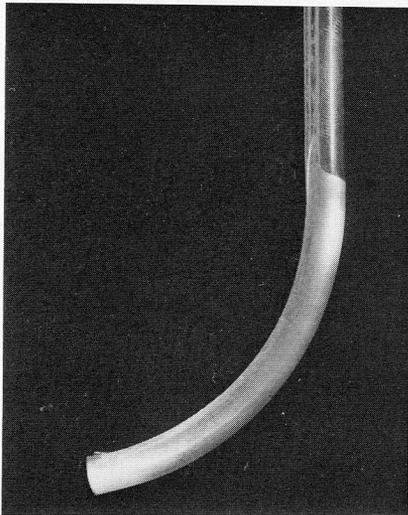
図 1.3.8 半円弧形材の曲げ結果 (凹ロール先端半径 $r_2 = 6.0\text{mm}$)



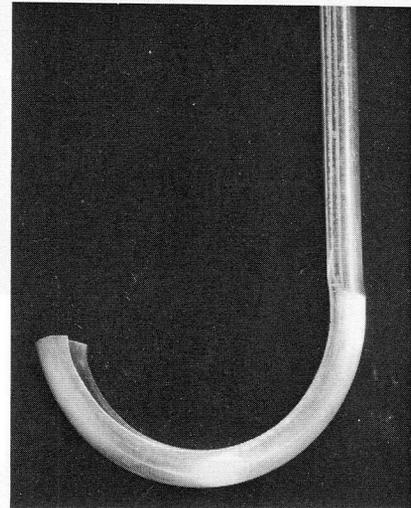
(a) 压下量 $\Delta t=0.0\text{mm}$



(b) 压下量 $\Delta t=0.03\text{mm}$



(c) 压下量 $\Delta t=0.17\text{mm}$



(d) 压下量 $\Delta t=0.24\text{mm}$

図 1.3.9 半円弧形材の曲げ結果 (凹口ロール先端半径 $r_2 = 5.9\text{mm}$, アルミニウム板)

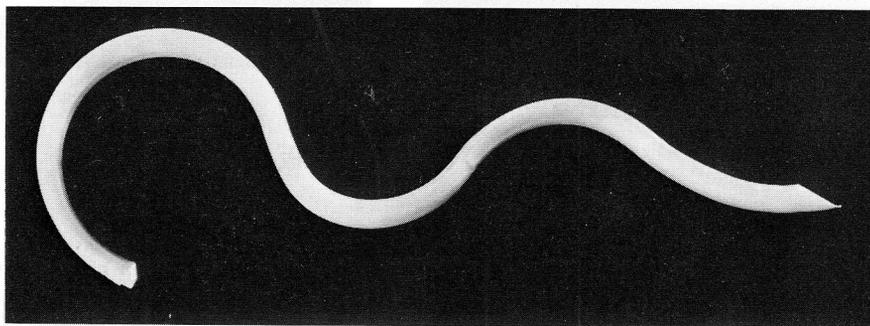
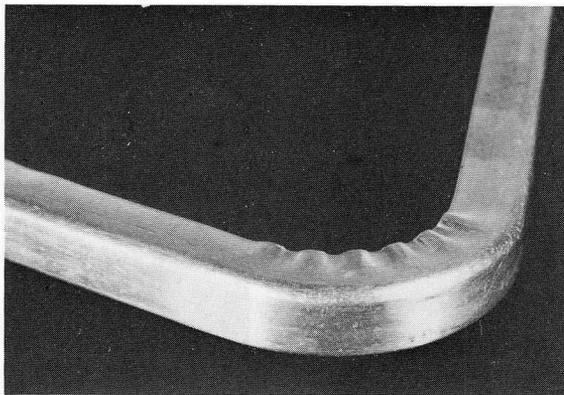


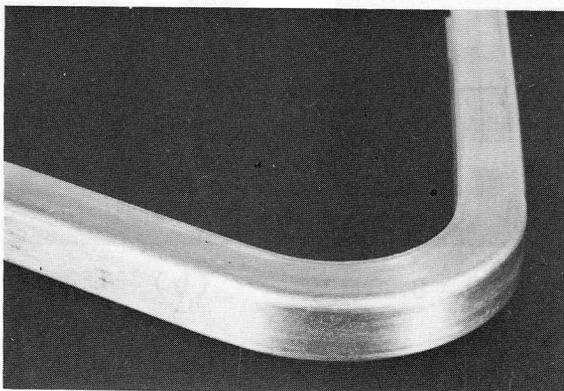
図 1.3.10 連続に曲げられたU形チャンネル型材 (半円弧形, アルミニウム板)



図 1.3.11 圧延のみで曲げられたU形チャンネル形材

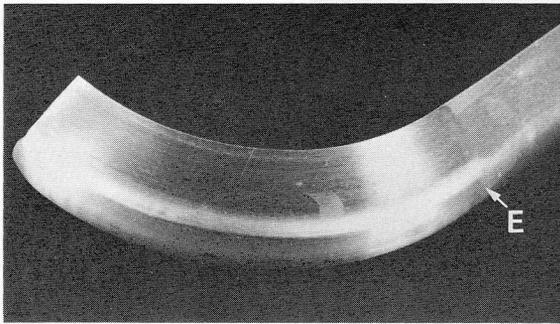


(a) 凹ロールと形材のクリアランス $c = 0.15\text{mm}$

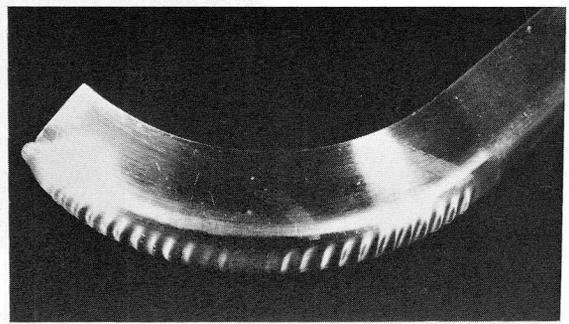


(b) $c = 0.05\text{mm}$

図 1.3.12 曲げモーメントを付与したU形チャンネル形材の曲げ結果 ($\Delta t = 0.19\text{mm}$)

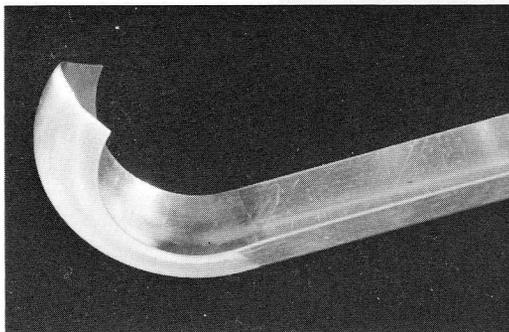


(a) $\Delta t = 0.18\text{mm}$

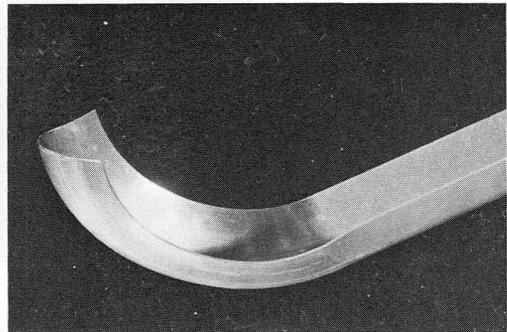


(b) $\Delta t = 0.21\text{mm}$

図 1.3.13 凹ロールを用いて曲げ加工した半だ円形材の外観
(アルミニウム板, 凹ロールB)



(a) アルミニウム板, $\Delta t = 0.20\text{mm}$



(b) 冷延鋼板, $\Delta t = 0.15\text{mm}$

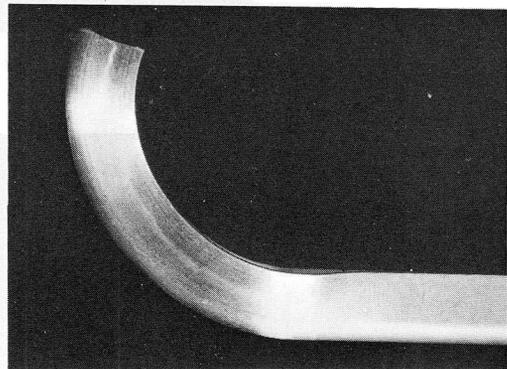
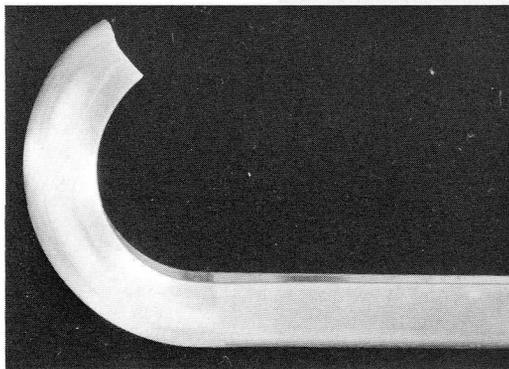


図 1.3.14 摺動凹型を用いて曲げ加工した半だ円形材の外観
(摺動凹型C)

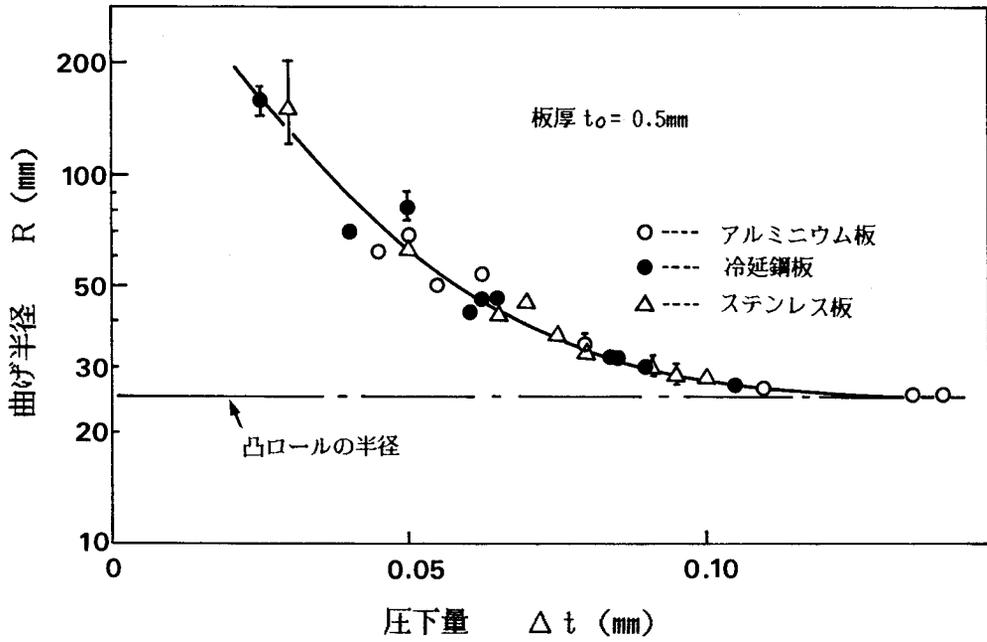


図 1.3.15 半円弧形材の圧下量と曲げ半径の関係
($r_1 = 5.5\text{mm}$, $r_2 = 6.0\text{mm}$ の場合)

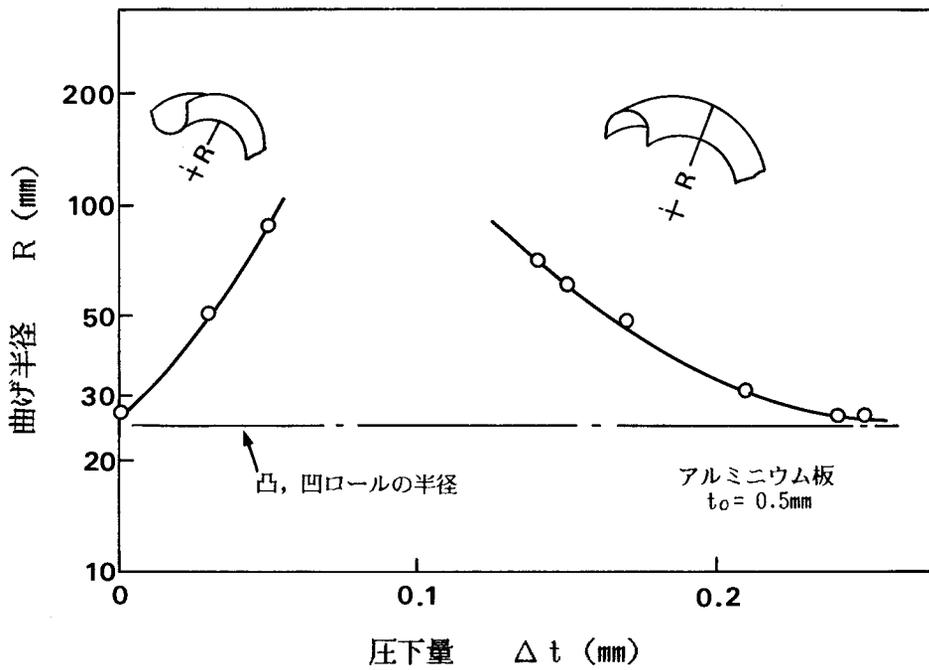


図 1.3.16 半円弧形材の圧下量と曲げ半径の関係
($r_1 = 5.5\text{mm}$, $r_2 = 5.9\text{mm}$ の場合)

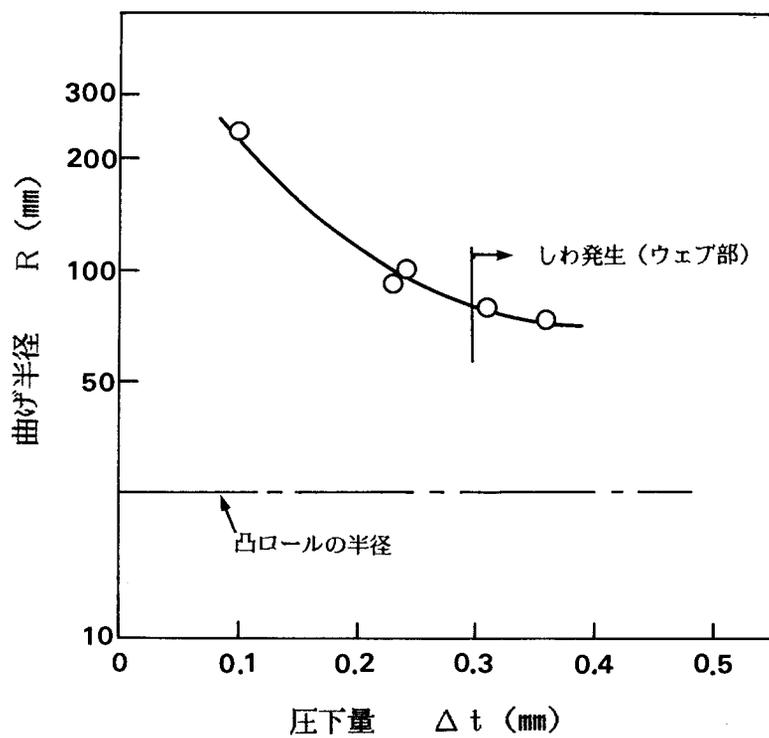
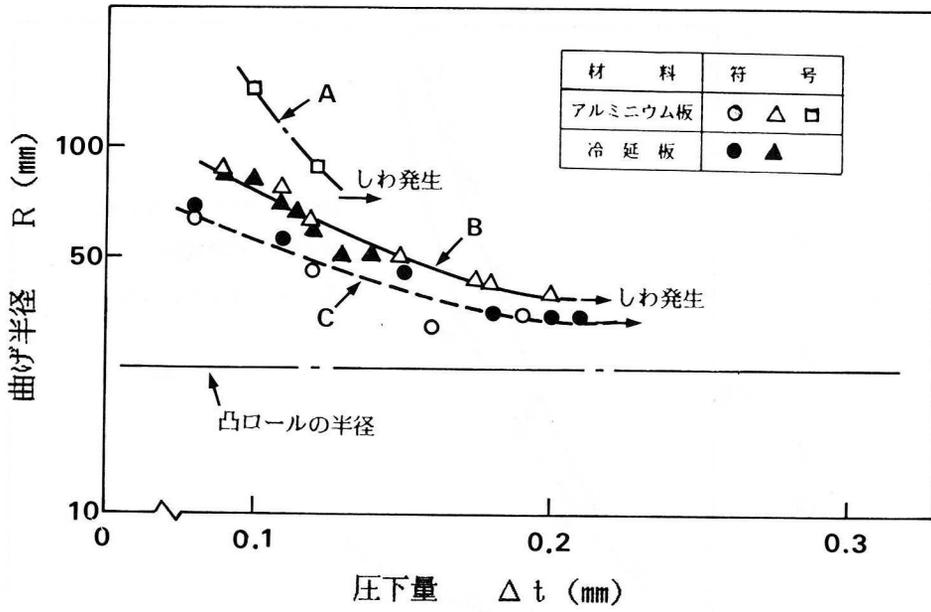
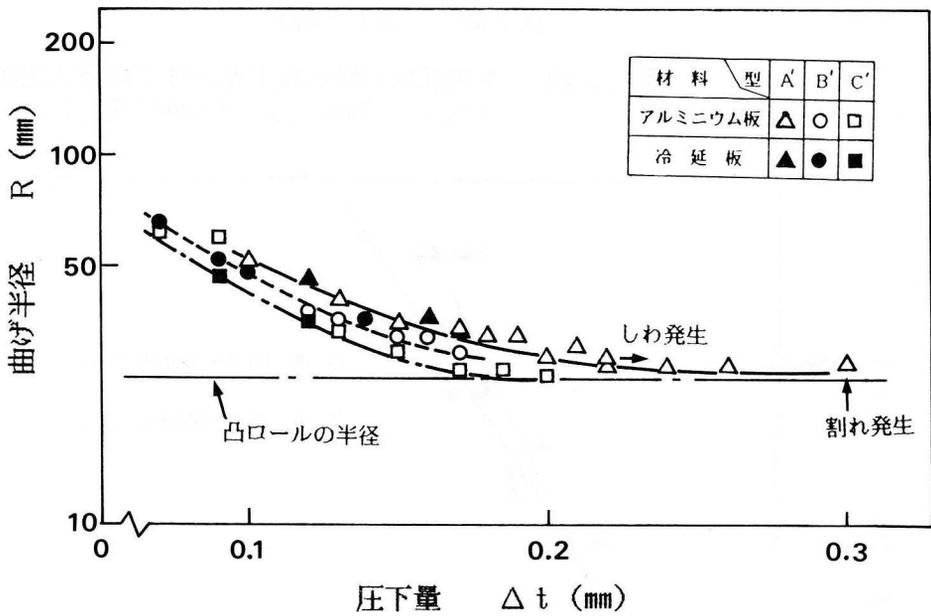


図 1.3.17 U形チャンネル材の圧下量と曲げ半径の関係 (ウェブの圧延のみ)



(a) 凹ロールを使用した場合



(b) 摺動凹型を使用した場合

図 1.3.18 半だ円形材の压下量と曲げ半径の関係



図 1.3.19 压下量大により破断が生じた例
(摺動凹型A', アルミニウム板)

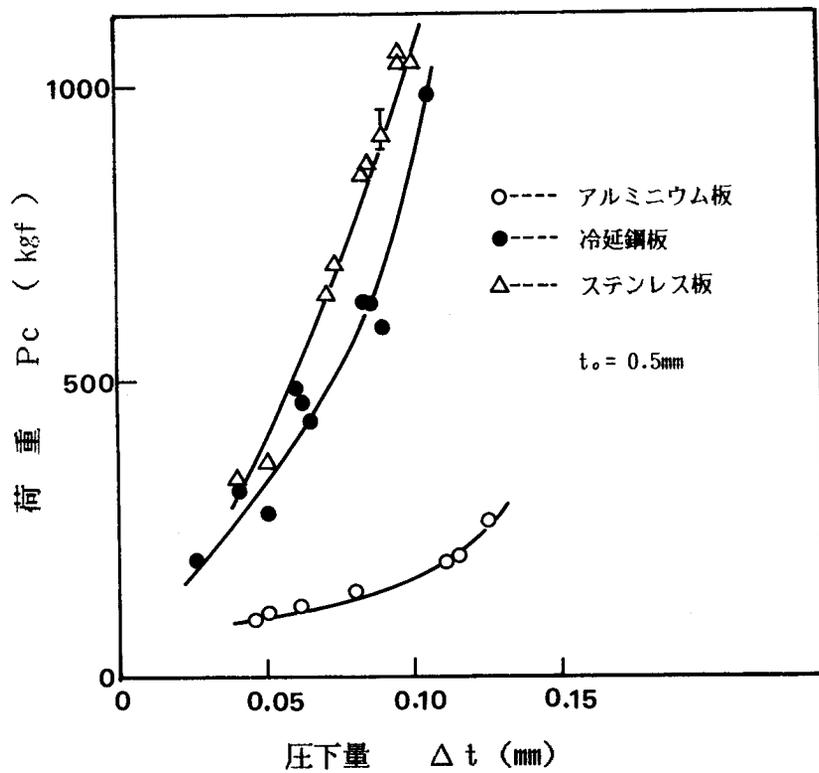


図 1.3.20 半円弧形材の压下量と压下荷重の関係
($r_1 = 5.5\text{mm}$, $r_2 = 6.0\text{mm}$ の場合)

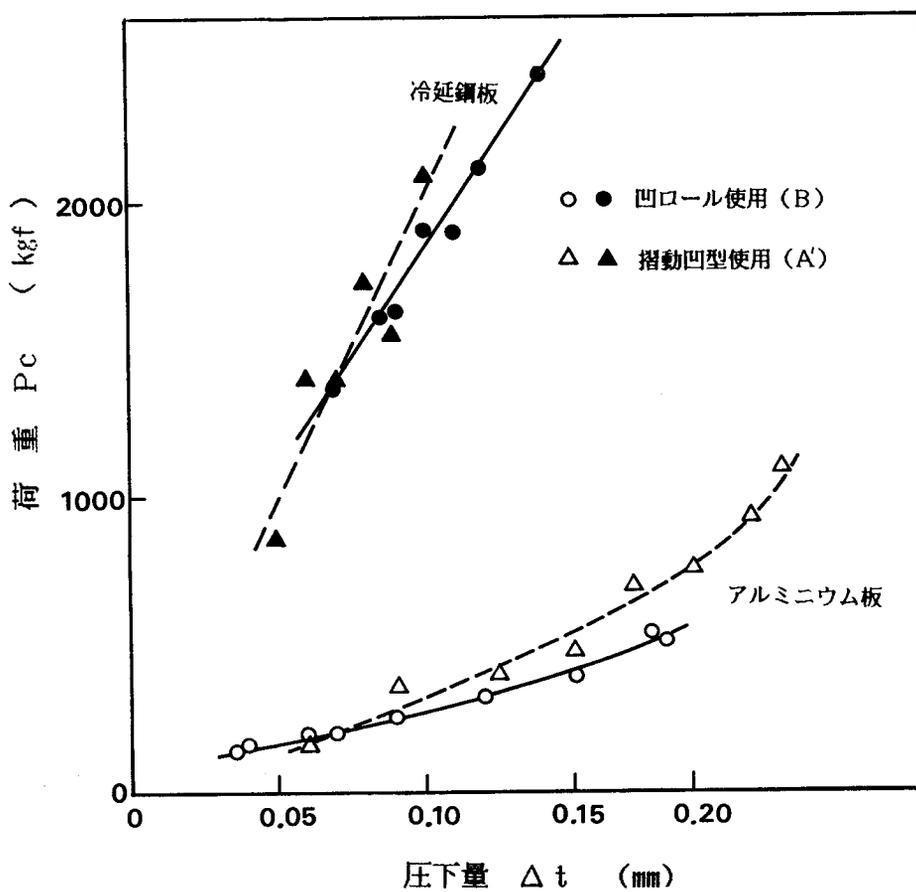


図 1.3.21 半だ円形材の压下量と压下荷重の関係

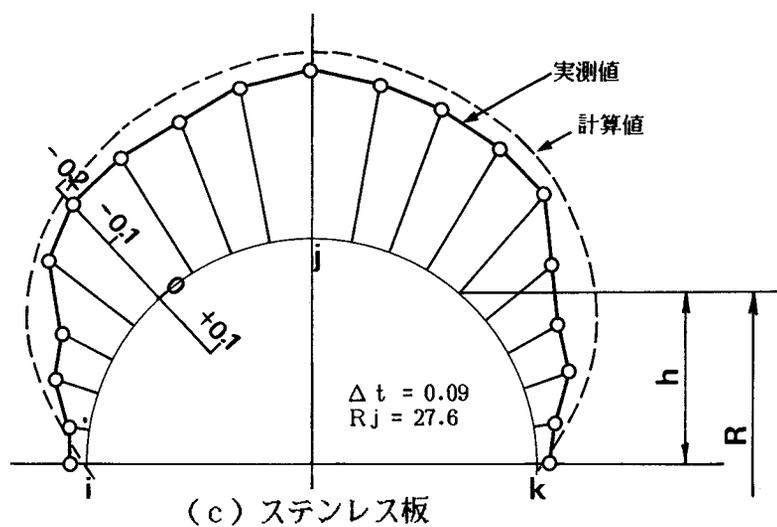
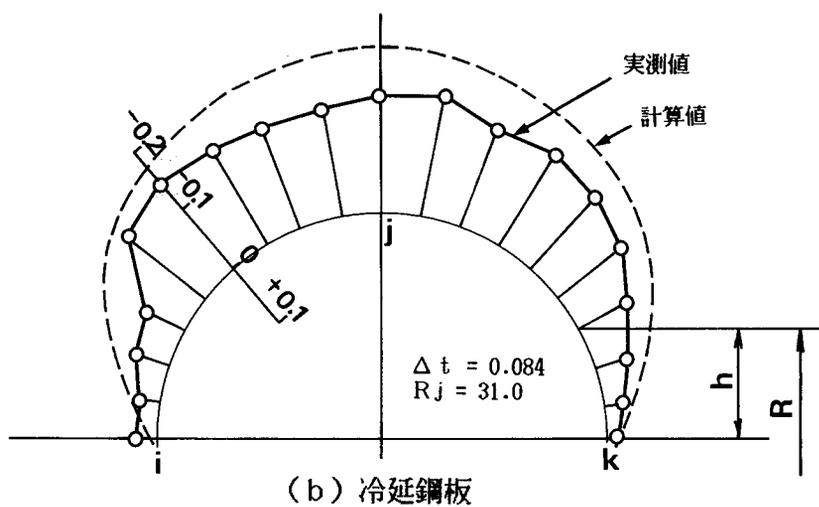
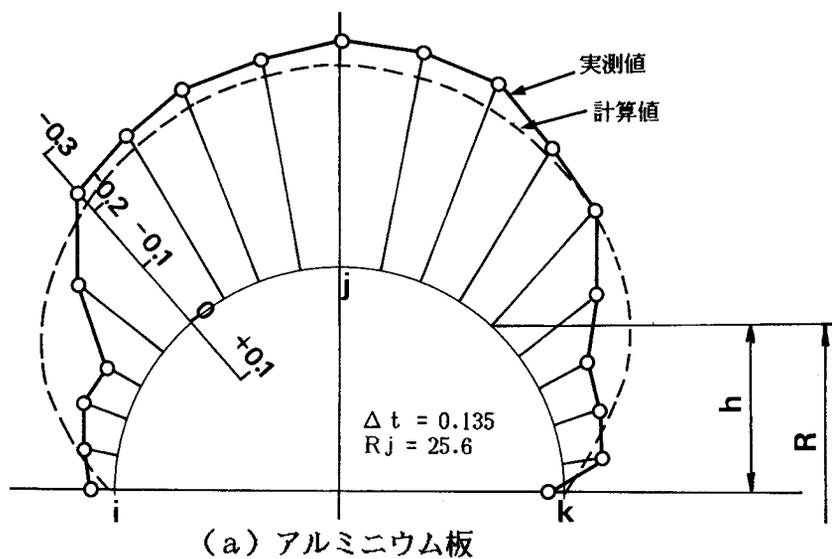


図 1.3.22 半円弧形材の板厚ひずみ分布
(凹ロールの先端半径 $r_2 = 6.0\text{mm}$)

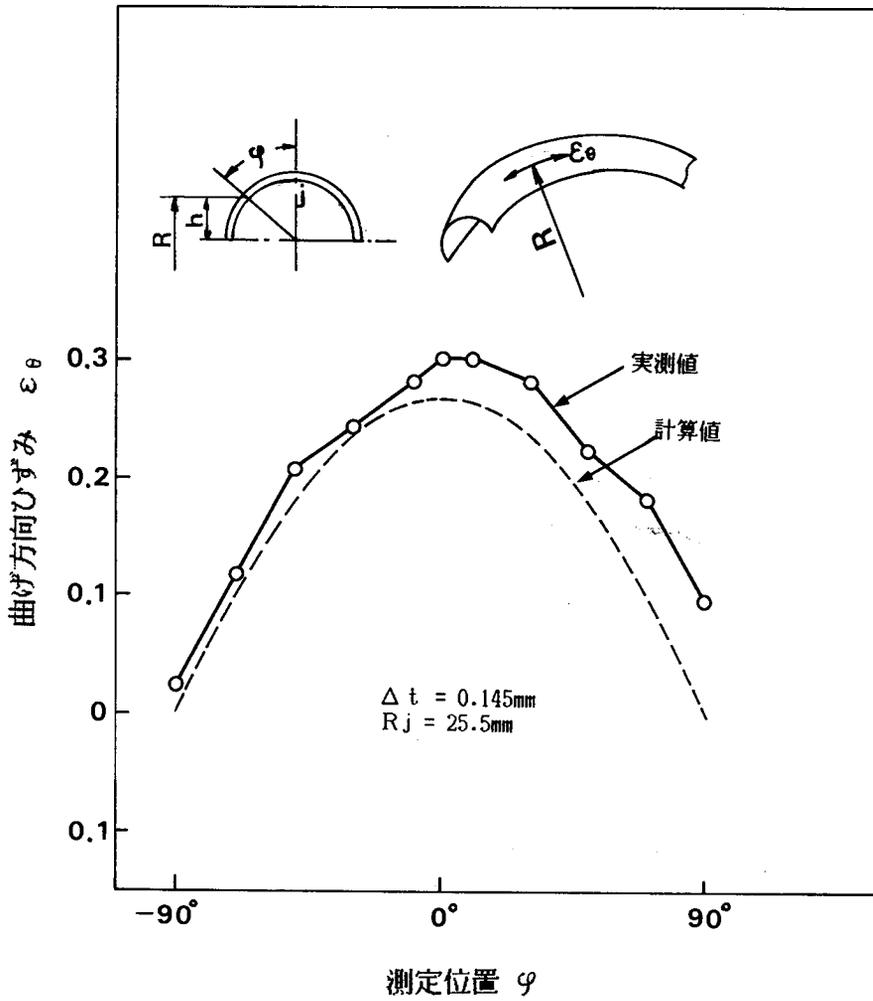
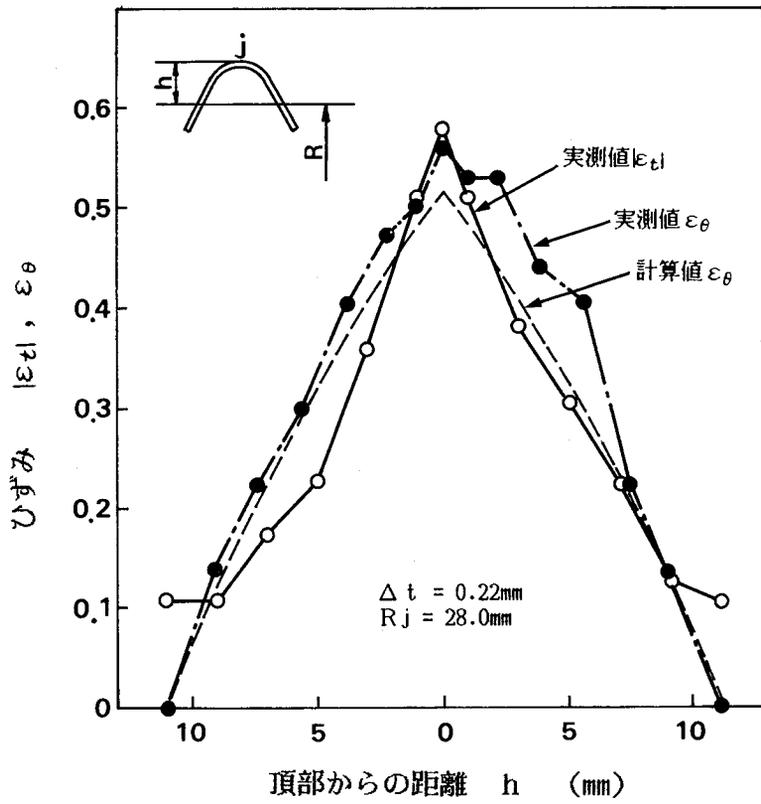
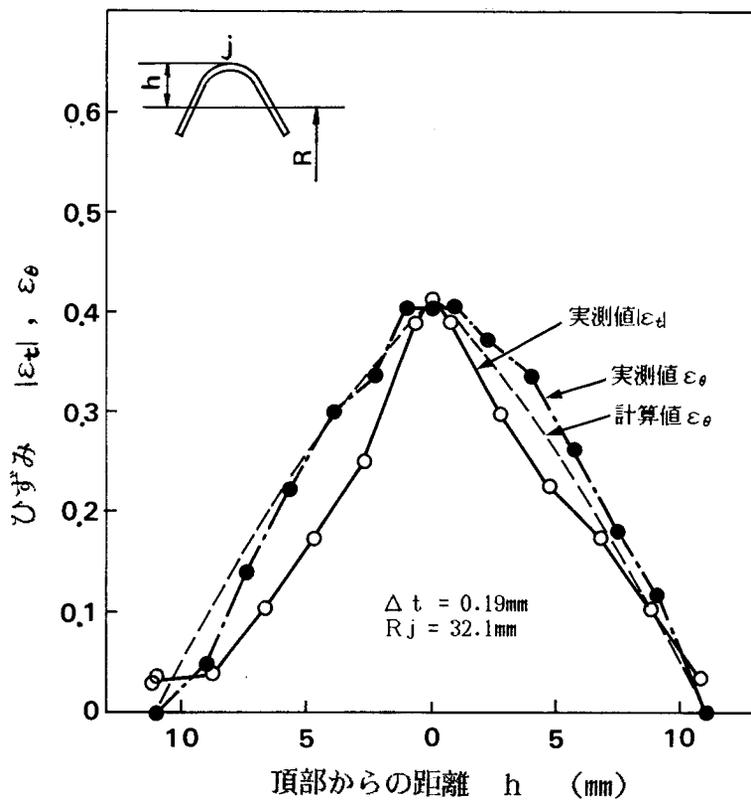


図 1.3.23 半円弧形材の長手方向ひずみ分布
 ($r_2 = 6.0\text{mm}$, アルミニウム板)



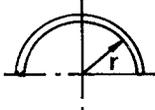
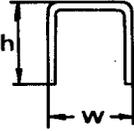
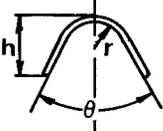
(a) アルミニウム板 ($\Delta t = 0.22\text{mm}$)



(b) 冷延鋼板 ($\Delta t = 0.19\text{mm}$)

図 1.3.24 半だ円形材のひずみ分布 (摺動凹型B)

表 1.3.1 各種形材の断面形状と材料

| | 半円弧形 | U形チャンネル | 半だ円形 |
|-------------------|--|---|--|
| 断面形状 と 主要寸法 |  $r = 5.5$ |  $h = 11$ $w = 10$ |  $h = 11$ $r = 5.5$ $\theta = 60^\circ$ |
| 板厚(mm) | 0.5 | 1.0 | 0.5 |
| 材料 | アルミニウム板 (A1100P-H12) 冷延鋼板 (SPCC) ステンレス板 (SUS304) | アルミニウム板 (A1100P-H12) | アルミニウム板 (A1100P-H12) 冷延鋼板 (SPCC) |

第 2 部

超音波振動・高速刃等を利用した せん断加工

第 1 章 超音波振動を付加したせん断加工

1. 1 緒言

材料の分離を目的としたせん断加工は、比較的単純で高能率な加工法であるため、材料の切断、打抜きに多く用いられている。せん断加工においては、切り口面が平滑で“だれ”が少ないことが重要であり、そのために多くの研究がなされている。特にアルミニウム、銅等の延性に富んだ材料では切り口面の“だれ”が非常に大きく、切削などの後工程を必要とすることが多い。

一方、高脆性材料であるフェノール樹脂積層板の穴打抜き加工時にポンチ刃に超音波振動を付加すると、クラックのない平滑な切り口面が得られる。これはポンチ刃とダイス刃との間に作用する断続的な瞬間衝撃力が、切り口面周辺にのみ作用する効果と、ポンチ刃と打抜き穴内面との間に生じる摩擦熱による熱効果によると理解されている²⁹⁾。

上記二つの効果は、延性の高い金属材料に対しても有効と思われ、特に断続的な瞬間衝撃力が切り口面周辺にのみ作用するのであれば、塑性変形は切り口面近傍にのみ集中し、“だれ”が小さくなることが予想される。

一方、金属の塑性加工に超音波振動を利用しようとする試みは引抜き加工、押出し加工、深絞り加工の分野などで多くみられ^{85)~88)}、これらの加工に対する超音波付加の効果は、応力の重畳効果、摩擦低減効果、ひずみ速度増大による発熱効果などによって起こると説明されている。

しかし変形、破壊、分離を伴う金属材料のせん断加工に超音波振動を付加して、このような効果を調べた報告はみあたらない。

そこで、延性のある金属板のせん断加工時に、ポンチ刃に超音波振動を付加した場合の効果を簡単な二次元分断形せん断加工モデルで検討した⁸⁹⁾。本章では、アルミニウム板のせん断中に超音波振動を付加した時に、せん断荷重、切り口面—特に面だれ—に与える効果と問題点を実験により明らかにする。

1. 2 実験装置

使用した実験装置の外観を図2.1.1 に、その構造を図2.1.2 に示す。装置本体の構造を説明するとダイス刃はダイブロックの上に取り付けられており、せん断試料はダイス刃上におかれる。また、せん断のさいのはねあがりを防ぐための押さえ板が設置されている。ポンチ刃はホーンの

先端にロウ付によって固定されている。ホーンはガイド板に取り付けられ、このガイド板は受圧板に直結されている。ポンチ刃、ダイス刃の形状を図2.1.3 に示す。ポンチ刃は10mmの幅を持った矩形状で、シヤール角は付けていない。ダイス刃には5mmのランド部を設け、下部は10°の逃げを付けてある。ポンチ刃、ダイス刃とも材質はSKD1で、熱処理によってかたさを $H_R C=60\sim 62$ とした。またポンチ刃とダイス刃の間のクリアランスは、ダイス刃を左右に動かすことによって所望の値に設定することができる。

超音波振動系は高周波発振器、電気的エネルギーを機械的エネルギーに変換する磁わい振動子、ポンチ刃に振動エネルギーを供給するホーンから構成されている。発振器の高周波出力は最大500W、また振動子はフェライト磁わい型で、ホーンに組み付けた時の共振周波数は19.6kHzである。ホーンは変位振幅のノードの部分に付けたフランジによりガイド板に取り付けて、振動エネルギーが系外にもれないようにし、さらにポンチ刃を取り付けた状態でポンチ刃の先端が振幅のループになるように設計した。高周波出力を300Wとした時、無負荷時におけるポンチ刃先端の全振幅は静電容量型変位計を用いて測定した結果では40 μ mであった。

せん断のための負荷源には、平均せん断速度が低い場合は10トン万能材料試験機を、高い場合は1000トン油圧プレスを使用した。またせん断荷重はダイブロックの下部に取り付けられたロードセル（半導体ひずみゲージ使用）によって、また変位はポテンシオメーターによって検出し、記録にはX-Yレコーダ（図1のB）または電磁オシロを用いた。

1.3 実験方法

1.3.1 せん断条件

図2.1.4 にせん断途中のポンチ刃、ダイス刃と試料の位置関係を示す。ダイス刃は刃の部分が相対するように2個設置され、その間にポンチ刃が通過して試料を3つに分離する分断形方式でせん断が行われる。ポンチ刃とダイス刃の間のクリアランス c （板厚に対する比率）は2、7.5、20%の3段階に変化させた。またせん断加工中の平均せん断速度 v は0.01、0.1、4.4、25mm/sの4段階とした。付加した超音波振動の方向はせん断方向であり、超音波入力（高周波出力） P_w は0（無振動）～350Wの間で50Wごとに变化させた（加工中 P_w は一定）。また図2.1.4に示すように試料と押さえ板の間には、せん断のさいに長手方向の拘束を与えないで単にはね返りを防ぐため0.05mmの間隙を設けた。

1. 3. 2 測定、観察項目

せん断開始から終了までのせん断荷重 T とポンチ刃ストローク S の関係($T-S$ 線図)を、 $v=0.01$ 、 0.1mm/s の場合は $X-Y$ レコーダに、また $v=4.4$ 、 25mm/s の場合は電磁オシロに記録させた。求めた $T-S$ 線図から最大せん断荷重 T_m を読み取り、 c 、 v 、 P_w によって T_m がどのように変化するかを調べた。

試料はせん断後図2.1.5に示すように、ポンチ刃によって打ち抜かれる部分①およびダイス刃上に残る部分②③に分断される。以後①をポンチ刃側切断片、②③をダイス刃側切断片と呼ぶことにする。各切断片の切り口面にはせん断面と破断面が、またポンチ刃側切断片の下面、ダイス刃側切断片の上面には面だれが生じる。このせん断面幅 h と面だれ量 l は万能投影機で50倍に拡大して測定した。せん断面幅は板幅方向で変動しているので、図2.1.5に示したように平均値を h とし、 l は側面から測定した。なおすべての実験を通じ、一条件における試料は3本である。

さらにせん断過程における試料の変形状況、クラックの発生、伝播状況を観察するため、板厚4mmの試料に、ポンチ刃を $S=0.7\sim 2.5\text{mm}$ まで食い込ませた状態でせん断を中止した試片を製作し、その縦断面マクロ組織を光学顕微鏡で観察した。

1. 3. 3 供試材料

実験に供した試料は市販の板厚4 および2mmのアルミニウム板(JIS A1100-H12:かたさ $H_v=40.5\sim 41.0$)を幅10mm、長さ80mmの矩形に機械加工したものであり、長手方向が圧延方向と一致するように採取した。なお切り口面近傍の結晶構造を細束X線によって調べるための試料として、市販の板厚2.9mmの冷延鋼板(SPCC)を幅5mm、長さ83mmに機械加工し、真空中にて 950°C 、1時間加熱後炉冷したもの(かたさ $H_v=68\sim 69$)も用いた。

1. 4 実験結果

1. 4. 1 せん断条件とせん断荷重の関係

図2.1.6に板厚 $t=4\text{mm}$ の材料をクリアランス $c=7.5\%$ 、超音波入力 $P_w=300\text{W}$ の条件で平均せん断速度 v を変えた場合のせん断荷重—ポンチ刃ストローク線図($T-S$ 線図)を示す。図には比較のため $v=0.01\text{mm/s}$ で無振動($P_w=0$)の場合も記入した(無振動では v による線図の変化はほとんどない)。 $v=0.01\text{mm/s}$ の場合 T はせん断開始直後に最大となり、以後減少して $S\approx 1.6\text{mm}$ で零になるのに対し、 $v\geq 0.1\text{mm/s}$ では T はせん断開始直後の急増の後、漸増し

で最大になり、その後漸減して無振動とほぼ同じストローク ($S=2.5 \sim 3.0\text{mm}$) で零になっている。Tが最大になるまでのSはvが大きいほど大きい傾向にあり、無振動の場合が一番大きくなる。各ストロークでのTはvが大きいほど大きく、無振動で最大になっているが $v=4.4\text{mm/s}$ と 25mm/s の差は小さい。なおcが変わっても線図の変化はほとんどないが、cが大きいほどせん断完了時のストロークは大きくなる傾向にあった。

図2.1.7 に超音波入力 P_w を変えた場合のT-S線図を示す ($t=4\text{mm}$ 、 $v=0.01\text{mm/s}$ 、 $c=7.5\%$)。 P_w が大きくなると各ストロークでの荷重Tおよびせん断完了時のストロークは小さくなり、Tが最大に達するSは小さくなる傾向があった。これらの傾向は $t=2\text{mm}$ でも同様であった。

図2.1.6、2.1.7で示したT-S線図から最大せん断荷重 T_m を求め、 T_m がクリアランスc、平均せん断速度v、超音波入力 P_w によってどのように変化するかを検討した。図2.1.8は T_m とcの関係を示したものである。いずれの平均せん断速度においても T_m はcの影響をほとんど受けず一定であり、超音波振動を付加することによって明らかに T_m が減少している。図2.1.9は最大せん断荷重 T_m と平均せん断速度vの関係を示したものである。超音波振動を付加しない場合 ($P_w=0$)は、vによる T_m の差はほとんど認められないが、超音波振動付加した時はvの増大とともに T_m も増加する。すなわち超音波振動付加による最大せん断荷重減少の効果は平均せん断速度が大きくなるほど小さくなる。

図2.1.10は最大せん断荷重 T_m におよぼす超音波入力 P_w の影響を示したものである ($v=0.01\text{mm/s}$ 、 $c=7.5\%$)。 P_w が小さい範囲では $t=4$ 、 2mm とも P_w が増すと T_m は小さくなるが、 $t=4\text{mm}$ の場合は $P_w \geq 200\text{W}$ 、 $t=2\text{mm}$ の場合は $P_w \geq 150\text{W}$ で T_m はほぼ一定となる。すなわち P_w を増しても T_m がそれ以上減少しない P_w が存在し、その値は試料板厚によって変わることがわかった。このことはvが大きくなっても同様であった。

1.4.2 切り口面の様相

図2.1.11は板厚 $t=4\text{mm}$ の試料を超音波入力 $P_w=300\text{W}$ 、平均せん断速度 $v=0.01\text{mm/s}$ でせん断した時の切り口面および側面の外観を無振動の場合と比較して示したものである。無振動ではせん断面と破断面の区別が明確であるが、超音波振動を付加すると黒色の摩耗粉があらわれ、せん断面と破断面の区別は不明瞭になり、面だれが減少していることも観察される。しかし $c=7.5$ 、 20% では試料長手方向(せん断方向と直角)に、切断片として好ましくないクラック(長手方向クラックと称す)が発生した。 $v=0.1\text{mm/s}$ では超音波振動付加による面だれ減少は $v=$

0.01mm/sの場合と大差なかったが、せん断面と破断面の区別は明確になり、摩耗粉の発生も減少した。さらに $v=4.4$ 、25mm/sになると超音波振動を付加しても切り口面の様相は無振動と大差なくなり、長手方向クラックも発生しなかった。一方 $v=0.01$ mm/sで P_w を変化させた場合、 P_w が小さいほど切り口面は無振動の場合に近づいた。また長手方向クラックは $t=4$ mmの場合 $P_w \leq 100$ Wで発生しなかったが、 $t=2$ mmの場合は $P_w=250$ Wでも発生しなかった。

図2.1.12に切り口面を走査型電子顕微鏡によって観察した結果の一例を示す。図の(1)は無振動でせん断した場合であるが(a)に示すようにせん断面はポンチ刃によってこすられたせん断方向の条痕が観察され、また破断面は(b)に示すように延性破壊特有のディンプルパターンがみられる。一方(2)は超音波振動を付加してせん断した時の切り口面で、(a)はせん断面であるが、超音波振動なしの場合にみられた条痕はほとんどみられず、方向性の少ない凹凸面となり、上記した摩耗粉も観察される。これは、ポンチ刃が繰り返し上下運動をして供試材をこすっているためと推定される。また破断面の様子を(b)に示したが、超音波振動なしの場合にみられたディンプルパターンは消失し、凹凸状の破断面になっている。(2)の(c)はせん断面と破断面の境界近傍のせん断面側を示したものであるが、せん断方向に直角な板幅方向のクラックが観察された。これらのクラックの一部は、長手方向にも進行し、上記したような長手方向クラックに進展したと考えられる。

1. 4. 3 面だれ量に与える超音波振動付加の効果

図2.1.13に板厚 $t=4$ mm、超音波入力 $P_w=300$ Wの場合の面だれ量 l とクリアランス c との関係を $P_w=0$ の場合と比較して示す。(1)は平均せん断速度 $v=0.01$ mm/s、(2)は $v=25$ mm/sの場合であるが、両者とも c が大きくなると l は直線的に増加している。 $v=0.01$ mm/sの場合は超音波振動付加によって l が著しく小さくなり、特に c が大きいと無振動との差が極端になるが、 $v=25$ mm/sでは超音波振動付加による l の減少は小さい。ポンチ刃側切断片とダイス刃側切断片の比較では、いずれの v においてもばらつきが大きく、顕著な差はみられなかった。

図2.1.14は $c=7.5\%$ の場合について面だれ量 l と平均せん断速度 v の関係を示したものである。 $v \leq 0.1$ mm/sでは v による l の差はなく、超音波振動付加によって l は極端に小さくなっているが、 $v \geq 4.4$ mm/sでは l の減少量は小さい。すなわち面だれ量の減少におよぼす超音波振動付加効果は、せん断速度が小さい時、特にあらわれる。

図2.1.15は面だれ量 l と超音波入力 P_w の関係を示したものである($t=4$ mm、 $v=0.01$ mm/s、 $c=7.5\%$)。 P_w の増加とともに l は減少するが、 $P_w \geq 150$ Wでほぼ一定となる。 $t=2$ mm

でもこの傾向は同じであり、 $P_w \geq 100W$ で ℓ は一定となる。また $t=4mm$ の場合、 $P_w \geq 150W$ の ℓ は無振動の約1/8に減少し $t=2mm$ の場合、 $P_w \geq 100W$ の ℓ は約2/5に減少する。すなわち試料板厚の大きい方が面だれ減少におよぼす超音波振動付加効果が大であることがわかった。

1. 4. 4 せん断面幅に与える超音波振動付加の効果

板厚 $t=4mm$ 、クリアランス $c=7.5\%$ の場合のせん断面幅 h と平均せん断速度 v の関係を図2.1.16に示す。超音波振動を付加しない場合はポンチ刃側、ダイス刃側切断片とも v による差が認められず、ポンチ刃側切断片の h がダイス刃側切断片の h より大きい。超音波振動を付加すると $v \leq 0.1mm/s$ ではポンチ刃側、ダイス刃側切断片に差はなく、 v が大の方が h は大きい。 $v \geq 4.4mm/s$ ではポンチ刃側切断片は $v=0.1mm/s$ の場合とほぼ同程度であるのに対し、ダイス刃側切断片の h は減少する傾向を持っている。ポンチ刃側、ダイス刃側切断片とも、超音波振動付加によって h は大きくなる傾向があるが、 $v=0.01mm/s$ の場合のポンチ刃側切断片のみ h は小さくなっている。クリアランス c による h の変化は、 $c=7.5\%$ で小さくなる傾向がみられた。

1. 4. 5 せん断途中の変形状況

せん断途中の試料をマクロ腐食し、クラックの発生状況およびせん断変形域を観察した。図2.1.17は $c=20\%$ 、 $v=0.01mm/s$ の条件で途中までせん断した時の縦断面マクロ組織写真である。(1)は無振動でポンチ刃を $S=2.0mm$ 試料に食い込ませた時(この時せん断荷重は最大となる)の板幅側面の組織であるが、せん断方向のクラックはまだ発生していない。また材料の変形が広い範囲におよんでいることがわかる。一方(2)(a)は $P_w=300W$ の超音波振動を付加し、 $S=1.0mm$ とした時の板幅側面のマクロ組織である。この時点でせん断方向のクラックAが観察され、さらに板厚中央近傍には長手方向クラックBも観察された。しかし材料の変形している範囲(変形域と称す)は無振動に比べて著しく狭くなっていることがわかる。図2.1.17の(2)(b)は(2)(a)の試料の板幅中央のマクロ組織であるが、クラックは板厚方向に貫通しておりせん断方向のクラックDの途中から長手方向クラックEが枝分かれし、またポンチ刃先とダイス刃先を結ぶ線から離れたせん断方向クラックFも観察された。

図2.1.18は $c=7.5\%$ 、 $v=0.01mm/s$ の時のせん断途中の縦断面マクロ組織である。(1)は無振動の $S=2.0mm$ の場合であるが、 $c=20\%$ の場合に比べて変形域が狭くなっていることがわかる。せん断方向のクラックはまだ発生していない。(2)は $P_w=300W$ の超音波振動を付加し、 $S=1.5mm$ とした場合である。(a)は板幅側面のものであるが、せん断方向のクラックGのほかに、

せん断完了部にHで示したような長手方向クラックが観察される場合もあった。(b)は板幅中央の組織であるが長手方向クラックは観察されず、せん断方向のクラックIのみである。超音波振動を付加すると変形域が狭くなり、クラック発生時期が早くなるのは $c = 20\%$ の場合と同様である。

図2.1.19は $c = 2\%$ 、 $v = 0.01\text{mm/s}$ 、 $S = 2.0\text{mm}$ の時の縦断面マクロ組織である。無振動の場合にはクラックはあらわれていないが、超音波振動付加の場合にはせん断方向のクラックJがあらわれている。しかし長手方向クラックはあらわれなかった。

以上 $v = 0.01\text{mm/s}$ の場合の変形域、クラック発生状況をまとめると、超音波振動付加によってせん断部近傍の変形域は狭くなり、特にクリアランス c の大きい時顕著である。しかし c が大きい場合は長手方向クラックが多数あらわれ、 c が小さくなると発生しなかった。またせん断方向のクラックの発生時期は超音波振動付加によって早くなり、 c が大きいほど早く発生する傾向があった。

平均せん断速度 v が変わった場合の長手方向クラックは、 $v = 0.1\text{mm/s}$ では超音波付加によって $v = 0.01\text{mm/s}$ の場合と同様に、 $c = 20\%$ であらわれたが、 $v \geq 4.4\text{mm/s}$ では図2.1.20に示すように発生せず、その時 $S = 2.5\text{mm}$ でせん断方向のクラックも発生しなかった。また変形域は無振動の場合に比べて狭くなるが、 $v \leq 0.1\text{mm/s}$ の場合ほど極端ではなかった。すなわち平均せん断速度が大きくなると、長手方向クラックは発生しないが、せん断変形域減少の効果は小さく、せん断方向クラックの発生時期も遅くなって無振動の場合に近づくことがわかった。

1.5 考察

1.5.1 超音波振動を付加した時のせん断機構

金属材料の塑性加工に超音波振動を付加した時の効果については、いくつかの解釈がなされている。ここではこれらも考慮に入れてせん断加工時に超音波振動を付加した場合に認められた前述の効果の機構について考察する。

金属材料の変形にさいして、超音波振動を付加すると変形応力は減少することが、F. Blaha と B. Langenecker⁹⁰⁾によって発見され、応力重畳効果—Blaha 効果と名づけられている。本実験でも図2.1.6、2.1.7に示したように明らかなせん断荷重の低下がみられ、これはBlaha 効果による変形応力の減少ともみられる。しかし単に応力重畳によって変形応力が減少するだけでは本実験結果にみられたような、超音波振動付加時のせん断変形領域の幅、面だれ量、せん断完了時ス

トロークの明らかな減少は説明し難い。すなわち、Blaha 効果以外の機構が存在するものと考え
るべきである。

超音波振動を付加すると摩擦力が低減するという効果が線引き加工で認められている⁸⁶⁾。しか
し本実験のようなせん断加工形態では、摩擦力が変形に前述のような重大な影響を与えるとは考
えられない。

超音波振動を付加された塑性加工用工具は、非常に速い速度で運動し、そのため、被加工材は
大きなひずみ速度を受け、工具の近傍で発熱を起こすという現象も報告されている⁸⁶⁾。本実験に
おいてポンチ刃の振動速度を計算すると、超音波入力 300Wでは最大速度で約2.5m/sである。一
方第2章で述べるように、アルミニウム板 (A1100-H12) を約2m/sの高速でせん断しても、前述
のような変形領域幅や面だれ量の減少はほとんど認められていない。せん断の全工程にわたって
速度が大きい高速せん断の時よりも、超音波付加せん断では、工具速度は間欠的であるために平
均せん断速度は著しく低く、熱拡散も考慮すると、材料の温度上昇は少ないことが容易に推察さ
れる。すなわち超音波振動を付加した場合にせん断変形にみられた効果がひずみ速度効果や発熱
効果にのみよるとは考えにくい。

せん断加工に超音波振動を付加した場合、被加工材は繰り返し応力を受けながらせん断が進行
する。今、周波数 $f = 19.6 \text{ kHz}$ 、超音波入力 $P_w = 300 \text{ W}$ 、平均せん断速度 $v = 0.01 \text{ mm/s}$ とす
ると、せん断が完了するまでのポンチ刃ストロークは図2.1.7 で示されているように約1.6mmで
ある。この場合、せん断開始から終了までのポンチ刃の振動回数は 300万回にも達している。す
なわち被加工材は 300万回の繰り返し応力を受けることになる。しかもポンチ刃 1Hz でのポン
チ刃食込み深さは $0.0005 \mu\text{m}$ と非常に小さい。このように、超音波域の振動数でポンチ刃を振動
させてせん断加工した時には非常に小きぎみに、しかも加工力作用時間が非常に短い状態でせん
断変形が行われるため、断続する瞬間的な衝撃力が被加工材に与えられていると考えられる。こ
れと類似の例として、鋼材丸棒に繰り返し曲げ応力を与えて塑性疲労を生じさせ丸棒の切断を行
った報告がある⁹¹⁾。この場合には、曲げ応力あるいは曲げストロークを適当に選べば数千回で塑
性疲労を起こしてクラックを生じたと記述されている。これから判断して、せん断加工時に超音
波振動を付加すると被加工材には塑性疲労によるクラックが発生し、それがポンチ刃とダイス刃
を結ぶ線上を進行して、最終的には破壊、分離が起こると推定される。

1.5.2 せん断クラック近傍の塑性疲労の存在

上に述べたように、本加工法では疲労が本質的に重要な役割を果たしていると考えられるので

クラックの先端に疲労現象がみられるかどうかを検討した。

一般に積層欠陥エネルギーの高いアルミニウムあるいは鉄では、疲労過程においてきれいな副結晶粒からなる微細化結晶構造が形成されること、またその形成はクラックのまわりで特に顕著であり、回折像は小さなはん点より構成されることが、細束X線回折によって知られている⁹²⁾。

その一例を図2.1.21に示す。この図はS441焼なまし切欠き試験片の引圧疲労過程で発生したき裂先端にX線を照射して得た回折像である。回折弧はきれいに分離した微小なはん点よりなっている。

そこでこの点に注目し、細束X線回折技術を用いて、せん断方向クラックの先端近傍に副結晶が認められるか否かを調査し、荷重の繰り返しがクラック発生の一原因であるかどうかの判定を試みた。

細束X線回折を行う場合、本実験に用いたアルミニウム板では圧延材のため集合組織を形成しており、焼鈍する必要があるが、再結晶温度以上に昇温すると結晶粒が粗大化しやすく、細束X線での回折が困難になる。そこで試料として冷間圧延鋼板（軟鋼板）を使用した。せん断条件はクリアランス $c = 12\%$ 、平均せん断速度 $v = 0.01\text{mm/s}$ であり、ボンチ刃ストローク $S = 0.83\text{mm}$ のせん断途中のものを試料とした。上記条件で $P_w = 300\text{W}$ の超音波振動を付加した時には図2.1.22に示すように、せん断方向のクラック以外に長手方向のクラックも発生した。この試料のせん断方向クラックのうち図2.1.22に示したクラック先端部のIの位置に細束X線を照射し、回折像を求めた。また無振動のものについては切り口面より約 0.25mm 内部の位置にX線を照射した。使用した特性X線は $\text{Cr K}\alpha$ であり試料の $\{211\}$ について回折した。なお照射域径は約 $175\mu\text{m}$ である。

せん断前の試料から得た細束X線回折像の一例を図2.1.23(1)に示す。回折環上に1~2個の小さい回折はん点が認められ、ほぼ無ひずみ状態であることがわかる。図2.1.23(2)は無振動でせん断したものの回折像であるが、像は円周方向に弧状に広がっており、大きな塑性変形を受けていることがわかる。しかし回折弧中には微小なはん点はみられない。

一方、超音波振動を付加した試料のせん断方向のクラック先端における回折像を図2.1.23(3)に示すが、回折像は無振動の場合にみられるように円周方向に弧状に広がっている。しかしその中に図2.1.21に示した微小なはん点が多数認められる。このことはせん断部近傍は塑性変形を受けているけれども、超音波振動を付加したことによる荷重繰り返しのために疲労現象が起きていることを裏づけている。

以上は軟鋼板の焼なまし材の結果であるが、アルミニウム板の場合でも疲労過程では軟鋼板と

同様の現象がある⁹²⁾ことを考えると、本実験のアルミニウム板の超音波付加せん断におけるせん断方向クラックは、疲労過程で発生したクラックと推論される。すなわち、せん断にさいして超音波振動を付加すると、瞬間的衝撃力の繰返しによってせん断方向に塑性疲労が発生し、それによるクラックが伝播して破断に至ると考えられる。このように考えるとせん断荷重、塑性変形域、面だれ量が減少し、また、図2.1.12(2)(b)に示したように破断面（疲労破壊の様相を呈している）の様相も無振動の場合と異なったことが無理なく説明できる。平均せん断速度が大きいか、超音波入力小さくなると上記の超音波振動付加効果が弱まるのは、このような条件では、疲労現象によるクラックの進展が遅かったためと考えられる。

ただ、塑性疲労現象においては繰返しの応力レベルが大きな要因となり、この点をさらに追求すれば超音波振動付加の効果が、より明確になったものと思われる。

1. 5. 3 長手方向クラック発生現象について

超音波振動を付加した場合、ポンチ刃とダイス刃の間のクリアランスが大きく、平均せん断速度が遅い時に、試料長手方向（せん断方向と直角）にクラックが発生するが、このクラックも荷重の繰返しが影響していると考えられる。そこで、図2.1.21に示した軟鋼板の超音波振動を付加した時に発生した長手方向クラックの先端Ⅱ、Ⅲの位置に細束X線を照射し、回折像を求めた。その結果を図2.1.23に示す。照射位置Ⅱ、Ⅲとも図2.1.22(3)で示したせん断方向クラック先端Ⅰの回折像とよく類似しており、回折弧はよく分離した小さい斑点より構成されている。このことから、アルミニウム板における長手方向クラックも荷重繰返しのための疲労現象によって発生したと考えられる。この長手方向クラックは、クリアランスが大きい時に発生するのは、クリアランスが大きくなるとポンチ刃先端とダイス刃先端にある試料には曲げ成分が発生し、この曲げ応力の繰返しが大きく寄与しているものと推定される。したがってクリアランスが小さくなると、曲げ成分が小さくなって、長手方向クラックの発生は観察されなくなったと考えられる。

1. 6 結言

アルミニウム板の分断形せん断加工において、超音波振動を付加した場合のせん断荷重、切り口面状況に与える超音波振動効果を、平均せん断速度 v 、超音波入力 P_w 、試料板厚 t 、クリアランス c の面から検討した。得られた結果は次のとおりである。

(1) 超音波振動を付加するとせん断荷重 T が最大に達するポンチ刃ストローク S は小さくな

る。v が小さく、P_w が大きいほどその傾向は大きい。

(2) せん断時の最大せん断荷重 T_m は超音波振動付加により、無振動時の 2/3~2/7 に減少するが、v が大きくなると増大し、無振動の値に近づく。また P_w の増大とともに T_m は減少するが、t によって T_m の減少に効果的な下限の P_w が存在し、それ以上の P_w を付加しても T_m はほぼ一定になる。c の影響は小さい。

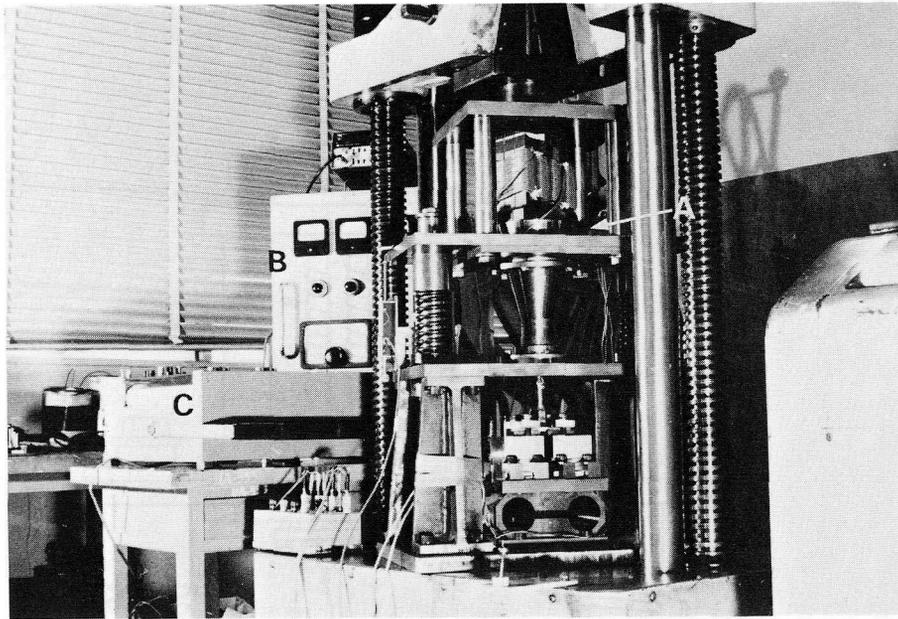
(3) 切り口面の面だれ量 ℓ は超音波振動付加により減少するが、その効果は c が大きく、v が小さい時に顕著で、無振動時の約 1/8 にもなる。P_w が ℓ に与える影響は P_w が T_m に与える影響とほぼ対応する。

(4) 切り口面のせん断面幅 h は超音波振動付加により増加する傾向にある。

(5) 超音波振動付加によってせん断変形域は狭くなり、せん断方向クラック発生時期が早くなる。特に v 小、P_w 大で顕著である。

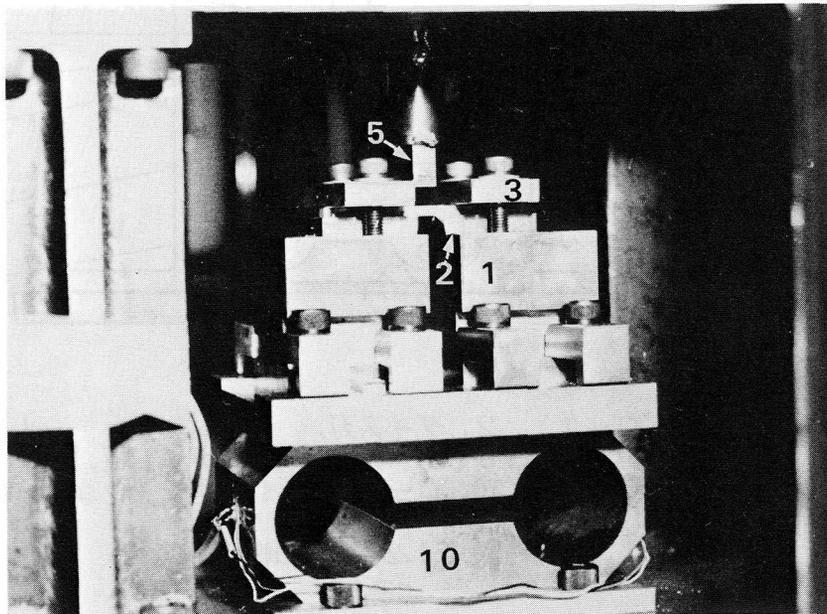
(6) c が大きく、v が小さい時、超音波振動付加によって試料長手方向（せん断方向と直角）にクラックが発生した。このクラックは c 小、P_w 小、v 大になると発生しなかった。

(7) 上記に示した超音波振動付加効果は、断続する瞬間的衝撃力の繰り返しによって発生する塑性疲労によってせん断が行われるためであることが、クラック先端の細束 X 線回折結果から推測された。



A：装置本体，B：高周波発振器，C：X-Yレコーダ

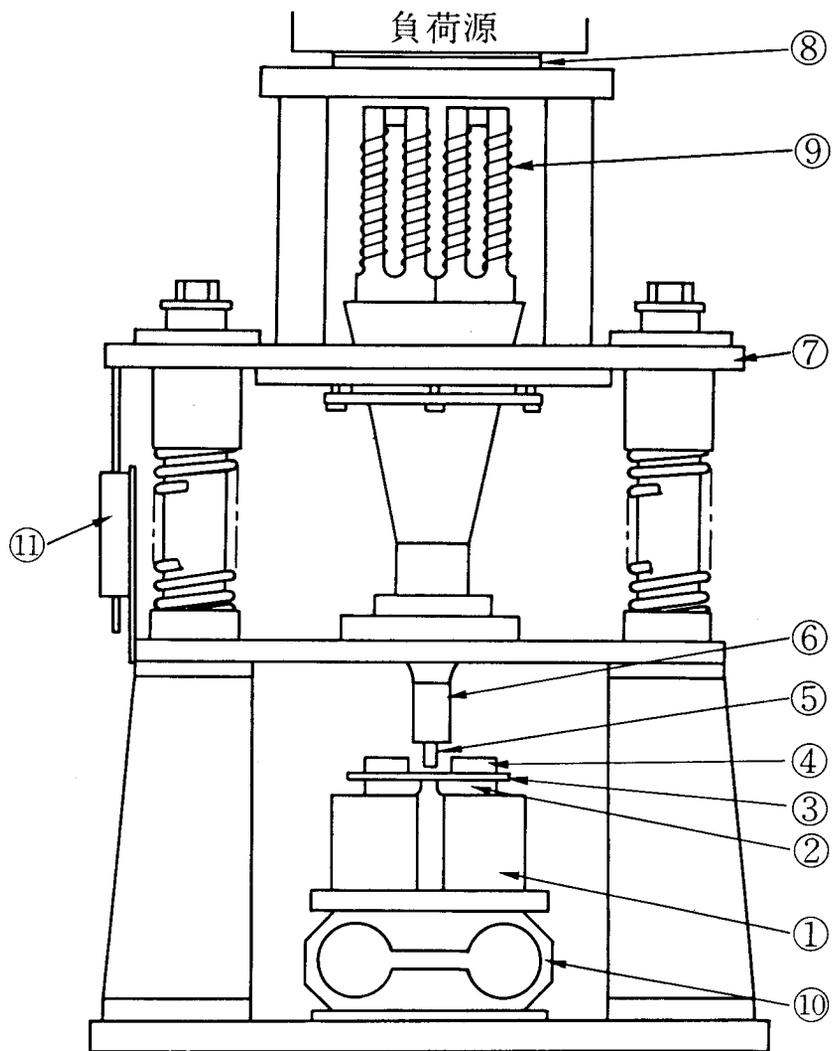
(1) 全 景



1. ダイブロック， 2. ダイス刃， 3. 押さえ板
5. ポンチ刃， 10. ロードセル

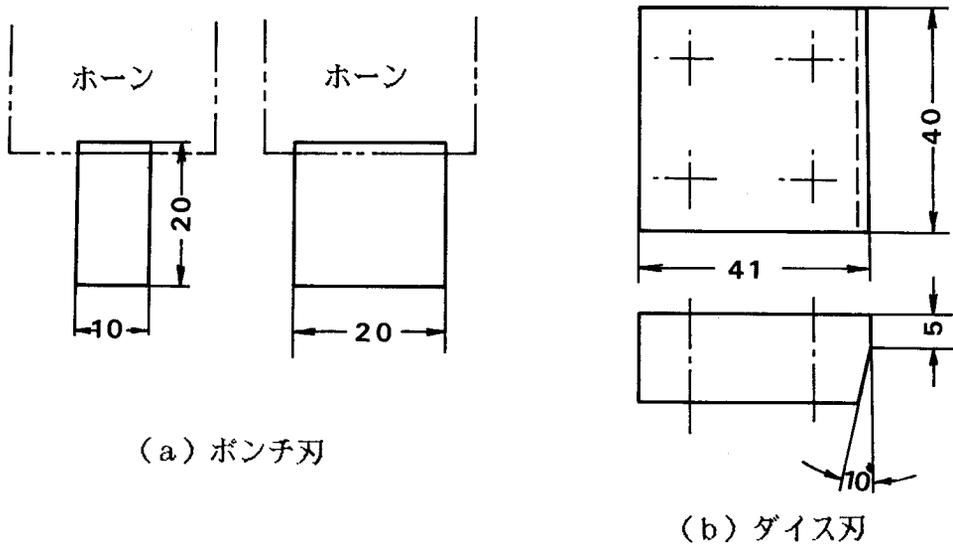
(2) せん断部

図 2.1.1 せん断実験装置の外観



1. ダイブロック, 2. ダイス刃, 3. 試料, 4. 押さえ板
 5. ポンチ刃, 6. ホーン, 7. ガイド板, 8. 受圧板
 9. 磁わい振動子, 10. ロードセル, 11. ポテンシヨメーター

図 2.1.2 装置の構造



(a) ポンチ刃

(b) ダイス刃

図 2.1.3 ポンチ刃とダイス刃の形状

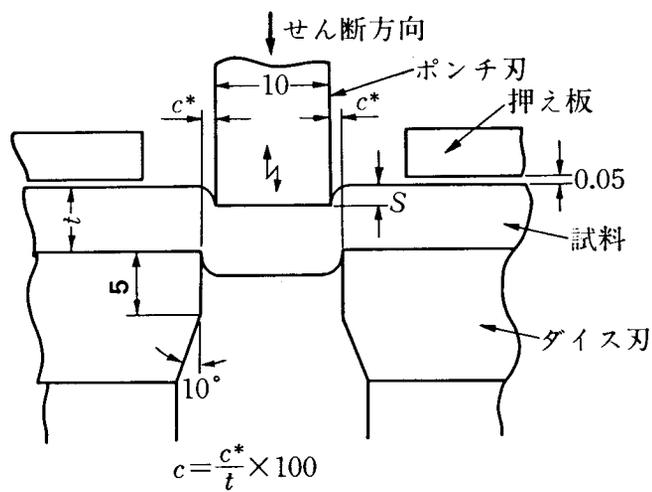


図 2.1.4 ポンチ刃, ダイス刃と試料の位置関係

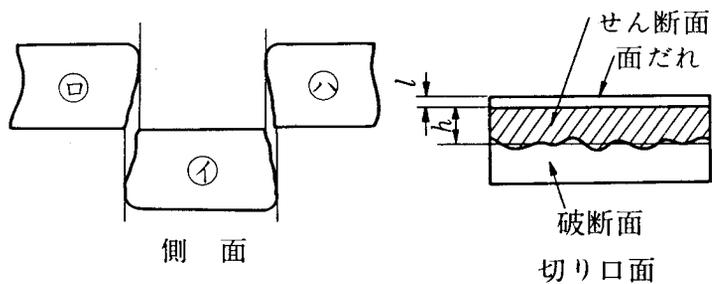


図 2.1.5 せん断後の試料側面, 切り口面の概略図

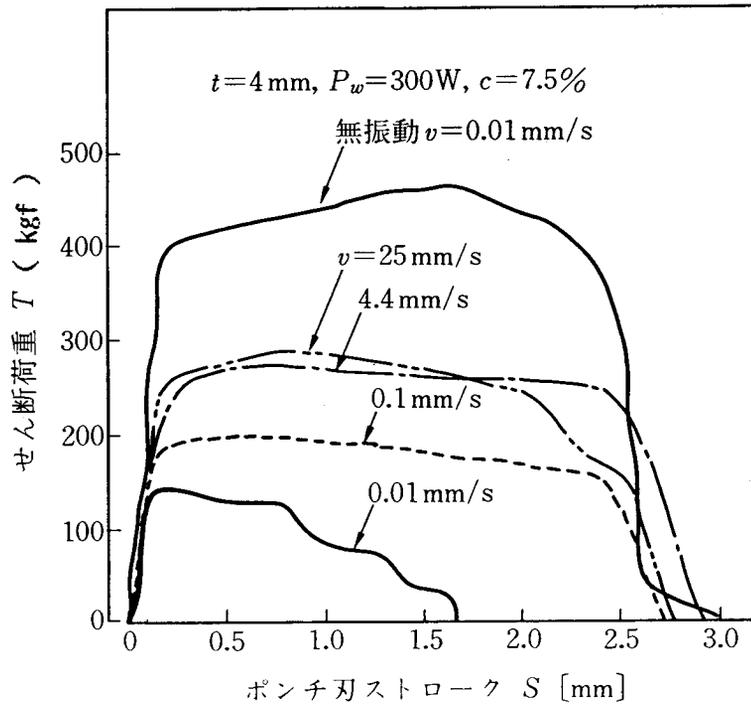


図 2.1.6 荷重-ストローク線図：せん断速度の影響

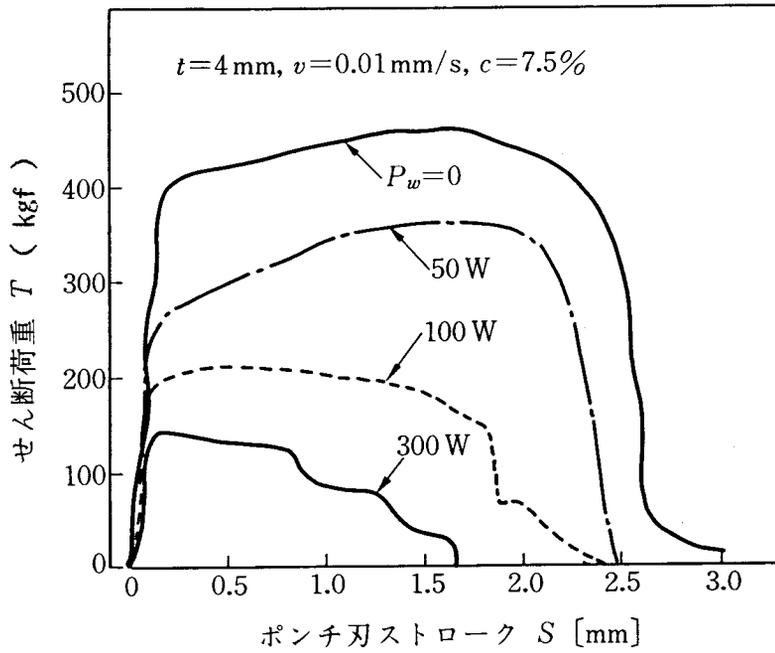


図 2.1.7 荷重-ストローク線図：超音波入力の影響

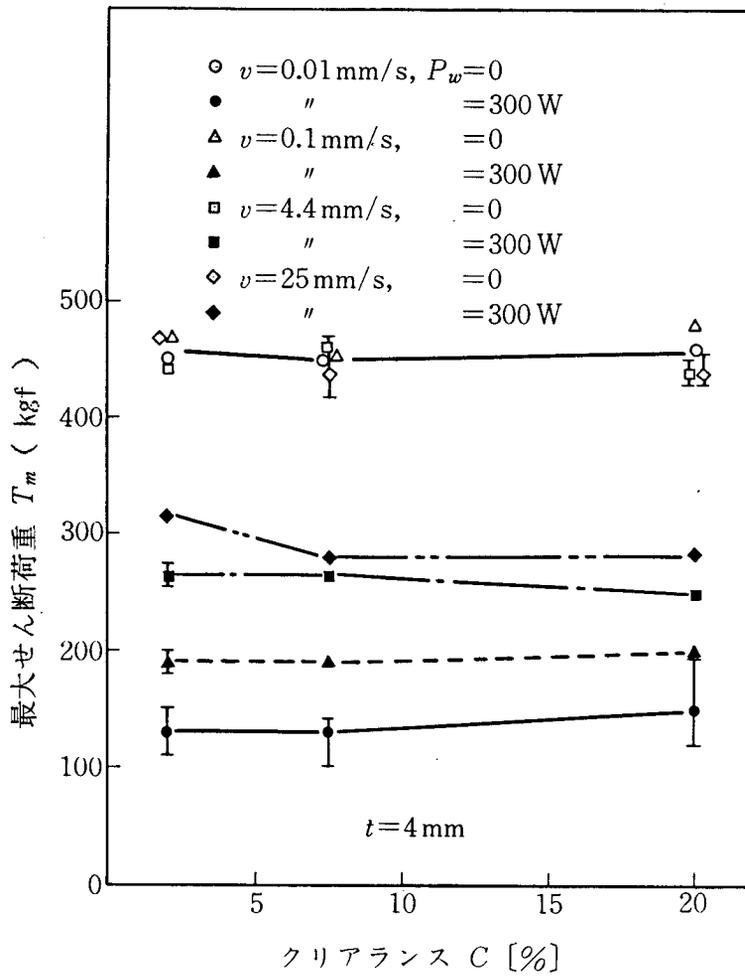


図 2.1.8 最大せん断荷重とクリアランスの関係

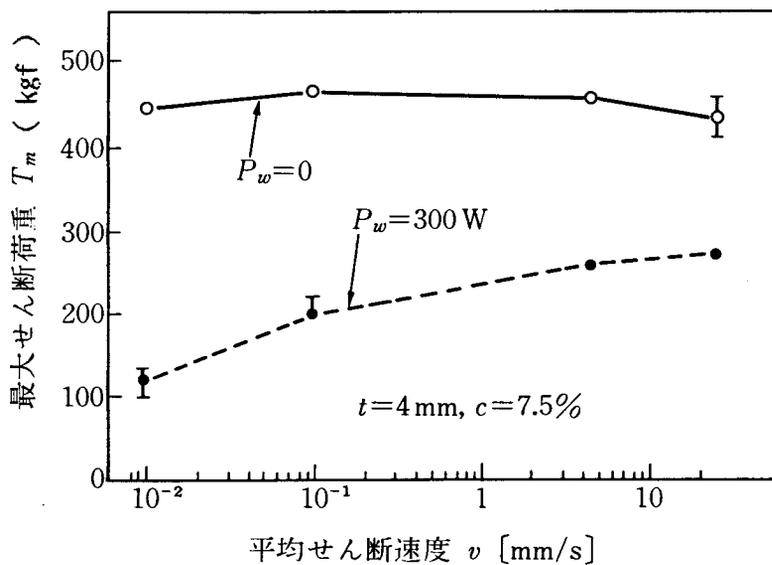


図 2.1.9 最大せん断荷重に及ぼす平均せん断速度の影響

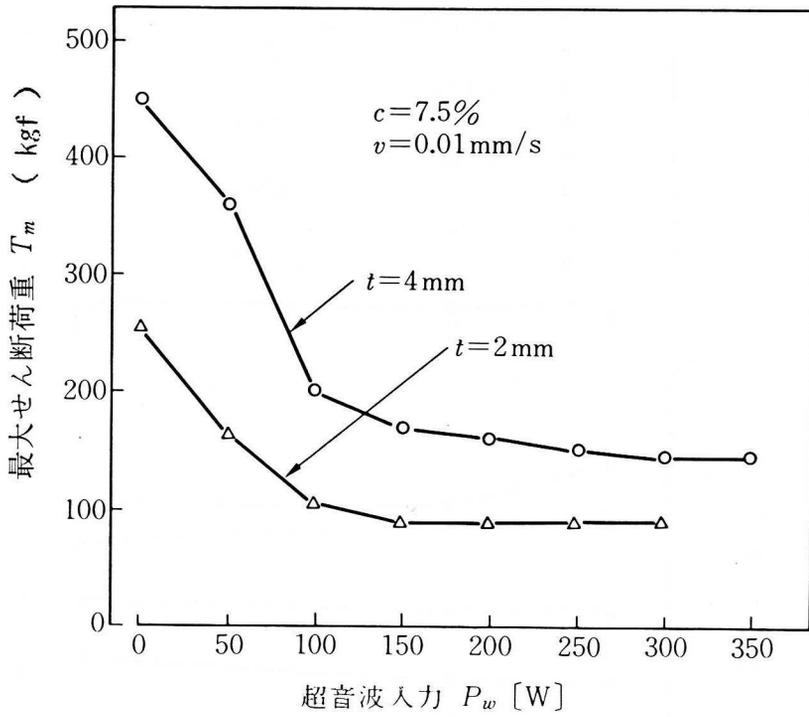
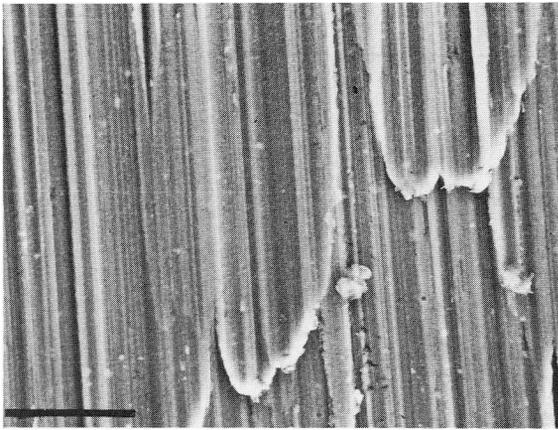


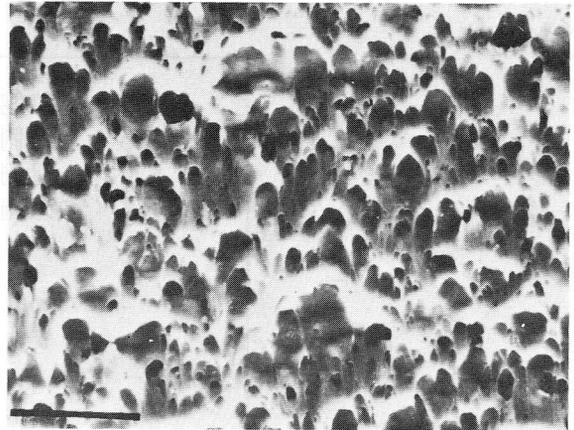
図 2.1.10 最大せん断荷重に及ぼす超音波入力の影響

| クリアランス C [%] | 超音波入力 P_w [W] | 側 面 | 切り口面 | |
|--------------|-----------------|-----|----------|----------|
| | | | ポンチ刃側切断片 | ダイス刃側切断片 |
| 2 | 0 | | | |
| | 300 | | | |
| 7.5 | 0 | | | |
| | 300 | | | |
| 20 | 0 | | | |
| | 300 | | | |

図 2.1.11 せん断品の外観 ($t = 4\text{mm}$, $v = 0.01\text{mm/s}$)

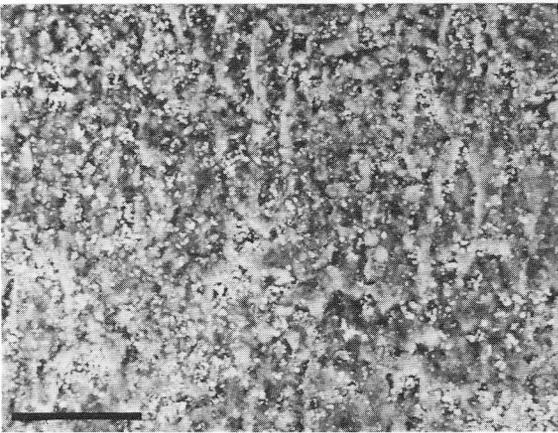


(a) せん断面

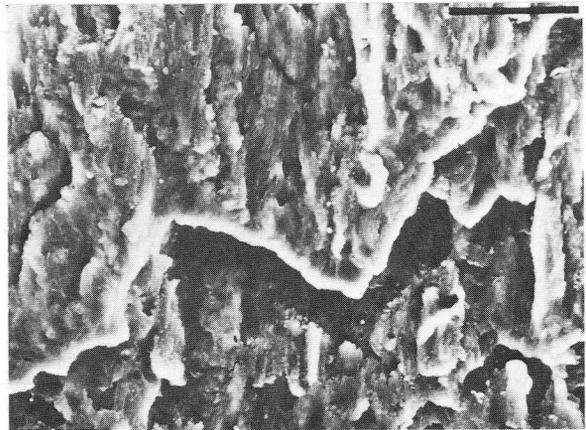


(b) 破断面

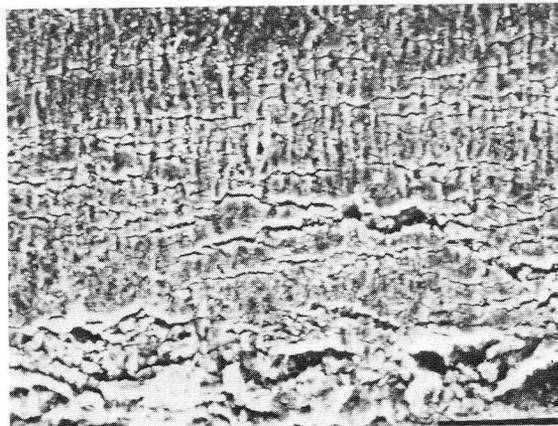
(1) 無振動



(a) せん断面



(b) 破断面

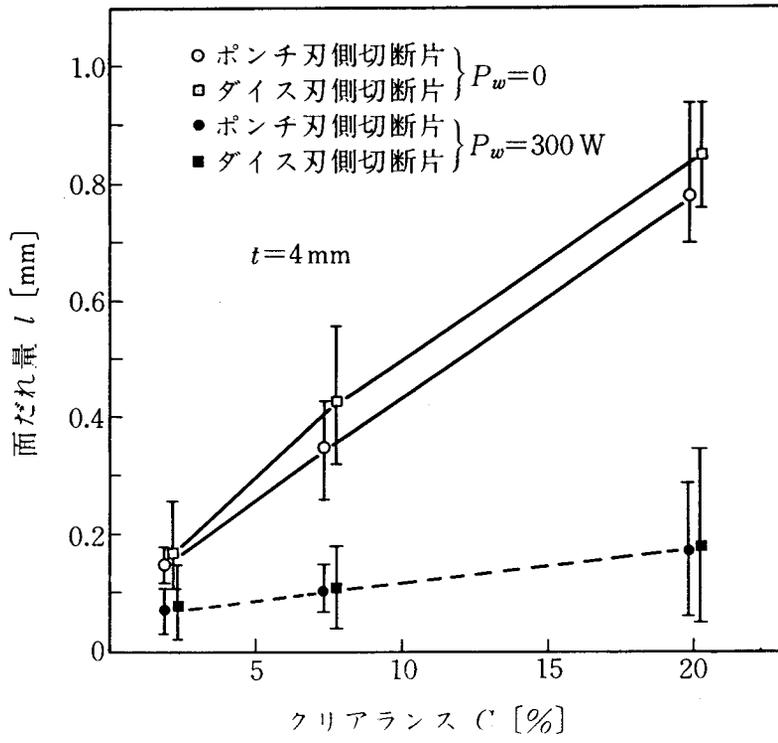


(c) 破断面近傍のせん断面

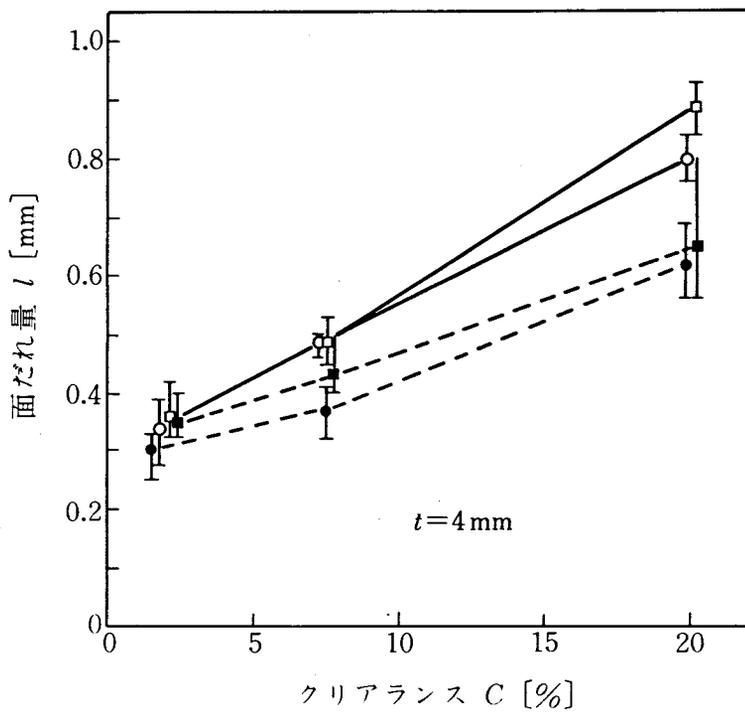
60 μ m

(2) 超音波振動付加(300W)

図 2.1.12 切り口面の走査型電子顕微鏡写真 (ダイス刃側)
($t = 4\text{mm}$, $c = 7.59\%$, $v = 0.01\text{mm/s}$)



(1) $v = 0.01\text{ mm/s}$



(2) $v = 25\text{ mm/s}$

図 2.1.13 面だれ量に及ぼすクリアランスの影響

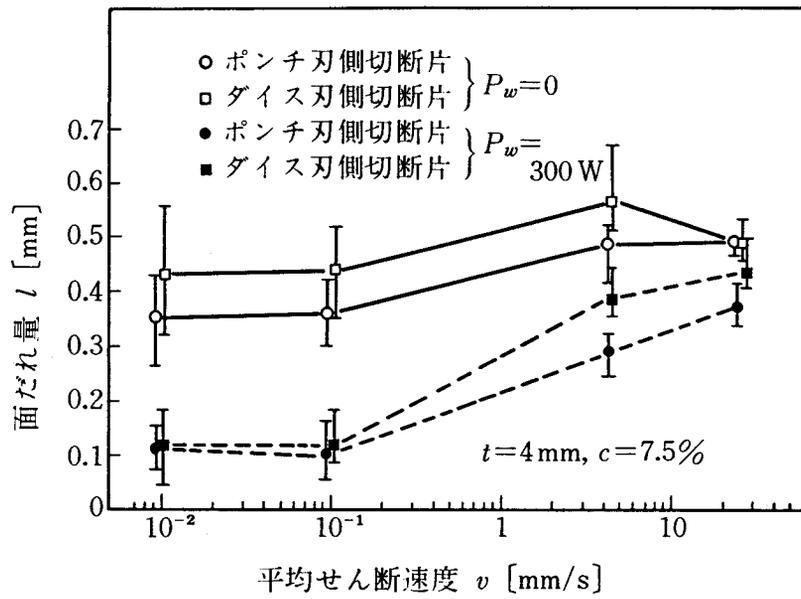


図 2.1.14 面だれ量と平均せん断速度の関係

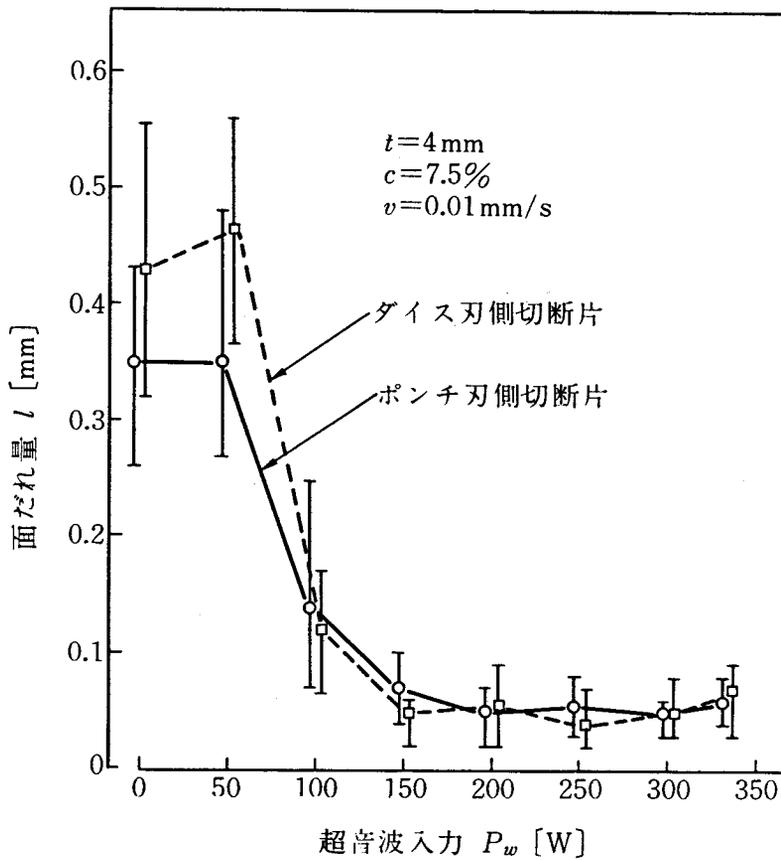


図 2.1.15 面だれ量と超音波入力の関係

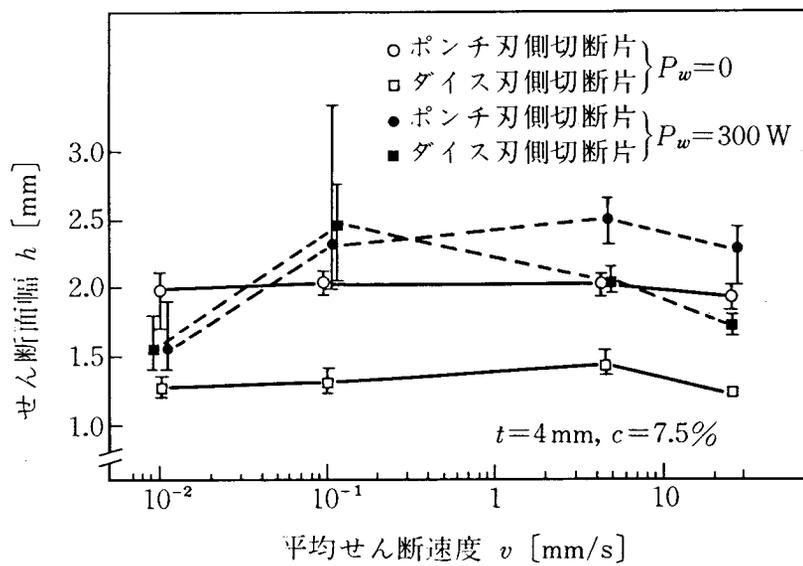
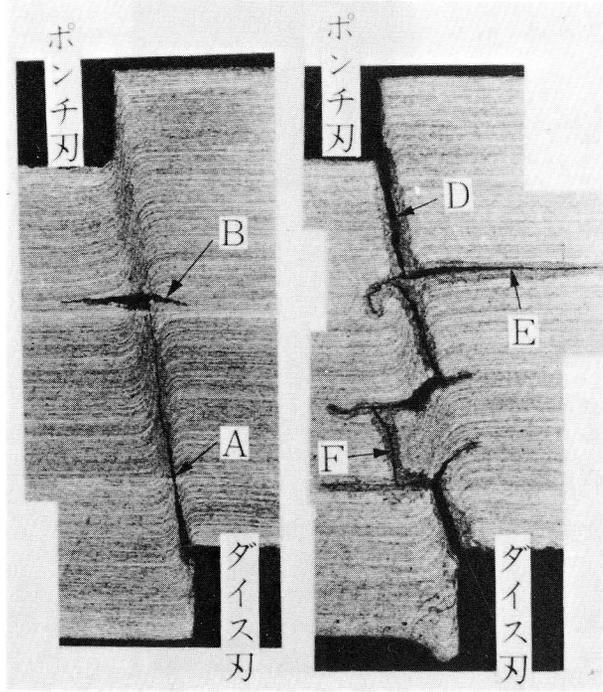
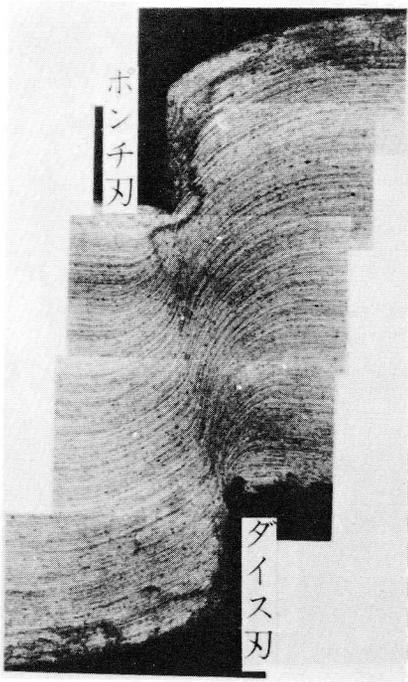


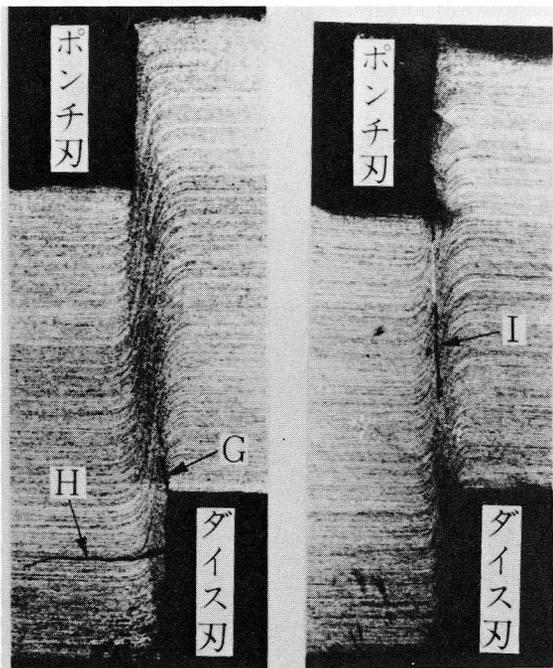
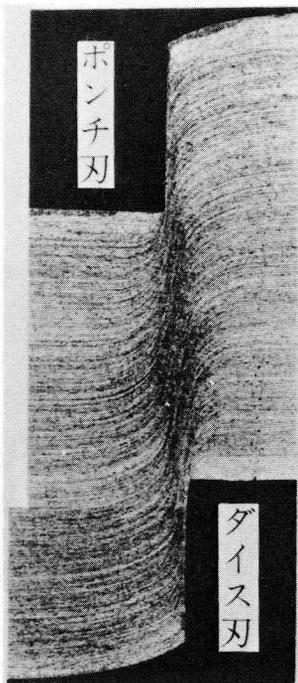
図 2.1.16 せん断面幅に及ぼす平均せん断速度の影響



(1) 無振動
(S = 2.0mm)

(a) 側面 (b) 板幅中央
(2) 300W超音波振動付加
(S = 1.0mm)

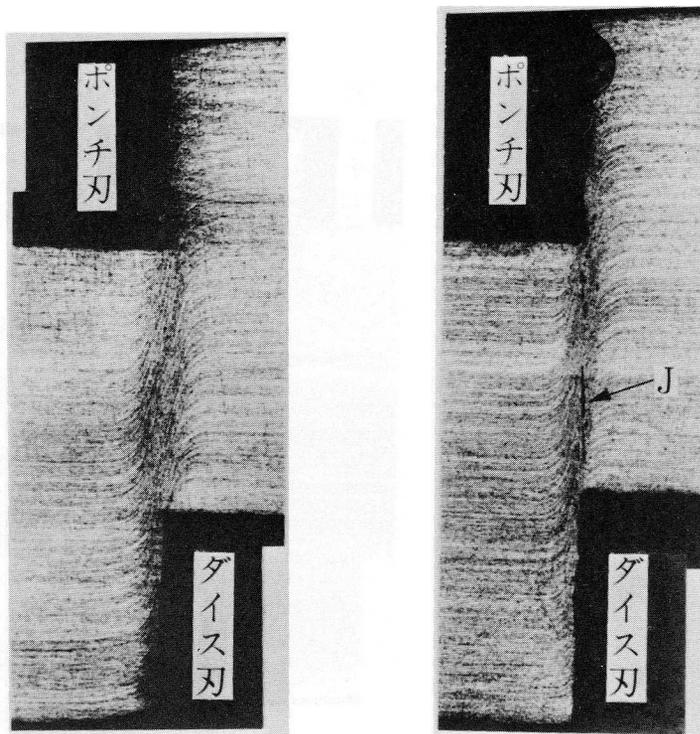
図 2.1.17 せん断途中のマクロ組織 ($v = 0.01\text{mm/s}$, $c = 20\%$)



(1) 無振動
(S = 2.0mm)

(2) 300W超音波振動付加
(S = 1.5mm)

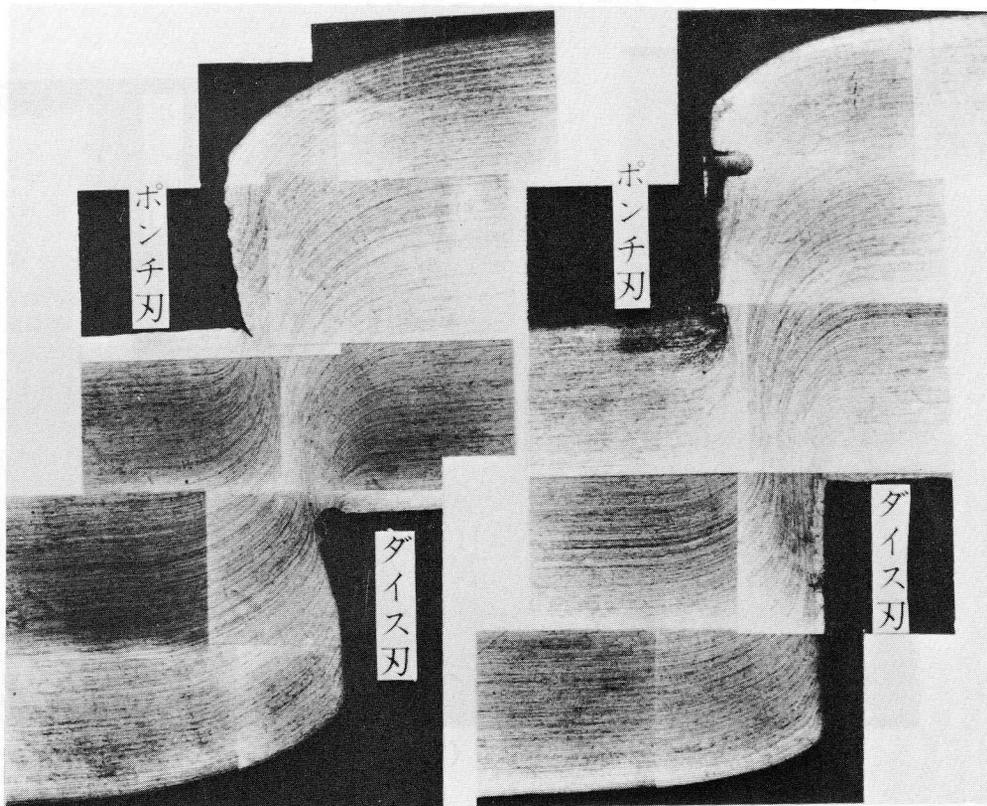
図 2.1.18 せん断途中のマクロ組織 ($v = 0.01\text{mm/s}$, $c = 7.5\%$)



(1) 無振動
(S = 2.0mm)

(2) 300W超音波振動付加
(S = 2.0mm)

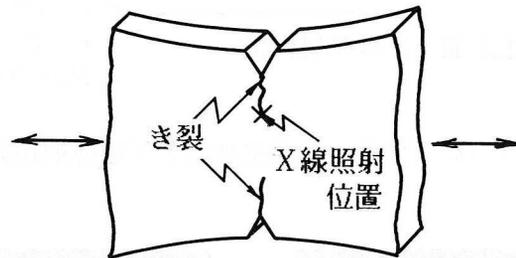
図 2.1.19 せん断途中のマクロ組織 ($v = 0.01\text{mm/s}$, $c = 2\%$)



(1) 無振動
(S = 2.5mm)

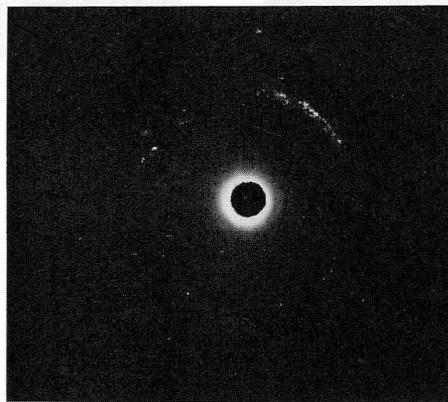
(2) 300W超音波振動付加
(S = 2.5mm)

図 2.1.20 せん断途中のマクロ組織 ($v = 4.4\text{mm/s}$, $c = 20\%$)



公称応力振幅 $\sigma : 11.0 \text{ kgf/mm}^2$
 き裂伝ば速度 $dl/dN : 1.1 \times 10^{-5} \text{ mm/cycle}$

(1) 疲労試験片のき裂と X 線照射位置



(2) 疲労き裂先端の細束 X 線回折像

図 2.1.21 疲労き裂の代表例

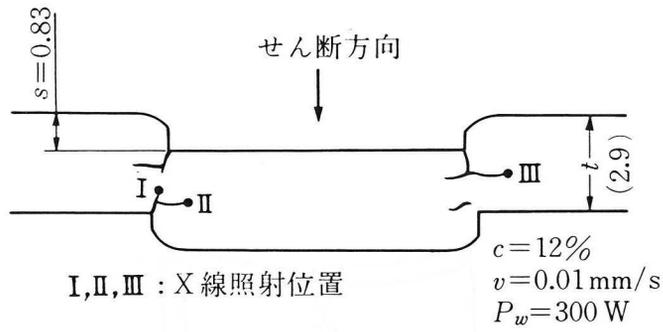


図 2.1.22 クラック発生状況とX線照射位置（軟鋼板）

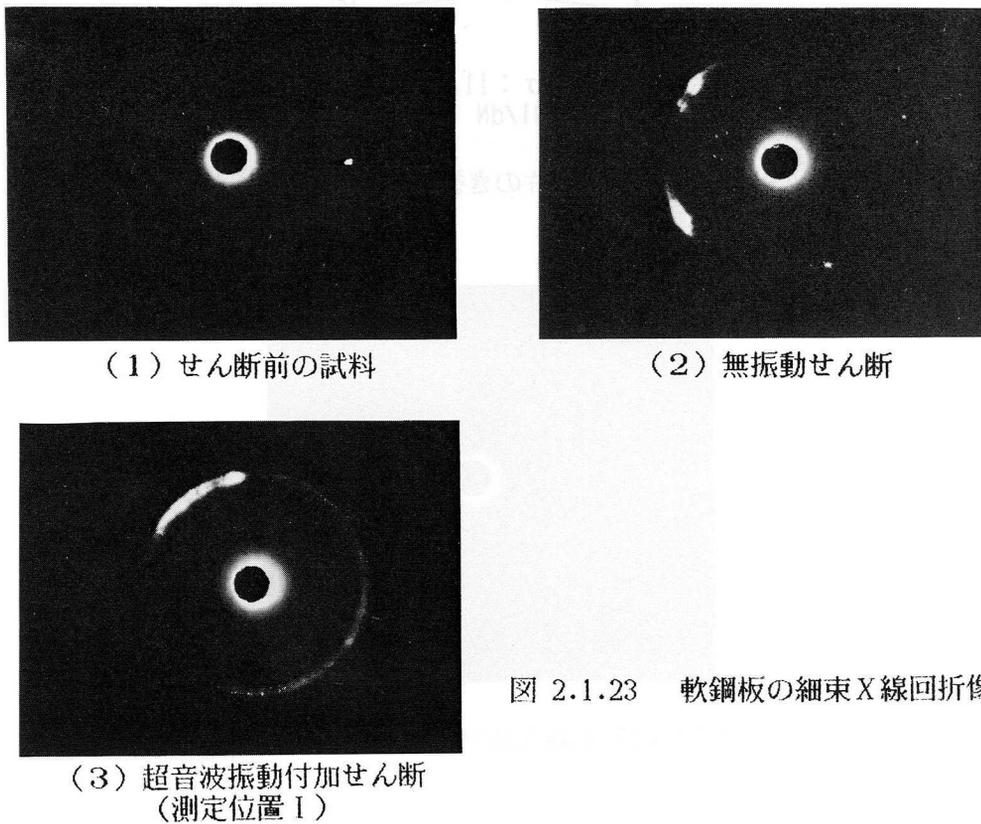


図 2.1.23 軟鋼板の細束X線回折像

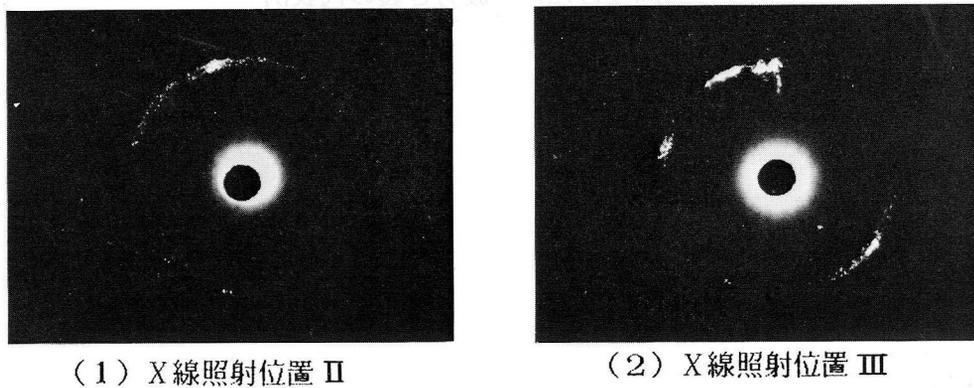


図 2.1.24 長手方向クラック先端のX線回折像

第2章 高速刃を用いたせん断加工

2.1 緒言

金属板材のせん断加工において、切り口面の欠陥防止、平坦度の向上、面だれの低減化等の効果を得ることを目的とした高速せん断法が研究され、特に鋼についていくつかの高速効果が認められている^{32), 38)}。しかし、これらの高速せん断の研究では、いずれもせん断速度が5m/sec以上であり、実用的プレスの開発、および工具損傷の面に難点が多く、生産現場で採用されている例はほとんどない。2~3m/sec程度のせん断速度で効果があれば実用に供することが可能となるが、この速度で色々な材料について効果を調べた例はほとんどみられない。

また、高速せん断で良好な切り口面が得られる理由としては変形速度の増加にともない、材料が延性から脆性に遷移する脆化説、塑性変形速度や、き裂の成長速度よりせん断刃の速度が速く、ひずみが切刃近傍に集中するひずみ集中説、あるいは、せん断時に発生する熱が変形部から周辺部へ伝達する時間的余裕がないために、局所的な加熱により軟化する加熱軟化説などの種々の説が考えられている。しかしこれらの説はいずれも一部の鋼材のみでの実験結果からの推定であり、まだ速度効果がどうして起こるかについての十分な説明がなされているとは言い難い。

そこで実用的なせん断速度(数m/s)の範囲で、切り口面性状に与える速度効果とその現象を明らかにするために板材の分断形せん断加工を実施した⁹³⁾。本章では、アルミニウム板、軟鋼板、ばね鋼板を供試材として選り材料の相違にもとづく高速効果を実験的に明らかにし、さらに、軟鋼板の切り口面近傍の塑性変形、ならびにそれによって生じた、転位の配列状態をX線、透過電子顕微鏡を用いて調べ、せん断加工における高速効果の機構を検討する。

2.2 実験装置

高速せん断実験に用いた装置の全景を図2.2.1に示す。Aは空気加速式衝撃試験機で、本実験の高速負荷源である。Bは衝撃試験機のリザーブタンクに空気を送り込むエアコンプレッサーであり、Cはせん断装置Dに取り付けられたボンチ刃に衝撃的な力を与えるためのハンマーである。せん断装置の外観を図2.2.2に、その構造を図2.2.3に示す。本せん断装置の構造を説明すると、ダイス刃はせん断荷重を測定するためのロードセルに取り付けられたダイスホルダー上にダイブロックを介して固定され、試料はダイブロックに取り付けられた押さえ板によってダイス

刃に固定される。ポンチ刃は基板、支持棒、上板を介してボルトで固定されたポンチガイド内を摺動する構造で、その先端には中間ブロックを介してポンチヘッドが取り付けられている。ポンチヘッドの頭部にはハンマーが衝突した時のショックをやわらげるために受圧板（銅製）が取り付けられている。またポンチ刃とダイス刃の間のクリアランスの調整は、ダイス刃が固定されているダイブロックを調整ねじによって移動させて行う。ポンチ刃とダイス刃の形状を図2.2.4に示す。ポンチ刃、ダイス刃とも材質はSKD11で、熱処理によってかたさを $H_R C \approx 60$ とし、ダイス刃には10mmのランド部を設け、下部は 10° の逃げを付けてある。ポンチ刃は直径が60mmの丸棒の一部を幅が30mmになるように削り落とした形状になっている。以上の構造を持ったせん断装置を、せん断速度が速い場合には前述の空気加速式衝撃試験機に、遅い場合には100トン万能材料試験機に取り付けてせん断実験を行った。

ここで空気加速式衝撃試験機を用いてせん断する時の作動について説明すると、エアーコンプレッサーによって衝撃試験機のリザーブタンク内に蓄積された圧縮空気を、シリンダー内に急激に送り込むと、ピストンは瞬間的に作動する。これによりピストンに連結したロッドに取り付けられた加速ヘッドが瞬間的に加速され、衝撃試験機のベッドに取り付けられたレールに沿って水平に走行し、所定の位置に到達すると加速ヘッドは急速に停止する。すると加速ヘッドの軸受に滑動状態でさし込まれたガイド棒に取り付けられたハンマーが、所定の速度を持ってポンチ刃のパンチヘッドに衝突し、速度を得たポンチ刃が高速で試料を切断する。切断終了後ポンチ刃は緩衝材によって停止し、またハンマーはストッパ材（ウレタンゴム）とストッパ板の衝突によって停止する。

せん断時の荷重の測定には背丈の低い円筒状ロードセル（外周面4ヶ所に半導体ひずみゲージ貼付け）を用いた。またポンチ刃の変位の測定には、ホトトランジスターを使用した光電式変位計を用いた。その構造は図2.2.5に示すように、発光部のランプの光をポンチ刃先端近傍に貼付けたミラーで反射させ、反射光をホトトランジスターで受ける方式であり、ポンチ刃の移動とともにミラーの反射面積が変わり、フォトトランジスターの受光量が変化している。なお、せん断荷重、ポンチ刃変位の記録はシンクロスコープを用いて写真撮影で行った。

2.3 実験方法

2.3.1 供試材料

実験に供した試料は、板厚5mmのアルミニウム板（A1100-H12）、軟鋼板（SPHC）、およ

びばね鋼板 (SUP9) であり、その機械的性質ならびに形状を表2.2.1 に示す。ばね鋼板は球状化焼鈍後20%の引抜き加工が施されている。また軟鋼板は主として熱間圧延材をそのまま用いたが、一部の実験では 900℃のソルトバス中に30分保持後油焼入れし硬さを $H_v = 167$ とした試料も用いた。

2.3.2 せん断条件

図2.2.6 にせん断途中のボンチ刃、ダイス刃と試料の位置関係を示す。せん断方式は分断形であり、ボンチ刃とダイス刃のクリアランス c (板厚に対する比率) は、2、8、20%の3種類とし、試料と押さえ板の間には、せん断のさいに長手方向の拘束を与えないで単にはね返りを防ぐための間隙 (0.05mm) を設けてある。

せん断速度 v は万能材料試験機を用いた低速の場合はクロスヘッドの下降速度から求め、 $v = 1\text{mm/min}$ と一定にした。高速の場合は、空気加速式衝撃試験機のリザーブタンク内空気圧を調整することによってその速度を変えることができ、本実験では、 $v = 2\sim 3\text{m/sec}$ になるように空気圧を調整した。なおせん断開始前には、ボンチ刃先と試料はあらかじめ接触した状態とし、ハンマーがボンチ刃の受圧板に衝突した瞬間からボンチ刃に大きな加速度が生じ、せん断が開始されるようになっている。

2.3.3 測定項目

最大せん断荷重は、低せん断速度の場合、万能材料試験機を利用した場合はその荷重目盛盤により直接読みとった。また高せん断速度の場合はせん断装置に取り付けたロードセルからの出力をシンクロスコープに記録し、荷重—時間曲線により求めた。

せん断された試料は図2.2.7 に示すように、ボンチ刃側切断片とダイス刃側切断片に分断され、各切断片の切り口面はせん断面と破断面からなる。またボンチ刃側切断片の下面、ダイス刃側切断片の上には面だれが生じる。このせん断面の幅 h と面だれ量 l を万能投影機の20倍で測定した。ばね鋼板に対しては、切り口面の平坦度を万能投影機の50倍で、また破断面のあらさを小坂式あらさ計を用いて測定した。

さらに、軟鋼板の場合については、走査型電子顕微鏡を用い、切り口破断面の観察を行い、切り口面近傍の転位配列を電子顕微鏡を用いて透過観察した。また切り口面近傍の塑性変形状態を X線を用いて調べた。このような種々の観察を通して、せん断速度に対する切り口面近傍の変形を考察した。

2.4 実験結果

2.4.1 せん断荷重

図2.2.8 にクリアランス $c = 8\%$ で高速せん断を行った時の荷重—時間、変位—時間曲線の一例を示す。(1)のアルミニウム板では、荷重はせん断開始とともに急激に立ち上がり、その後徐々に増加して約0.5ms で最大になり、その後減少して約1.3ms でほぼ零になりせん断が完了している。この時のポンチ刃の変位は、時間に対してほぼ直線的に変化している。この変位と時間の関係からせん断中のポンチ刃の速度を求めると $v = 2.0\text{m/s}$ である。一方(2)の軟鋼板では、荷重はせん断が開始すると急激に立ち上がり、その後数回の振動を繰り返しながら約0.25ms で最大となり、以後減少していく過程をとる。軟鋼板ではせん断完了までの時間は約0.8ms である。またポンチ刃の変位は、時間に対してほぼ直線的に変化しており、せん断速度は $v = 2.1\text{m/sec}$ となる。(3)のばね鋼板では、荷重はせん断開始後約0.08ms で最大に達し、その後減少して0.4ms でほぼ零になりせん断が完了する。この時の変位はせん断開始から完了までの間は、時間に対してほぼ直線的であり、変位と時間の関係からせん断速度は $v = 2.3\text{m/s}$ となる。このように三種類の材料で、せん断開始からせん断が完了するまでの時間が異なるのは、材料の伸びとかたさの相違によるものと思われる。なお以後の文中で高せん断速度、または高速と記述した場合は上記に示した v の値であり、また低せん断速度、または低速と記述した場合は $v = 1\text{mm/min}$ のせん断速度である。

図2.2.8 の荷重—時間曲線から最大せん断荷重 T_m を求め、クリアランス c との関係で整理した結果を図2.2.9 に示す。図中には低せん断速度の T_m も示した。いずれの材料も高せん断速度、低せん断速度とも、 T_m は c によってほとんど影響を受けず一定である。一方、せん断速度が約 2m/s と高速になると、アルミニウム板、ばね高鋼板の T_m はせん断速度の場合の約 1.2倍に、軟鋼板の場合は約 1.6倍に上昇した。

2.4.2 切り口面の外観

図2.2.10にクリアランス $c = 8\%$ の場合の切り口面の外観の一例を示す。アルミニウム板の場合、低せん断速度では破断面に“タング”（ポンチ刃先とダイス刃先から発生したクラックが行違いとなり、刃面から突出し、それがさらに刃先で削られた部分をいう）が多少認められるが、高せん断速度になると、“タング”はあらわれない。この“タング”は $c = 2\%$ で破断面の半分程度発生するが、低速と高速では大差がなかった。 $c = 20\%$ と大きくなると切り口面の様相は低

速せん断と高速せん断で差が認められなかった。

一方軟鋼板の場合、低せん断速度では、 $c=2$ 、8%の両端とも破断面に“タング”が認められたが、高せん断速度になると“タング”は認められず、良好な切り口面となった。 $c=20\%$ では、せん断速度の影響は認められなかった。

さらに、ばね鋼板では、破断面の様子が低せん断速度と高せん断速度で明らかに異なっていることがわかる。すなわち低せん断速度では、ポンチ刃先とダイス刃先からのクラックが、刃先を結ぶ線上で進行せず、最終的には段差が生じて破断面は明らかに凹凸状を呈している。しかし、高せん断速度にすると破断面は段差がみられず、平坦度のよい破断面になっていることが図2.2.10より認められる。これらは $c=2$ および20%でも同様の傾向であった。

図2.2.11は切り口面を側面から観察した結果である。アルミニウム板の場合は、低せん断速度と高せん断速度で切り口面に大きな差は認められない。軟鋼板では、高せん断速度にすることによって、面だれの減少と切り口面の平坦度が向上していることが認められる。ばね鋼板では切り口面の平坦度が極端に向上していることが認められる。

2. 4. 3 面だれ量に与えるせん断速度の影響

図2.2.12に面だれ量 l とクリアランス c の関係を、ポンチ刃側切断片とダイス刃側切断片に分けて示す。(1)はアルミニウム板の場合であるが、低せん断速度、高せん断速度の場合とも c が大きくなると l は直線的に増加する。しかし、両者の l には有意の差が認められない。(2)は軟鋼板とばね鋼板の l と c の関係を示したものであるが、軟鋼板ではいずれの c においても高せん断速度にすると l の減少は顕著となり、低せん断速度の約60%まで低下する。一方ばね鋼板の場合も高せん断速度で l の減少は認められるが、軟鋼板ほど顕著な差はない。いずれの材料も c が大きくなると l はほぼ直線的に増加するが、その増加の傾向はアルミニウム板が最も強く、軟鋼板、ばね鋼板の順に弱くなる。なお、いずれの材料、いずれのせん断速度でもポンチ刃側切断片とダイス刃側切断片の面だれ量には、ばらつきを考慮すると差は認められなかった。

2. 4. 4 せん断面幅に与えるせん断速度の影響

せん断面幅 h とクリアランス c の関係を図2.2.13に示す。同一のせん断条件においても、せん断面幅 h は、発生するクラックがポンチ刃側と、ダイス刃側とでどちらが先行するかで、ポンチ刃側切断片の h とダイス刃側切断片の h の大きさが異なると考えられるので、両切断片の h をまとめてプロットした。アルミニウム板では低せん断速度、高せん断速度の場合とも c が大きくな

ると h は減少する傾向を示し、 $c \leq 8\%$ では、高せん断速度にすることによって h が増加しているが、ばらつきを考慮すると両者の差は小さい。また $c = 20\%$ になると、両せん断速度で h の差はなくなっている。軟鋼板の場合、低せん断速度の $c = 2\%$ を除いて、せん断面幅 h はクリアランス c の影響を受けずほぼ一定であり、また低せん断速度と高せん断速度で h の差は認められない。低せん断速度の $c = 2\%$ では、他のクリアランスにおけるせん断面幅より小さくなっており、高せん断速度にすることによって大きくなることが認められるが、ばらつきを考慮するとその差は小さい。

ばね鋼板のせん断面幅 h は、低せん断速度、高せん断速度とも、クリアランス c が大きくなると若干大きくなる傾向があり、高せん断速度にすることによって h は増加し、その増加割合は c が大きいほど大きくなる傾向を示している。

2. 4. 5 切り口面の平坦度

図2.2.10および図2.2.11に示したように、ばね鋼板の切り口面は高せん断速度にすることによって、平坦度が向上し、破断面のあらさも小さくなっている様子がうかがえる。そこで小坂式あらさ計を用いて、切り口面の平坦度、および破断面のあらさを調べた。

図2.2.14に切り口面の板厚方向のプロファイルの一例をクリアランス $c = 8\%$ の場合のダイス刃側切断片について示す。低せん断速度では、ポンチ刃先側(A)からのクラックとダイス刃先側(B)からのクラックが両刃先を結ぶ方向に進行しないため、線分ABを中心にして大きくうねった切り口面となっている。しかし高せん断速度にすると、両刃先から発生するクラックは線分ABに沿って進行することにより平坦な切り口面となっている。以上の傾向はクリアランスが変わっても、またポンチ刃側切断片でも同様であった。図2.2.14で示した切り口面のプロファイルから平坦度をあらわす尺度として図中に示したうねり幅 a を求め、クリアランス c との関係で整理した。その結果を図2.2.15に示す。低せん断速度ではばらつきが大きい、クリアランス c が大きくなるとうねり幅 a は減少する傾向にある。一方高せん断速度にすると $c = 2, 8\%$ では両者とも差がなく a は低せん断速度の約 $1/7$ になる。しかし $c = 20\%$ では a は急激に大きくなり、ばらつきも大きく低せん断速度の値に近づいている。これは c が大きいと図2.2.14で示したせん断面終了位置Eが線分ABより離れるためと解釈される。

図2.2.16は図2.2.14で示した破断面のXの範囲のあらさ曲線を示したものである。低せん断速度では、あらさはクリアランス c が大きいほど小さくなる傾向がみられるが、高せん断速度になると $c = 2\%$ では極端に小さくなり、 c が大きくなるにつれてあらさも大きくなり、低せん断速

度のあらさに近づいている。

以上のことから、ばね鋼板の切り口面の平坦度は高せん断速度にすることによって極端に向上し、特にクリアランスが小さいほど平坦度向上効果が大きいことがわかった。以上の傾向は軟鋼板でも認められたが、ばね鋼板ほどの効果はなかった。

2.5 考察

金属材料のせん断加工において、2m/s程度の高せん断速度にした時の切り口面の様相を検討した結果、アルミニウム板(A1100-H12)については低速(1mm/min)でせん断した場合と大差なかったが、軟鋼板(SPHC)では面だれの顕著な減少と、切り口面の平坦度が向上した。またばね鋼板(SUP9)では、切り口面の平坦度の著しい向上と、面だれの減少が認められた。

高せん断速度にした場合の切り口面の挙動ならびにその生成機構については、緒言で述べたように、種々の説があるが、中でも、切り口面近傍の加熱による軟化説が有力視されている⁹⁴⁾。しかし、局部的な加熱軟化のみで、切り口面が向上されるのであれば、本質的には材質には無関係となり、アルミニウム板についてもその結果が認められるはずである。しかるに本実験で得たアルミニウム板についてみると、高せん断速度にしても、切り口面の変化はほとんど認められていないことがわかる。すなわち、高せん断速度にすることによって、ひずみが切刃近傍に集中し、発熱が局部的に発生して軟化をうながすこと⁹⁵⁾は、必ずしも否定できないが、この発熱による軟化のみでは、切り口面に与える高速効果の機構を必ずしも説明することはできない。

一方、鉄をはじめとするBCC構造を持つ金属では、変形速度の増加にともない、延性的破壊から脆性的破壊に移行することはよく知られている事実である⁹⁶⁾。しかしアルミニウムのようなFCC構造を持つ金属では、このような遷移現象は認められないとされている。高速せん断のもとで、切り口面が向上する理由を、このような材料の脆化現象から検討した例はみられない。

そこで切断された切り口断面および、その近傍の微視的な観察を通して、せん断速度の増加によって脆化現象が認められるかどうかの検討を行った。用いた供試材は主に表2.2.1に示した軟鋼板—未硬化材—であり、特に切り口面の電子顕微鏡観察には、上記軟鋼板を900℃のソルトバスに30分保持後、油焼入れして硬化させた(硬さHv167)試料—硬化材—も加えた。せん断速度は、低せん断速度の場合は1mm/min、高せん断速度の場合は約2m/sでありポンチ刃とダイス刃の間のクリアランスは2%とした。

図2.2.17は、せん断加工された切り口破断面の、走査型電子顕微鏡による観察結果である。

(1) は低速でせん断した時の破断面であるが、せん断荷重の方向に対してshear lip をともなった典型的な延性破壊を示しており、未硬化材の高速でせん断した破断面 ((2)(a)) も同様な様相を呈していることがわかる。ところが高温から急冷した硬化材を高速でせん断すると図の(2)(b) で示したようにshear lip も認められるが、むしろ脆性き裂の発生に関連していると考えられるへき開型に近い破面の様相を呈している部分も認められる。そこでこの点についてさらに詳細に観察するため、レプリカ法による破面観察を電子顕微鏡で行った。硬化材を用いた時の結果を図2.2.18に示す。低速でせん断した試料では、硬化材でも図の(1) に示すように、破断面は荷重方向に沿って極端に引き伸ばされた扁平状のディンプルパターンを示しているが、高速でせん断した試料ではディンプルパターンはほとんど認められず、脆性破壊を起こした時に認められるへき開型の破面に近い様相を示している。

以上破断面の微視的観察から、硬化材では、せん断速度を1mm/min から2m/sにすると延性破壊から脆性破壊に移行していることが認められたが、未硬化材では両者に差が認められていない。しかし図2.2.12で示したように、高せん断速度にすることによって面だれ量には明らかな差が生じている。この差が何に起因するのかを考察するため、切り口面近傍の有効ひずみをX線で測定し、それに面だれ部分の塑性変形によって生じた転位の配列状態を、透過型電子顕微鏡で観察した。

図2.2.19はCo K α 線 (管電圧40KV、電流80mA) を用いて α 鉄の { 110 } および { 220 } の回折線の積分巾から算出した有効ひずみを切り口面からの距離に対して示したものである。低速でせん断した試料は、せん断切り口面から約0.2mm までの範囲では有効ひずみはほぼ一定であるが、0.2mm 以後では徐々に減少し、切り口面から1.0mm 離れた場所でも、まだ全く加工の影響を受けていない内部のひずみよりもかなり大きいことがわかる。一方、高速でせん断された試料では、切り口面から0.2mm の範囲の有効ひずみは低速せん断の試料とほぼ同じ値を示しているが、0.2mm 以後は急激に低下して、低速の場合との差が大きくなり、切り口面より約0.6mm 以上ではほぼ一定の値になっている。有効ひずみは、結晶格子のゆがみに関係しており、この量は塑性変形量に関連した量として理解できる。したがって低速でせん断した試料の塑性変形領域は、高速せん断試料と比較すると著しく広範囲に及び、これは図2.2.12で示した面だれ量の差としてあらわれていると解釈することができる。

図2.2.20は透過型電子顕微鏡で観察した切り口面近傍の微細組織である。この時の試料は以下の方法で作成した。まず、あらかじめ切り口面から所定の観察位置まで研磨盤で研削し、さらに反対側をダイヤモンドカッターで約1.2mm の厚さに切断後、エメリー紙でみがき、最後にリン酸

クロム酸混合液を用いた電解研磨により薄膜試料とした。また、観察の時の加速電圧は 150 k v である。図2.2.20の(1) は切り口面から約0.35mm離れた位置での観察結果である。低せん断速度でせん断した試料では、転位は不均一でかつ明確なセル構造をしている。一方、高せん断速度の試料では、結晶内に一様に分布したラセン型成分の転位が多く認められ、必ずしもセル構造の形成は認められない。また、切り口面から約0.5mm 離れた内部での転位の配列状態は、図の(2) に示したように、低せん断速度、高せん断速度とも、0.35mmでの低せん断速度の場合 (図の(1)(a)) とほぼ同様に不均一に分布したセル構造を示している。以上のように、切り口面の近傍における転位の配列は、せん断速度の大きさによって大きく異なっている。

一般に鋼が延性的な変形をする高温変形の場合には、これによって生じた転位の配列としては、転位が不均一に分布したセル構造を持つことが広く認められている。これは本実験の低速せん断試料で得られた結果とよく対応している。一方、均一な転位の分布には、低温で変形した試料において認められる組織である。材料の変形機構からみて、低温で変形する場合と、高速で変形する場合とが同一の律速過程でおこり得るものとする⁹⁶⁾、本実験で得た高速せん断の結果は、低温で変形した場合に対応するものと考えられ、材料が脆化領域の状態にあるものと考えられる。

これらのことから、せん断速度を高速にすることによって材料は脆性的な破壊を起こしていると思われ、そのために鋼においては面だれが減少し、切り口面の平坦度も向上したと考えられる。図2.2.17で、未硬化材の高速せん断試料の切り口面に、脆性を示すへき開型の破面が観察されず、また図2.2.19で示した有効ひずみ量が切り口面近くで低速と高速の差が認められなかったのは、切り口面最近傍が高速変形によって発熱をとめない、高速による脆化現象が弱められたのではないかと考えられる。

以上の観察結果から、高速でせん断した場合の切り口面に与える効果は、発熱による効果も考えられるが、高ひずみ速度にすることによって延性的変形による破壊形態から脆性的な破壊形態に移行することが主原因であると推定される。したがってアルミニウム板のように延性から脆性に移行する性質を持たない材料では、2m/s程度の高速でせん断しても切り口面の向上は多く望めないと考えられる。

2.6 結言

板材の分断形せん断加工において、せん断速度を高速 ($v \approx 2\text{m/s}$) にした場合、切り口面外観、最大せん断荷重、面だれ量、せん断面幅、切り口面平坦度などが、低速 ($v = 1\text{mm/min}$) の場合

と比較してどのように変化するかを、アルミニウム板、軟鋼板、ばね鋼板を用いて検討し、あわせて、切り口面近傍の微視的観察から、せん断加工における高速効果の機構を考察した。その結果、次の事柄が明らかになった。

(1) 軟鋼板、ばね鋼板では、高速でせん断することにより、面だれ量が減少し、切り口面の平坦度が著しく向上したが、アルミニウム板では、低速でせん断した場合とほとんど差が認められなかった。

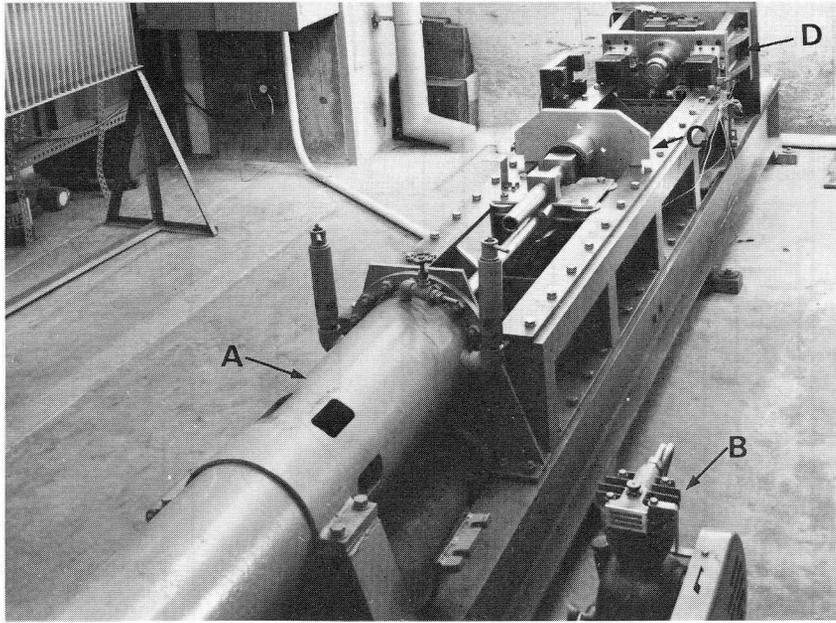
(2) 軟鋼板の面だれは、いずれのクリアランスでも高速にすることによって低速の60%に減少した。

(3) ばね鋼板の切り口面平坦度は、高速でせん断することによって、低速の約1/7に向上し、破断面の面あらしも著しく小さくなるが、ポンチ刃のクリアランスが大きくなると、平坦度、面あらしとも低速でせん断した場合に近づいた。

(4) 高速でせん断した場合の最大せん断荷重は、低速でせん断した場合にくらべ、アルミニウム板、ばね鋼板で約1.2倍に、軟鋼板で約1.6倍に上昇した。

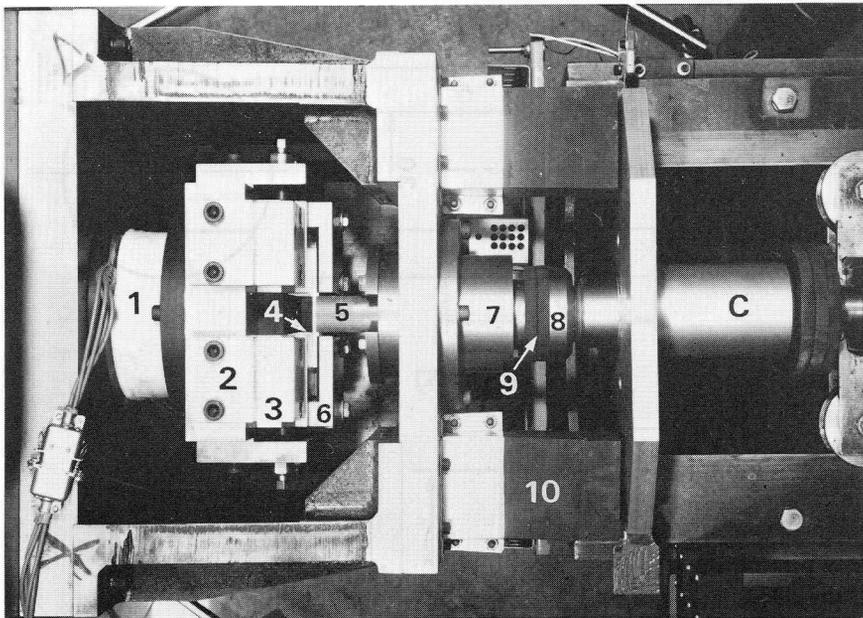
(5) 切り口面のせん断面積は、アルミニウム板、軟鋼板とも、高速と低速で大差なかったが、ばね鋼板では高速にすることによって増加する傾向があった。

(6) 軟鋼板、ばね鋼板で、せん断速度が速くなると、切り口面性状が向上するのは高速にすることによって延性的な破壊から脆性的な破壊に移行するためであることが、切り口面近傍のX線による有効ひずみの測定、透過型電子顕微鏡による転位の配列状態から推定された。このことから延性—脆性遷移現象を持たないアルミニウム板では、高速にしても低速の場合と差が認められなかったと考える。



A：空気加速式衝撃試験機
 B：エアーコンプレッサー
 C：ハンマー， D：せん断装置

図 2.2.1 実験装置の全景



1：ロードセル， 2：ダイスホルダー， 3：ダイスブロック
 4：ダイス刃， 5：ボンチ刃， 6：押さえ板，
 7：ボンチガイド， 8：ボンチヘッド， 9：緩衝材，
 10：ストッパー材

図 2.2.2 せん断装置の外観

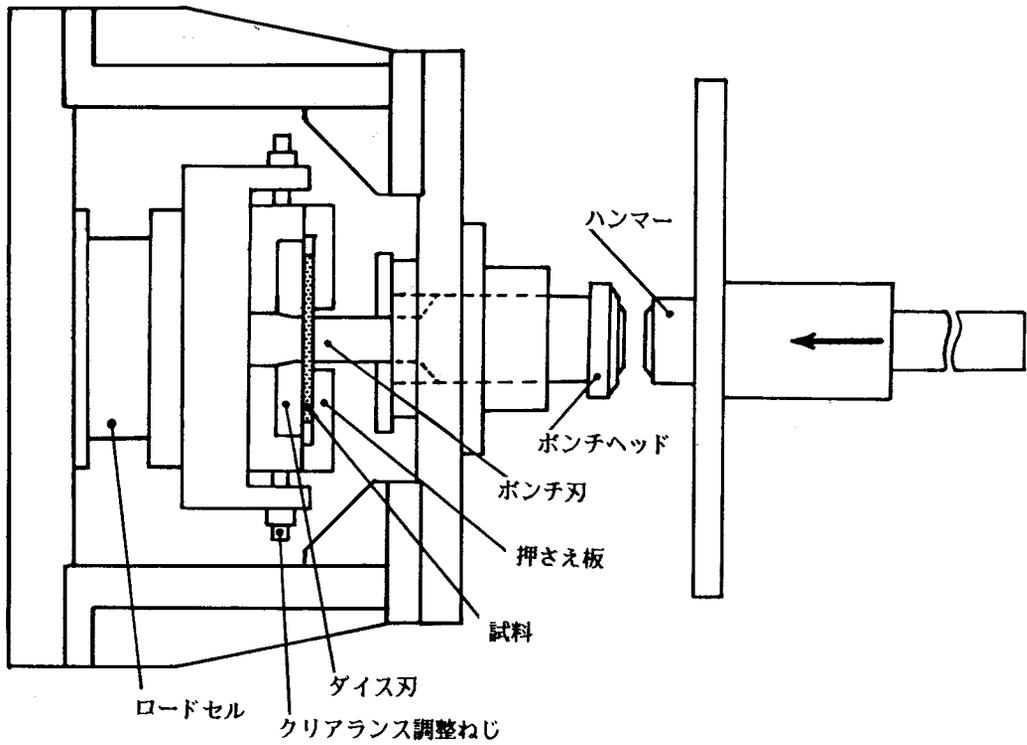
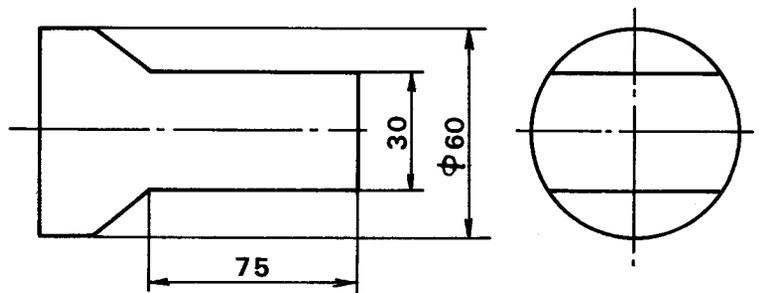
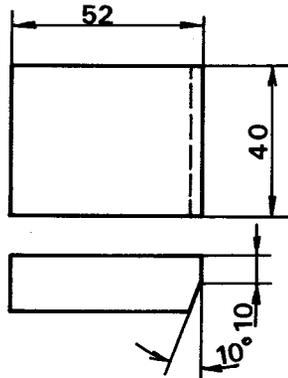


図 2.2.3 せん断装置の構造



(1) ポンチ刃



(2) ダイス刃

図 2.2.4 ポンチ刃とダイス刃の形状

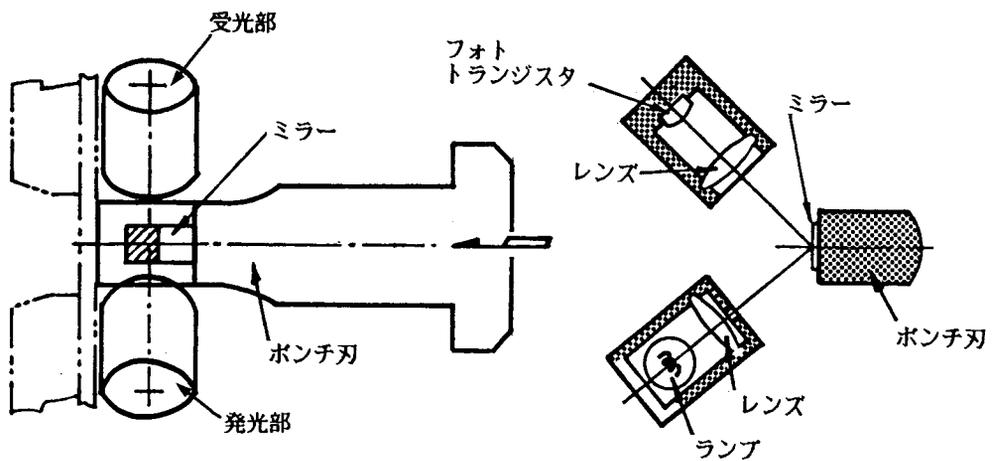


図 2.2.5 ホンチ刃変位の測定法

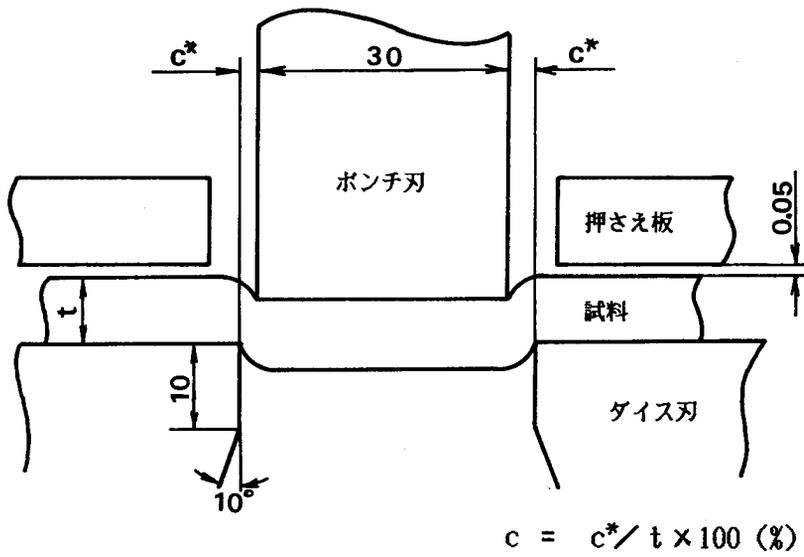


図 2.2.6 せん断刃と試料の位置関係

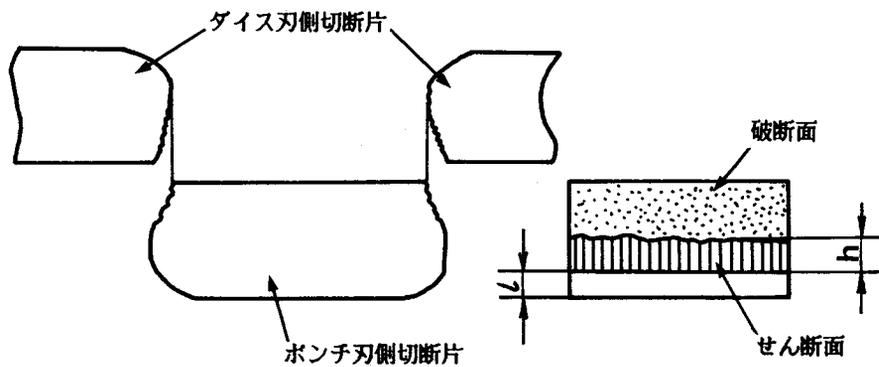
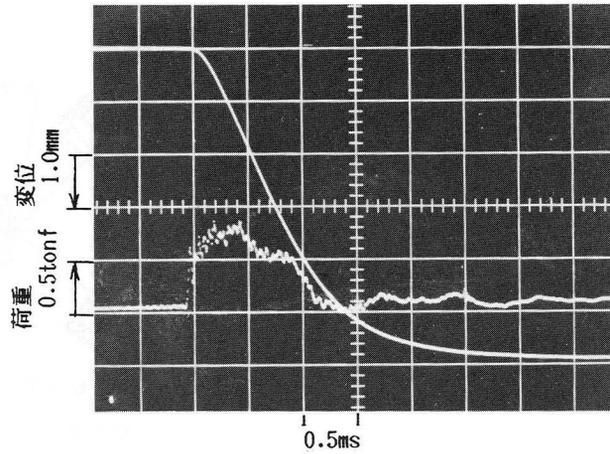
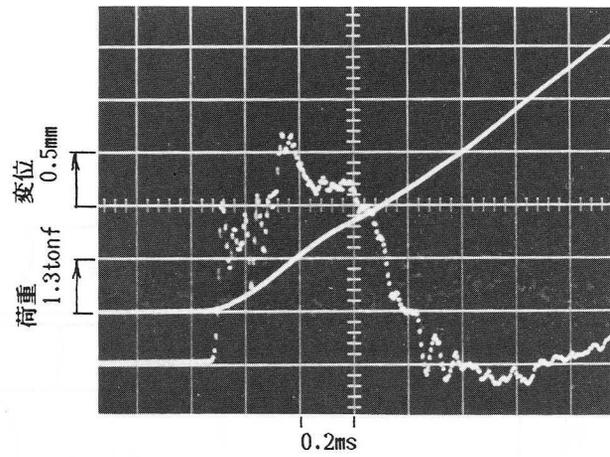


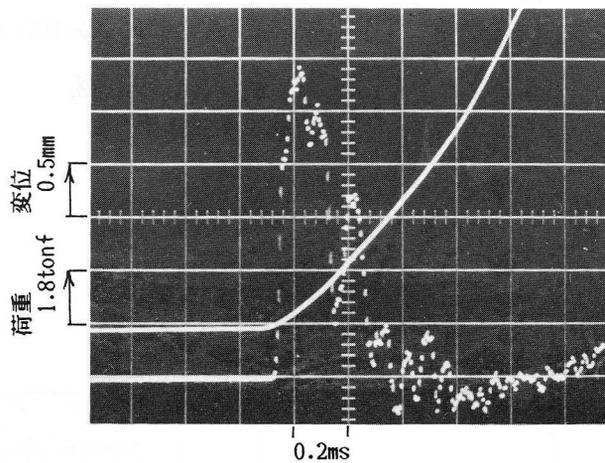
図 2.2.7 せん断後の切り口面概略図



(1) アルミニウム板



(2) 軟鋼板



(3) ばね鋼板

図 2.2.8 せん断荷重, ポンチ刃変位の時間変化 ($c = 8\%$)

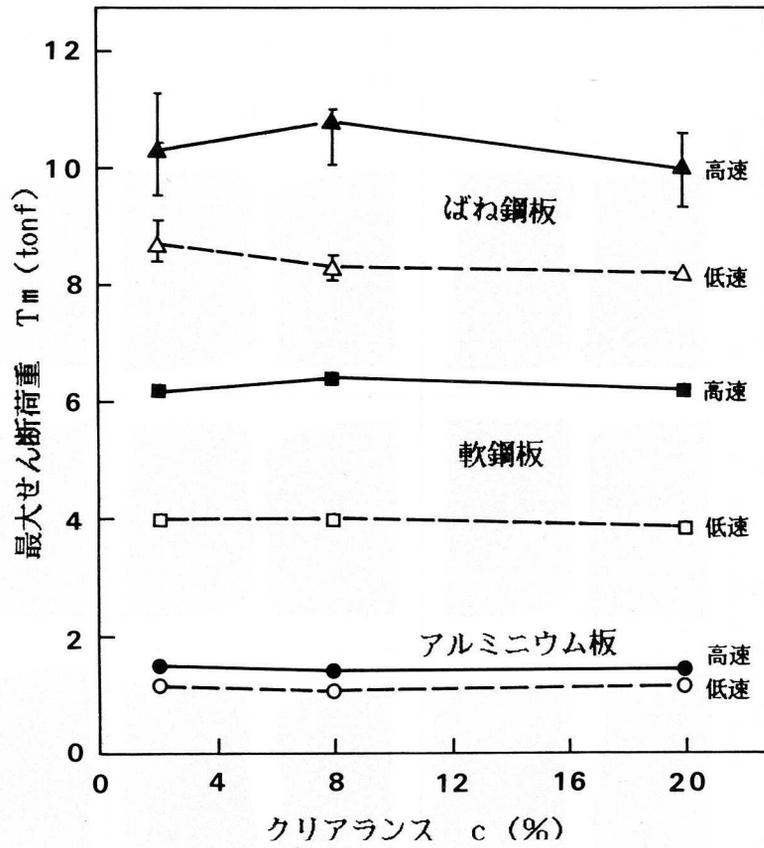


図 2.2.9 最大せん断荷重とクリアランスの関係

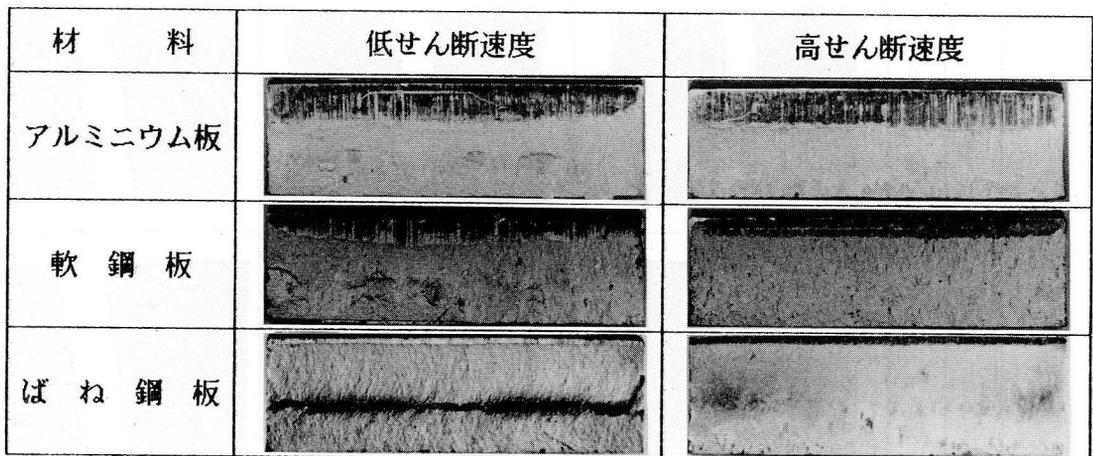
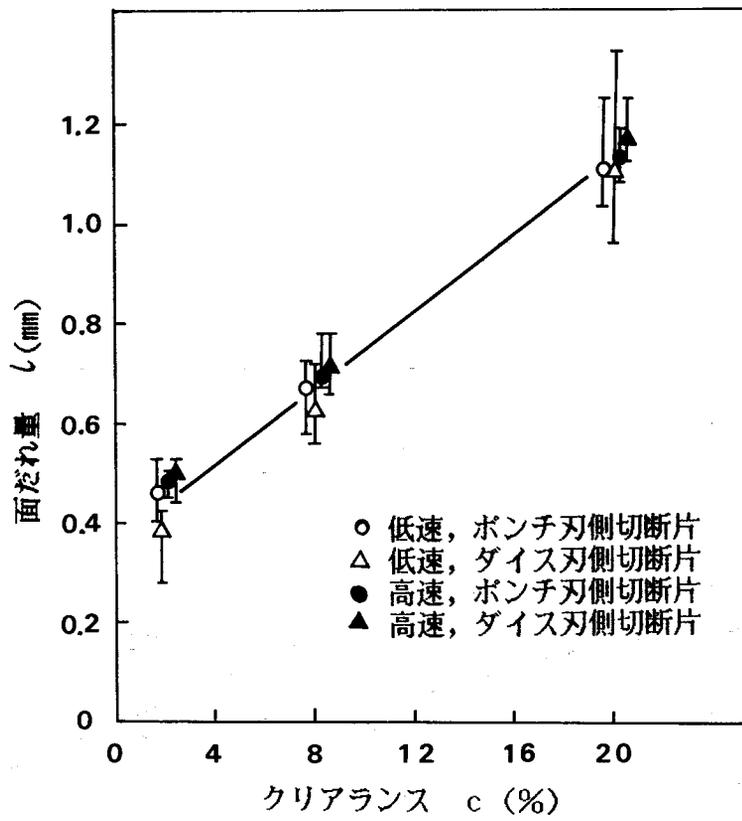


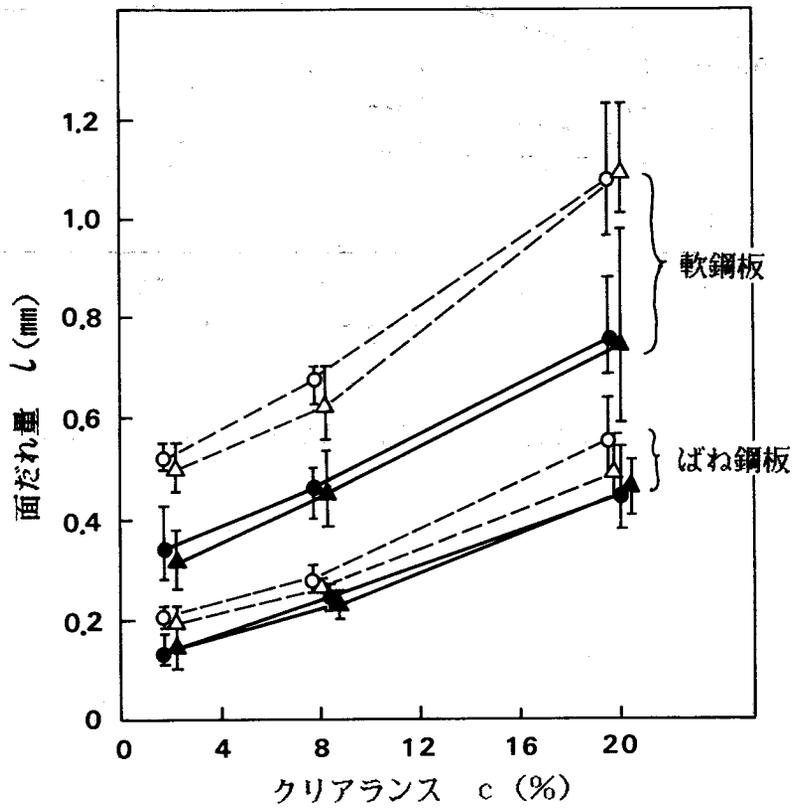
図 2.2.10 切り口面の外観 ($c = 8\%$, ダイス刃側切断片)

| 材 料 | 速 度 | ク リ ア ラ ン ス c (%) | | | | | |
|---------------------------------|--------|-------------------|--|---|--|----|--|
| | | 2 | | 8 | | 20 | |
| ア ル ミ ニ ウ ム 板 | 低 速 | | | | | | |
| | 高 速 | | | | | | |
| 軟 鋼 板 | 低 速 | | | | | | |
| | 高 速 | | | | | | |
| ば ね 鋼 板 | 低 速 | | | | | | |
| | 高 速 | | | | | | |

図 2.2.11 切 り 口 面 の 輪 郭



(1) アルミニウム板



(2) 軟鋼板, ばね鋼板

図 2.2.12 面だれ量に与える高速効果

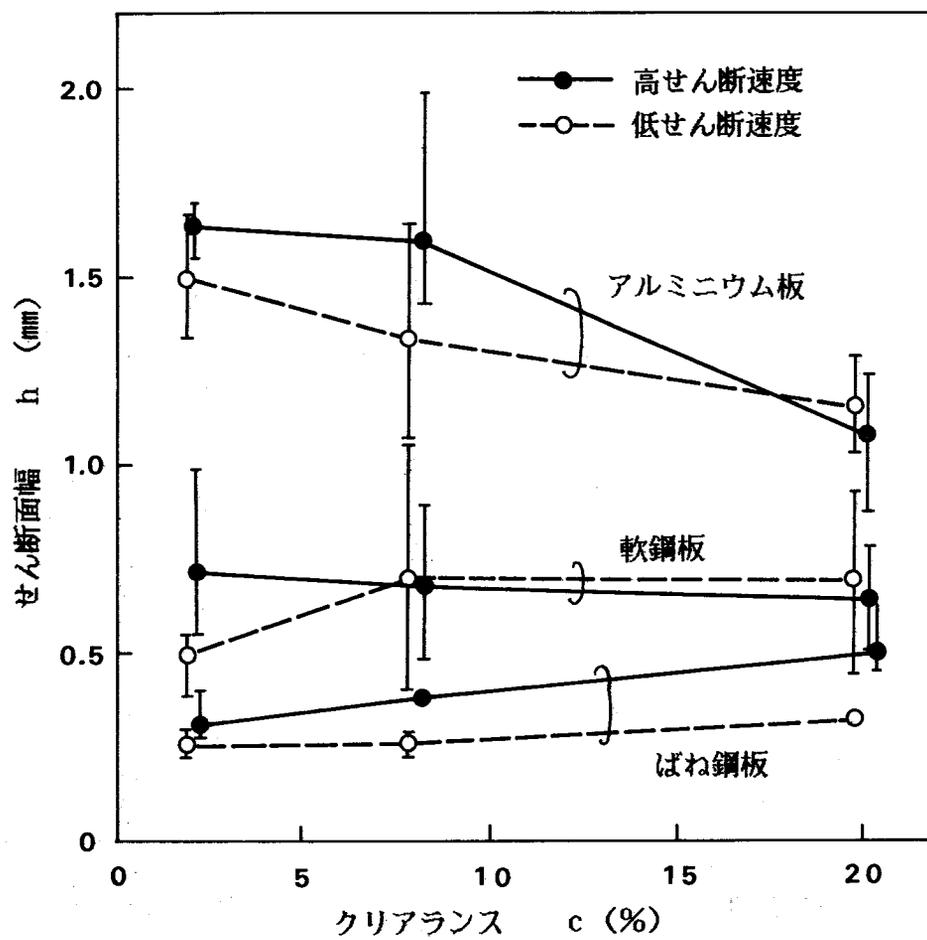


図 2.2.13 せん断面幅とクリアランスの関係

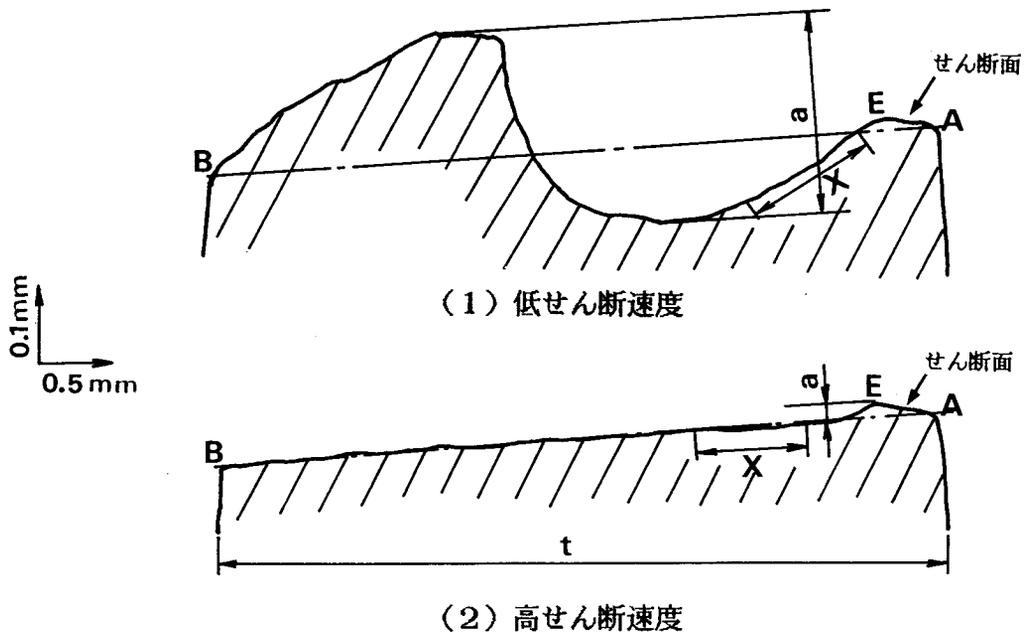


図 2.2.14 切り口面のプロフィール (ばね鋼板, $c = 8\%$)

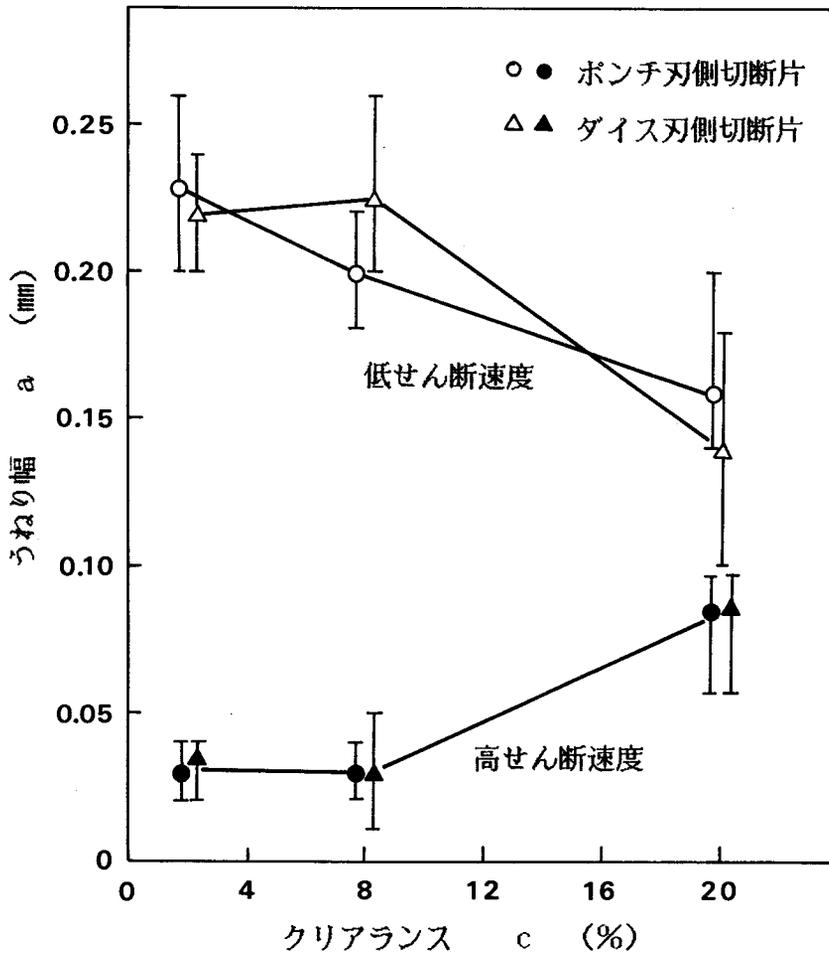
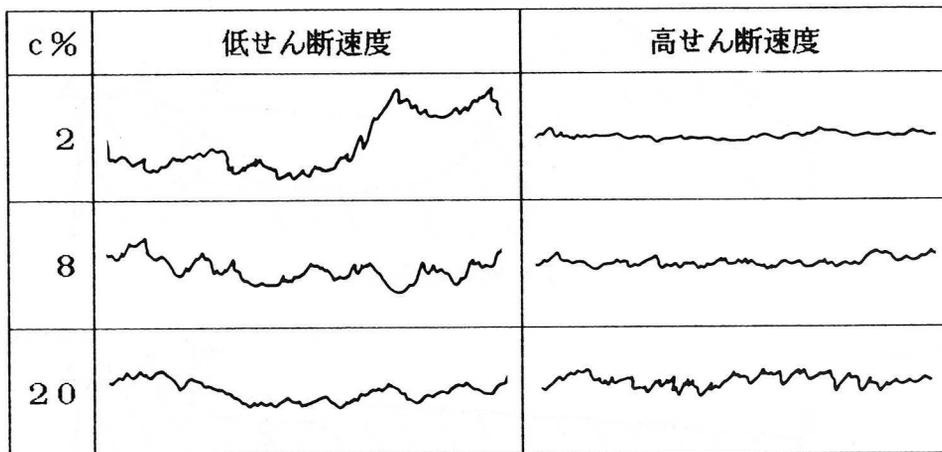
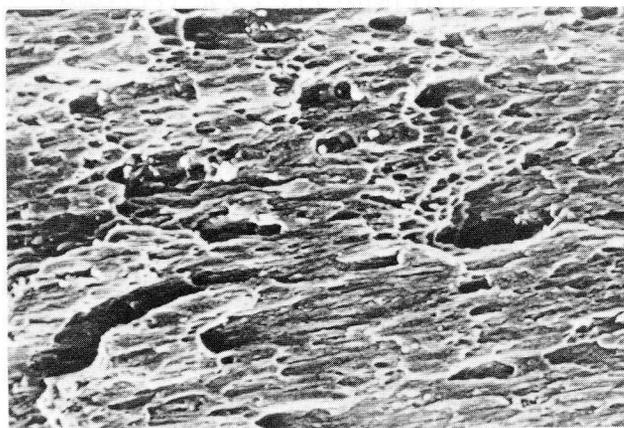


図 2.2.15 うねり幅とクリアランスの関係 (ばね鋼板)

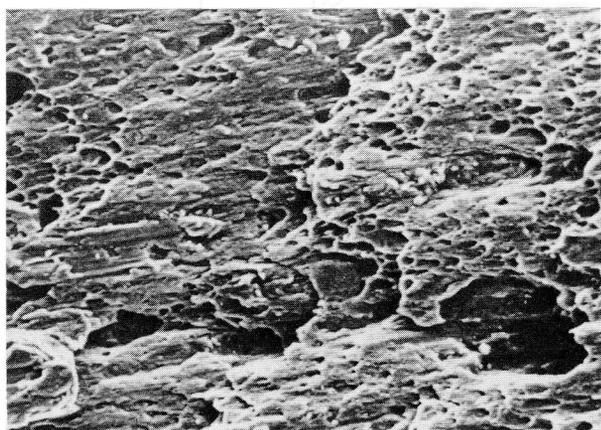


10μm
100μm

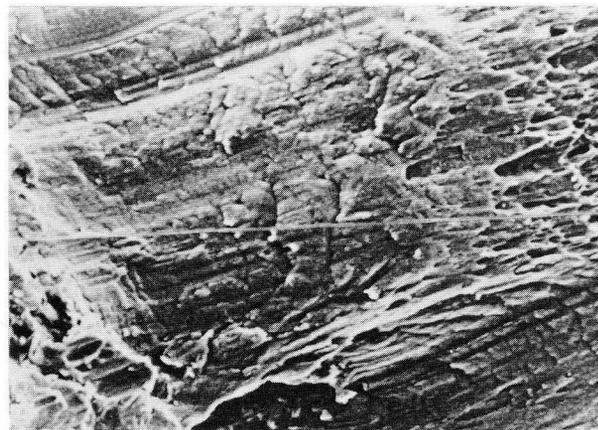
図 2.2.16 切り口破断面のあらさ (ばね鋼板)



(1) 低せん断速度 (未硬化材) x480



(a) 未硬化材 x480



(b) 硬化材 x480

(2) 高せん断速度

図 2.2.17 切り口破断面の走査型電子顕微鏡写真 (軟鋼板)



x 3500

(1) 低せん断速度



x 3500

(2) 高せん断速度

図 2.2.18 透過型電子顕微鏡による破断面観察
(レプリカ法, 軟鋼板-硬化材, $c = 2\%$)

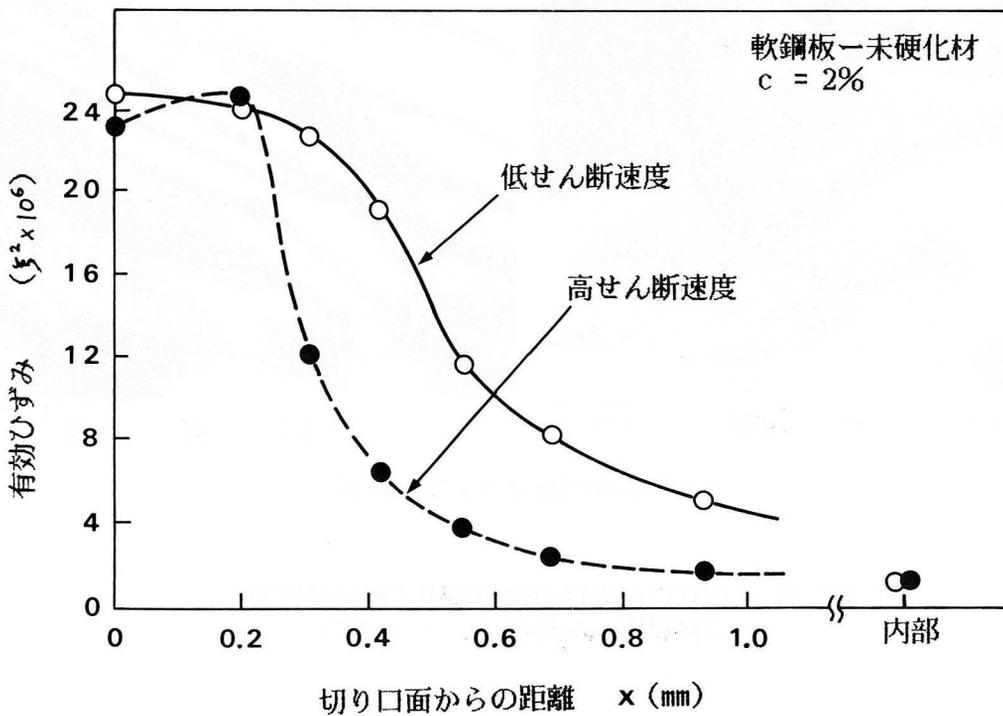
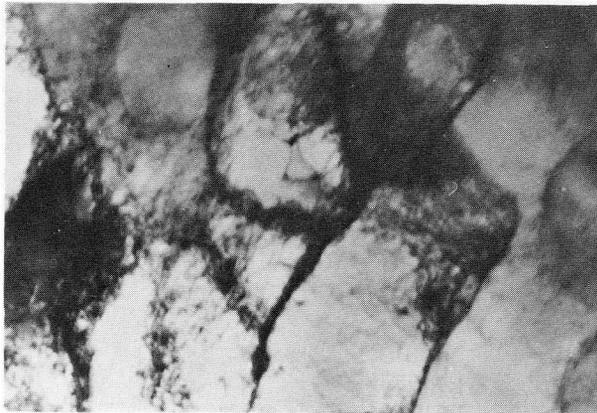


図 2.2.19 切り口面からの距離に対する有効ひずみの変化

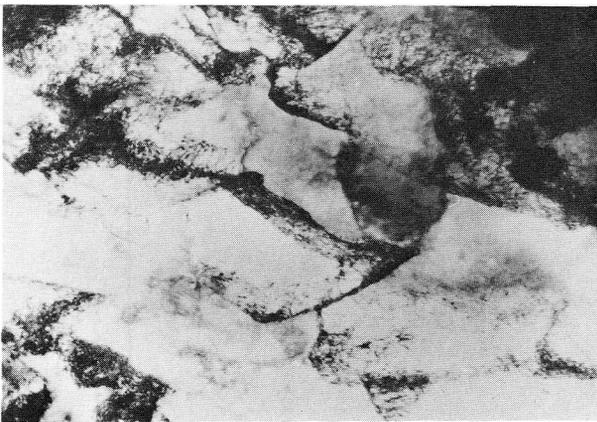


(a) 低 速 $0.5\mu\text{m}$

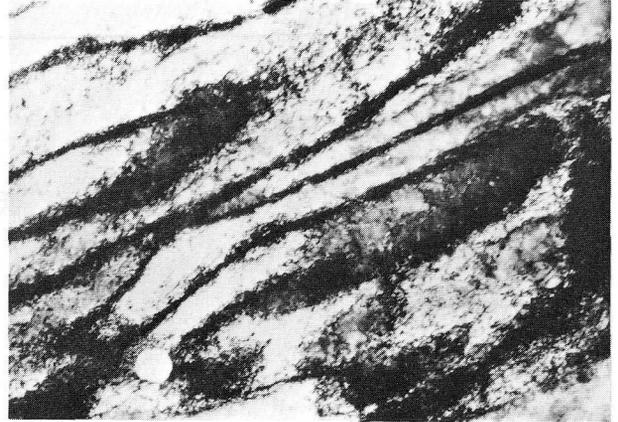


(b) 高 速 $0.5\mu\text{m}$

(1) 切り口面より0.35mm内部



(a) 低 速 $1\mu\text{m}$



(b) 高 速 $1\mu\text{m}$

(2) 切り口面より0.50mm内部

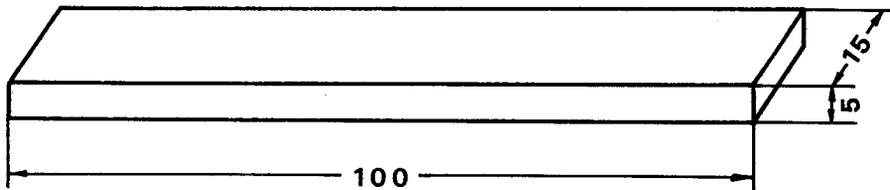
図 2.2.20 切り口面近傍の透過型電子顕微鏡写真
(軟鋼板—未硬化材, $c = 2\%$)

表 2.2.1 供試材の機械的性質

| | 引張り強さ(kgf/mm ²) | 伸び (%) | 硬さ Hv |
|------------------------|-----------------------------|--------|-------|
| アルミニウム板 (A1100-H12) | 13 | 15 | 40 |
| 軟鋼板 (SPHC) | 33 | 43 | 112 |
| *ばね鋼板 (SUP9) | 89 | 14 | 233 |

* 球状化焼鈍後20%引抜き加工

試料形状



第3章 圧印(コイニング)を併用したせん断加工

3.1 緒言

材料の分離を目的としたせん断加工では、切り口面をいかに垂直に、平滑に、また面だれが少ないように形成するかで色々な研究がなされてきた。第1章、第2章で述べたせん断法も、上記目的のために研究されたものである。しかし、液体や気体が板材の切り口面を通過するような部品では、それらの流れを、乱れない、定常流にするために、ある一定の傾斜(テーバー)を持った平滑な切り口面が必要な場合がしばしば起こる。例えば、糸から布を編む場合に用いられる織機においては、空気の圧力でよこ糸を送るエアージェット織機が脚光を浴びているが、これに用いられるウエフトガイドは、空気をいかにガイド部にとじ込めて効率よく糸を搬送するかが問題であり、そのためにガイド部を打抜いた後、切り口面全周を研削によって 15° 程度のテーバーをつけている⁹⁷⁾。このウエフトガイド1枚は板厚0.4mm程度の金属板からなり、これを数千枚、等間隔に並べて組み付けられるため、研削では非常に能率が悪く、また、ガイド部の形状からくる制約のため、研削法にも多大な苦勞が必要であり、加工工数がかかって量産向きではなく、また加工コストも高くなってしまふ。したがってせん断と同時に切り口面に所望のテーバーをつける方法の開発が望まれている。

その一方法として、せん断が進行していくと同時に、切り口面を塑性変形させて所望のテーバーに仕上げていく方法が有効と考えられ、コイニング式せん断加工法を開発した。この方法は、ボンチ刃の外周が台形になっており、切り口面がせん断と同時にボンチ斜面で塑性変形されて、ボンチ斜面になじんだ形状に成形されるものである。

本章ではコイニング式せん断加工方式で、切り口面に所望のテーバー加工を施すための条件を、エアージェット織機のウエフトガイドのガイド形状を用いて検討し、テーバー形状に与える最適せん断条件を明らかにするとともに、本加工法で試作したウエフトガイドの性能についても検討を加えた。

3.2 実験装置

せん断装置の外観を図2.3.1に、その構造を図2.3.2に示す。本装置は、ボンチ刃、外ダイス刃、内ダイス刃、板押さえから構成され、これらがダイセットに組み込まれた構造になっている。

慣用せん断法の場合、ダイス刃は図2.3.2 で示した外ダイス刃のみであるが、本せん断法では、内ダイス刃が加わったこと、およびポンチ刃の外周面がせん断方向に対して傾斜を持っていることが特徴である。ポンチ刃、外ダイス刃、内ダイス刃の形状を図2.3.3 に示す。これらの形状は後述するウエフトガイドのガイド部の形状にあわせた。

図2.3.3(1)に示したポンチ刃の刃先は、厚み a の平坦部が全周に設けられておりシェル構造になっている。外径部は、軸心 $O-O$ に対して刃先から 15° の傾斜を持って外径が増加する（断面が台形になる）ようになっている。なお、 $a=0.4\text{mm}$ の時のポンチ刃をポンチ刃 I、 $a=0.9\text{mm}$ の時をポンチ刃 II とすると、図中の A、B は図の表に示した値になる。

図2.3.3(2)に示した外ダイス刃は、ウエフトガイドのガイド部形状に合わせた切刃を持ち、供試材との位置合わせのため、供試材外径と同一形状の 0.3mm 深さの溝を設けた。また切刃部のランドは 1mm とし、 10° の逃げを設けてある。

図2.3.3(3)に示した内ダイス刃は、ポンチ刃の内面とのクリアランスを変えるため、図中の寸法 B' を変化させた 3 種類（内ダイス刃 I、II、III）を製作した。なお図中の寸法 A' および C' は外ダイス刃との位置決めのためにそれぞれ変化させたものであり、いずれの内ダイス刃も、 1mm のランドと 7° の逃げを設けた。

板押さえはせん断部近傍約 15mm の幅で押さえるようにし、板押さえ荷重は図2.3.2 で示した III ばねで与える方式を採用した。なおポンチ刃、外ダイス刃、内ダイス刃の材質は SKD 11 であり、熱処理によって硬さを $H_R C60\sim 62$ とした。また、せん断するための負荷源としては、主に 10t アムスラー型万能試験機を、一部の実験では 20t のクランクプレスを用いた。

3.3 実験方法

3.3.1 供試材

実験に用いた供試材の形状は図2.3.4 に示したように、外形がウエフトガイドの形状に打抜いたものである。本実験では図の点線で示したガイド部を打抜き、この切り口面にテーパーを付けようとするものである。供試材の材質はウエフトガイドの機能面を考慮して、SK5、SUS304、SUS430、を選んだ。それらの板厚および硬さを表2.3.1 に示す。

3.3.2 せん断条件

図2.3.5 にせん断した時の状態を模式的に示す。せん断加工後には、図に示したように製品（

外ダイス刃上に残る部分)、切り屑(外ダイス刃と内ダイス刃の間に押し込まれる部分)、抜きかす(内ダイス刃上に残る部分)の3つに切断される。本法はせん断開始からポンチ刃が押し込まれていくと、製品の切り口面はポンチ刃の斜面Pによって圧印(コイニング)されて、塑性変形を起こし、せん断終了時には斜面Pに沿った傾斜した切り口面が得られることを期待したものである。なお、内ダイス刃なしでせん断を行った場合は、ポンチ刃の斜面Pに沿った切り口面は得られないことが別の実験で観察されている。

図2.3.6 に装置に組み込まれた状態でのポンチ刃先、外ダイス刃先、内ダイス刃先の位置関係を示す。特に本加工法では、ポンチ刃と内ダイス刃のクリアランスが重要と考えられるので、図2.3.3 で示したポンチ刃I、IIと内ダイス刃I、II、IIIの組み合わせによってクリアランスを変化させた。この時、図2.3.6 に示した底辺、直辺、斜辺では、ポンチ刃と内ダイス刃のクリアランスは若干異なるので、底辺、直辺、斜辺のクリアランスをそれぞれ c_1 、 c_2 、 c_3 とした。表2.3.2 にポンチ刃と内ダイス刃の組み合わせによるせん断条件を示す。表中には c_1 、 c_2 、 c_3 の値も示した。条件Iはクリアランスが一番小さい場合で、条件IIが中、条件IIIが大である。

また条件IVはポンチ刃先の厚み a の影響を調べるために設定したもので、クリアランスは条件Iとほぼ同じである。また、本せん断法では、図2.3.5 で示した製品と切り屑が分離される必要がある。この分離に重要な因子として図中に示した外ダイス刃上面と内ダイス刃上面の高さ m が考えられるので、 m を0から供試材の板厚 t まで変化させ、製品と切り屑が分離される状況を調べた。

以上のせん断条件で加工された製品の切り口面形状を触針式3次元形状測定器の100倍で測定し、図2.3.7 に示した傾斜面長さ l 、面だれ量 h 、傾斜角度 θ を、底辺、直辺、斜辺にわけて求めた。

また、外ダイス刃先とポンチ刃斜面Pとの距離 n が大きい条件(ポンチ刃ストローク S が小さい条件)で製品と切り屑が分離する場合は、 n による傾斜面長さ l の変化も求めた。なおSK5材を用いて、最適せん断条件での加工数による傾斜面長さ l 、面だれ量 h 、傾斜角度 θ の変化も求めた。平均のせん断速度 v は10t_{ラムスラー型万能試験機}を用いた場合 $v \approx 0.05\text{mm/s}$ 、20t_{クランクプレス}を用いた場合 $v \approx 10\text{mm/s}$ である。

3.3.3 せん断品の空気漏れ観察法

最適せん断条件でガイド部が打抜かれたSK5材のウエフトガイド360枚を図2.3.8 に示したようにピッチ1mmで編み組みし、ガイド部に空気を流し込んだ場合の空気もれをシュリーレン法に

よって観察した。その構成を図2.3.9 に示す。観測部内では、空気の密度に変化がなければ、光源から出た光は平行光線となるが密度勾配を持つと光は屈折する。それらの光をナイフエッジによって調整することによりスクリーン上の光の明暗があらわれる。今、ガイド部内に空気と異なった密度の気体を流し込むと、気体がガイド外に多くもれる場合は、広い範囲にわたって密度勾配を持ち、スクリーン上に明暗があらわれるので、その程度により空気もれの状態を観察した。用いた光源はキセノンランプであり、ノズルから噴射した気体は圧力 0.5kgf/cm² のフロンガスである。

3.3.4 せん断品の風速分布測定法

図2.3.8 に示した編み組みされたウエフトガイドのガイド内の風速分布を、図2.3.10に示した方法で測定した。すなわち、編み組みされたウエフトガイドの長手方向に50mm間隔でノズルを配し、ノズルから圧力 1.6 kgf/cm²の空気を噴射させガイド内の風速分布をピトー管により測定した。ノズルはφ0.7mm の穴が 4mm間隔で2ヶ設けてあり、その穴から噴射角35° で空気を噴射する。測定位置はノズルNo.5とNo.6の間の10mm毎であり、各位置でガイド内0.5mm 間隔で風速を測定して分布を求めた。ピトー管の先端内径は0.5mm であり、ガイドの長手方向と平行に取り付け、得られたピトー管圧力をその点の全圧とみなし次式によって風速を算出した。

$$\text{風速 } v = \frac{2g}{\eta \gamma} (P_t - P_o) \quad \begin{array}{l} \eta : \text{ピトー管係数} (\approx 1) \\ P_o : \text{静圧} (\approx 1) \end{array} \quad \begin{array}{l} P_t : \text{全圧} \\ \gamma : \text{比重} \end{array}$$

なお本法で成形したウエフトガイドの風速分布がどの程度かを比較するために、研削加工によってガイド部に15° の傾斜を付けたウエフトガイドの風速分布も調べた。

3.4 実験結果

3.4.1 製品と切り屑の分離状況

表2.3.2 に示した条件でせん断したせん断品の製品、切り屑、抜きかすの分離状況の一例を図2.3.11に示す。製品と切り屑が分離されるものは分離された時点のポンチ刃ストロークSでせん断を中止し、分離されていないものは、せん断荷重が急激に増加する時点（ポンチ刃斜面Pと外ダイス刃先の距離nが非常に小さくなる）でせん断を中止した。なお、この時の外ダイス刃上面と内ダイス刃上面の高さは同一面内（m=0）である。図2.3.11でタイプ1は製品と切り屑と抜

きかすが完全に3つに分離できる場合、タイプ2は製品と切り屑が分離できない場合、タイプ3は製品と切り屑が分離でき、切り屑と抜きかすが分離しない場合である。表2.3.2 に示した条件でせん断した時のポンチ刃ストロークと、製品切り屑、抜きかすの分離状況を表2.3.3 に示す。表中には、ポンチ刃斜面Pと外ダイス刃先との距離 n も示した。

表2.3.3 からわかるように、SK5材は、条件I、II、IVでタイプ1の分離、条件IIIでタイプ3の分離となり、いずれも製品と切り屑の分離が可能で、その時の n は0.35mm以上ある。一方、SUS304、SUS430材の場合は、ポンチ刃と内ダイス刃のクリアランス c が小さい条件I、IIでは、タイプ2の分離となり、製品と切り屑が分離できなかったが、 c が大きい条件IIIでは、タイプ3の分離となり、製品と切り屑の分離が可能であった。また、 c が小さくてもポンチ刃先の厚み a が大きい条件IVでは、SUS304、SUS430ともタイプ1の分離となったが、 n は0.1mm以下と非常に小さかった。

3.4.2 切り口面の性状

(1) 切り口断面の形状： 切り口断面の拡大写真の一例を図2.3.12に示す。切り口断面は面だれ、平坦な傾斜面、破断面から構成されている様子がうかがえる。表2.3.2 で示した条件でせん断した切り口面を、3次元形状測定機で測定した結果の一例を図2.3.13に示す。ここでSK5材の場合は、表2.3.3 に示すように、他の供試材より小さいポンチ刃ストローク S で切断するので、切断後もさらに S を大きくして、ポンチ刃斜面Pと外ダイス刃先の距離 $n=0.1\text{mm}$ になるままでポンチ刃を押し込んだ製品であり、またせん断のみで製品と切り屑が分離しないSUS304、SUS430では、手で両者を分離（簡単に分離可能）して測定した。ポンチ刃と内ダイス刃のクリアランスが大きいせん断条件IIIの場合は特にSUS304、SUS430で傾斜した平坦面が明確ではなかったが、他の条件では、いずれの供試材も図2.3.13で示したような面だれ、平坦な傾斜面が測定された。

(2) 傾斜面長さ： 図2.3.13に示した切り口面形状より傾斜面長さ l を求め、板厚に対する比 $\alpha=l/t$ としてあらわし、 α とポンチ刃と内ダイス刃のクリアランス c の関係を図2.3.14に示す。同一せん断条件でも切り口面の底辺、直辺、斜辺で c は異なるので個別に示した。またポンチ刃先厚み $a=0.9\text{mm}$ の場合（せん断条件IV）についても併記した。どの供試材でもクリアランスが大きくなると α は減少する傾向を示している。しかし、SK5材は、 α の減少割合は小さいのに対し、SUS304、SUS430では、 c が0.1mm程度から0.5mm程度に大きくなると α は約半分に減少する。すなわち、長い傾斜面を得るためには、ポンチ刃とダイス刃のクリアランスをできる

だけ小さくする必要がある。また、ポンチ刃先厚み a が大きくなっても傾斜面長さにはほとんど影響しないことが図2.3.14からわかった。

(3) 面だれ量： 図2.3.15に、板厚 t に対する面だれ量 h の比 $\beta = h/t$ と、ポンチ刃と内ダイス刃のクリアランス c の関係を示す。どの材料も c が増加すると β も増加する傾向を示し、SK5材ではその増加割合は小さいが、SUS304、SUS430では大きく、 c の大きいところでは板厚の40%近くにもなる。この面だれ量は製品としては小さいことが望ましいことから、クリアランスは小さくする必要がある。

(4) 傾斜面角度： 図2.3.13の切り口面形状より求めた傾斜面角度 θ を表2.3.4 に示す。クリアランス c の小さいせん断条件Ⅰ、Ⅱでは供試材による差は小さく $17^\circ \leq \theta \leq 18.5^\circ$ の範囲にあるが、 c が大きい条件Ⅲでは、 $15.5^\circ \leq \theta \leq 20^\circ$ とばらつきが大きくなる。これは、傾斜面長さ l が小さいことによる測定上のばらつきと、 c が大きいことによる板面の曲がり発生が原因と考えられる。ポンチ刃先厚み a が大きい条件Ⅳでは θ は小さくなる傾向を示している。

3.4.3 最適せん断条件

せん断加工によって切り口面に傾斜した平坦部を形成する本加工法では、製品と切り屑が分離すること、傾斜面長さが大きいこと、面だれが小さいことが必要であり、さらに、ポンチ刃、外ダイス刃、内ダイス刃等のせん断工具の寿命が長いことなどが重要である。このうち、傾斜面長さを大きくし、面だれを小さくするためにはポンチ刃と内ダイス刃のクリアランスを小さくすることが必要であることは2.4.2項で述べた。しかし、クリアランスを小さくすると表2.3.3で示したように、製品と切り屑が分離しないか、分離してもポンチ刃斜面と外ダイス刃先の距離 n を非常に小さくする必要があり、このために外ダイス刃先を損傷させる可能性がある。一般に機械プレスを用いて、本法によるせん断を行う場合、プレスの精度、工具の加工精度等を考えると、ポンチ刃斜面と外ダイス刃先の距離 n は0.1mm 以上必要である。このような条件で製品と切り屑を分離させる一手段として、内ダイス刃上面を外ダイス刃上面より下げ、製品と切り屑のせん断を、切り屑と抜きかすのせん断より先行させる方法を検討した。

ここでは、外ダイス刃と内ダイス刃の高さの差 m を変えた場合の製品、切り屑、抜きかすの分離状況を調べ、あわせて m が傾斜面長さ、面だれ量に与える影響を調べた。またポンチ刃斜面と外ダイス刃先の距離 n が傾斜面長さ l におよぼす影響についても、SK5材を用いて調査した。なお、 l におよぼすポンチ刃先厚み a の影響は小さいことから、 $a = 0.9\text{mm}$ のポンチ刃を用いた(表2.3.2のせん断条件Ⅳ)。

図2.3.16は、 m と n の組み合わせによる製品と切り屑の分離条件を示したものである。タイプ1は製品、切り屑、および抜きかすがすべて分離する場合、タイプ2は少なくとも製品と切り屑が分離されない場合、タイプ3は製品と切り屑は分離されるが、切り屑と抜きかすは分離されない場合である。少なくとも製品と切り屑が分離する条件は、材料によって異なっている。前述したように、実用を考えると $n \geq 0.1$ で分離する必要がある、この条件では、SK5材、SUS304材の場合、どの m でも分離可能であるのに対し、SUS430材の場合は $m \geq 0.15\text{mm}$ で分離可能となる。一方どの材料も、 $0.3\text{mm} \leq m \leq t$ の範囲ではタイプ3の分離となる。このタイプ3の分離では、スクラップとなる切り屑と抜きかすが一体になるため、実用性を考えた場合、切り屑が外ダイス刃と内ダイス刃の間隙から排除しやすく、スクラップ処理に対して有利となる。

図2.3.17は傾斜面長さ $\alpha (= \ell / t)$ および面だれ量 $\beta (= h / t)$ におよぼす m の影響を $n = 0.1\text{mm}$ の場合について示したものである。どの材料も m が変わっても傾斜面長さ、面だれ量にほとんど変化を与えないことがわかる。SUS304材の $m = 0$ 、SUS430材の $m = 0.1$ で α が増加しているのは、この条件では、製品と切り屑が分離しないため、人力で分離させたことによる影響が出たものと思われる。以上のことから、外ダイス刃上面と内ダイス刃上面の高さの差を変化させても傾斜面長さはほとんど変わらず、板厚の50%以上は確保できることがわかった。なお切り口傾斜面の傾斜角 θ は、どの材料、どの m でもすべて $15 \sim 16^\circ$ であった。

図2.3.18に、SK5材の場合のポンチ刃斜面と外ダイス刃先の距離 n と、傾斜面長さ $\alpha = \ell / t$ の関係を示す。 n が小さくなる、すなわちポンチ刃ストロークを大きくするほど傾斜面長さは増加することがわかる。すなわち、製品と切り屑が分離しても、さらにポンチ刃を追い込んで、ポンチ刃斜面と外ダイス刃先をできるだけ近づける（実用的には $n \approx 0.1\text{mm}$ ）ことで、長い傾斜面を形成できることがわかった。

3.4.4 傾斜面長さ、面だれ量と加工数の関係

SK5材を用い、せん断条件IV（表2.3.2）のポンチ刃、内ダイス刃の組み合わせ（ポンチ刃と内ダイス刃のクリアランス $c = 0.04 \sim 0.07\text{mm}$ ）で、外ダイス刃上面と内ダイス刃上面の高さの差 $m = 0$ の条件で、ポンチ刃を $n = 0.1\text{mm}$ （ n ：ポンチ刃斜面と外ダイス刃先の距離）まで追い込み、製品を480枚作成した。この時使用した負荷源は20トクランクプレスで、平均ポンチ刃速度は 10mm/s である。その中から100枚毎に傾斜面長さ ℓ 、および面だれ量 h を測定し、加工数との関係を調べた。その結果を図2.3.19に示す。傾斜面長さは、測定した位置によって差はあるが、同一測定場所では、加工数による差は認められず、いずれも板厚の50%以上になっている。また、

面だれ量はどの加工数でも測定場所で差がなく、加工数による差も認められない。なお、切り口の傾斜面の角度 θ は、加工数が変わっても $15^\circ \leq \theta \leq 16^\circ$ の範囲にあった。

3.5 せん断品の性能

3.5.1 空気漏れ

本加工法でせん断したウエフトガイド 380枚(2.2.4項で示した製品を使用)を、図2.3.8に示したように編組みし、図2.3.9に示したシュリーレン法によって、空気のもれ状態を観察した結果を図2.3.20に示す。(1)は慣用せん断法で製作したウエフトガイドの場合で、比較のために示した(外形は多少異なるが、ガイド部の形状は同一)。慣用せん断法で製作したウエフトガイドは、ガイド部に板厚方向の傾斜が付けていないため、空気(フロンガスで可視化)もれが激しく、ガイドから離れた位置にまで空気が広く拡散している様子が観察される。一方、(2)で示したように、本加工法で製作したウエフトガイドは、ガイド近傍でのみ空気もれが観察され、ガイドから離れた位置にまで拡散していない。すなわち、空気はガイド部から激しく飛び出さないことが確認され、本加工法で製作されたウエフトガイドは空気もれに対して大きな効果があることが示された。

3.5.2 風速分布

図2.3.10に示した方法で測定したウエフトガイド内の風速分布を図2.3.22に示す。比較のために慣用せん断法でガイド部を打抜いた後、ガイド部の切り口面に研削加工によって、 15° の傾斜を付けたウエフトガイドの風速分布も示した。本せん断法で製作したウエフトガイド内の風速分布は、ノズルからの距離 X が変わっても、研削加工で製作したガイド内の分布とよく似た形を示している。しかし、等風速線は、どの X でも、研削加工品の方が、本方式による加工品よりもガイドの開口部側に位置している。これは本方式による加工品のガイド内からの空気のもれが、研削加工品より多いことを示しており、この理由は、研削加工品の傾斜面長さ l が板厚のほぼ100%になっているのに対し、本方式による加工品では、図2.3.19に示したように l は板厚の50~70%になっているためと考えられる。

図2.3.22に図2.3.21から読み取った最大風速 V_m と、ノズルからの距離 X との関係を示す。 X が大きくなると V_m も減少するが、本方式による加工品の減少割合は研削品と大差ない。しかし、いずれの X でも研削加工品にくらべて、本方式による加工品の V_m は若干小さくなり、本測定範

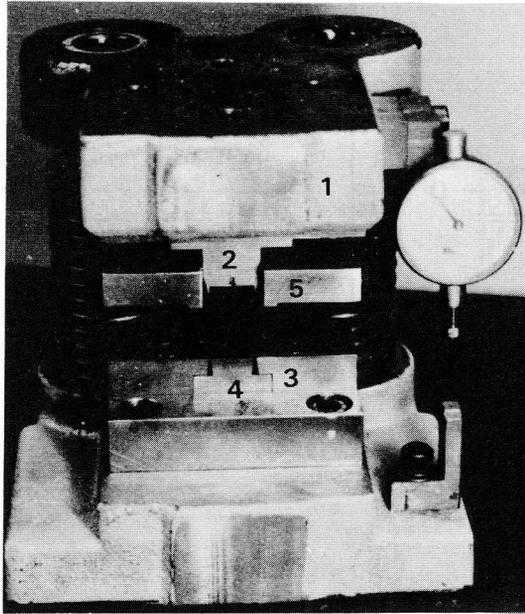
囲での平均的な最大風速の低下は約 8%程度であった。

以上の結果から、コイニング式せん断加工によって製作したウエフトガイドの性能は、研削加工によって製作したものに比べて若干劣るが、慣用せん断法によって製作したものより、空気もれは大巾に改善されることがわかり、実用化の見通しを得ることができた。

3.6 結言

薄金属板のせん断加工と同時に、切り口面にある一定の傾斜を持った平滑な傾斜面を形成する方法として、せん断の進行と同時に切り口面を順次圧印していくコイニング式せん断加工法を開発し、エアージェット式織機に用いられているウエフトガイドを対象にガイド部を形成するための最適加工条件を検討し、あわせて本加工法で作られたウエフトガイドの性能について調査した。その結果、次の事柄が明らかとなった。

- (1) 外ダイス刃と内ダイス刃の間隙に外周が 15° の傾斜を持つボンチ刃で、供試材の一部を押し込みながらせん断するコイニング式せん断加工法によって、切り口面に 15° の傾斜を持った平坦な面を形成できた。
- (2) ボンチ刃と内ダイス刃のクリアランスを小さくすると、平坦な傾斜面長さは増加し、面だれは減少する。
- (3) 傾斜面長さ、面だれに与えるボンチ刃先端厚みの影響は小さい。
- (4) 加工品と切り屑の分離は、内ダイス刃上面を外ダイス刃上面より下げることによって容易になる。
- (5) ボンチ刃ストロークを大きくすると、傾斜面長さは増加するが、ボンチ刃斜面と外ダイス刃先の干渉に注意する必要がある。
- (6) 本実験範囲では、加工数による傾斜面長さ、面だれ量、傾斜角度の変化はなかった。
- (7) 本法で加工、製作したウエフトガイドの空気もれ、風速分布を観察、測定した結果、慣用せん断+研削加工品にくらべて性能は若干劣るが、慣用せん断のみで製作したものより格段に向上し、実用化の見通しを得た。



1. ダイセット 2. ポンチ刃 3. 外ダイス刃
4. 内ダイス刃 5. 板押さえ

図 2.3.1 せん断装置の外観

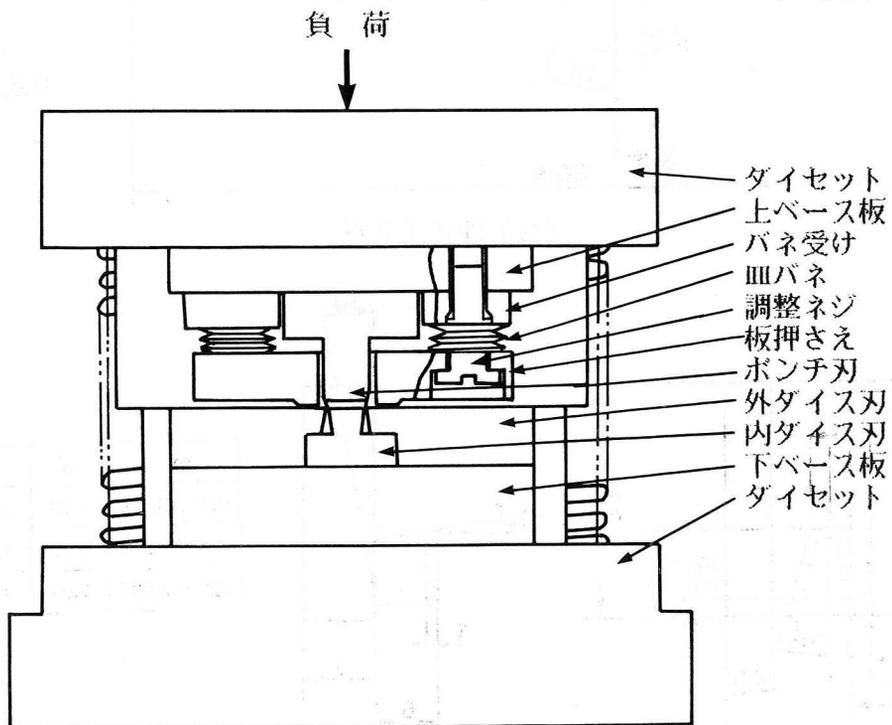
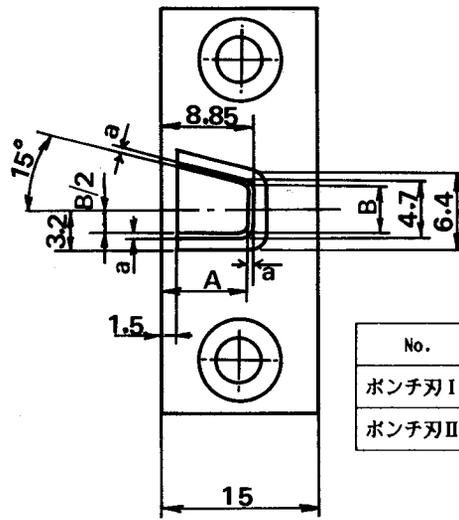
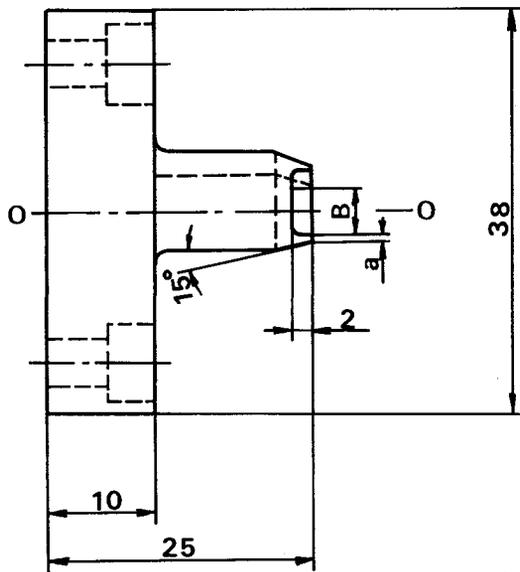
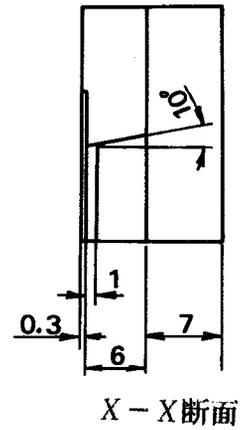
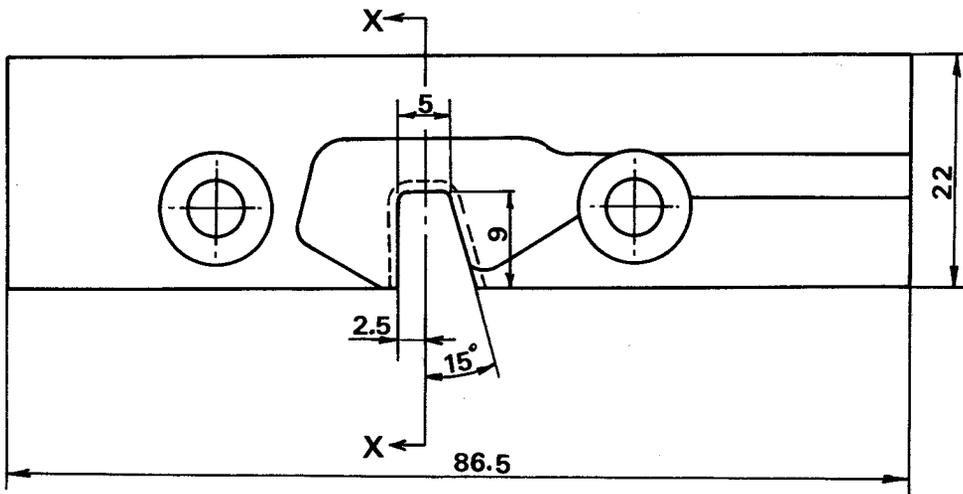


図 2.3.2 せん断装置の構造

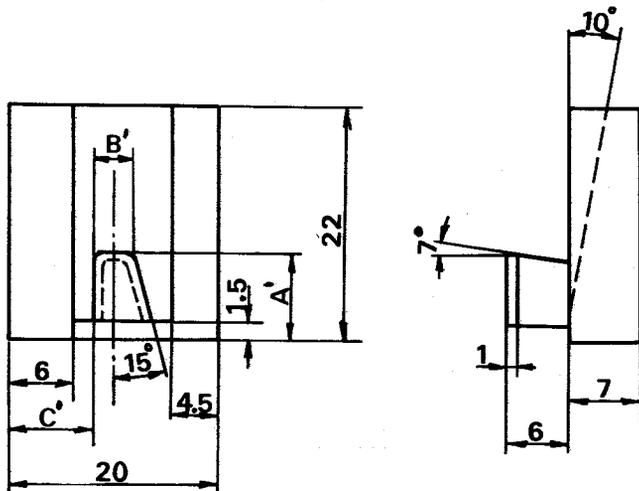


| No. | A | B | a |
|--------|------|------|------|
| ポンチ刃I | 8.45 | 3.90 | 0.40 |
| ポンチ刃II | 7.95 | 2.90 | 0.90 |

(1) ポンチ刃



(2) 外ダイス刃



| No. | A' | B' | C' |
|----------|------|------|------|
| 内ダイス刃I | 8.20 | 3.80 | 8.20 |
| 内ダイス刃II | 8.05 | 3.60 | 8.30 |
| 内ダイス刃III | 7.90 | 3.15 | 8.55 |

(3) 内ダイス刃

図 2.3.3 ポンチ刃, 外ダイス刃, 内ダイス刃の形状

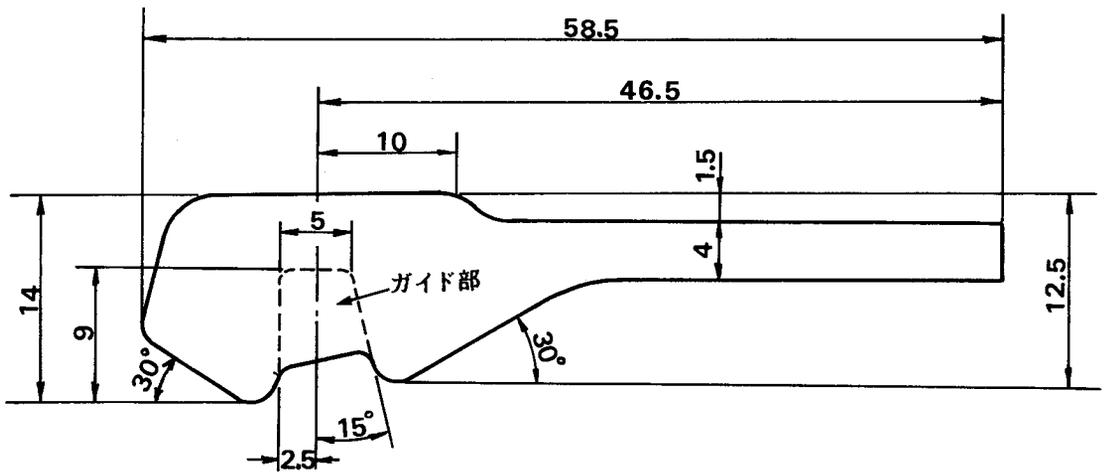
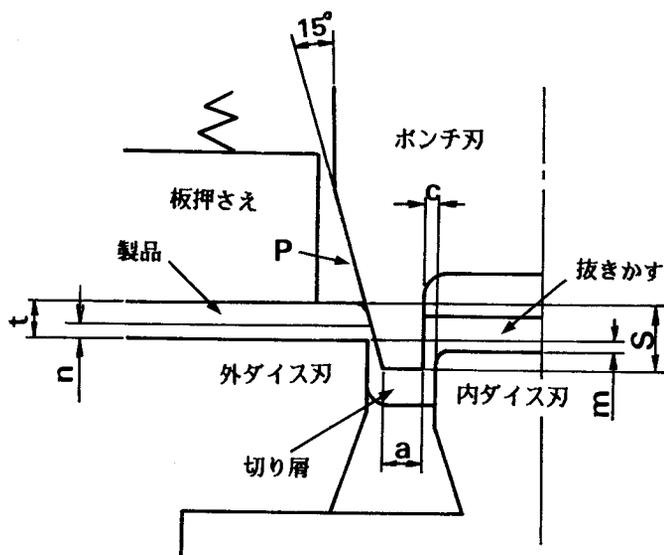


図 2.3.4 供試材の形状



| 記号 | 内容 |
|----|-------------------|
| c | ボンチ刃と内ダイス刃のクリアランス |
| a | ボンチ刃先厚み |
| S | ボンチ刃ストローク |
| n | ボンチ刃斜面Pと外ダイス刃先の距離 |
| m | 外ダイス刃と内ダイス刃の高さの差 |

図 2.3.5 せん断したときの模式図

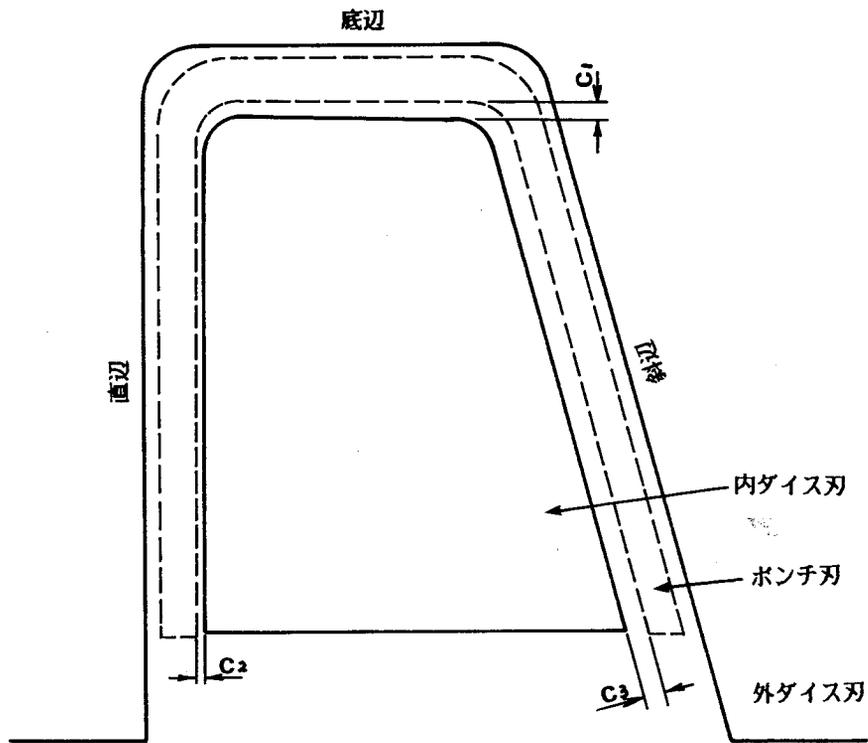


図 2.3.6 ポンチ刃先, 外ダイス刃先, 内ダイス刃先の位置関係

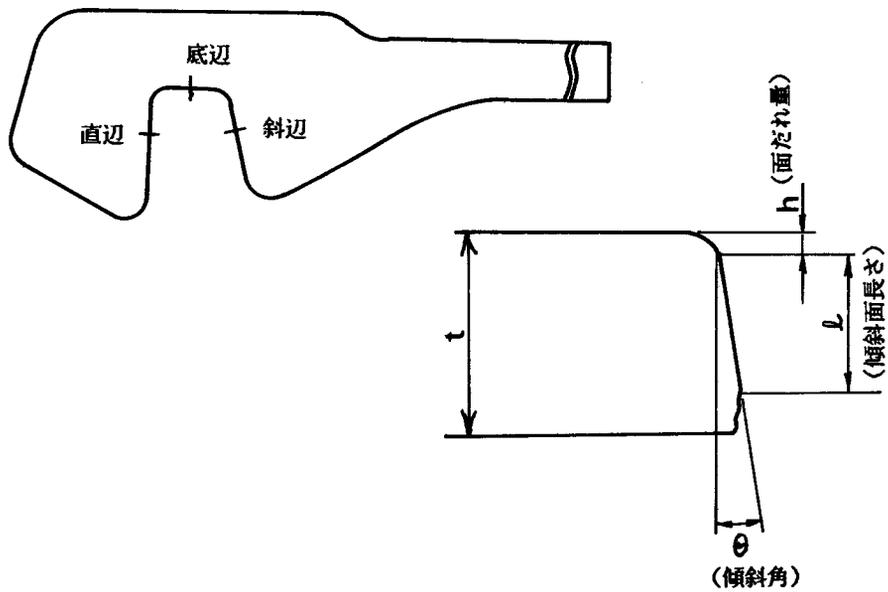


図 2.3.7 切り口断面の模式図

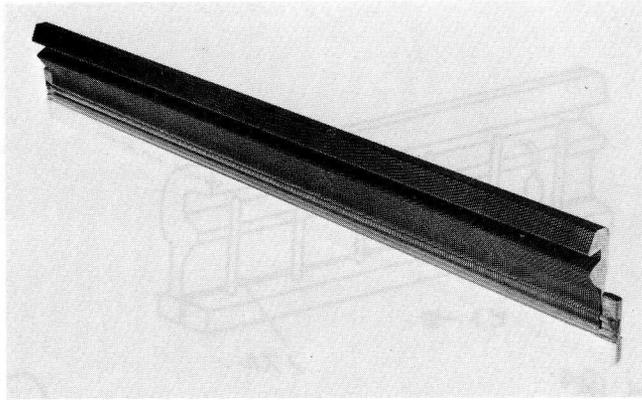


図 2.3.8 編組み後のウエフトガイド外観

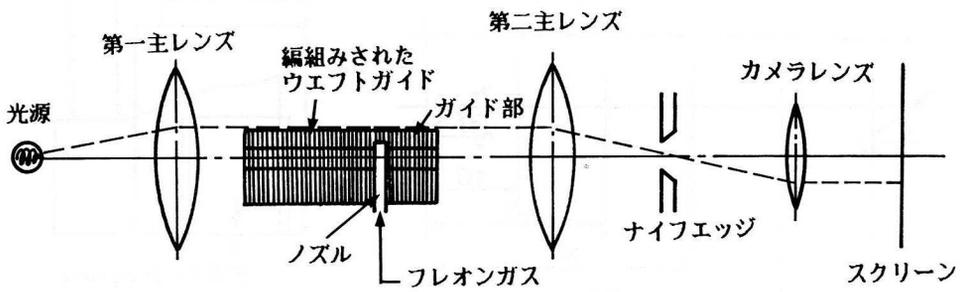


図 2.3.9 空気漏れ観察用装置の構成 (シュリーレン法)

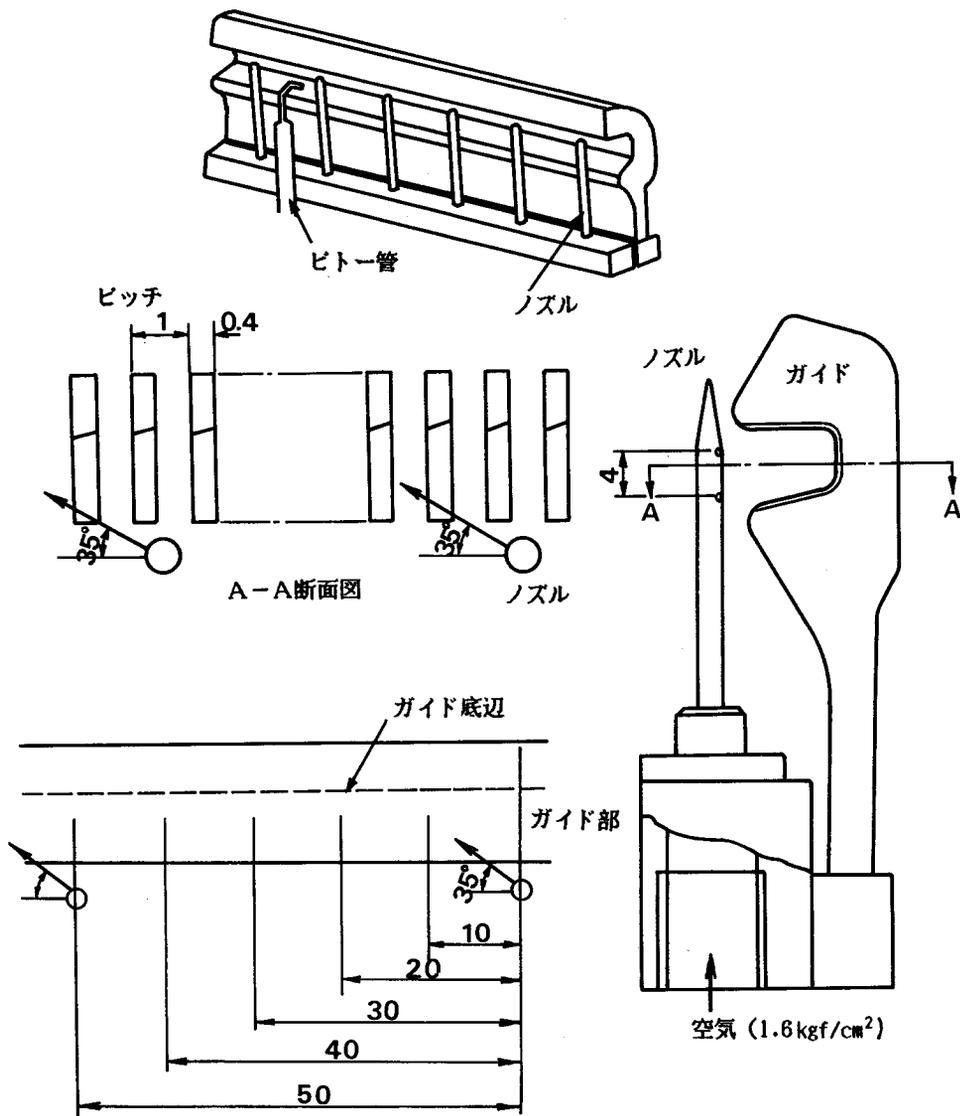


図 2.3.10 風速分布測定法

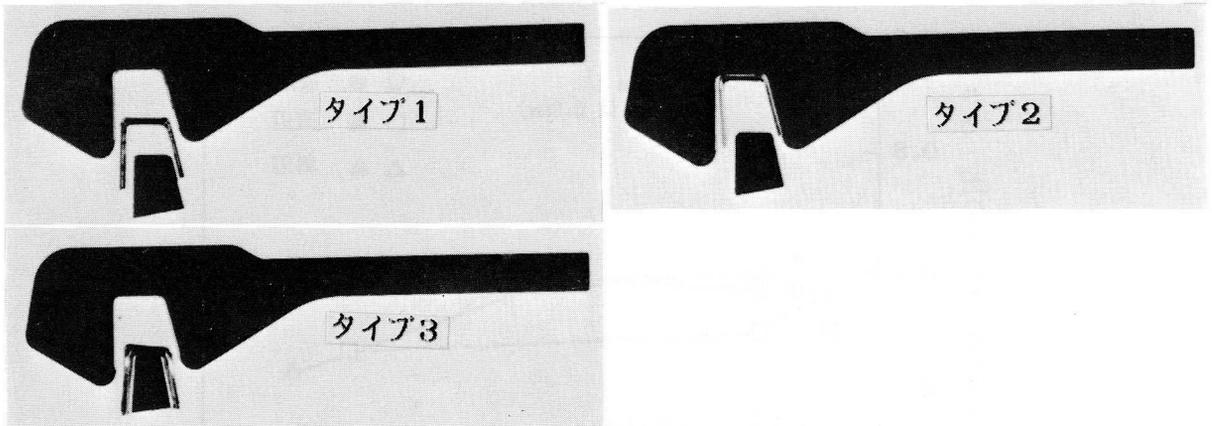


図 2.3.11 製品, 切り屑, 抜きかすの分離状態 ($m = 0$)

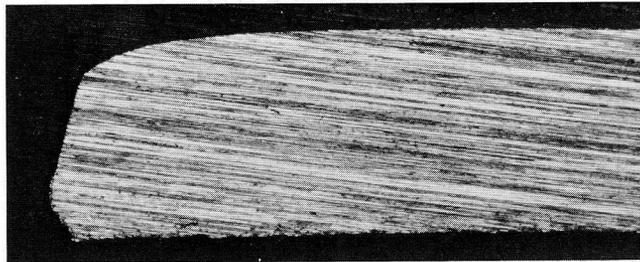


図 2.3.12 切り口断面の一例 (SUS304, 条件 I, 直辺)

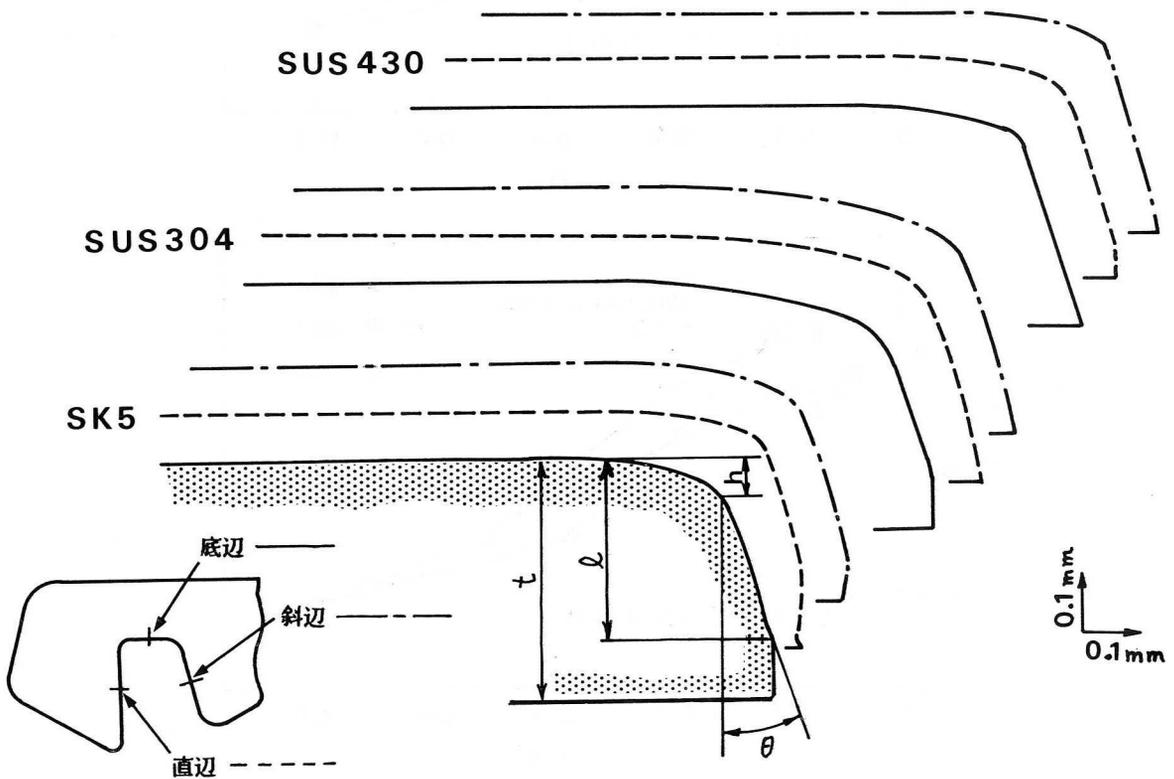


図 2.3.13 切り口面形状の一例 (条件 I)

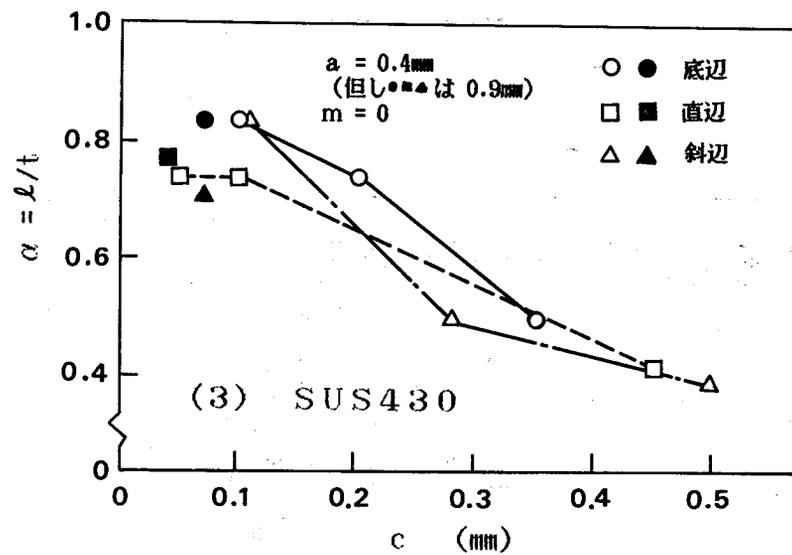
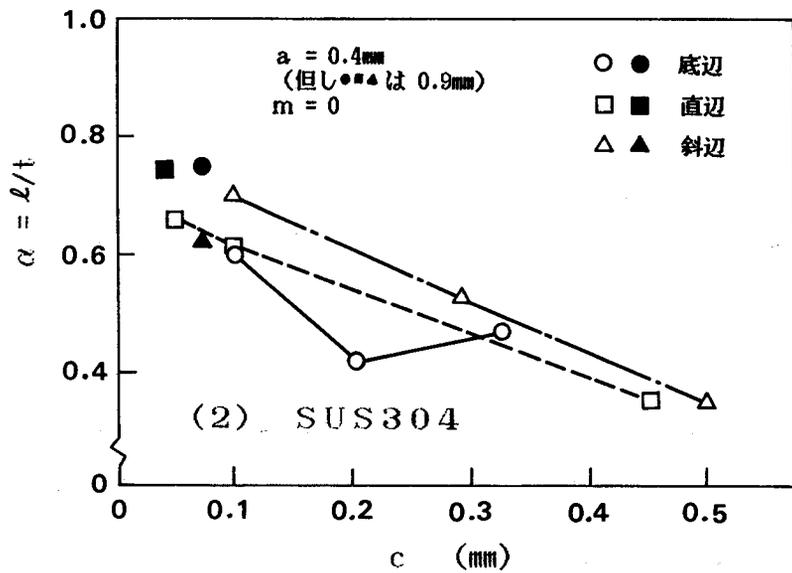
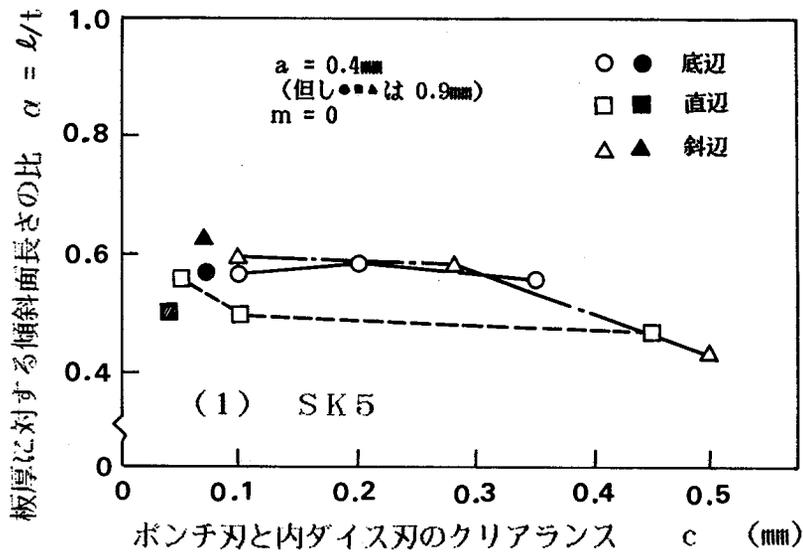
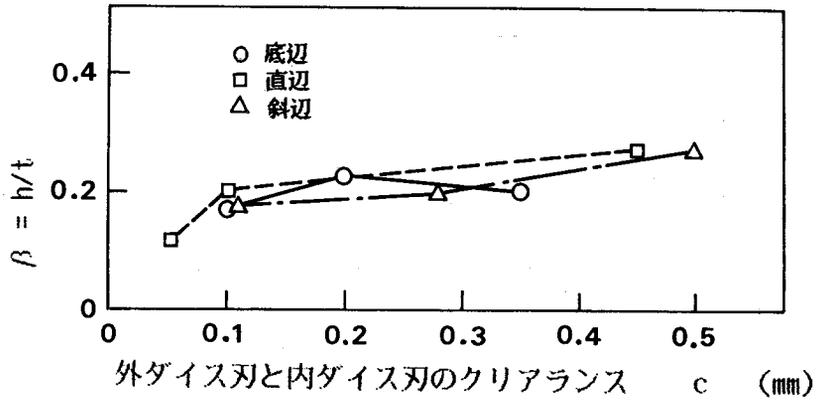
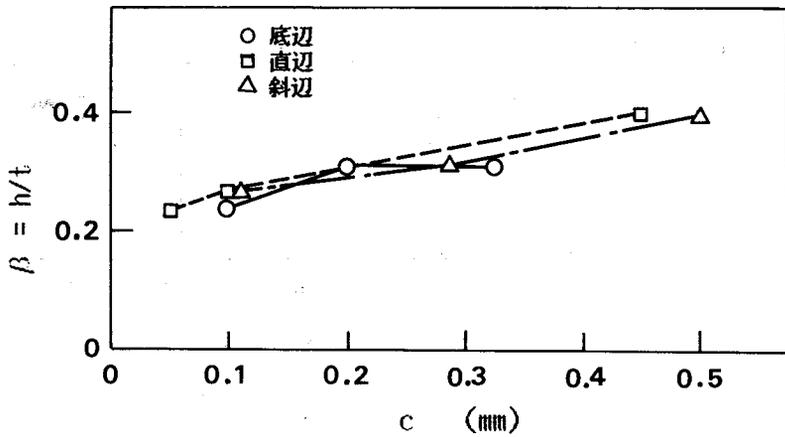


図 2.3.14 傾斜平坦面長さクリアランスの関係

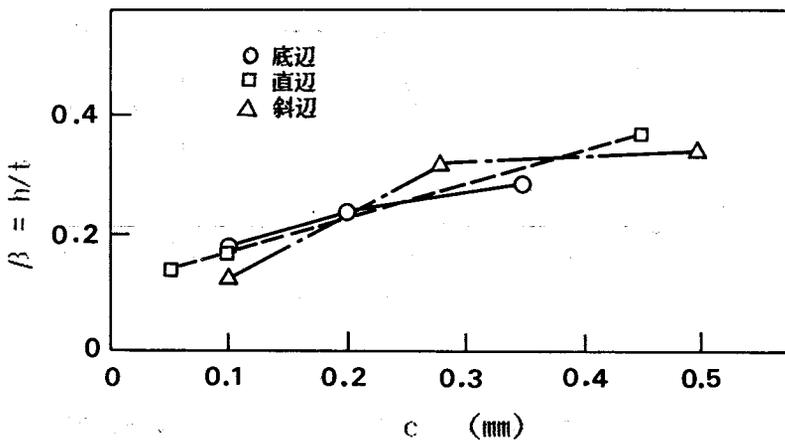
板厚に対する面だれ量の比



(1) SK5

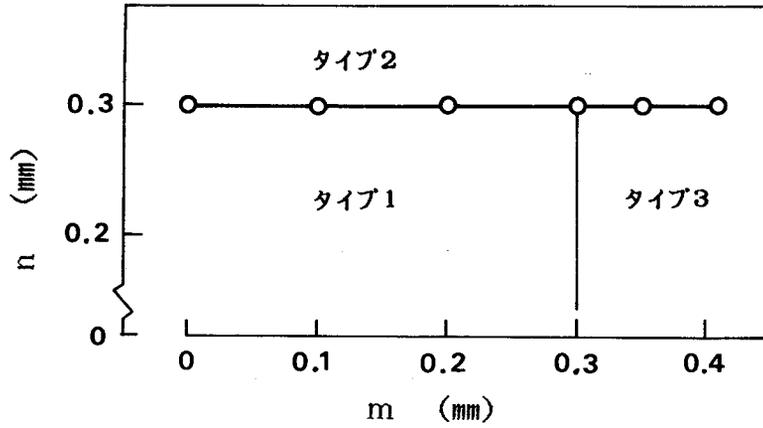


(2) SUS304

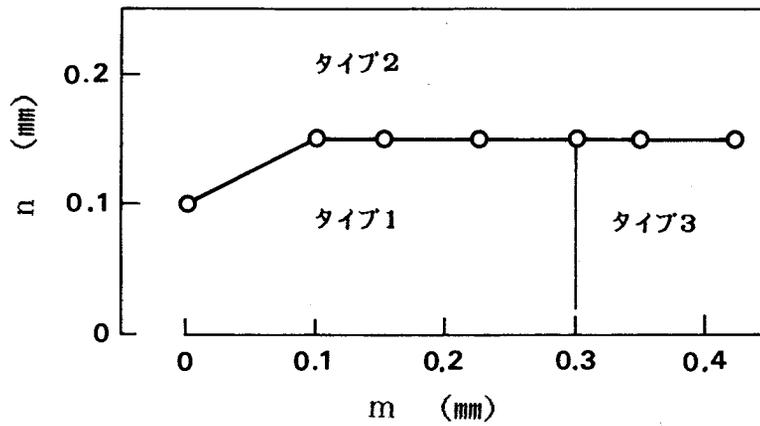


(3) SUS430

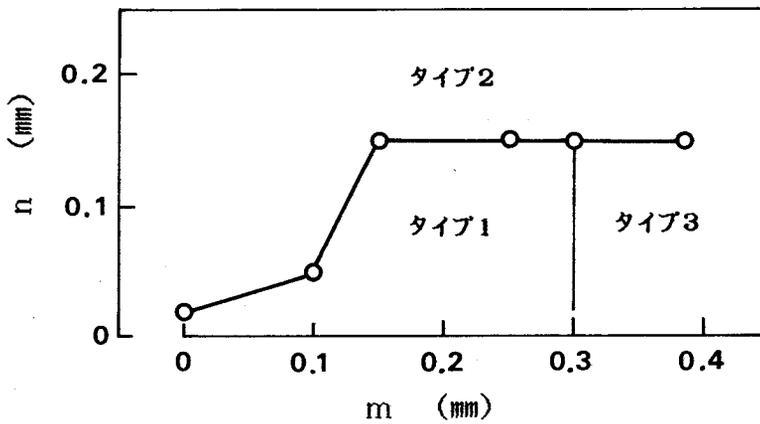
図 2.3.15 面だれ量とクリアランスの関係 ($a = 0.4\text{mm}$, $m = 0$)



(1) SK5



(2) SUS304



(3) SUS430

m : 外ダイス刃上面と内ダイス刃上面の高さの差
 n : 外ダイス刃先とポンチ刃斜面の距離
 タイプ1 : 製品, 切り屑, 抜きかすが分離
 タイプ2 : 製品と切り屑分離せず
 タイプ3 : 製品と切り屑分離, 切り屑と抜きかすが分離せず

図 2.3.16 製品と切り屑の分離条件 (せん断条件IV)

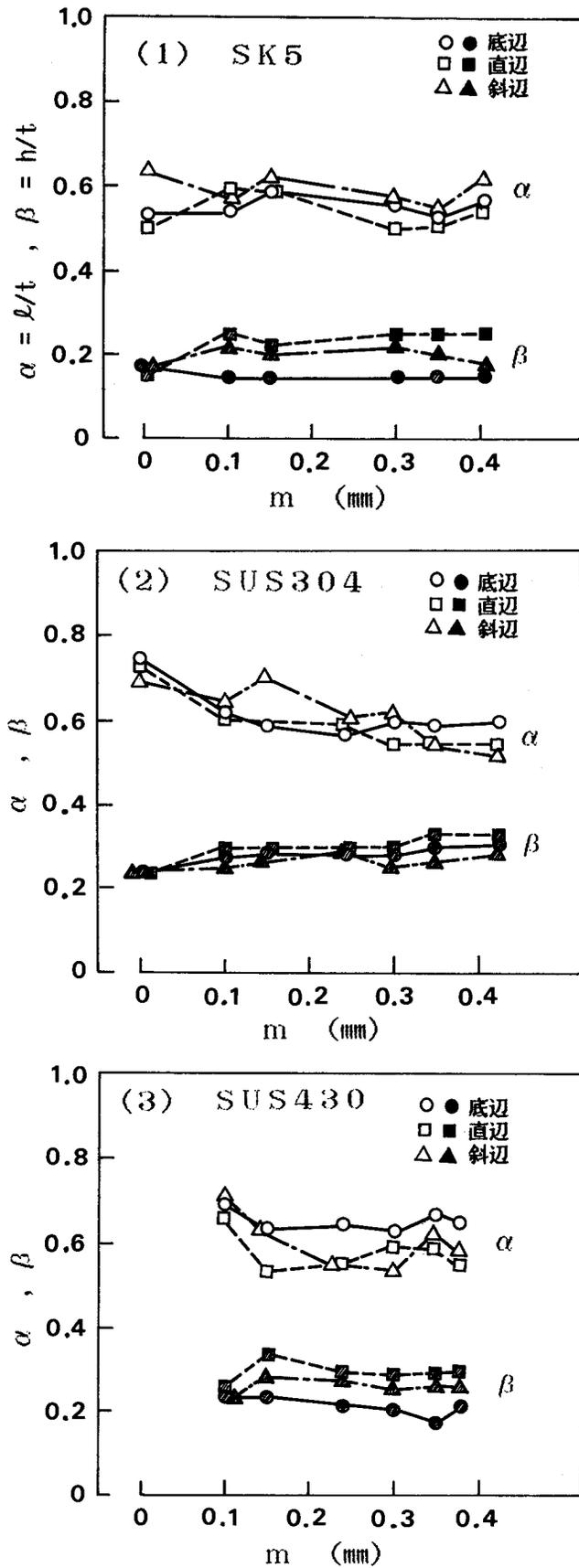


図 2.3.17 傾斜面長さ、面だれ量に及ぼすmの影響 (せん断条件IV, n = 0.1mm)

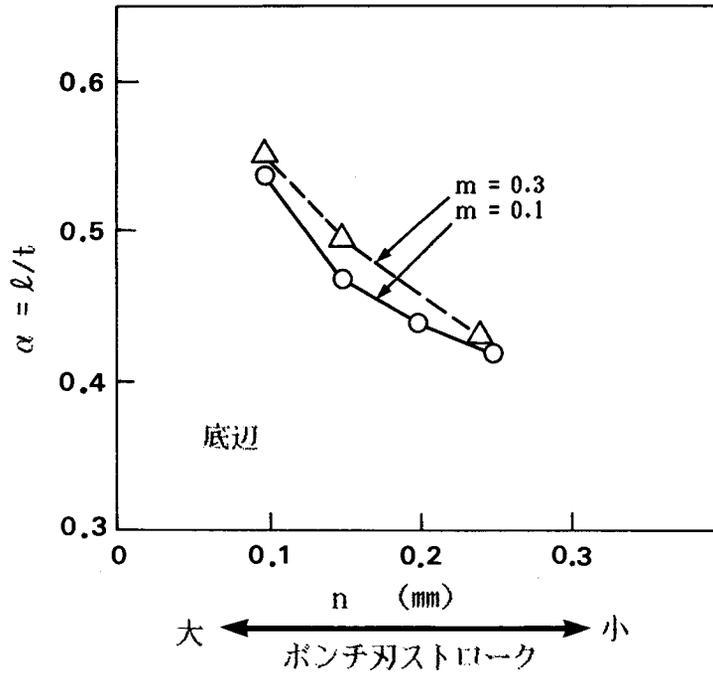


図 2.3.18 傾斜面長さに与えるポンチ刃ストロークの影響 (SK5)

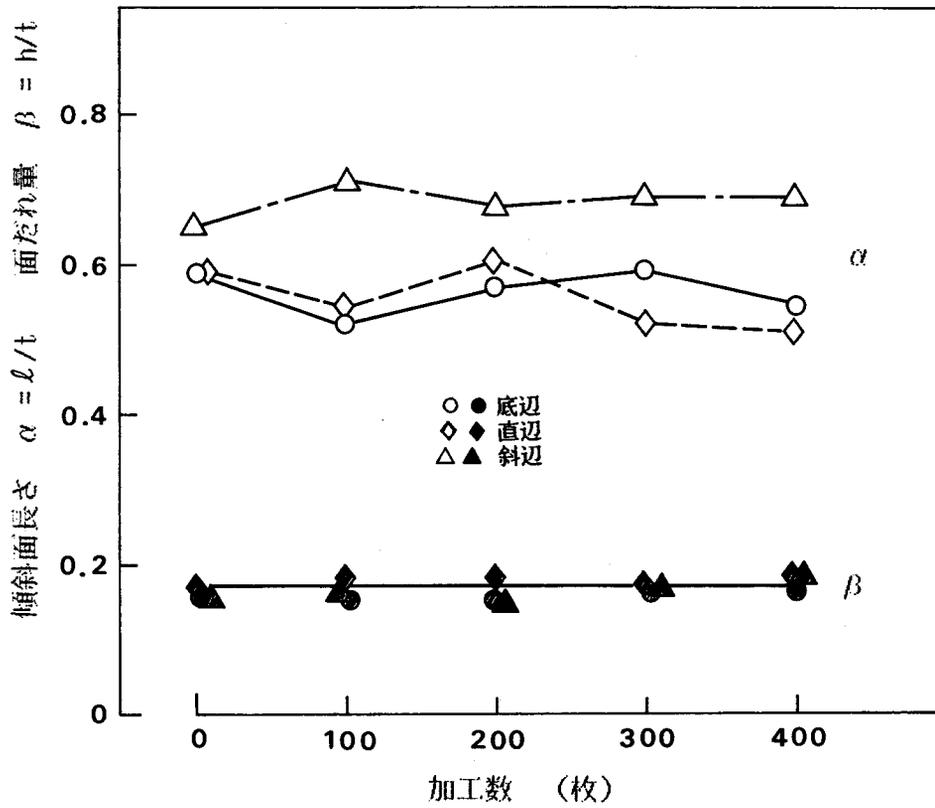
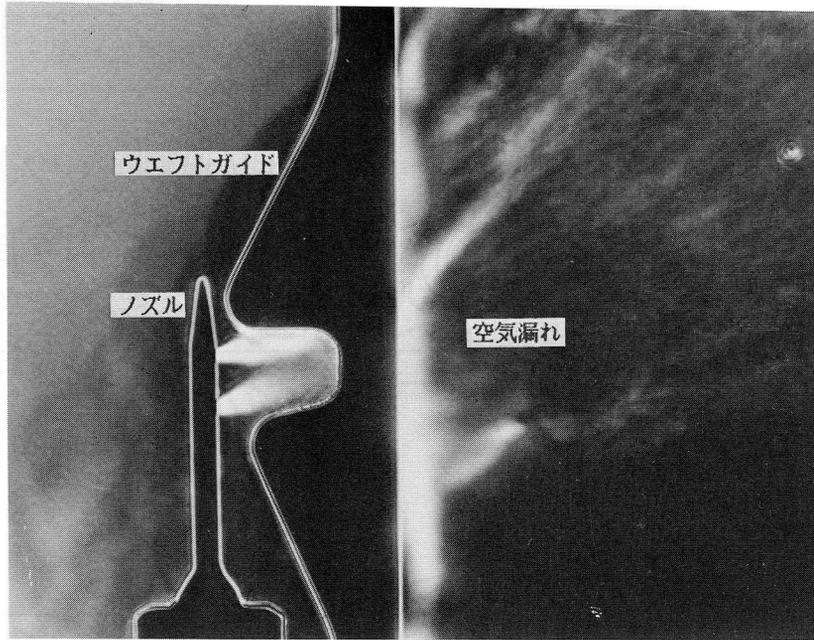
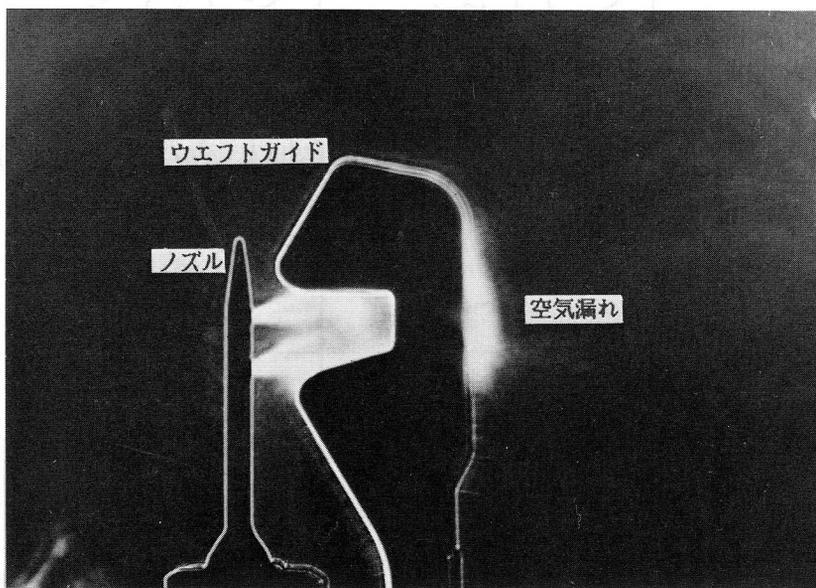


図 2.3.19 傾斜面長さ及び面だれ量と加工数との関係



(1) 慣用せん断法で製作したウェフトガイド



(2) 本せん断方式で製作したウェフトガイド

図 2.3.20 シュリーレン法による空気漏れ観察

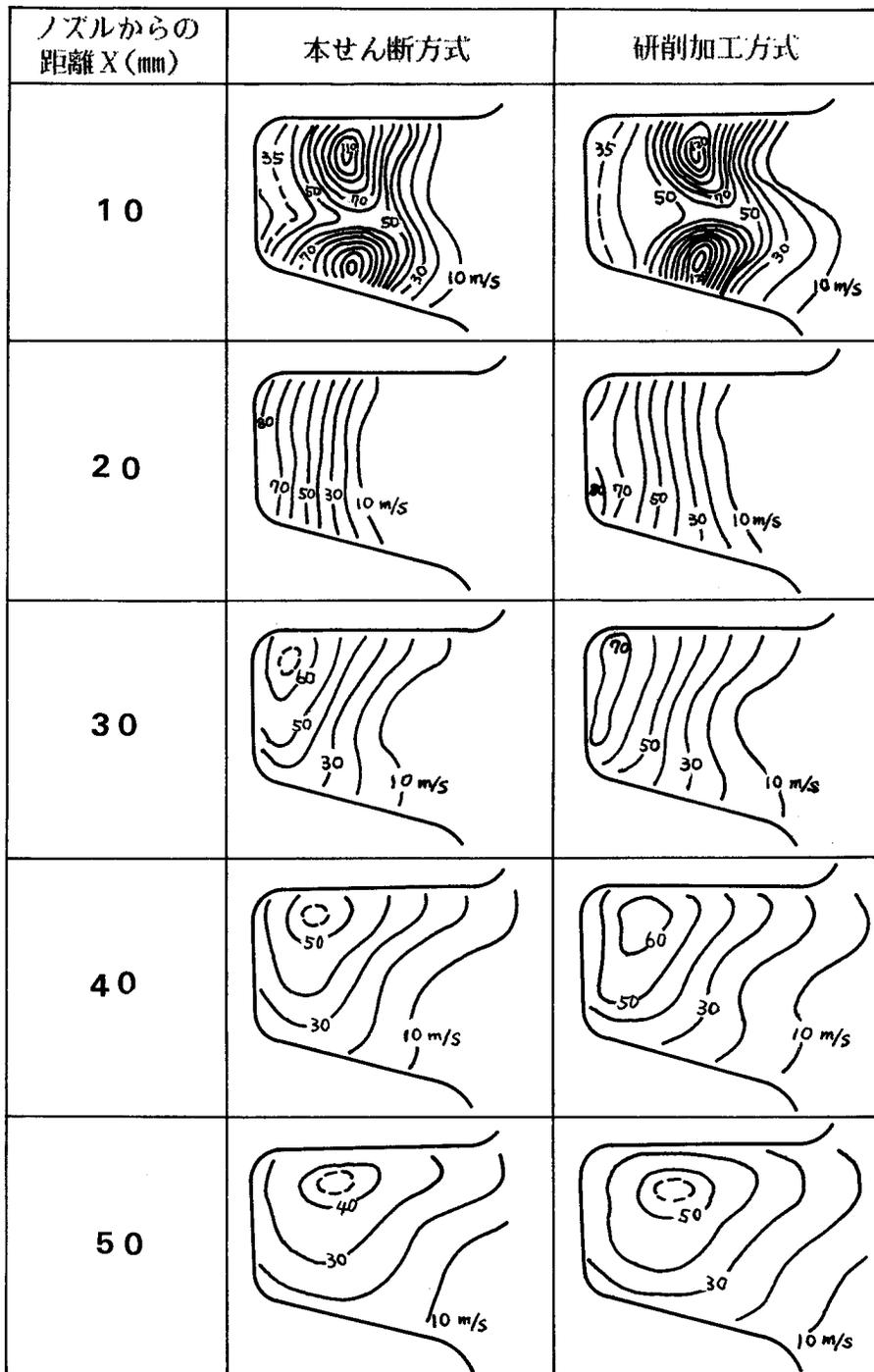


図 2.3.21 ウェフトガイド内の風速分布

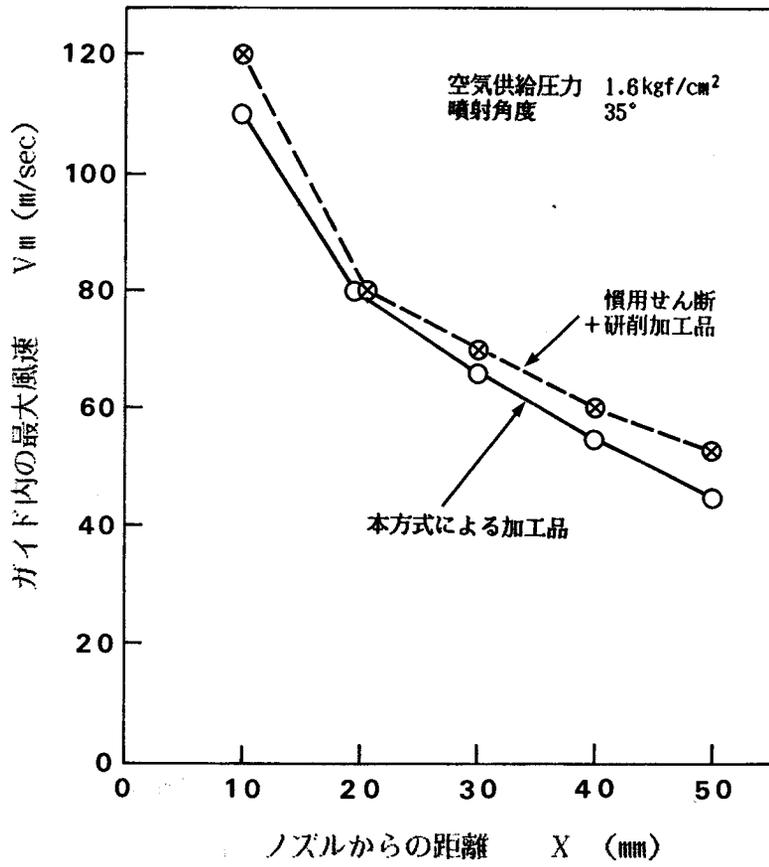


図 2.3.22 ノズルからの距離と最大風速の関係

表 2.3.1 供試材の板厚と硬さ

| 材 質 | 板厚 t (mm) | 硬さ Hv(5kgf) |
|--------|-----------|-------------|
| SK5 | 0.405 | 240 |
| SUS304 | 0.425 | 160 |
| SUS430 | 0.380 | 158 |

表 2.3.2 せん断条件

| | ポンチ刃 | ポンチ刃先 厚み a (mm) | 内ダイス刃 | ポンチ刃と内ダイスの間のクリアランス c | | |
|--------|------|-----------------------|-------|----------------------|---------|---------|
| | | | | 底辺 (mm) | 直辺 (mm) | 斜辺 (mm) |
| 条件 I | I | 0.4 | I | 0.10 | 0.05 | 0.10 |
| 条件 II | I | 0.4 | II | 0.20 | 0.10 | 0.28 |
| 条件 III | I | 0.4 | III | 0.35 | 0.45 | 0.50 |
| 条件 IV | II | 0.9 | III | 0.07 | 0.04 | 0.07 |

表 2.3.3 せん断時のポンチ刃ストロークと分離状況

| せん断条件 | 材 質 | S (mm) | n (mm) | 分離タイプ |
|---------|--------|--------|--------|-------|
| 条 件 I | SK5 | 0.60 | 0.45 | タイプ 1 |
| | SUS304 | 0.95 | 0.10 | タイプ 2 |
| | SUS430 | 0.95 | 0.06 | タイプ 2 |
| 条 件 II | SK5 | 0.60 | 0.45 | タイプ 1 |
| | SUS304 | 0.95 | 0.10 | タイプ 2 |
| | SUS430 | 0.92 | 0.08 | タイプ 2 |
| 条 件 III | SK5 | 0.55 | 0.50 | タイプ 3 |
| | SUS304 | 0.75 | 0.30 | タイプ 3 |
| | SUS430 | 0.70 | 0.30 | タイプ 3 |
| 条 件 IV | SK5 | 0.60 | 0.35 | タイプ 1 |
| | SUS304 | 0.85 | 0.10 | タイプ 1 |
| | SUS430 | 0.90 | 0.02 | タイプ 1 |

S : ポンチ刃ストローク

n : ポンチ刃斜面と外ダイス刃先と距離

m = 0 (外ダイス刃上面と内ダイス刃上面の高さ同一)

表 2.3.4 傾斜面角度

| せん断条件 | 材 質 | 傾斜面角度 θ° | | |
|---------|--------|----------------------|------|------|
| | | 底辺 | 直辺 | 斜辺 |
| 条 件 I | SK5 | 18.0 | 17.0 | 18.0 |
| | SUS304 | 18.5 | 17.5 | 18.0 |
| | SUS430 | 18.5 | 17.0 | 17.5 |
| 条 件 II | SK5 | 18.0 | 18.0 | 18.0 |
| | SUS304 | 18.0 | 18.0 | 18.5 |
| | SUS430 | 18.0 | 18.0 | 17.5 |
| 条 件 III | SK5 | 18.0 | 17.0 | 17.0 |
| | SUS304 | 19.0 | 15.5 | 17.0 |
| | SUS430 | 17.0 | 18.0 | 20.0 |
| 条 件 IV | SK5 | 15.5 | 15.5 | 16.0 |
| | SUS304 | 17.0 | 16.0 | 17.0 |
| | SUS430 | 15.5 | 15.5 | 15.5 |

第 3 部

マイクロ波を利用した加熱接合と
そのセラミックスへの利用

第1章 マイクロ波帯での誘電特性測定

1.1 緒言

マイクロ波を用いて材料、特に誘電体を加熱することは、電子レンジに代表される食品加熱や、ゴムの加硫、その他の工業面に広く利用されているが、最近では、ファインセラミックスの焼結や溶融などへ適用しようという試みがなされ始めている⁹⁸⁾。

マイクロ波加熱は、被加熱材料にマイクロ波電力を直接吸収させて自己発熱させる方法であるため、外部の熱源によって加熱する従来の方式にくらべて、急速加熱が可能で、また加熱温度の制御も容易等、多くの特徴を持っている。

マイクロ波電界中におかれた被加熱材料に吸収される電力は、材料のもつ誘電損率 ($\epsilon_r \tan \delta$) に比例する⁹⁹⁾ため、この誘電損率の値を正確に知ることは、マイクロ波加熱にとって重要なことである。特にマイクロ波をセラミックスに適用しようとする場合、その誘電特性は、セラミックスの種類や組成で大きく異なり、温度依存性も大きいことが予想されるため、誘電損率を容易に、正確に、しかも使用温度範囲にわたって測定する必要がある。

マイクロ波領域でセラミックスの比誘電率 (ϵ_r)、誘電正接 ($\tan \delta$) を詳細に測定した例としては Von.Hippe¹⁰⁰⁾、小林¹⁰¹⁾ の報告があるが、これらは、常温から 500℃までの温度で行われたものである。また、空洞共振器を用いてマイクロ波で直接加熱しながらセラミックスの誘電特性を 1100℃以下の温度で測定した例¹⁰²⁾¹⁰³⁾もある。しかし、焼結、溶融等を考えた場合は、さらに高温での値が必要となるが、この温度域での誘電特性を調べた報告はみあたらない。

そこで、各種セラミックスの高温における誘電損率を求めることを目標に、空洞共振器を用いた常温での誘電損率の正確な測定法を確立し、この結果をもとに、マイクロ波でアルミナセラミックスを直接加熱しながら、高温域での誘電損率を測定する方法を検討した。本章では、直方体空洞共振器を用い共振周波数を可変短絡板 (プランジャー) で、結合度を可変結合窓 (アイリス) で調整することによって常温での誘電損率が簡単に、精度よく測定できることを、従来から用いられている円筒空洞共振器で測定された値と比較して明らかにし、これをもとに従来法では測定できなかった 1500℃以上の温度での誘電損率を測定する方法を提示する¹⁰⁴⁾。

1.2 測定方法

1. 2. 1 測定原理

一般に、マイクロ波帯での誘電特性の測定には、円筒、または直方体の空洞共振器が用いられる。この方法はセラミックスなどのように誘電率が小さい材料の測定に有効である。

空洞共振器の容積にくらべて寸法の小さい、断面が一様な棒状試料を、空洞共振器の電界強度の最大点に、電界に平行に挿入した場合、試料の誘電損率 $\epsilon_r \tan \delta$ と、比誘電率 ϵ_r は、振動公式を用いることにより次式で与えられる¹⁰⁵⁾。

$$\frac{f_s}{f_o} = \frac{f_o - f_1}{f_o} = \alpha (\epsilon_r - 1) \frac{V_s}{V} \quad (1)$$

$$\frac{1}{Q_d} = \frac{1}{Q_{u1}} - \frac{1}{Q_{u0}} = 2\alpha \epsilon_r \tan \delta \frac{V_s}{V} \quad (2)$$

ここで f_o 、 f_1 は試料挿入前後の共振周波数、 f_s は共振周波数の変化量、 Q_{u0} 、 Q_{u1} は試料挿入前後の空洞共振器の無負荷 Q 、 Q_d は試料の損失による Q 、 V は空洞共振器体積、 V_s は空洞共振器内の試料体積、 α は共振モードや試料形状で決まる係数である。

一方、空洞共振器内の試料挿入前後の電力反射率と共振周波数の関係を図3.1.1 に示すが、共振器の無負荷 Q と、試料挿入前後の共振曲線の半値幅 δf_o 、 δf_1 には、結合度が 1 (反射率 $R_o = 0$) の時、

$$Q_{u0} = 2f_o / \delta f_o \quad , \quad Q_{u1} = 2f_1 / \delta f_1 \quad (3)$$

の関係がある。

したがって、試料挿入前後の共振周波数と共振曲線の半値幅を測定することによって、(1)式より比誘電率 ϵ_r を、(2)、(3)より誘電損率 $\epsilon_r \tan \delta$ を求めることができる。

1. 2. 2 測定装置

誘電損率の測定に用いた装置の外観を図3.1.2 に示す。本装置はマイクロ波発振器 (6GHz、10mW)、クライストロン増幅器 (max3kW)、方向性結合器、空洞共振器、検波器、放射温度計、パーソナルコンピューターを具備したコントローラー、および記録計から構成されている。常温での誘電損率を測定するための装置の系統図を図3.1.3 に示す。発振器から発生したマイクロ波 (6GHz) は、同軸ケーブルによって方向性結合器を通して、円筒空洞共振器、または直方体空洞共振器内に伝送される。また、空洞共振器へ導かれたマイクロ波電力は、方向性結合器で入射電力と反射電力に分離され、各々検波器で電圧に変換してシンクロスコープへ送られる。

この時、発振器で周波数が掃引され、この時の共振周波数を周波数カウンターで、半値幅を X-Yレコーダーで読みとる。

一方、加熱時の誘電損率測定用装置の系統図を図3.1.4 に示す。加熱時の測定は、直方体空胴共振器に挿入した試料をマイクロ波で直接誘電加熱して行う。そのため、発振器から発生したマイクロ波電力はクライストロン増幅器で大電力に増幅され、導波管で方向性結合器を通して空胴共振器内に伝送される。また、加熱中に温度とともに共振状態は変化するため、空胴共振器に備えつけのアイリス（可変結合窓）の幅と、ブランジャー（可変短絡板）の位置をパルスモーターを用いてコンピューターで制御し、共振状態を維持する。なお、加熱中の試料温度の測定には放射温度計を用い、試料長手方向の中央温度を非接触で測定した。

図3.1.5 に直方体空胴共振器の外観と構造を示す。共振器本体は 6GHz の周波数で共振するように、WRJ-6 の導波管（幅40mm、高さ20mm、長さ96mm）を用い、内面にはQを高くするために銀メッキが施されている。また、共振器内の電界分布はTE₁₀₃ モードを用いた。共振器には、アイリスとブランジャーが具備されている。アイリスはその幅Wを 0から40mmまで変化させることができる（高さは20mm一定）構造で、その面積を変化させ、共振器からの反射電力が最小になるように結合度を調整するものである。ブランジャーは、共振器の長さを変化させて共振周波数のずれを調整するためのものであり、摺動部はマイクロ波漏れを防ぎ、損失を少なくするためにチョーク構造にしてある。アイリスの幅およびブランジャーの位置の移動には 2条ねじを介してパルスモーターで行った。

図3.1.6 は、直方体空胴共振器で求めた常温での比誘電率と誘電損率をクロスチェックするために使用した円筒空胴共振器の外観と構造を示したものである。本共振器の寸法は、測定周波数が 6GHz であるため、この周波数で共振するように内径38.3mm、高さ70mmとし、共振器内の電界分布はTM₀₁₀ モードを用いた。また、空胴共振器の結合度の調整のためにプローブ（アンテナ針）が具備されており、その高さはマイクロメーターで調整される。なお、本共振器の共振周波数の調整は、発振器のみで行われる。共振器の材質はSUS301S であり、内面にはQを高くするために金メッキが施されている。

1. 2. 3 試料

測定に用いたセラミックス試料は、石英、バイレックスガラス（コーニング社#7740 相当）、サファイア棒（中心軸がC軸に平行）、純度の異なるアルミナ焼結体3種、窒化ケイ素焼結体2種、炭化ケイ素焼結体の合計9種類である。これらの試料はすべて直径 3mmの棒状であり、焼結

体の気孔率は何れも 1%以下である。また、長さは直方体空洞共振器を用いる場合は 100mm、円筒空洞共振器を用いる場合は70mmとした。ここで石英およびサファイアの誘電特性はマイクロ波帯で既に報告されているので基準試料として用いた。なお、用いたアルミナ焼結体および窒化ケイ素焼結体の組成を表3.1.1 に示す。

1. 3 測定結果および考察

1. 3. 1 直方体空洞共振器で測定した誘電特性

各セラミックス試料の比誘電率 ϵ_r と誘電損率 $\epsilon_r \tan \delta$ を、直方体空洞共振器を用いて常温で測定した結果を表3.1.2 に示す。表中には、比較のため円筒空洞共振器での測定値および石英¹⁰⁰⁾、サファイア¹⁰⁶⁾、バイレックスガラス¹⁰⁷⁾の文献値も示す。石英、サファイアは、0.3 ~10GHzの周波数で、バイレックスガラスは、1MHzの周波数で測定されたものである。なお各測定値は3回以上測定したものの平均値である。いずれの試料においても、比誘電率 ϵ_r 、誘電損率 $\epsilon_r \tan \delta$ とも直方体空洞共振器で測定した値と円筒空洞共振器で測定した値にはほとんど差が認められないことがわかる。しかし、円筒空洞共振器では、窒化ケイ素焼結体2、および炭化ケイ素焼結体にみられるように $\epsilon_r \tan \delta$ が大きくなると測定が困難であり、幅広い材料の誘電特性を測定するためには従来の円筒空洞共振器よりむしろ可変結合窓と可変短絡板を具備した直方体空洞共振器を用いたほうが有利であるといえる。

一方、基準として用いた石英、サファイアの測定された ϵ_r 、 $\epsilon_r \tan \delta$ 、およびバイレックスガラスの ϵ_r は、文献値と良く一致しており、本測定法が妥当であることを裏づけている。バイレックスガラスの $\epsilon_r \tan \delta$ が文献値より大きくなっている理由は次のように考えられる。一般に測定周波数が高くなると、 ϵ_r はあまり変化しないが、 $\epsilon_r \tan \delta$ は大きくなる傾向がある¹⁰⁰⁾。一方、文献値の測定周波数が1MHzに対して本測定では6GHzの周波数を用いている。このように周波数が高いことによって本測定値は文献値より大きくなったものである。

また、表3.1.2のアルミナ焼結体、窒化ケイ素焼結体でみられるように、同一種類のセラミックスでも、比誘電率 ϵ_r 、誘電損率 $\epsilon_r \tan \delta$ が大きく異なっている。すなわち、アルミナ焼結体2と3は純度が異なるにもかかわらず ϵ_r 、 $\epsilon_r \tan \delta$ ともほぼ同じ値であるのに対し、アルミナ焼結体1は2、3と異なった値となっている。また窒化ケイ素焼結体1と2では特に $\epsilon_r \tan \delta$ が大きく異なっている。これらの相違は次のように考えられる。純度92%のアルミナ焼結体2と76%のアルミナ焼結体3では焼結助剤として用いられているSiおよび不純物としてふくまれている

るNaの分析値は、表3.1.1に示したようにあまり変わらないが、99%のアルミナ焼結体1ではこれらの値が小さくなっている。また窒化ケイ素焼結体2では1よりFeが多く含まれていることが同表から伺える。一方、一般にNa等のアルカリやFe等の遷移元素の増加は誘電損率を大きくする傾向にある⁰⁸⁾。これらのことから誘電損率の値は、不純物の組成とその量に影響されているものと考えられる。しかしこの点についてはさらに詳細な検討が必要であろう。

1.3.2 測定精度の検討

本測定法によって得られた誘電特性の測定精度を知るために、各試料の比誘電率の相対誤差 $\delta \varepsilon_r$ と誘電損率の相対誤差 $\delta \varepsilon_e$ ($\varepsilon_e = \varepsilon_r \tan \delta$)を誤差伝播式¹⁰⁹⁾を用いて調べた。 $\delta \varepsilon_r$ 、および $\delta \varepsilon_e$ は、誤差伝播式と(1)および(2)式から次のようにあらわされる。

$$\delta \varepsilon_r^2 = \left(\frac{\varepsilon_r - 1}{\varepsilon_r} \right)^2 \left\{ \left(\frac{d f_s}{f_s} \right)^2 + \left(\frac{d f}{f} \right)^2 + \left(\frac{d V}{V} \right)^2 + \left(\frac{d V_s}{V_s} \right)^2 \right\} \quad (4)$$

$$\delta \varepsilon_e^2 = \left(\frac{Q d}{Q u_0} \right)^2 \left(\frac{d Q u_0}{Q u_0} \right)^2 + \left(\frac{Q d}{Q u_1} \right)^2 \left(\frac{d Q u_1}{Q u_1} \right)^2 + \left(\frac{d V}{V} \right)^2 + \left(\frac{d V_s}{V_s} \right)^2 \quad (5)$$

(4)、(5)式を用いて、各空洞共振器で測定した値の相対誤差を各セラミックスについて計算した結果を表3.1.3に示す。また表中には、比誘電率の測定値と文献値との誤差 $\delta \varepsilon_{ra}$ も示す。なお、同一材質での複数の試料間のばらつき、および測定の反復間のばらつきは表3.1.3の誤差範囲内であった。

比誘電率の相対誤差 $\delta \varepsilon_r$ は、直方体空洞共振器では3%以内、円筒空洞共振器では1%以内で、後者の方が多少小さくなり、各共振器とも比誘電率が大きくなると相対誤差も大きくなる傾向を示している。一方、誘電損率 $\varepsilon_r \tan \delta$ の相対誤差 $\delta \varepsilon_e$ は誘電損率が小さいと大きくなるが $\varepsilon_r \tan \delta > 0.005$ の試料では、直方体、円筒両空洞共振器の場合とも10%以内であり、直方体空洞共振器で測定した方が $\delta \varepsilon_e$ は小さくなる。これは直方体空洞共振器の $Q u_0$ 、 $Q u_1$ の相対誤差が円筒空洞共振器のそれより小さいためである。また石英およびサファイアの各共振器で測定した比誘電率と文献値との誤差 $\delta \varepsilon_{ra}$ はいずれも2%以内であった。以上のように、直方体空洞共振器を用いてセラミックスの誘電特性、特にマイクロ波加熱に関係の深い誘電損率を正確に測定できることがわかった。

1.3.3 誘電特性とブランチャー移動量、アイリス幅の関係

直方体空洞共振器に試料を挿入すると、図3.1.1 に示したように空洞の共振状態が変化する。これは、試料の比誘電率が空洞の共振周波数を低下させ、誘電損率が結合度を小さくするからである。空洞を再び共振させるためには、図3.1.5 に示した共振器のプランジャー位置を変化させて共振周波数を高くし、アイリスの幅を変化させて結合度を大きくする必要がある。そこで共振状態でのプランジャー移動量と比誘電率、およびアイリス幅と誘電損率の関係を調べた。

図3.1.7 は、各セラミックス試料を直方体空洞共振器に挿入した時の共振状態でのプランジャー移動量 L (試料挿入前の共振状態でのプランジャー位置を 0 とし、そこからの距離) と、表3.1.2 に示した比誘電率 ϵ_r の関係を示したものである。図中には、次式の理論計算値も示す。この計算式は、試料挿入前後の共振状態における共振器の体積変化量を考慮して(1)式を変形することにより求めることができる。

$$L = \frac{1}{ab} \cdot \left\{ V - \frac{f_0}{f_0 - f_1} \alpha (\epsilon_r - 1) V_s \right\} \quad (6)$$

ただし、 a 、 b は共振器の断面長さである。比誘電率 ϵ_r とプランジャー移動量 L はほぼ直線関係にあり、計算値ともよく一致している。

図3.1.8 は共振状態でのアイリス幅 W と、表3.1.2 で示した誘電損率 $\epsilon_r \tan \delta$ の関係を示したものである。図中に示した理論計算値は共振器の等価回路から得られる。すなわち、アイリスの幅 W と共振器の Q は、共振条件のもとでは一義的な関係にある¹⁰⁾ので、この関係と(2)式を用いることによって次式から求められる。

$$W = \frac{2a}{\pi} \tan^{-1} \left\{ \left(\frac{\lambda_{g0}^2}{a\lambda} \cdot \frac{6\pi\alpha V_s}{V} \epsilon_r \tan \delta \right)^{1/2} \right\}^{1/2} \quad (7)$$

ただし、 λ_{g0} は試料挿入前の管内波長、 λ は試料挿入後の共振波長である。図3.1.8 で明らかのように、試料の $\epsilon_r \tan \delta$ が大きくなるにつれて W も徐々に大きくなり、測定値と計算値はよく一致している。

以上の結果から、従来より行われているように、共振周波数と半値幅を測定しなくても、共振状態でのプランジャー位置とアイリス幅を測定することによって、セラミックスの比誘電率と誘電損率を求めることが可能であることがわかった。

1. 3. 4 試料温度とアイリス幅、プランジャー移動量の関係

試料温度が変化した場合の誘電特性を調べるために、試料を直方体空洞共振器で直接誘電加熱した。試料を誘電加熱すると、温度の上昇とともに、空洞共振器の結合度が小さくなり、共振周波数も低下するため、アイリス幅とプランジャー位置を調整することによって、加熱中の空洞共振器を共振状態にする必要がある。そこで、試料温度とアイリス幅 W 、およびプランジャー移動量 L の関係を調べた。用いた試料は表3.1.1で示したアルミナ焼結体（純度92%）である。

図3.1.9は試料温度と共振状態でのアイリス幅の関係を、図3.1.10は試料温度とプランジャー移動量の関係を示したものである。アイリス幅、プランジャー移動量とも試料温度の上昇とともに徐々に大きくなっている。このことは、試料温度の上昇とともに比誘電率、誘電損率に変化することを示唆している。

1. 3. 5 誘電特性の温度依存性

直方体空洞共振器を用いた場合、図3.1.7、3.1.8に示したように常温での色々なセラミックスの比誘電率 ϵ_r とプランジャー移動量 L 、誘電損率 $\epsilon_r \tan \delta$ とアイリス幅 W には一義的な関係にあり、また図3.1.9、3.1.10に示したように、アルミナ焼結体2（92%）の加熱時の温度 T と W 、 T と L にも一義的な関係にある。このことから、試料を共振状態で加熱しながら、その時の温度とアイリス幅、およびプランジャー移動量を求めることで、温度と誘電損率、および比誘電率の関係を求めることが可能である。そこで、約50Wのマイクロ波電力で、アルミナ焼結体2（92%）試料を加熱しながら、加熱温度 T と誘電損率 $\epsilon_r \tan \delta$ 、 T と比誘電率 ϵ_r の関係を求めた。

図3.1.11は、加熱中の空洞共振器のプランジャー移動量から求めた比誘電率 ϵ_r の温度依存性を示したものである。アルミナ焼結体2の ϵ_r は温度の上昇とともに徐々に増加し、1800℃では常温の2倍以上になることがわかる。

図3.1.12は、加熱中の空洞共振器のアイリス幅から求めた誘電損率 $\epsilon_r \tan \delta$ の温度依存性を示したものである。また図中には、共振波形の半値幅から求めた結果も示す。300℃付近までの $\epsilon_r \tan \delta$ は、常温の値とほとんど変わらないが、600℃付近から急激に増加し、1800℃では常温の値の100倍以上にもなる。また、アイリス幅から求めた $\epsilon_r \tan \delta$ は半値幅から求めた値とよく一致している。しかし、半値幅から求める方法では、1400℃以上での $\epsilon_r \tan \delta$ は求めることができなかった。これは周波数掃引によって検出される半値幅が、本測定に用いたクライストロン増幅器の帯域幅（50MHz）を越えてしまったからであり、半値幅法は装置の制約を受けることがわかる。以上の結果、誘電特性の温度依存性を測定する場合、従来のように共振周波数と半値幅

を測定しなくても、共振状態でセラミックスを加熱しながら、アイリス幅とプランジャー移動量を測定することによって、簡便に、しかも広範囲の温度域まで測定することができることを示した。

1.4 結言

結合度を調整するアイリスと、共振周波数を調整するプランジャーを具備した直方体空洞共振器を用い、マイクロ波帯（6GHz）での各種セラミックスの比誘電率と誘電損率を測定して、常温での測定精度を円筒空洞共振器で求めた値と比較し、あわせてセラミックスを直接空洞共振器で加熱しながら比誘電率、誘電損率を求める方法をアルミナセラミックス焼結体（純度92%）を用いて検討した。その結果次の事柄が明らかとなった。

(1) 各種セラミックスの常温での比誘電率と誘電損率を直方体空洞共振器を用いて正確に測定することができた。

(2) 比誘電率の測定誤差は3%以内、また0.005以上の誘電損率を持つセラミックスの測定誤差は10%以内であった。

(3) 比誘電率の測定値と文献値との誤差は2%以内であった。

(4) 共振状態でのプランジャー移動量と比誘電率、アイリス幅と誘電損率には一義的な関係にあった。

(5) アルミナ焼結体を共振状態で加熱した時のプランジャー移動量およびアイリス幅と加熱温度には、一義的な関係にあった。

(6) (4)、(5)の結果から、直方体空洞共振器内でアルミナセラミックスを直接加熱しながら、共振状態でのアイリス幅とプランジャー移動量を測定することにより、簡便に、1800℃までの比誘電率と誘電損率を求めることが可能となった。

(7) 1800℃におけるアルミナ焼結体（92%）の比誘電率は常温の2倍以上に、誘電損率は100倍以上に増大することがわかった。

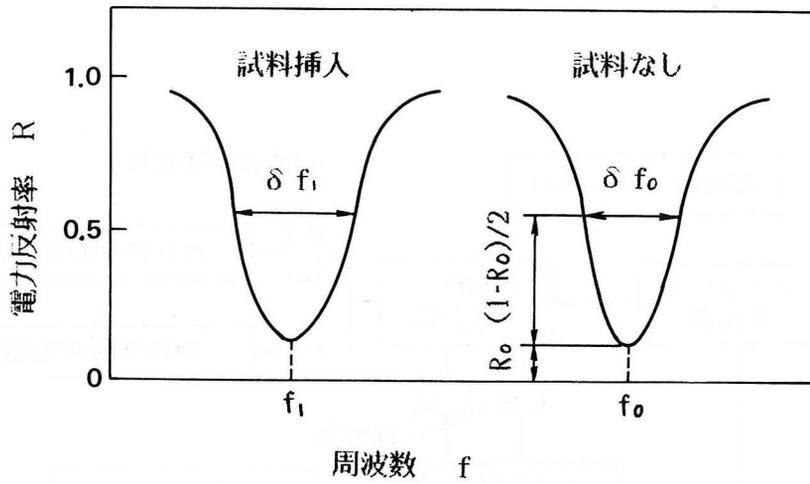
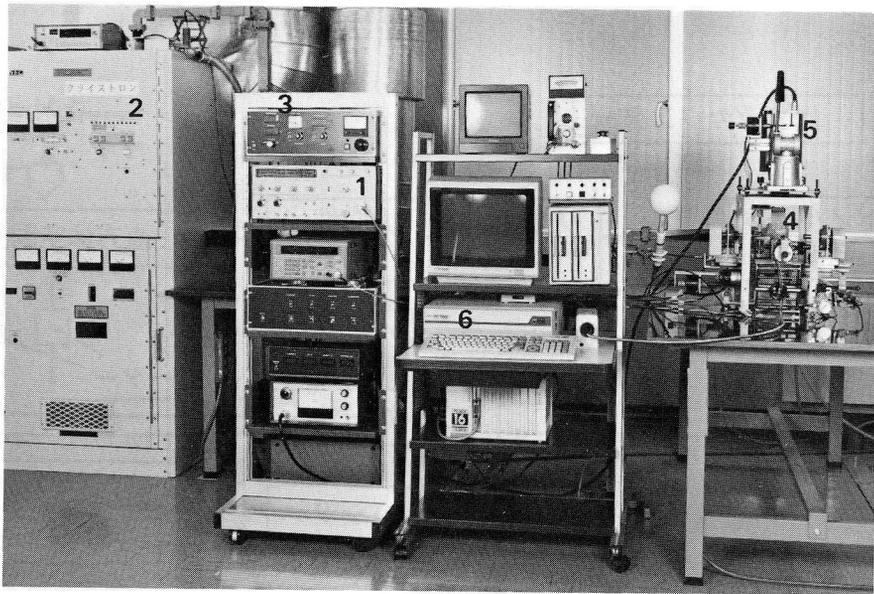


図 3.1.1 共振周波数と半値幅



- | | |
|-------------|----------------|
| 1. マイクロ波発振器 | 2. クライストロン増幅器 |
| 3. コントローラー | 4. 測定部 (空洞共振器) |
| 5. 放射温度計 | 6. コンピューター |

図 3.1.2 装置の外観

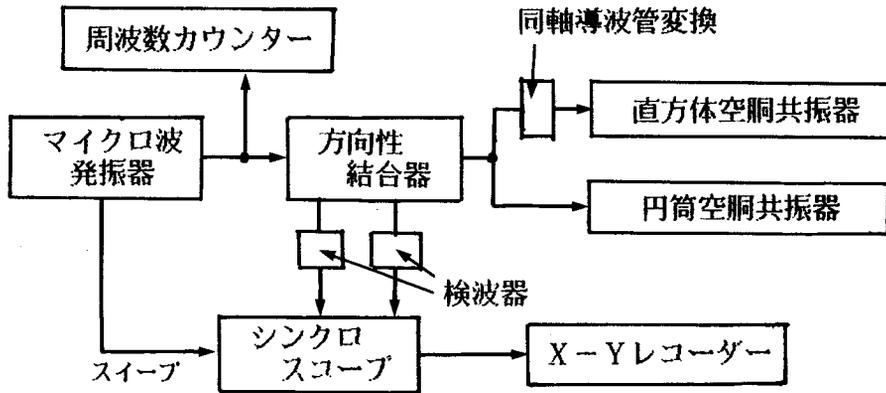


図 3.1.3 常温時の誘電特性測定系統図

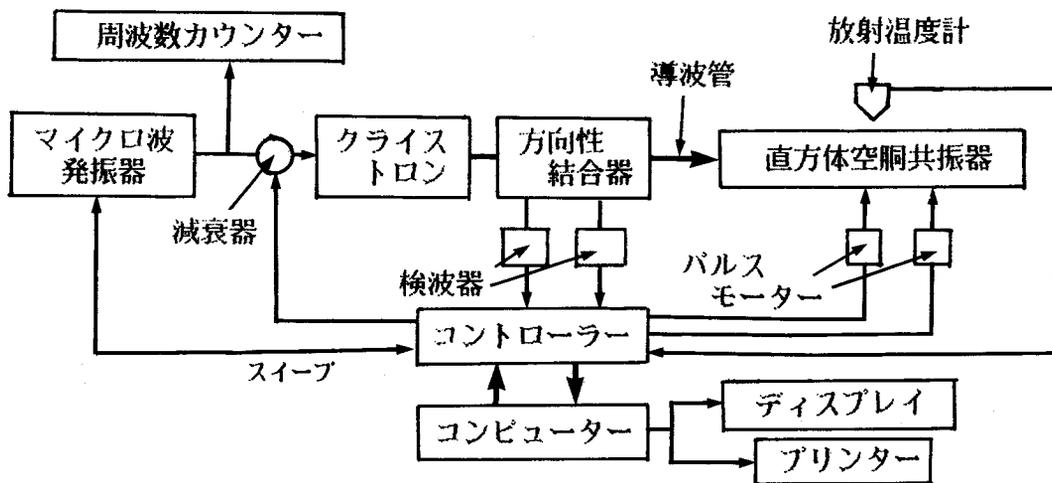
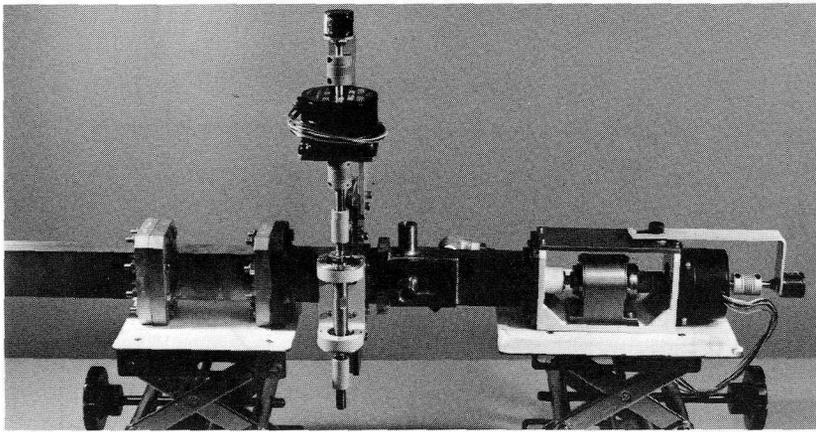
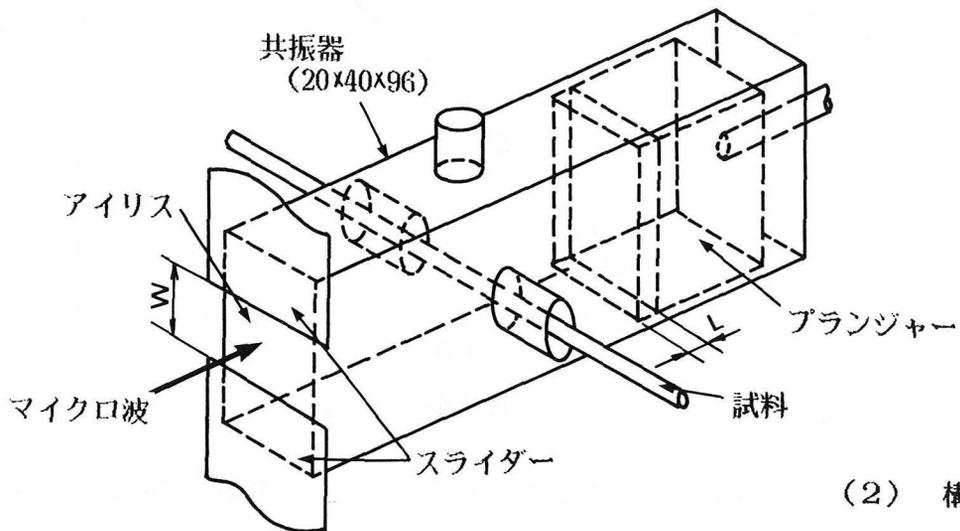


図 3.1.4 加熱時の誘電特性測定系統図

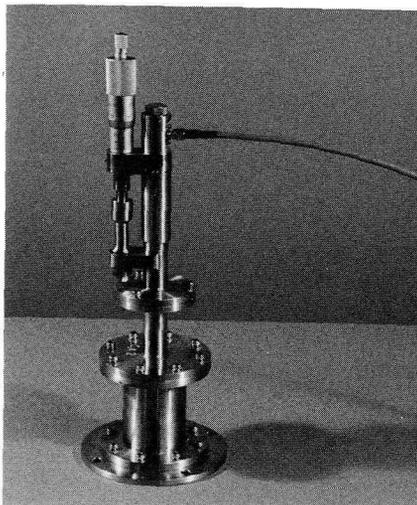


(1) 外観

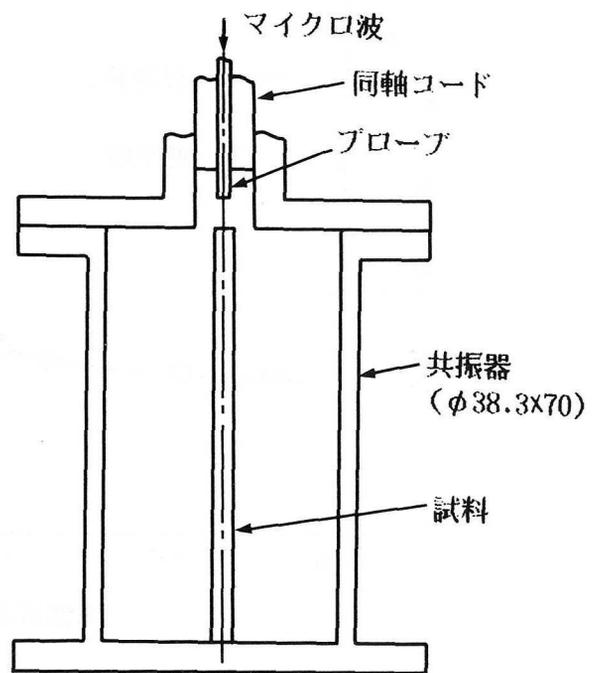


(2) 構造

図 3.1.5 直方体空洞共振器



(1) 外観



(2) 構造

図 3.1.6 円筒空洞共振器の構造

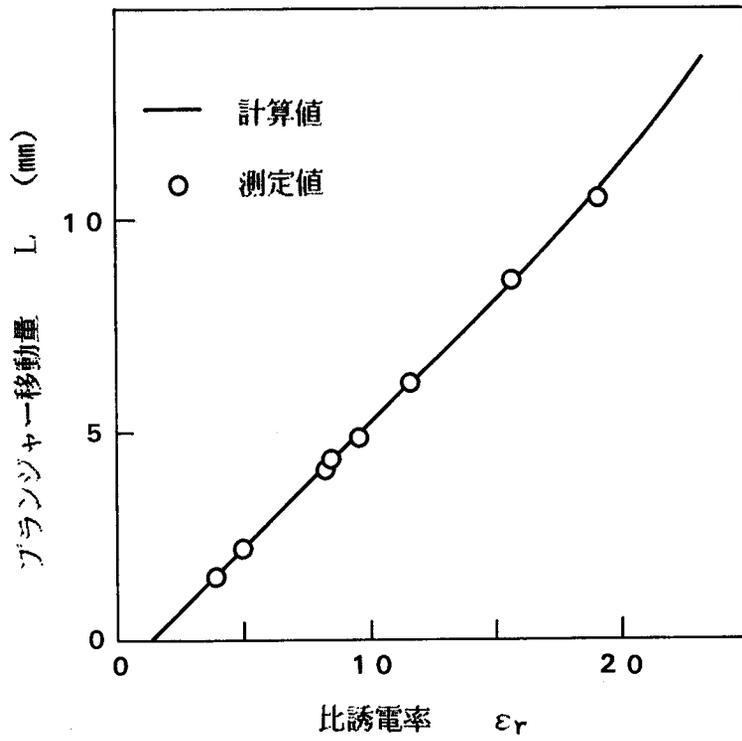


図 3.1.7 比誘電率とプランジャー移動量の関係

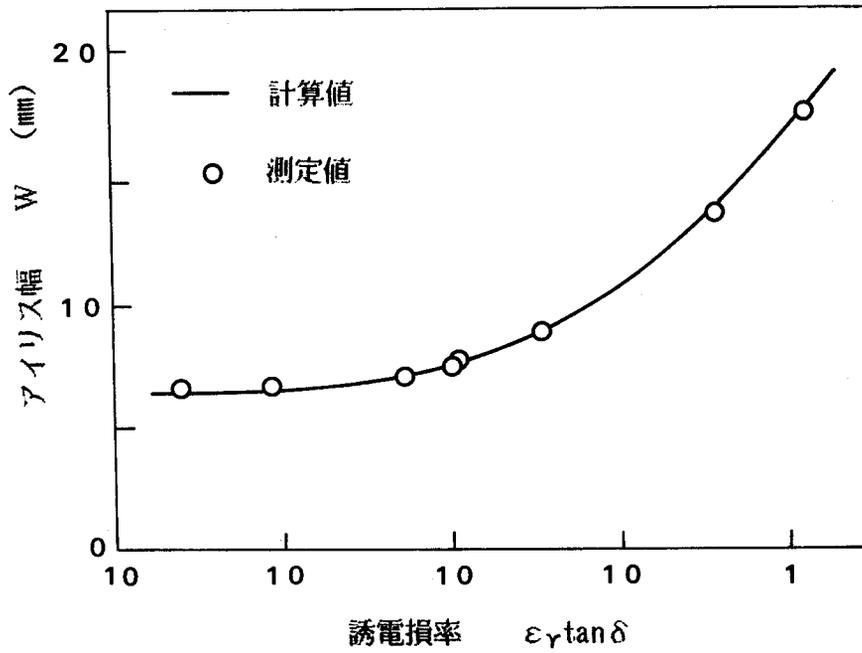


図 3.1.8 誘電損率とアイリス幅の関係

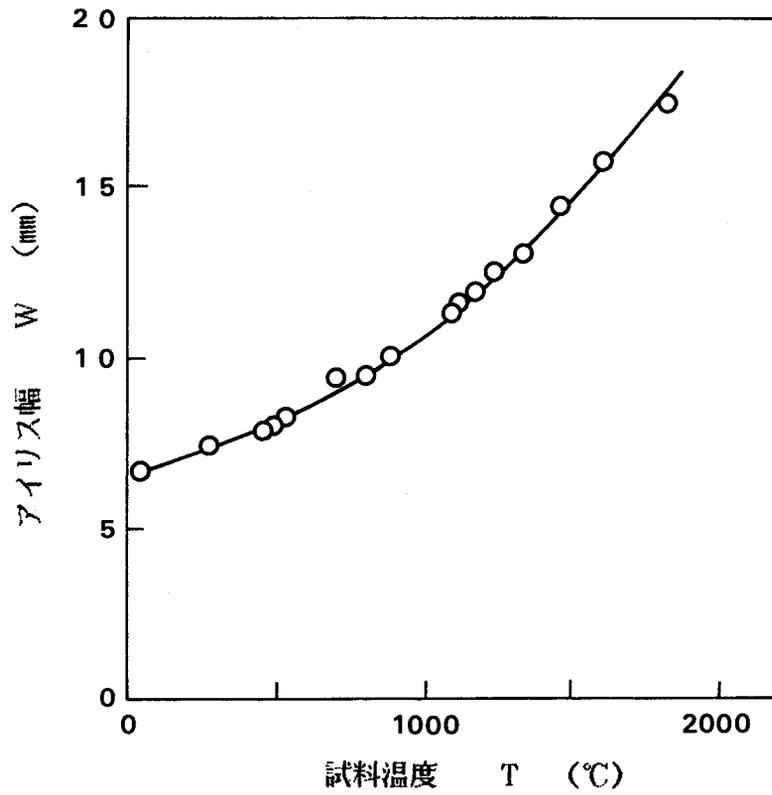


図 3.1.9 試料温度とアイリス幅の関係 (アルミナ焼結体2)

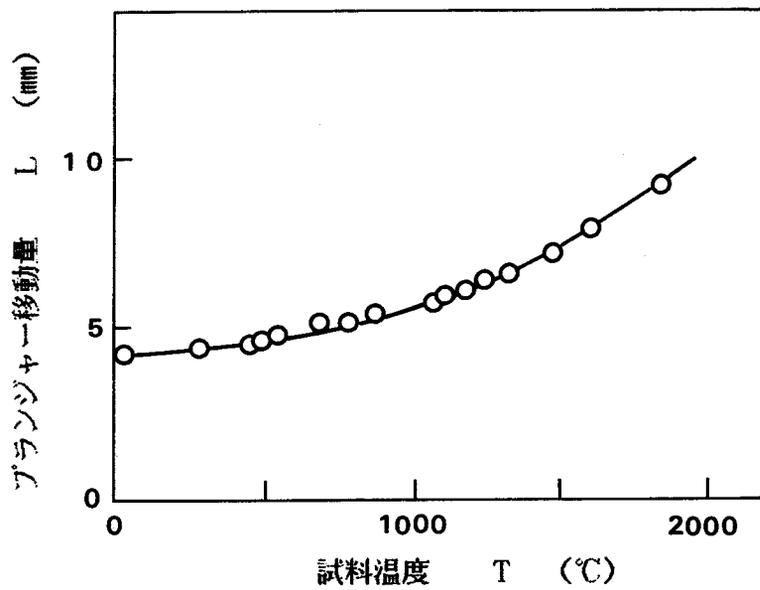


図 3.1.10 試料温度とブランジャー移動量の関係 (アルミナ焼結体2)

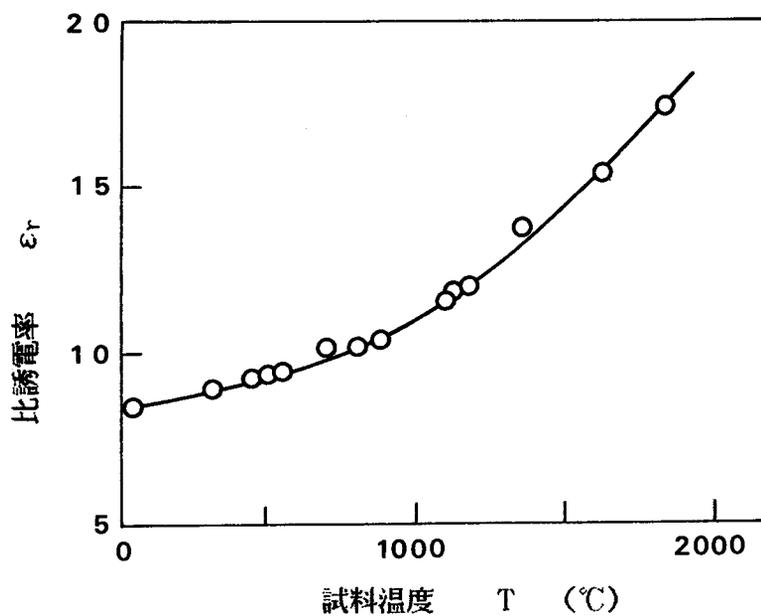


図 3.1.11 比誘電率の温度依存性 (アルミナ焼結体2)

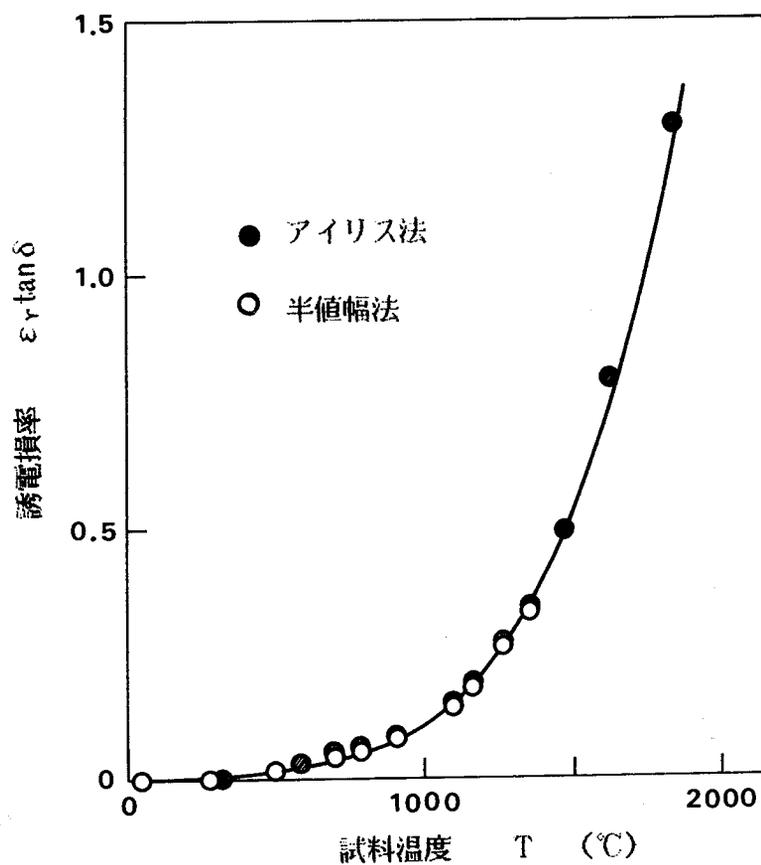


図 3.1.12 誘電損率の温度依存性 (アルミナ焼結体2)

表 3.1.1 試料の組成

| | Al | Si | Mg | Ca | Na | Fe | Ti | Y | Zr |
|---------------|------|------|------|------|------|-------|------|------|------|
| アルミナ焼結体1(99%) | | 0.38 | 0.16 | 0.13 | 0.01 | 0.02 | — | — | — |
| アルミナ焼結体2(92%) | | 3.18 | 0.43 | 1.18 | 0.06 | 0.05 | — | — | 0.89 |
| アルミナ焼結体3(76%) | | 5.28 | 0.59 | 0.16 | 0.10 | 0.06 | 0.02 | — | 9.03 |
| 窒化ケイ素焼結体1 | 2.69 | | 0.02 | 0.22 | — | 0.25 | 0.01 | 2.99 | — |
| 窒化ケイ素焼結体2 | 4.76 | | 2.44 | 0.48 | — | 12.57 | 0.07 | — | — |

表 3.1.2 常温における誘電特性の測定値

| 試料 | 直方体空洞共振器 | | 円筒空洞共振器 | | 文献値 | |
|---------------|--------------|--------------------------|--------------|--------------------------|--------------|--------------------------|
| | ϵ_r | $\epsilon_r \tan \delta$ | ϵ_r | $\epsilon_r \tan \delta$ | ϵ_r | $\epsilon_r \tan \delta$ |
| 石英 | 3.71 | 0.00025 | 3.77 | 0.00027 | 3.78 | 0.00019 0.00064 |
| サファイア | 11.72 | <0.0001 | 11.62 | <0.0001 | 11.5 | <0.0001 |
| バイレックスガラス | 4.87 | 0.035 | 4.78 | 0.037 | 4.7 | 0.022 |
| アルミナ焼結体1(99%) | 9.48 | 0.00092 | 9.35 | 0.00079 | | |
| アルミナ焼結体2(92%) | 8.27 | 0.0103 | 8.32 | 0.0108 | | |
| アルミナ焼結体3(76%) | 8.32 | 0.0107 | 8.44 | 0.0114 | | |
| 窒化ケイ素焼結体1 | 8.18 | 0.0055 | 8.12 | 0.0055 | | |
| 窒化ケイ素焼結体2 | 15.60 | 0.35 | — | — | | |
| 炭化ケイ素焼結体 | 19.10 | 1.26 | — | — | | |

ϵ_r : 誘電率, $\epsilon_r \tan \delta$: 誘電損率
 石英, サファイアの文献値は 0.3~10 GHzの周波数での値
 バイレックスガラスの文献値は1MHzでの値

表 3.1.3 測定値の相対誤差および文献値との誤差

| 試料 | 直方体空洞共振器 | | | 円筒空洞共振器 | | |
|---------------|----------------------------|----------------------------|-------------------------------|----------------------------|----------------------------|-------------------------------|
| | $\delta \epsilon_r$ (%) | $\delta \epsilon_e$ (%) | $\delta \epsilon_{ra}$ (%) | $\delta \epsilon_r$ (%) | $\delta \epsilon_e$ (%) | $\delta \epsilon_{ra}$ (%) |
| 石英 | 1.32 | 71 | 1.9 | 0.88 | 120 | 0.0 |
| サファイア | 1.34 | — | 1.9 | 0.93 | — | 1.0 |
| パイレックスガラス | 1.44 | 2.3 | | 0.95 | 2.5 | |
| アルミナ焼結体1(99%) | 1.32 | 22 | | 0.90 | 49 | |
| アルミナ焼結体2(92%) | 1.34 | 3.5 | | 0.93 | 5.2 | |
| アルミナ焼結体3(76%) | 1.34 | 3.4 | | 0.92 | 4.9 | |
| 窒化ケイ素焼結体1 | 1.32 | 4.8 | | 0.90 | 8.0 | |
| 窒化ケイ素焼結体2 | 1.79 | 1.9 | | — | — | |
| 炭化ケイ素焼結体 | 2.39 | 1.9 | | — | — | |

$\delta \epsilon_r$: 比誘電率の相対誤差

$\delta \epsilon_e$: 誘電損率の相対誤差

$\delta \epsilon_{ra}$: 比誘電率の測定値と文献値との誤差

第2章 アルミナーアルミナの接合への利用

2.1 緒言

ファイセラミックスは耐熱性、耐酸化性に優れ、しかも硬く、軽いことから、構造用部品の軽量化、長寿命化、高性能化へのニーズに応じて、幅広い分野での利用が期待されている。しかしその成形法や加工法についてはいまだ多くの問題をかかえている。特に機械部品のように複雑な形状の精密部分を製作する場合、成形—焼結後の仕上げ加工としては、ダイヤモンド工具を用いた研削加工が唯一の方法であるが⁴³⁾、この加工法は任意曲面の加工が困難であるとか、加工能率が低いなどのため、セラミックス部品の価格を非常に高いものにしてている。複雑な形状部品を単純な形状に分割して成形—焼結した後、これらを高強度につなぎ合わせるセラミックス同士の接合技術は上記の問題を軽減するための一つの有効な手段となり得る。またセラミックス同士の接合が可能になれば、耐熱性、あるいは強度の必要な部分のみ、そのような性質を持ったセラミックスを接合することによって、バラエティーに富んだ部品をつくることもでき、安価な部品を提供できるものと思われる。

セラミックスと金属の接合技術は今日的にニーズが強く、非常に多くの研究がなされており⁴⁴⁾、そのうちいくつかはすでに実用化されている。しかし、セラミックス同士の接合技術は、拡散法、メタライズ法、酸化物溶剤法、熔融接合法など⁴⁷⁾多くの研究がなされているが、これらの方法はいずれも外部からの加熱であり、接合温度範囲や能率等に制約があるため、いまだ実用には至っていない。

一方、マイクロ波を用いてセラミックスを加熱し、焼結や熔融⁹⁸⁾、あるいは穴あけ⁹⁹⁾に利用しようとする試みがなされている。マイクロ波加熱は、マイクロ波電力を直接セラミックス試料に吸収させて、セラミックス内部より発熱させる方法であり、吸収される電力はセラミックスの持つ誘電損率 ($\epsilon_r \tan \delta$) に比例する⁹⁹⁾。この誘電損率は、第1章で述べたように温度依存性が大きい¹⁰⁴⁾、1度ある部分が加熱されると、その部分の $\epsilon_r \tan \delta$ がまわりより大きくなることによって、さらにマイクロ波電力は、その部分のみ吸収されやすくなり、また、温度が上昇するという過程をとり、局所的な加熱が急速に進むことになる。このマイクロ波を利用した局所的な加熱現象を用いてセラミックス同士の新しい接合技術を開発した。

本章では、新しく開発したセラミックス用マイクロ波加熱制御システムを用いて、アルミナ焼結体 (92%) 丸棒同士の突合わせ接合を試み、本接合法が溶剤等の中間層を用いずに可能な

ことを曲げ強度、接合面の組織等から明らかにする^{111),112)}。

2.2 実験方法

2.2.1 実験装置

セラミックスの接合実験に用いた装置は、基本的には第1章、図3.1.2で示した高温での誘電特性に用いた加熱装置と同じ構造のものであり、マイクロ波発振器、クライストロン増幅器、方向性結合器、加熱部、検波器、放射温度計、温度コントローラー（マイクロコンピューター具備）から構成されている。加熱部の外観を図3.2.1に示す。加熱部はTE₁₀₃モードの直方体空洞共振器であり、図3.2.2に示すように、アイリス（可動結合窓）とブランジャー（可動短絡板）を有し、これらはパルスモーターで可変することができるようになっている。また、丸棒試料を固定し、軸方向に加圧できるように、エアシリンダーが具備されており、均一加熱をする目的で試料を回転できるようにもなっている。

2.2.2 加熱制御システム

本加工法は、マイクロ波電力を用いて、セラミックスを直接内部から加熱し、その熱エネルギーによって接合する方法であるから、加熱温度の制御を正確に行う必要がある。第1章で述べたようにセラミックスの比誘電率、誘電損率は常温では小さいが、高温になると増大し、それとともなって空洞共振器の結合度と共振周波数が変化するため、アイリスとブランジャーを制御する必要がある。一方、セラミックスがマイクロ波電界（周波数 f 、強度 E ）の場におかれると、誘電加熱が行われるが、その時の誘電損失エネルギーは

$$q = (1/2) \epsilon_0 \cdot \epsilon_r \tan \delta \cdot f \cdot E^2$$

であらわされる⁹⁹⁾。 q は誘電損率 $\epsilon_r \tan \delta$ に比例するが、この誘電損率は温度の上昇とともに急激に増大する。したがって、加熱温度を制御するためには、 q すなわち電界強度 E を制御する必要がある。すなわちマイクロ波出力の制御が必要となる。

そこで、アイリス、ブランジャー、およびマイクロ波出力を制御して所定の加熱温度履歴を与えることができる加熱制御システムを開発した。そのブロック図を図3.2.3に示す。マイクロ波発振器から発生したマイクロ波電力は減衰器を通して、クライストロン増幅器で大電力に増幅され、導波管で方向性結合器を通して、加熱部である直方体空洞共振器に導かれ、共振器内の電界最大の箇所に置かれた試料が加熱される。この時共振器からの反射電力（方向性結合器で検出）、

マイクロ波漏れ量（リークセンサーで検出）、および試料温度（放射温度計で検出）はそれぞれのコントローラへ送られ、所定の電圧に変換される。これらはAD/DA変換モジュールでAD変換され、コンピューターとRAMにより所定の状態に制御される。また、周波数およびマイクロ波出力は、コンピューターからの命令をAD/DA変換モジュールでDA変換後コントローラで周波数制御信号（電圧）と出力制御信号（電流）に変えられ、それぞれ発振器と減衰器に送られて制御が実行される。一方、結合度に関するアイリスと、共振周波数に関するブランジャーの制御は、コンピューターからの命令をパルスモーターコントロールモジュールで変換後、ドライバーで制御信号に変えられ、それぞれのパルスモーターを駆動させることにより実行される。

2.2.3 加熱制御方法

アイリス、ブランジャー、およびマイクロ波出力を制御してセラミックスの加熱温度を制御する方法は次の通りである。

まず、初めに発振周波数 f_0 、設定加熱速度 V_s 、設定温度 T_m 、保持時間 T_m 、加熱開始マイクロ波出力 P_0 、加熱速度のしきい値 Δv 等の加熱条件をコンピューターに入力する。次に、試料を共振器の電界強度最大位置に設置し、試料を入れたことによる共振周波数および結合度のずれをブランジャーとアイリスで調整して初期設定を行う。その後、マイクロ波出力 P_0 を投入すると、加熱が開始される。この時の加熱温度は放射温度計によって検出される。この時、1サイクル当たりの時間 τ を検出し、1サイクルでの試料の温度変化 ΔT を求めることにより、実際の加熱速度 v ($v = \Delta T / \tau$) を演算する。 v は設定加熱速度 v_s と比較され、 $v - v_s > \Delta v$ の時微調マイクロ波出力は $\Delta P < 0$ 、 $-\Delta v < v - v_s < \Delta v$ の時 $\Delta P = 0$ 、 $-\Delta v < v - v_s$ の時 $\Delta P > 0$ とし、マイクロ波出力 P_0 に ΔP を加えた出力が新たな出力となり、出力制御が行われる。この1サイクル毎の温度上昇に対して、共振周波数および結合度のずれが発生するので、アイリスとブランジャーによって両者を制御し、再び結合度の大きい共振状態を得る。この1サイクル毎の制御を繰り返すことによって設定温度まで上昇させることができ、さらに設定温度まで到達した後、一定温度に保つことも可能となる。

図3.2.4 は図3.2.3 のマイクロ波加熱システムを用いて、上述の加熱方法で直径3mm、長さ100mm のアルミナ焼結体（純度92%）丸棒を、加熱温度1800℃、加熱保持時間 3分と設定して加熱した時の加熱温度と加熱時間の関係を示したものである。図中には、マイクロ波出力の時間変化も示した。この例のように加熱温度、加熱保持時間ともほぼ設定通りに制御でき、また1800℃の高温まで約 1.5分で昇温できることがわかる。この時の加熱温度の精度は±10℃以内で保持す

ることができ、マイクロ波出力は 100W以下である。

2. 2. 4 供試材料

接合に使用したファインセラミックスは、主に直径3.2mm、長さ100mmの寸法の純度92%アルミナ焼結体であり、端面（接合面）をマイクロカッターで切断して、その面粗さを1 μ m以下に仕上げた。また異形のセラミックスの接合の可能性を調べるために、直径5mmの丸棒、内径4mm外形6mmのパイプ、一辺5mm厚さ2mmの四角板も使い、これらを組み合わせた接合も試みた。これらはすべて純度92%のアルミナ焼結体である。使用した92%アルミナ焼結体の発光分光分析による組成を表3.2.1に示す。

2. 2. 5 接合条件

接合は図3.2.2に示したように2本の丸棒試料の端面を突き合わせて加熱する方法で行った。接合面は共振器内の電界が最大の位置に置かれている。検討した接合条件の範囲を表3.2.2に示す。これらの条件の範囲内で接合温度、接合時間、加圧力の組み合わせによる適性接合条件を調べた。なお、マイクロ波の周波数は6GHz、出力は約60Wである。また、試料の加熱は大気中で行い、常温から約40 $^{\circ}$ C/sの速度で所定の温度まで加熱し、一定時間（接合時間）保持した後、約15 $^{\circ}$ C/sの速度で徐冷した。

2. 2. 6 接合部の評価

図3.2.5に示す4点曲げ強度試験により、接合した試験片の強度評価を行った。使用した試験機はインストロンタイプで、クロスヘッド速度は0.5mm/min、荷重はロードセルで測定した。4点曲げ強度 σ は、図3.2.5に示す上下スパン（L、M）、試験片外径（D）、および破断荷重Fにより次式で求められる。

$$\sigma = 8F(L-M) / \pi D^3$$

この σ を接合強度とした。

また、接合した試料を接合面に垂直に切断し、ダイヤモンドペーストで研磨して接合部のSEM観察による組織変化、EPMAによる組成分析、マイクロビッカースの500gfによる接合部近傍の硬さ分布を調べた。

2. 3 実験結果と考察

2.3.1 加熱・接合状況

空洞共振器内でアルミナが加熱接合されている様子を、ファイバースコープで観察した結果の一例を図3.2.6 に示す。加熱は接合面近傍で集中的に行われていることがわかる。そこで、加熱中の試料長手方向の温度分布を放射温度計を用いて調べた。その結果を図3.2.7 に示す。本実験は、加熱温度1600℃、および1850℃で接合開始後 5分経過した時点で測定したものである。両加熱温度の場合とも、接合面から離れるにつれて温度は急激に低下し、接合面から 4mm離れた位置では温度は 800~1000℃に低下している。すなわち、マイクロ波加熱特有の局部加熱状態になっていることがわかる。図3.2.8 に接合品の外観の一例を示す。目視観察では、加熱による変色等の変化は認められない。

2.3.2 接合温度と接合強度の関係

マイクロ波加熱を用いた接合方法では、接合面を密着させるために軸方向に加圧されている。したがって、加熱温度が高くなると、軸方向に加圧力との兼ね合いで接合部が変形する恐れが生じる。そこで接合強度を調べる前に、加熱温度と加圧力の組み合わせによる変形状態をアルミナ焼結体丸棒試料を用いて調べた（接合は行っていない）。その結果を図3.2.8 に示す。ここで加熱温度に設定された後の加熱保持時間は 3分であるが、10分の場合も調べた。加圧力が大きいのか、加熱温度が高いと、供試材（以下母材と称す）は圧縮による変形が生じ、加圧力と加熱温度で決まる母材変形領域が存在することがわかる。なお、3分の加熱保持時間で未変形領域の条件で10分間加熱しても、母材が変形することはなかった。このことから、変形に及ぼす加熱保持時間の影響は少ないといえる。

図3.2.10は4点曲げ試験による接合強度におよぼす接合温度の影響を示したものである。ここで加圧力は母材が変形せず、しかも幅広い温度範囲を調べるため、図3.2.9 を参考にして 6 kgf/cm² とした。また接合時間（加熱保持時間）は 3分である。一方、母材の曲げ強度も比較のため図中に記したが、約50個の試験片の平均値と、そのばらつきを示している。

接合強度 σ は接合温度 T の上昇とともに高くなり、 $T \geq 1750^\circ\text{C}$ では母材の強度に匹敵する σ が得られた。また、 T が低い場合は σ のばらつきが大きい、 T が高くなるにつれてばらつきは小さくなり、母材をほとんど変形させずに安定した接合ができた。さらに、接合強度が 40 kgf/mm² 以上の場合には、曲げ試験による破断は、接合面でなく母材部で生じた。このことは母材よりも接合部が強くなっていることを示している。

2. 3. 3 加圧力と接合強度の関係

図3.2.11に軸方向の加圧力 p と、接合強度の関係を示す。接合温度が高いと図3.2.9に示したように、母材を変形させない p は非常に小さくなり、 p の影響を調べることができなくなるので、接合温度を1680℃に設定した。また接合時間は3分とした。

加圧力 $p=0\text{kgf/cm}^2$ 、すなわち接合面同士を接触させただけの時は、接合強度 σ は小さいが、 $6\text{kgf/cm}^2 < p < 12\text{kgf/cm}^2$ では σ は一定となり、 $p=15\text{kgf/cm}^2$ になると、図3.2.12に示すように接合部近傍が押しつぶされて変形し、接合強度は低下してしまう。以上のように、母材を変形させず、接合面をある程度密着させる程度の加圧力が与えられれば、接合強度に大きな影響を与えないことが予想された。

2. 3. 4 接合時間と接合強度の関係

図3.2.13は接合温度1850℃、加圧力 6kgf/cm^2 で接合した時の接合時間と接合強度の関係を示したものである。1分の接合時間では、接合強度は低下するが、3分と10分の時間では、強度は同程度であり、母材と同等の接合強度が得られた。すなわち、3分以上加熱保持時間を与えれば、接合時間に関係なく母材なみの強度が得られることがわかった。

2. 3. 5 接合部の組織

図3.2.14(1)に、接合温度1850℃、接合時間3分間、加圧力 6kgf/cm^2 で、アルミナ焼結体をマイクロ波加熱した時の断面SEM写真を示す。比較のために、未加熱である母材の断面SEM写真も(2)に示す。接合された境界面は全く判断できず、またアルミナ粒子の大きさは、母材のアルミナ粒子の大きさとほとんど変わらなかった。すなわち、アルミナ粒子は熔融せずに接合されているものと推測される。

2. 3. 6 接合部の組成

表3.2.3に、接合温度1850℃、接合時間3分、加圧力 6kgf/cm^2 で接合した接合部近傍のEPMA分析結果を示す。表中には母材の分析結果も示す。測定はアルミナ粒子内および粒界相に分けて行うため、ビーム径を $3\mu\text{m}$ 以下にしぼり、また $5\mu\text{m}$ 以上の幅の粒界相を選んで行った。接合部、母材とも粒内はほとんどAlとOであり、その量も両者でほとんど差がなかった。また、粒界相のAl、Si、Ca、Mg、Naには接合部と母材でほとんど差が認められないが、Zrのみ接合部の方が多く検出されている。

一方、粒界相成分の分布をEBS像により観察した結果を図3.2.15に示す。(1)は1850℃、3分、6kgf/cm²で接合した接合部の結果であり、(2)は母材の結果である。接合部、母材ともSiは粒界相に均一に分散しており、Ca、Mgも同様であった。しかし、Zrは母材の粒界相では大きな塊として析出しているのに対し、接合部の粒界相では、一部分小さい塊もみられるが、粒界相にほぼ均一に分散している。このことから表3.2.3において母材のZrが、接合部のZrより少なく検出されたのは、析出したZrを避けて測定したためと考えられる。表3.2.4にビーム径を約200μmひびけてEPMA分析した結果を示すが、粒界相を広く含んだ平均的なZrの値は母材と接合部で大差ないことから上記のことが裏づけられる。

以上のように、アルミナ焼結体のマイクロ波加熱接合は、アルミナが溶融する温度より低い温度で粒界相の成分が溶融し、接合面が固液共存の状態になり、その後の冷却によって接合が完了するものと考えられ、このことから、母材強度に匹敵する接合強度が得られたものと推測される。

2.3.7 接合部の硬さ変化

図3.2.16は、接合温度1850℃、接合時間3分、加圧力6kgf/cm²の条件で接合した接合部断面の長手方向硬さ分布を示したものである。接合面から±2mmの範囲で母材より明らかな硬さの上昇がみられ、特に接合面最近傍が一番大きくなっている傾向が認められる。このことから前述したように、高強度が得られた接合材では、母材で破断したものと考えられる。

接合部の硬さ上昇の原因は、図3.2.15に示したように、加熱を受けたことによってZrが分散したことによると思われるが、熱履歴による残留応力の変化も考えられ⁽⁴³⁾この点についての今後の検討が必要である。

2.3.8 形状の異なったアルミナ同士の接合

図3.2.17に、マイクロ波加熱を用いて形状の異なる純度92%のアルミナ焼結体を組み合わせて接合した応用例を示す。Aは直径の異なる丸棒の接合例、Bは丸棒と板の接合例、Cはパイプと板の接合例である。なおBおよびCにみられるような板を接合する場合には、板の接合面と反対の面を直径3mmのサファイアの丸棒で加圧しながら加熱した。サファイアを用いたのは、第1章、表3.1.2で示したように、サファイアの誘電損率 $\epsilon \tan \delta$ が非常に小さく(0.0001以下)、加熱されにくいからである。いずれの例でも、溶剤等の中間層を用いることなく強固な接合が可能であった。

2.4 結言

マイクロ波電力を用いてセラミックスを加熱、接合するために、マイクロ波加熱制御システムを開発し、純度92%アルミナ焼結体丸棒同士の突合わせ直接接合の可能性を、接合条件、4点曲げ強度試験、接合断面の組織、組成等から検討した。その結果次の事柄が明らかになった。

(1) 直方体空洞共振器のアイリス（結合度）、ブランジャー（共振周波数）、およびマイクロ波出力を制御して、セラミックスの熔融温度付近まで $\pm 10^{\circ}\text{C}$ 以内の精度で温度制御が可能なマイクロ波加熱制御システムを開発した。

(2) 上記制御システムを用いることによって、母材と同程度の接合強度（曲げ強度）を持ったアルミナ焼結体同士の直接接合が可能であった。

(3) 接合温度によって母材を変形させない加圧力 p_m が存在し、 p_m 以下の範囲では、接合温度が高いほど、接合強度も上昇する。

(4) 3分以上の接合時間では、時間による接合強度の変化はなかった。

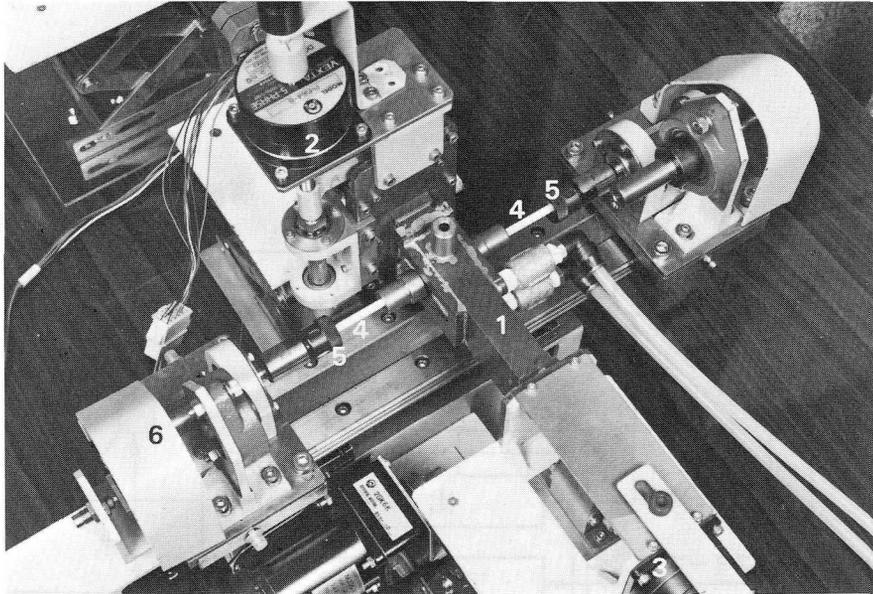
(5) 母材と同程度の強度が得られた接合条件では、接合部の境界は判別できず、またアルミナ粒子の大きさも母材と変化がなかった。しかし、接合部断面の硬さは母材より上昇した。

(6) アルミナ焼結体の粒界相に存在するZrは、母材では不均一に析出しているが、加熱・接合すると、粒界相に均一に分散していた。

(7) 母材と接合部の組成には変化がないことが、EPMA分析結果から確認された。

(8) 以上の結果から、アルミナ焼結体のマイクロ波加熱・接合機構は、粒界相が優先的に内部加熱され、アルミナ粒子を熔融せずに粗界相成分を熔融して接合するものと予想される。

(9) 92%のアルミナ焼結体の異径の突合わせ接合、丸棒と板、およびパイプと板の接合が、溶剤などの中間層を用いずに可能であった。



1. 直方体空洞共振器, 2. アイリス制御用パルスモーター
 3. プランジャー制御用パルスモーター, 4. 試料
 5. 試料チャック, 6. 試料加圧装置

図 3.2.1 加熱部の外観

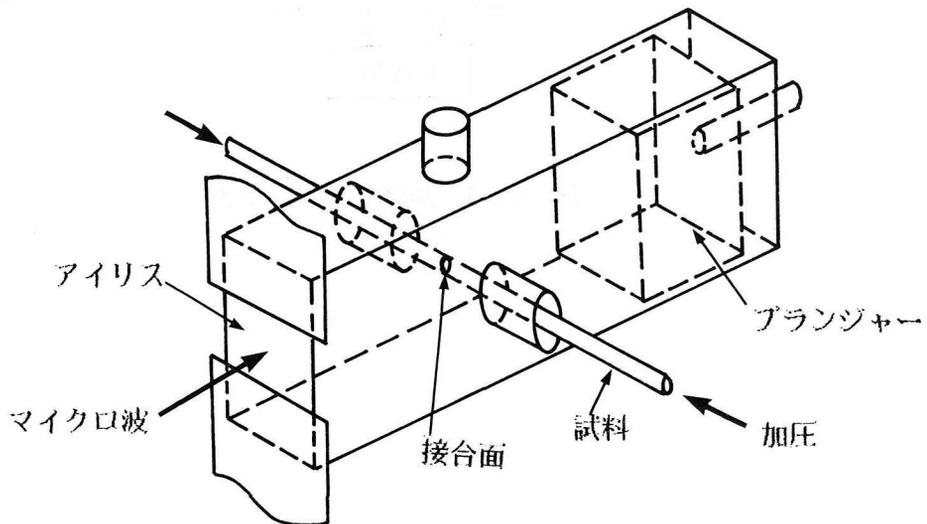


図 3.2.2 直方体空洞共振器

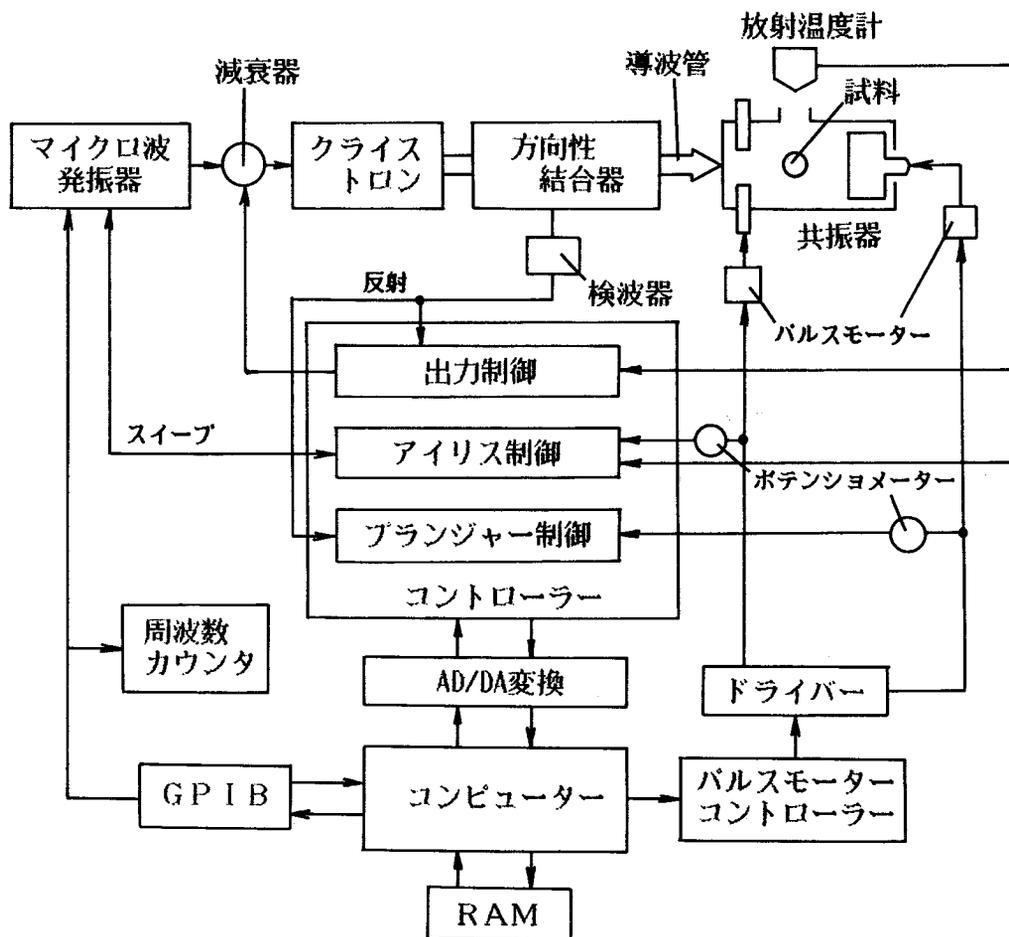


図 3.2.3 加熱制御システム

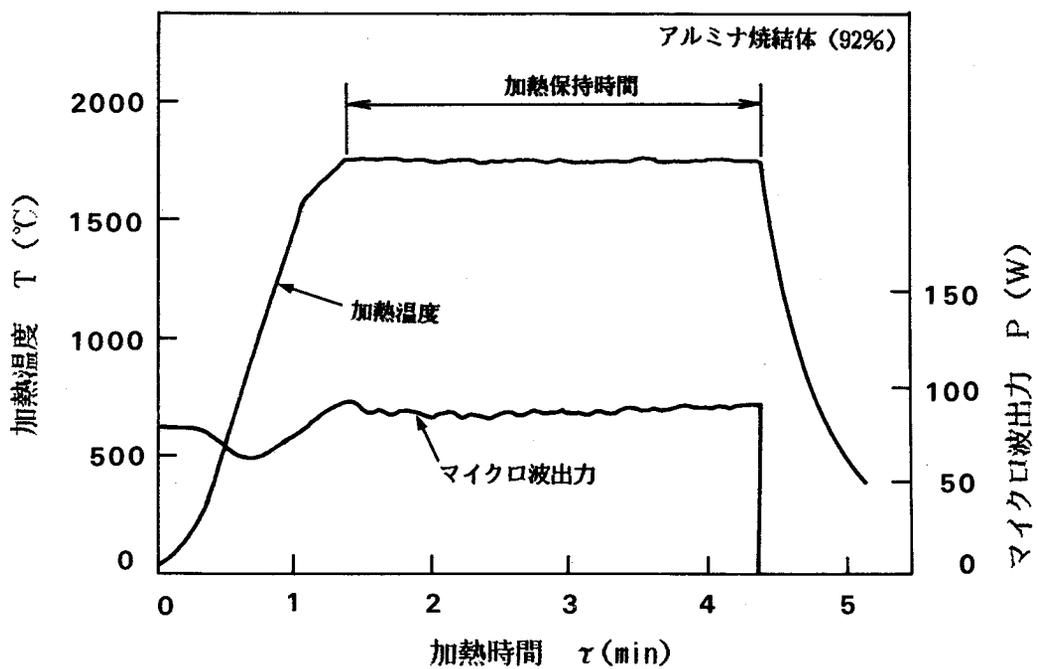


図 3.2.4 加熱制御例

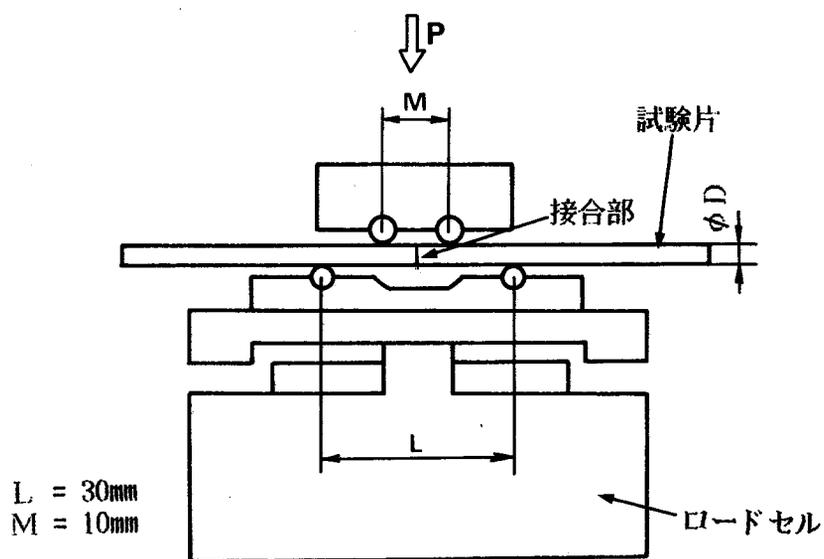


図 3.2.5 4点曲げ強度試験方法

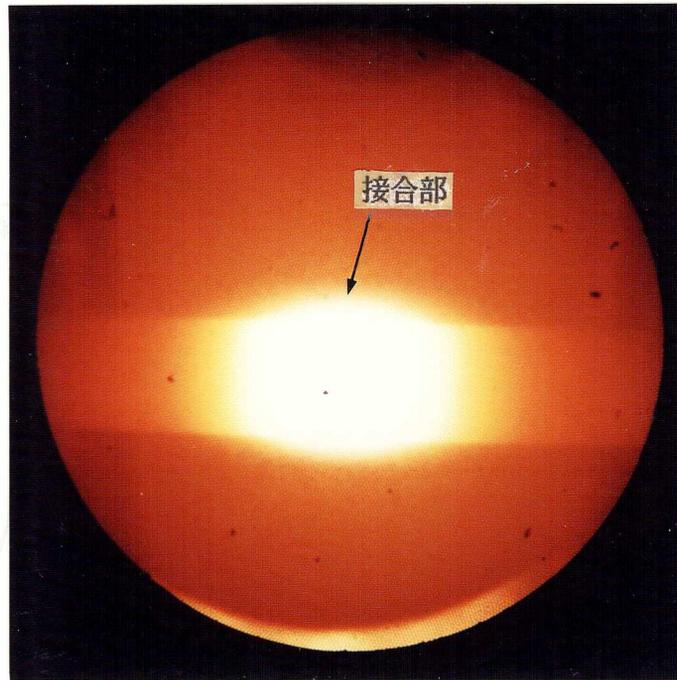


図 3.2.6 加熱接合状態の一例

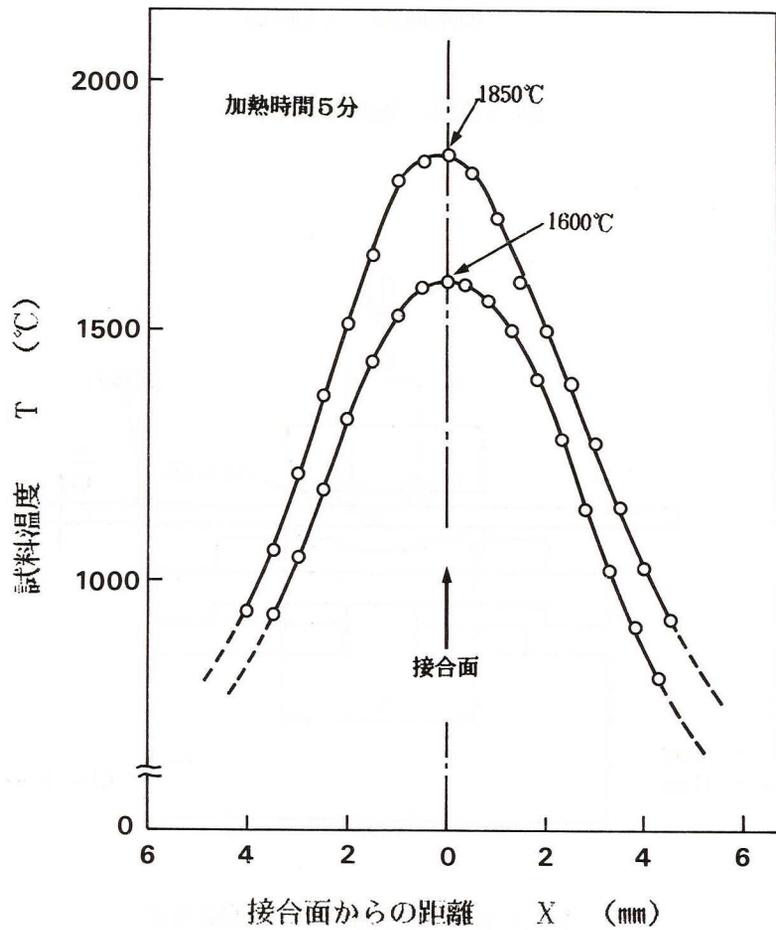


図 3.2.7 試料長手方向の温度分布

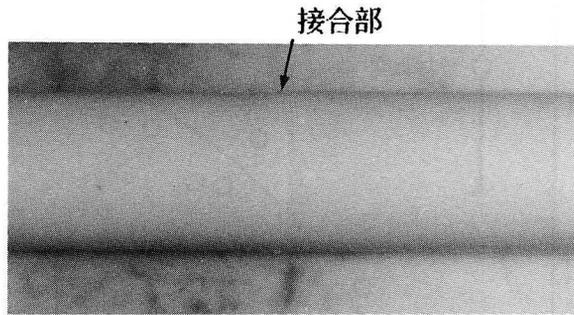


図 3.2.8 接合品の外観の一例

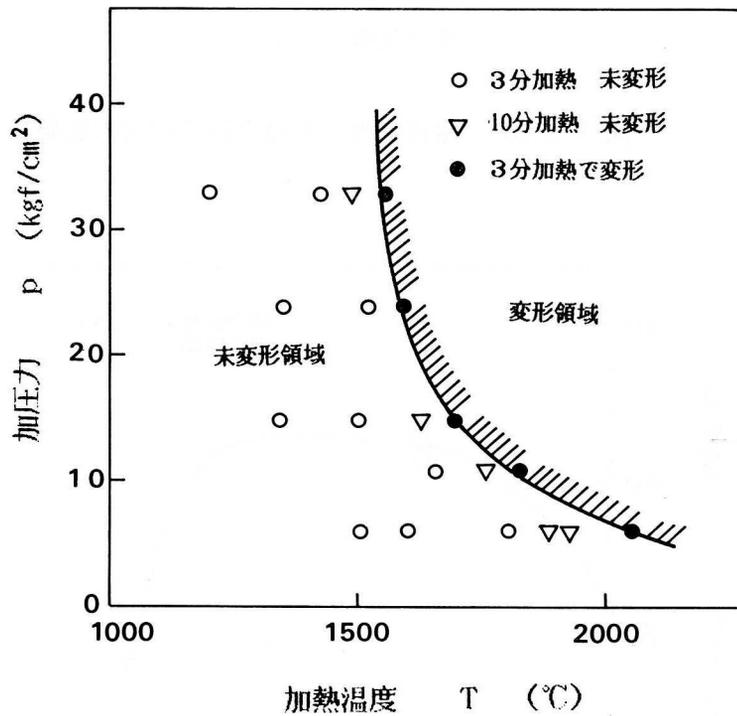


図 3.2.9 供試材の変形に及ぼす加圧力，加熱温度の影響

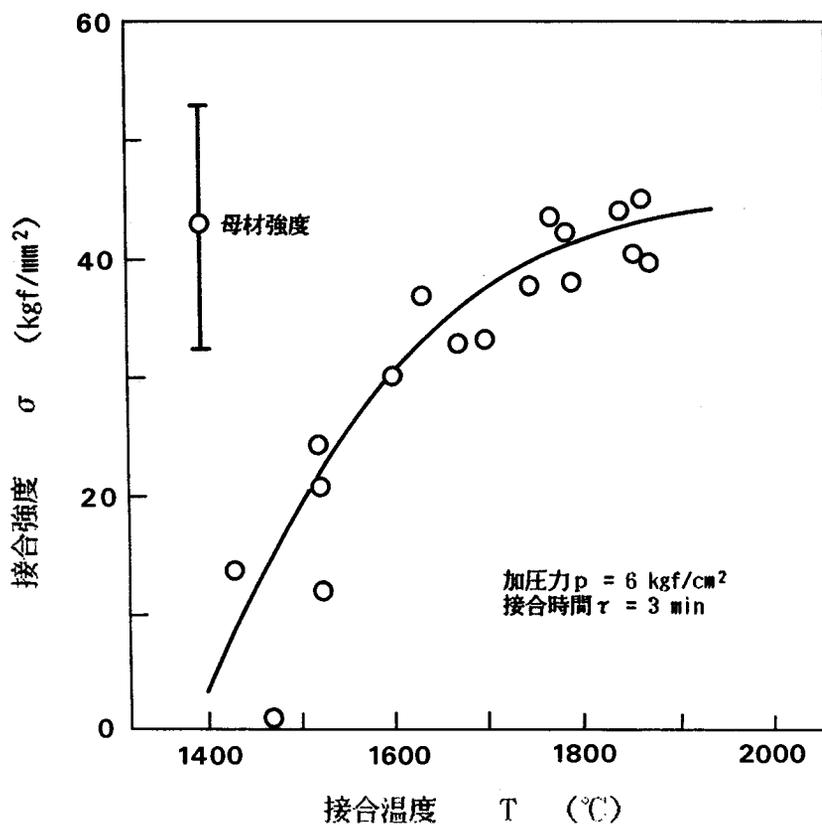


図 3.2.10 接合強度に及ぼす接合温度の影響

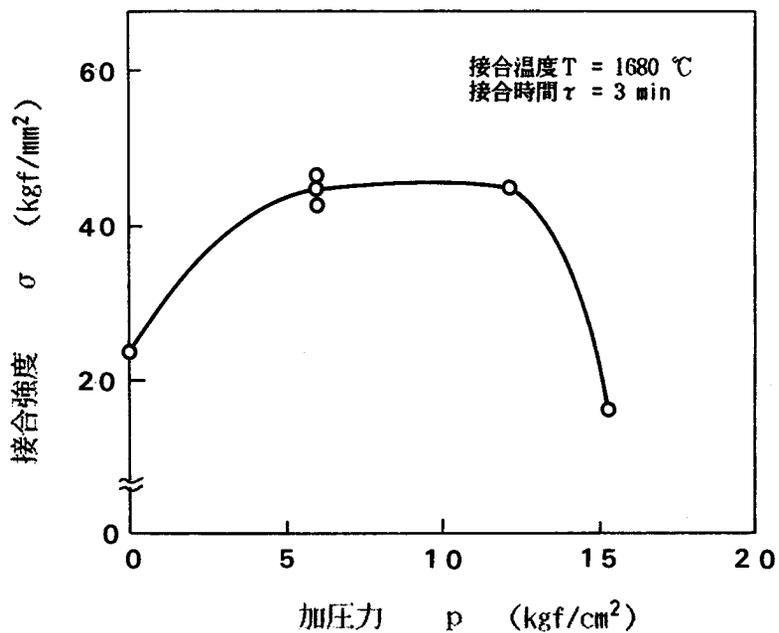


図 3.2.11 加圧力と接合強度の関係

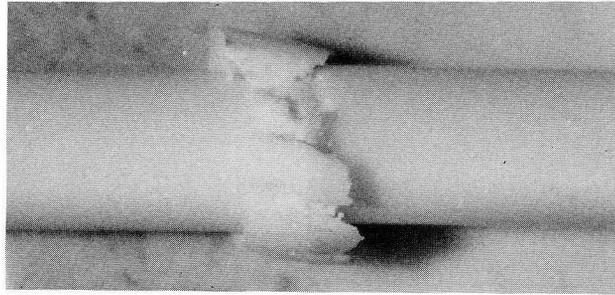


図 3.2.12 接合部の変形状況

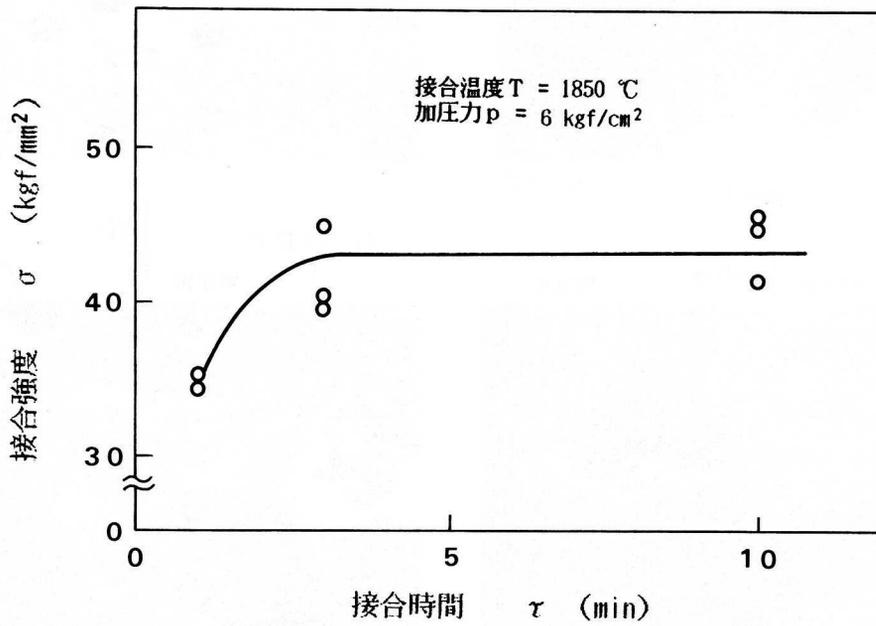
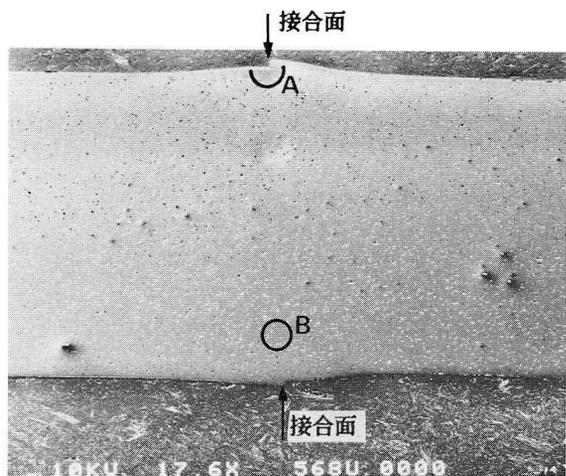
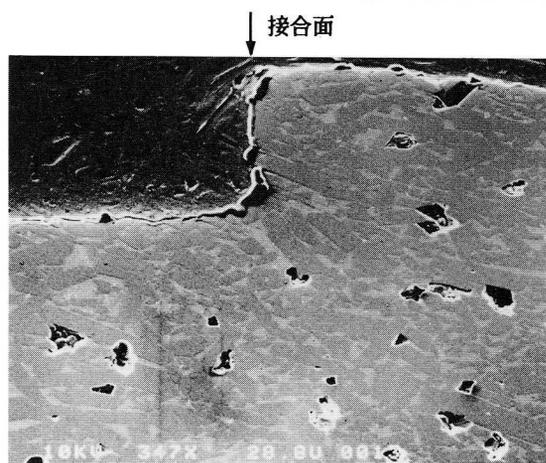


図 3.2.13 接合時間と接合強度の関係

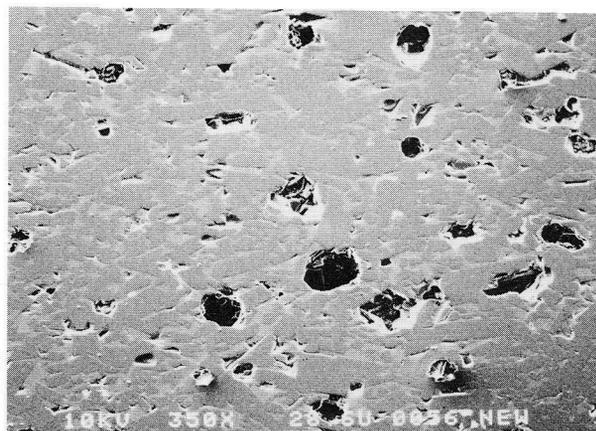


X 13

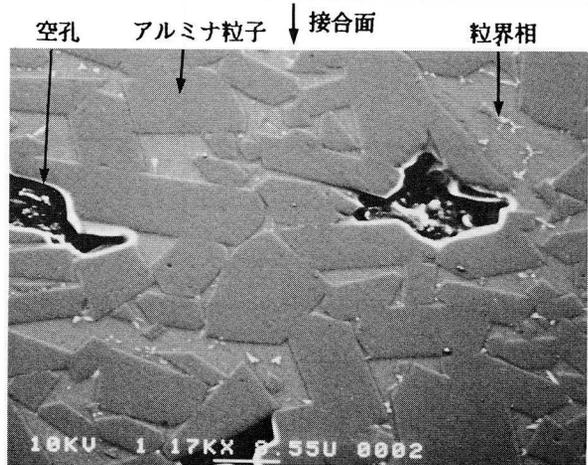


A部拡大

X 290

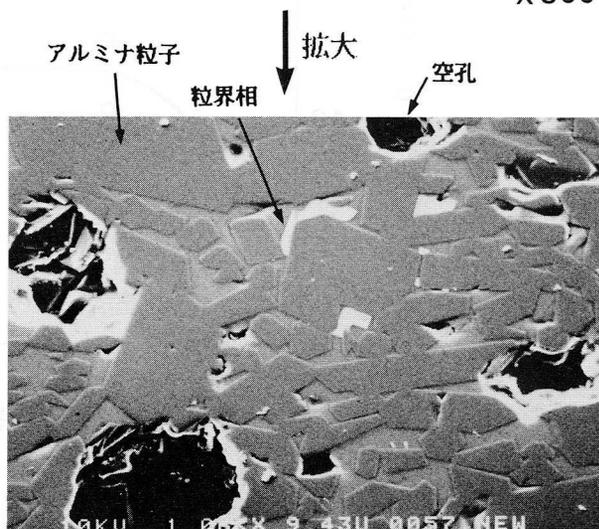


X 300



B部拡大

X 1050

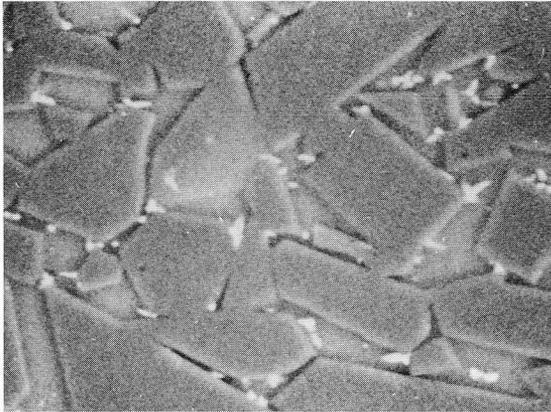


X 940

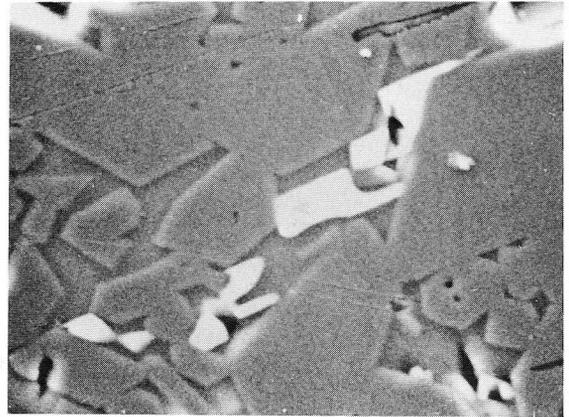
(1) 接合部断面組織

(2) 母材断面組織

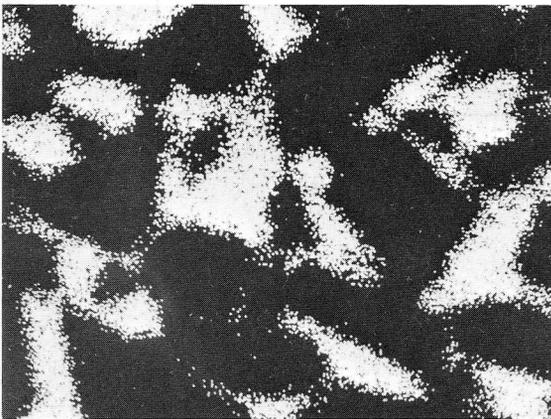
図 3.2.14 断面組織 (SEM像)



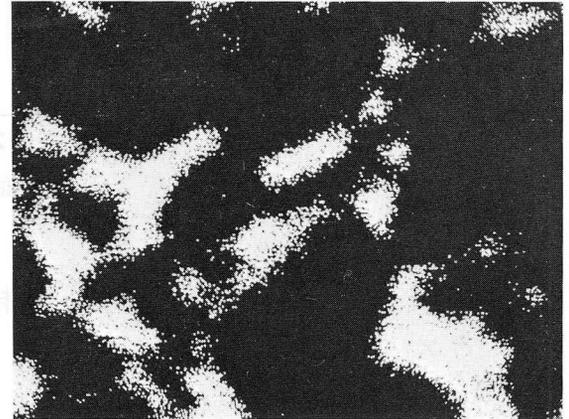
SEM像



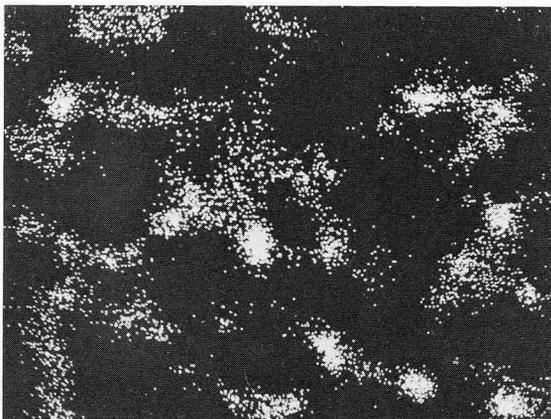
SEM像



Si EDS像



Si EDS像



Zr EDS像

(1) 接合部



Zr EDS像

(2) 母材

図 3.2.15 粒界相成分の分布状態

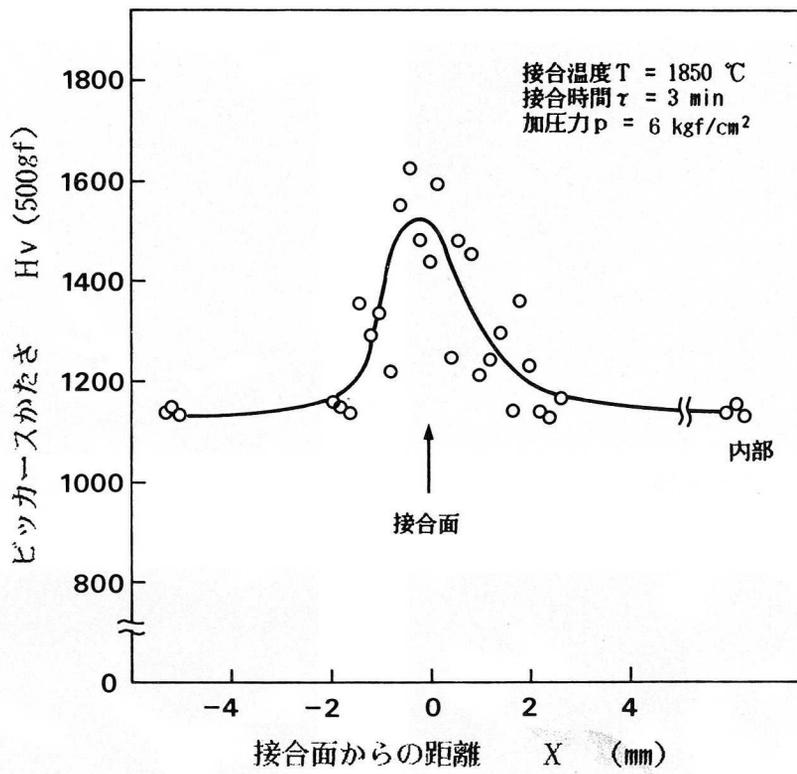


図 3.2.16 試料長手方向のかたさ分布

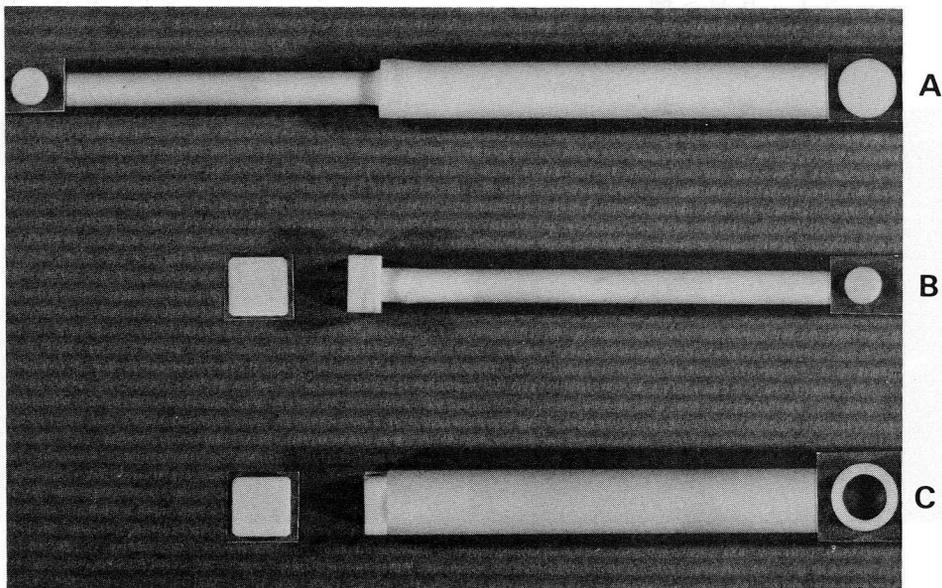


図 3.2.17 接合の応用例 (アルミナ焼結体)

表 3.2.1 供試アルミナ試料の組成（主成分を除く）

| 成分 | Si | Ca | Mg | Zr | Fe | Na |
|------|------|------|------|------|------|------|
| wt % | 3.18 | 1.18 | 0.43 | 0.89 | 0.05 | 0.06 |

表 3.2.2 接合条件

| 接合温度(°C) | 接合時間(分) | 加圧力(kgf/cm ²) |
|-----------|---------|---------------------------|
| 1400~2000 | 1~10 | 0~43 |

表 3.2.3 EPMA定量分析結果 (wt%)

| 元素 | | Al | Si | Ca | Mg | Zr | Na | O |
|-----------------|-----|------|------|-----|------|-----|-----|---|
| 接合部 (1850°C) | 粒内 | 44.4 | <0.1 | — | <0.1 | — | — | 残 |
| | 粒界相 | 15.9 | 20.7 | 7.7 | 2.8 | 3.9 | 0.7 | 〃 |
| 母材 (非加熱部) | 粒内 | 43.9 | <0.1 | — | <0.1 | — | — | 〃 |
| | 粒界相 | 16.3 | 22.1 | 7.9 | 2.8 | 1.3 | 0.7 | 〃 |

測定条件 加速電圧 20kv
 試料電流 0.03 μA
 ビーム径 φ3 μm 以下

表 3.2.4 平均的組織に関するEPMA分析結果 (wt%)

| 元素 | Al | Si | Ca | Mg | Zr | Na | O |
|-----------------|------|-----|-----|-----|-----|-----|---|
| 接合部 (1850°C) | 43.5 | 4.1 | 1.9 | 0.5 | 1.0 | 0.2 | 残 |
| 母材 (非加熱部) | 43.3 | 5.5 | 2.1 | 0.5 | 0.7 | 0.2 | 〃 |

測定条件 加速電圧 20kv
 試料電流 0.03 μA
 ビーム径 φ200 μm

第 4 部

荷重制御によりしわを抑制する

プレス成形

第1章 四角板対角二軸引張りによる しわの発生と成長の挙動

1.1 緒言

自動車車体外板のように、板厚にくらべて非常に大きな面積を持つ自由曲面体のプレス成形では、薄板の弾性的または塑性的な座屈が、破断とならんでひとつの重要な課題である。特に1973年の石油危機以後、省資源、省エネルギーが社会的要請として重要視されるようになり、自動車車体外板においても、軽量化のための薄板化、高張力鋼板化が推進され、それとともに、ボディしわや面ひずみなどの座屈に起因する面形状不良が多発し、これらを抑制するための研究が、成形技術と材料特性の両面から、自動車用パネルならびにそのモデルパネルについて行われてきた^{75),113)}。しかし、これらのパネルでは成形体形状が複雑かつ多様であり、成形過程で薄板に誘起される応力状態や、その変化も複雑であって面形状不良に対する主要因と、この不良の発生、抑制条件については統一した見解が得られるには至っていない。

特に自動車用パネルに見られる面ひずみと呼ばれる面形状不良の一つは、最終的には離型後の弾性回復変形によって決まるが、この弾性回復変形は、プレス成形過程での不均一引張りによるしわの発生、成長、消去とも密接な関係にある。最近、このような実際成形におけるしわの挙動や、面ひずみのような形状不良のシミュレーション手法として、四角板の対角引張り試験が提案されている⁷⁹⁾。この手法ではしわの発生、成長、消去ならびに弾性回復などの一連の現象をとらえることが可能と考えられるが、従来は一軸引張りでの挙動が調べられたにとどまっている⁸⁰⁾。四角板の対角二方向に引張りを与え、この二方向の荷重を制御すれば、試験片内の応力状態を種々に変化させることが可能となり、面ひずみ、ボディしわ等の面形状不良に対する主要な影響因子と、この不良の防止条件を明らかにし得るものと考えられる。

そこで、プレス成形技術のシミュレーションを行うことを目的に、直角二方向に引張り得る二軸引張り試験機を試作した。この装置を活用することにより、試験片内の応力状態を実部品のそれに近づけることが可能となり、しわの現象を単純な形で再現できるものと思われる。本章では、この装置を用い、一辺 240mmの正四角板の対角に二軸引張り力を負荷し、しわの発生、成長に及ぼす二軸引張り負荷条件、材料特性値の影響を明らかにする^{114),115)}とともに、弾塑性有限要素法を用いて板面に発生する応力状態を解析し、しわの発生要因を考察する¹¹⁶⁾。

1.2 薄板のプレス成形における面ひずみについて

薄板のプレス成形において、面形状不良としては、面のひけ、たるみ、ふくれ、しわ、および面ひずみと呼ばれるものがあり、これらは弾性的あるいは塑性的な座屈を伴った現象である。このうち、しわおよび面ひずみは正規の面からのずれが、ある限定された範囲にあらわれるものであり、その大きさがmm単位で測定されるものをしわと呼び、面ひずみはそれより1桁あるいは2桁低い高さの変化量である。したがって、面ひずみに対する最終的な良否の判定は目視や感触などによる官能検査で行われるのが普通である。図4.1.1にドアパネルにあらわれた面ひずみの一例を示す。この例では、目視によると凹凸のないきれいな面として観察されるが、平坦な油砥石でこすると図にみられるように、特に、ドア把手周辺では砥石のかかる部分とかからない部分が生じる。すなわち、この把手周辺は、目視では観察されない程度の凹凸を呈している。これが面ひずみと呼ばれるものであり、この凹凸の大小によって、自動車の外観の品質がかなり左右される。この面ひずみは、ブランクのしわ押さえから始まるプレス成形工程の進行に伴うしわの発生、成長、消去と何らかの関連を持っている。

一般に実部品成形におけるしわの発生、成長、消去などの挙動は、図4.1.2⁷⁾に一例を示すようななじみ線図で示されることが多い。この図の例では、成形工程の進行中に図中の斜線部分に座屈が生じ、いわゆるしわとなり成長して、その後消去の過程をたどり、下死点で最小となり、離型後の弾性回復によって面ひずみとなってあらわれるものである。図からわかるように、材料によって各工程でのしわ高さは大きく異なり、また、しわ発生時のポンチストロークも異なっている。この図では、プレス条件はどの材料でも一定であるため、材料の影響が大きくあらわれたものである。一方、成形工程の進行中の高張力鋼板のしわ高さを軟鋼板のそれに近づけようとするためには、A-A方向にさらに大きな張力を与えるような型設計を行えばよいことが推測される。すなわちA-A方向の張力とそれに直角方向の張力を調整することによって、しわを抑制することも可能となる。これは不均一引張りによって板面に誘起される圧縮応力を減少させることにはほかならない。

四角板の対角二軸引張り試験は、上記した板面に誘起される圧縮応力を簡単に変化させることが可能で、しわの発生、成長、消去、ならびに弾性回復の一連のしわ挙動をシミュレートでき、この試験によって得られた結果が、薄板のプレス成形における型設計から作業全般にわたって重要な情報を提供すると考えられる。

1.3 試験装置

試作した二軸引張り試験機の外観を図4.1.3 に示す。本試験機は本体、2本の同調シリンダー、油圧ポンプユニット、圧力・速度・変位を制御する制御盤から構成され、本体には図4.1.4 に示すように、向かいあったメカニカルチャックが直交した2組の油圧シリンダーに取り付けられている。チャックに固定された試験片は、油圧を作動させることにより、直交した2方向（X、Y）に引張られる。この時、X、Y方向の引張り力ならびに引張り速度はそれぞれ単独に設定でき、X、Y方向のどちらか一方の引張り力を一定に保持して、直角方向に引張ることができる構造にもなっている。また、X軸、Y軸の油圧系路に各々電磁比例リリーフ付減圧弁を介在させ、油圧シリンダーとチャックの間に設けられたロードセルの出力をマイクロコンピューターに取り込んで、X方向とY方向の荷重の比を一定になるように、電磁比例リリーフ付減圧弁にフィードバックして制御する機能も付加されている。X方向、Y方向とも、最大引張り荷重は14tonf、引張り速度は2.5~20mm/min、最大ストロークは150mm である。

1.4 試験方法

図4.1.5 に試験方法の概要を示す。試験片は一辺240mm の正四角板であり、その対角二方向に引張りが与えられる。主引張り方向であるX軸上には、平均伸び λ_x を求めるための標点が距離200mm（チャック間距離220mm）でマーキングされている。実験の手順として、まず、試験片のX軸端をチャックでつかみ、ついでY軸端をつかんで、Y方向に所定の引張り力 T_y を与える。この時、Y方向引張りでしわが生じない範囲内で T_y を選択した。この T_y を一定に保持したままX軸方向に引張って、板面中央部にしわの発生と成長を起こさせた。 T_y の大きさは、350kgfから150kgfごとに最大1100kgf まで変化させた。また比較として、 $T_y = 0$ （一軸引張り）の実験も行った。 $T_y = 0$ の条件では、実際のプレス成形での板の支持条件を考慮してY軸端をチャック内に入れ、板面に対して直角方向の変位を拘束してX軸方向にのみ引張った。以下ではY方向引張り応力 p_y として、引張り力 T_y をチャックの断面で除し、平均見掛け引張り応力 $p_y = T_y / W \cdot t$ としてあらわした。ここでWはチャック幅（110mm）、tは板厚である。一般にX方向荷重に対して、Y方向荷重の与え方は色々な経路が考えられる。そのうち、本実験のようにY方向荷重が一定の場合と、X方向荷重に比例した荷重をY方向に与える方法が典型的な二軸負荷経路である。予備実験によれば、X方向の荷重は非常に小さい変位置で急激に大きくなり、その

後ほぼ一定になるため、Y方向荷重が一定でも、X方向に比例した荷重でも、両者にはあまり大きな差がなく、実際にしわ高さを測定しても顕著な差が認められなかった。したがって本実験では、Y方向荷重は引張り試験中一定の条件に設定した。

しわの大きさの評価は図4.1.5 に示したように、負荷状態でY-Y断面で測定された最大しわ高さ h_b で行った。しわのプロフィルの測定には図4.1.4 に示したようにダイヤルゲージ式変位計を用いた。また、平均伸び λ_x は図4.1.5 で示したように標点間距離の投影長さの変化から求めた慣用ひずみである。すべての実験でX軸方向引張り速度は5mm/minである。

1.5 有限要素法によるシミュレーション

四角板対角二軸引張りにおいて、板面の応力状態を求めることを主眼に、非線形構造解析汎用プログラム「MARC」を用いて、弾塑性大変形解析を行った。ここで用いた構成式はプラント・ルイスの式である。有限要素法（以下FEMと称す）による解析領域は試験片の対称性から図4.1.5 に示した斜線部（四角板の1/4領域）である。また、薄板のため平面応力状態と仮定し、図4.1.6 に示したように8節点シェル要素で550節点、171要素に分割モデル化した。

解析はY方向チャック部に一定引張り応力 p_y を与えた後、X方向チャック部全体に0.02mmのX方向変位を増分的に与える方法で行った。なお初期不整として板面中心の板厚方向に0.001mmの変位を与えてから引張りを開始している。供試材の塑性特性としてはJIS5号引張り試験の応力-ひずみ曲線を塑性域のキルヒホッフの応力 σ_K と、ラグランジェの塑性ひずみ ε_L^P の関係に変換して用いた。

1.6 供試材料

実験に用いた供試材は板厚0.7mmの軟鋼板3種類（A～C）、40キロ級高張力鋼板3種類（D～F）、35キロ級焼付硬化型高張力鋼板1種類（G）であり、それらの引張り特性値を表4.1.1に示す。降伏応力 σ_s はすべて0.2%耐力であり、n値（加工硬化指数）を求めた伸びひずみの範囲は、軟鋼板では10～20%、高張力鋼板では5～15%である。またr値（塑性ひずみ比）は軟鋼板では20%、高張力鋼板では15%の伸びひずみの時の値である。なお、正四角板の対角方向が、圧延方向と45°方向になるように試験片を採取した。

図4.1.7は、FEM解析に用いられたモデル材料の塑性特性（ $\sigma_K - \varepsilon_L^P$ 曲線）である。a材

は表4.1.1 のA材に対応する。bおよびc材は降伏応力 σ_{ks} をa材と同じとし、降伏後の加工硬化の度合い（曲線の傾きの大きさ）を変えたものである。d材とe材は降伏応力の影響を調べるために $\sigma_k - \varepsilon_L^P$ の勾配をa材と同じにし、 σ_{ks} のみ変化させたものである。

1. 7 実験結果および考察

1. 7. 1 平均伸びに対するしわ高さの変化

図4.1.8 に二軸引張り試験機を用いて四角板を対角方向に引張った時のしわ発生状況を示す。引張りの主方向であるX方向に長く伸びたしわがはっきり認められる。また、図4.1.9 はFEMによる計算で求められたしわの外観の一例を示したものである。平均伸び λ_x が大きくなるとしわは成長し、その形状は図4.1.8 で示した実験による形状と非常によく似ていることがわかる。図4.1.10はダイヤルゲージ式変位計を用いてY-Y断面のしわ形状を測定した結果の一例をC材について示したものである。(1)はY軸の一定引張り応力 $p_y = 0$ 、すなわち一軸引張り、(2)は $p_y = 6.5\text{kgf/mm}^2$ の二軸引張りの場合である。両者ともしわが発生すると、板面中心部で凹み、Y軸のチャック側で盛り上がるしわの形状をとっている。しかし、同程度の平均伸び λ_x ではしわの大きさは(1)と(2)で差があることがわかる。そこで図中に示したように、各 λ_x についてのしわ高さとして $h_b = 1/2(h_1 + h_2)$ を用い、この h_b と λ_x の関係を調べた。

図4.1.11は、しわ高さ h_b と平均伸び λ_x の関係をA材について示したものである。Y方向の引張り応力 p_y を増加させていくとしわが発生し始めるまでの平均伸びは大きくなり、同一 λ_x での h_b は小さくなる。この傾向は他の材料でも同様であった。図4.1.7 に示したa材に対するFEMによるシミュレーションの結果も図中に併記したが、実験結果とよく一致している。

図4.1.12は $p_y = 0$ および $p_y = 6.5\text{kgf/mm}^2$ でのしわ高さ h_b と平均伸び λ_x の関係を、種々の材料について示したものである。 $p_y = 0$ すなわち一軸引張りの場合は、材料による h_b の差がほとんどみられないが、 $p_y = 6.5\text{kgf/mm}^2$ と二軸引張りにすると、しわが発生し始める平均伸び、しわ高さともに、材料による差が明らかにあらわれている。すなわち、一軸引張りとは二軸引張りでのしわの発生、成長挙動は大きく変わることが認められる。

1. 7. 2 しわ発生時の平均伸び

図4.1.12に示したように、Y方向引張り応力が与えられる（二軸引張り）と、しわが発生し始める平均伸びは、材料によって異なる。そこで、しわが発生し始める平均伸び λ_{x0} と材料特性値

の関係を調べた。その結果を図4.1.13に示す。図は λ_{x0} と材料の降伏応力 σ_s の関係を示したものであるが、Y方向引張り応力 p_y を負荷した二軸引張りでは λ_{x0} は σ_s に依存し、 σ_s が大きい材料ほど λ_{x0} は小さくなっている。すなわち降伏応力が大きい材料ほどしわは早期に発生することがわかった。また λ_{x0} は p_y にも影響され、その度合いは σ_s が小さい材料ほど大きい。降伏応力以外の材料特性値と λ_{x0} の相関関係はあまりなかった。

しわ発生時の平均伸び λ_{x0} は、Y方向引張り応力 p_y と降伏応力 σ_s に左右されることから、図4.1.13の結果を p_y/σ_s と λ_{x0} との関係に直すと、図4.1.14になる。この図から、 λ_{x0} におよぼす p_y の効果は材料の降伏応力に対する p_y の相対的な大きさに定まっていることが明らかとなった。FEMによって求められた計算結果も、図4.1.14中に示したように実験値と比較的よい一致を示している。

1. 7. 3 しわ発生時の板面の応力

本試験で生じるしわは、前述のように不均一引張り変形に伴う誘起圧縮応力によって引き起こされる座屈変形である。この圧縮応力は試験片内の応力分布や、ひずみの伝播状態に強く依存し、またY方向引張り応力の大きさがこれらに影響していると推測される。この点を明らかにするために、しわ発生時の板面の応力状態を図4.1.7で示したa材を用いてFEMによって解析した。

図4.1.15は、しわ発生時のX方向応力 σ_x とY方向応力 σ_y の分布（等高線図）を示したものである。いずれのY方向引張り応力 p_y においても σ_x は板面全体で引張りであり、X方向チャック部近傍で最も高い値を示している。一方、 σ_y は p_y の大きさによらず、板面中心付近で常に圧縮となり、板面中心で最も高い圧縮応力値となっている。 p_y が大きくなると、 σ_y の圧縮領域は狭くなっている。

図4.1.16はしわ発生時のY軸上のY方向応力 σ_{y0} の分布を示したものである。Y軸上の σ_{y0} はY方向引張り応力 $p_y = 0$ の時チャック部分まですべて圧縮である。しかし p_y を負荷した場合はチャック部近傍で引張り応力が発生し、 p_y が大きくなるほど、この引張り応力の領域は広がる。すなわち、圧縮応力の領域が狭くなることがわかる。

図4.1.17は、板面中心の要素についてY方向応力 σ_{yc} の平均伸び λ_x に伴う変化の過程を示したものである。いずれの p_y でも、 σ_{yc} は λ_x の増加とともに小さく（圧縮応力が増加）なり、 λ_x がある値（ λ_{x0} ）以上になるとしわが発生して、試片の凹面と凸面の σ_{yc} に差があらわれてくる。この λ_{x0} の値は p_y が大きいほど大きくなっている。またしわが発生するまでの領域では、 p_y が大きいほど圧縮応力は小さくなり、それにとまって圧縮領域も遅れて発生する。

以上のFEM応力解析結果から、Y方向の引張り力の効果に関して次のようなことがいえる。Y方向引張り力は試験片中央部での圧縮応力の増加を抑え、圧縮領域を狭くする。すなわち、Y方向引張り力は、板面の引張り応力の拡散を助長して、不均一応力状態を緩和し結果的に誘起圧縮応力を減少させる効果を持っている。これがY方向引張り力を大きくすることによって、しわ発生までの平均伸び λ_{x0} を大きくした原因と考えられる。

1. 7. 4 しわ発生時の板面中心の圧縮応力

1.7.3 で述べたように、しわ発生の難易は板面のY方向圧縮応力の大きさおよびその領域と密接な関係がある。その中でも特にしわ高さが一番大きくなる板面中心の圧縮応力の大きさが、しわ発生の難易を決める一つの尺度となると考えられる。特に材料が変わった場合には、この圧縮応力が変化して、しわの発生に変化を与えるものと予想される。そこで、しわ発生時の板面中心のY方向応力と材料特性値の関係をFEM解析によって調べた。

図4.1.18はFEM解析によって求められたしわ発生時の板面中心のY方向圧縮応力 $-\sigma_{y0c}$ を材料の降伏応力 σ_{ks} に対して示したものである。降伏応力に比例したY方向引張り応力 p_y を与えた時($p_y = 0.38\sigma_{ks}$)には、 $-\sigma_{y0c}$ は σ_{ks} に比例して大きくなる。 p_y が一定の時には、 σ_{ks} が大きな範囲では p_y/σ_{ks} が小さくなるために、 $-\sigma_{y0c}$ は σ_{ks} に比例して大きくなっていかない。図4.1.15、4.1.16からも推測されるように、試片中心部の圧縮応力領域の大きさは p_y/σ_{ks} に依存しており、 p_y/σ_{ks} が小さくなると圧縮応力領域が拡大する。したがって p_y/σ_{ks} が小さくなるとしわ発生時の圧縮応力 σ_{y0c} が低下するものと考えられる。

図4.1.19は、図4.1.7 で示した降伏応力 σ_{ks} が同じで降伏後の加工硬化の度合いが異なるa、b、c材についてしわ発生時の板面中心のY方向圧縮応力 $-\sigma_{y0c}$ を比較したものである。三者の材料の間には $-\sigma_{y0c}$ の変化は認められていない。すなわち材料の加工硬化特性の $-\sigma_{y0c}$ への影響はほとんどないといえる。

以上の板面の応力の解析結果は実際のプレス成形における二方向の引張り力のバランスがしわの抑制に対して重要なことを示しており、絞りビードやしわ押え力の調整によってしわの制御を行うことに対応している。

1. 7. 5 しわの成長過程

図4.1.11および4.1.12で示したように、しわの成長段階ではX方向平均伸び λ_x に対するしわ高さ h_b の関係は、Y方向引張り応力 p_y および材料によって影響される。そこで材料の諸特性

および p_y がしわ高さ h_b に与える影響を検討した。図4.1.20は平均伸び $\lambda_x = 1.5\%$ の場合について h_b と降伏応力 σ_s の関係を示したものである。 $p_y = 0$ では前述したように h_b は σ_s の影響を受けないが、 p_y を負荷するといずれの値の p_y でも σ_s が小さいほど h_b は小さくなり、 σ_s が小さいほど p_y の効果は大きい傾向が認められる。この傾向は $\lambda_x = 1.0\%$ 、 1.8% についても同様であった。また、他の材料特性値の影響についても検討したが、いずれも h_b との相関関係は認められなかった。

図4.1.20の結果を p_y/σ_s と h_b の関係に整理しなおしたのが図4.1.21である。 $\lambda_x = 1.5\%$ でのしわ高さ h_b は p_y/σ_s に依存している。この結果は、しわ高さの効果的な制御のためには、 p_y の大きさは材料の降伏応力に対して正比例的に選ぶ必要があることを示している。なお、図4.1.21の結果は $\lambda_x = 1.0\%$ の場合下方に、 $\lambda_x = 1.8\%$ の場合上方にほぼ平行に変化する。

次にしわの成長過程をFEMによる板面の応力解析から検討する。しわが発生した後の板面中心のY方向応力 σ_{yc} の平均伸び λ_x に対する変化は、図4.1.17に示したように、しわ発生直後で凹面と凸面の応力差が急激に大きくなるが、Y方向の引張り応力 p_y が大きくなるとこの応力差は小さくなっている。すなわち p_y を大きくすることによって、しわの成長が抑制されることが応力状態からも認められる。図4.1.22は、平均伸び λ_x の増加に伴う板面の座屈範囲の進展状況を示したものである。この図で、座屈は凹面と凸面のY方向応力差が 0.2kgf/mm^2 以上になった時に起こると仮定した。いずれの p_y でも座屈は板面中心より発生し、 λ_x の増加とともに周辺に広がっていくことがわかる。 $p_y = 0$ の場合は $\lambda_x = 0.155\%$ と非常に小さい値でほぼ板面全体が座屈するが、 $p_y = 4.5\text{kgf/mm}^2$ では $\lambda_x \approx 1.5\%$ で板面全体が座屈する。さらに $p_y = 6.5\text{kgf/mm}^2$ では、 $\lambda_x = 1.4\%$ になっても板面のほぼ半分程度しか座屈していない。すなわち、しわ成長に対する p_y の効果は、板面の座屈領域を狭くして、しわの成長を抑制していることであるといえる。

1.8 結言

一辺が240mmの正四角板の対角に二軸引張り力（X：主引張り方向、Y：一定引張り応力 p_y ）を負荷して引張り変形させる試験によって、しわの発生・成長挙動をシミュレートし、しわ挙動へのY方向の一定引張り応力 p_y の効果および材料特性値の影響を実験および弾塑性有限要素法解析によって検討した。その結果、次の事柄が明らかとなった。

(1) 四角板対角二軸引張り試験によって、しわの発生、成長に対する二軸負荷条件と、材料

特性値の影響を明瞭にとらえることができた。

(2) Y方向引張り応力 $p_y = 0$ の一軸引張りでは、しわの発生・成長に対する材料特性値の影響は小さいが、 p_y を負荷した二軸引張りでは、 p_y が大きいほどしわ高さ h_b は小さく、しわが発生し始める平均伸び λ_{x0} は大きくなり、材料差があらわれる。

(3) しわが発生し始めるX方向の平均伸び λ_{x0} は、材料の降伏応力 σ_s と p_y の影響を受け、 p_y と σ_s の比、 p_y/σ_s の関係は一義的な関係にあり、 p_y/σ_s が大きいほど λ_{x0} は大きく、しわが発生し難いことがわかった。

(4) 平均伸び $\lambda_x \leq 1.8\%$ の範囲では、材料の降伏応力に対して40~50%の p_y を与えるとしわは発生しない。

(5) しわの成長過程では、しわの大きさ h_b は p_y/σ_s との相関が強く、X方向の引張りによるしわ高さの制御をY方向の引張り力で行う場合、この引張り力の大きさは材料の降伏応力に比例させる必要がある。

(6) 実験をよくシミュレートする有限要素法解析技術を確立し、板面の応力状態を解析した結果、しわの発生・成長は板面中心の圧縮応力の大きさ、圧縮領域の範囲、および座屈の進展範囲に支配され、これらの値が p_y/σ_s によって強く影響されるためであることがわかった。

(7) しわ発生までの平均伸び λ_{x0} 、ある平均伸び λ_x でのしわ高さ h_b および $h_b - \lambda_x$ 線図は、材料および負荷条件の選定のための評価値となり得る。



(横方向に伸びる条痕が認められる部分は平滑で、把手近傍の条痕が認められない部分は凹部の存在を示す。)

図 4.1.1 面ひずみの一例 (ドアアウターパネル)

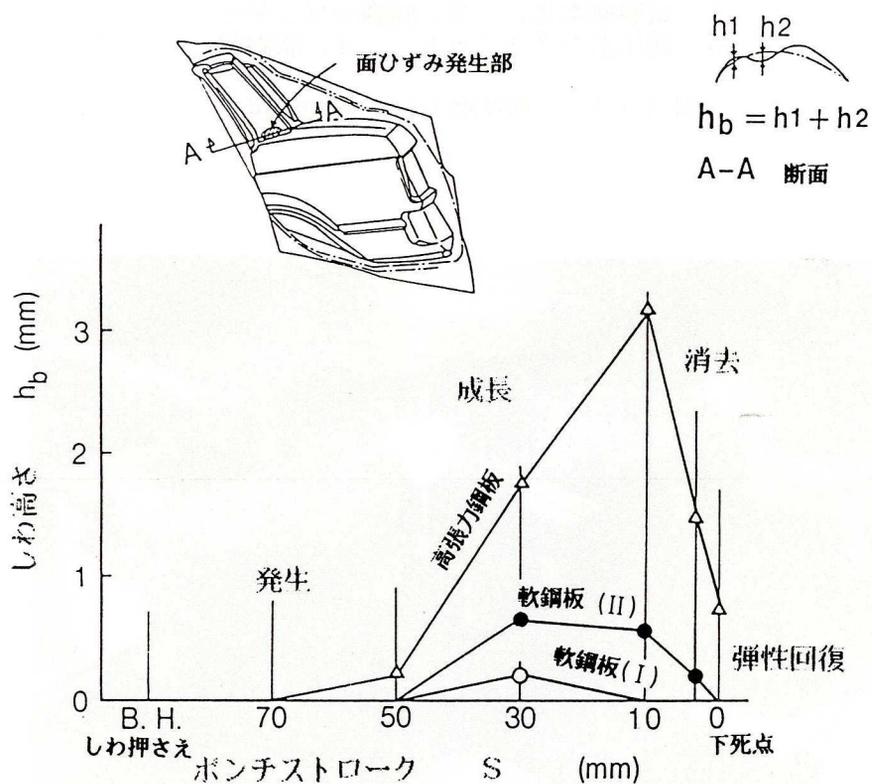
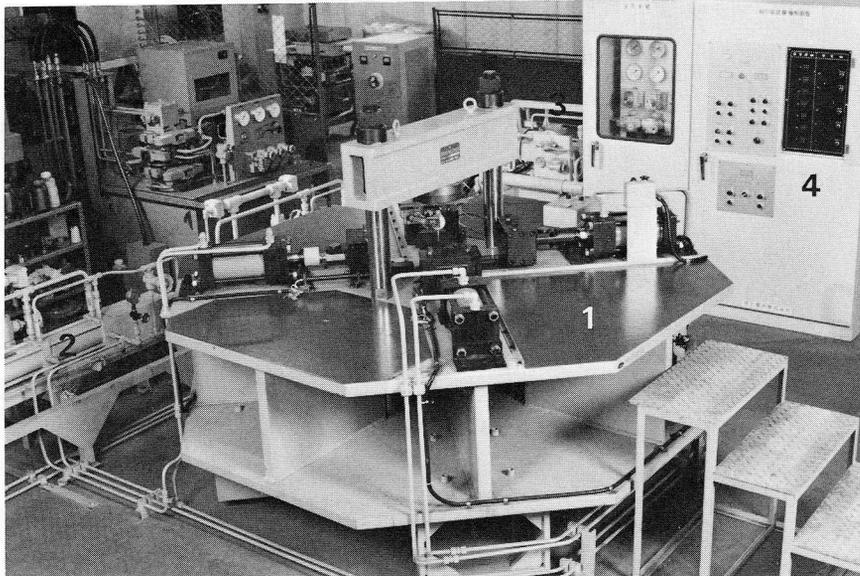


図 4.1.2 なじみ線図の一例 (クォーターパネル)



1. 試験機本体、 2. 同調シリンダー
3. 油圧ポンプユニット、 4. 制御盤

図 4.1.3 二軸引張り試験機の外観

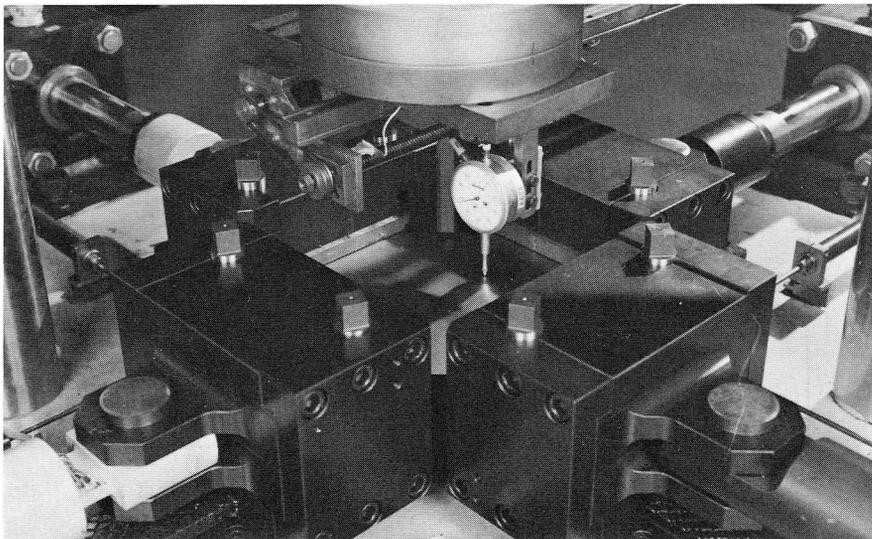


図 4.1.4 引張り部の外観

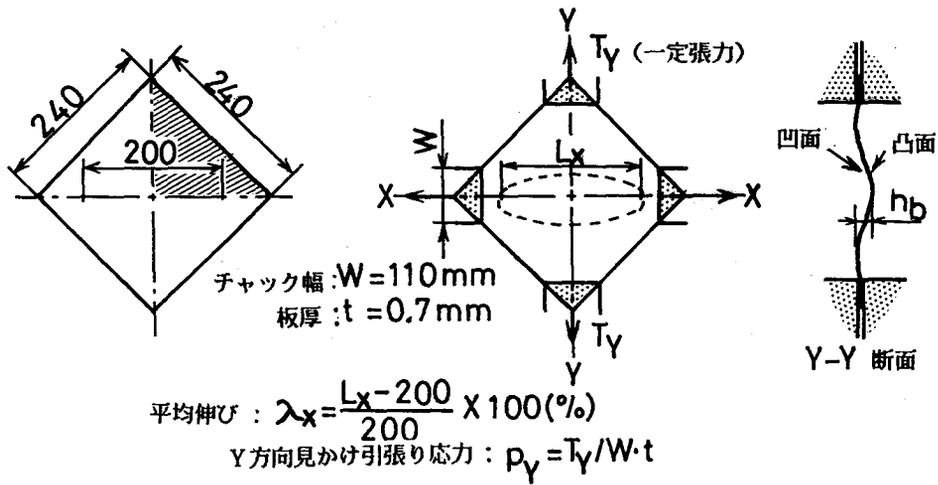


図 4.1.5 試験方法

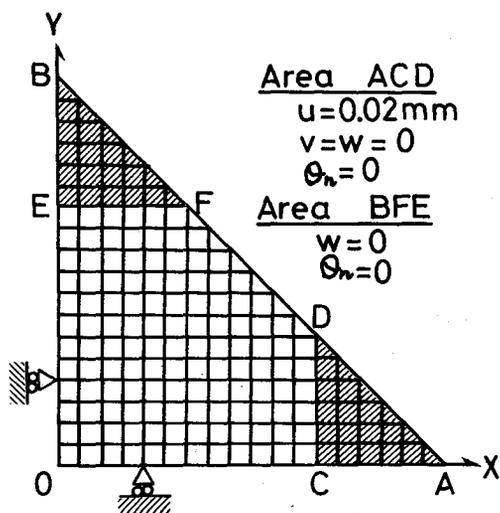


図 4.1.6 FEM解析での要素分割

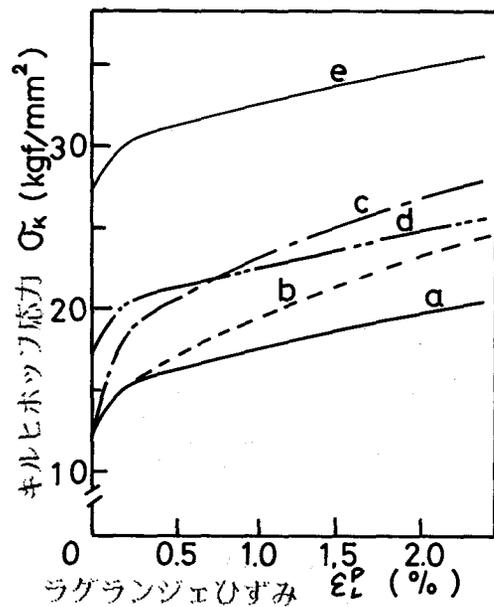


図 4.1.7 FEM解析に用いた塑性特性曲線

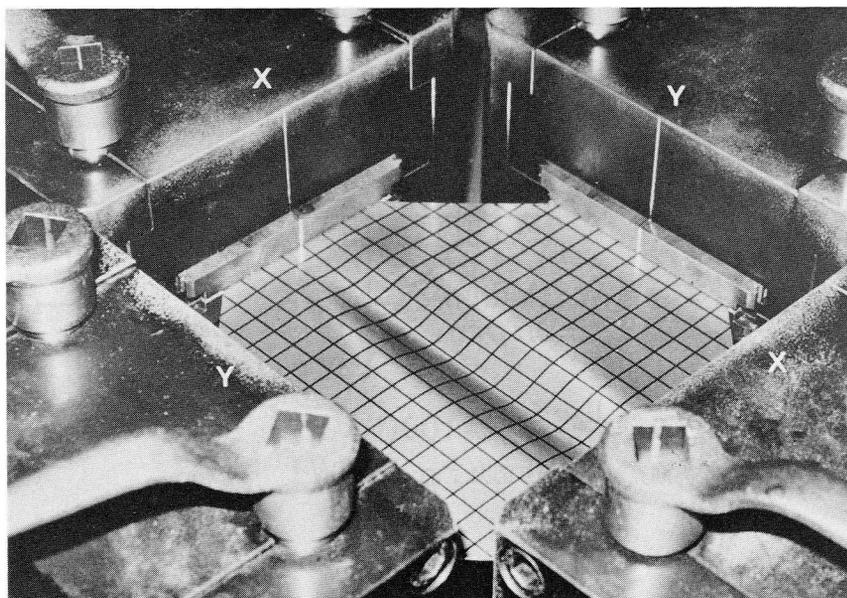


図 4.1.8 しわの発生状況

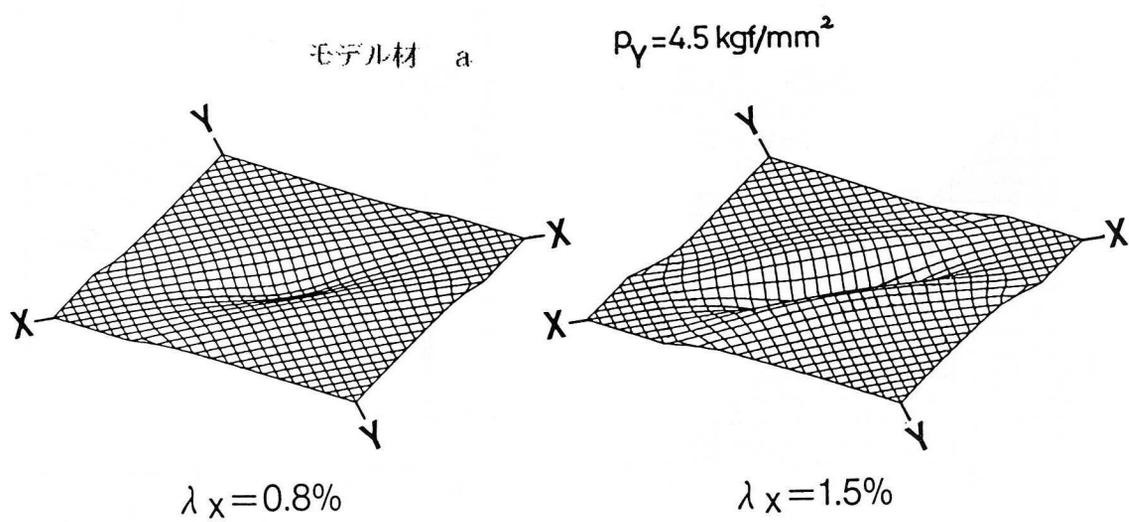


図 4.1.9 FEMによるしわ形状の一例

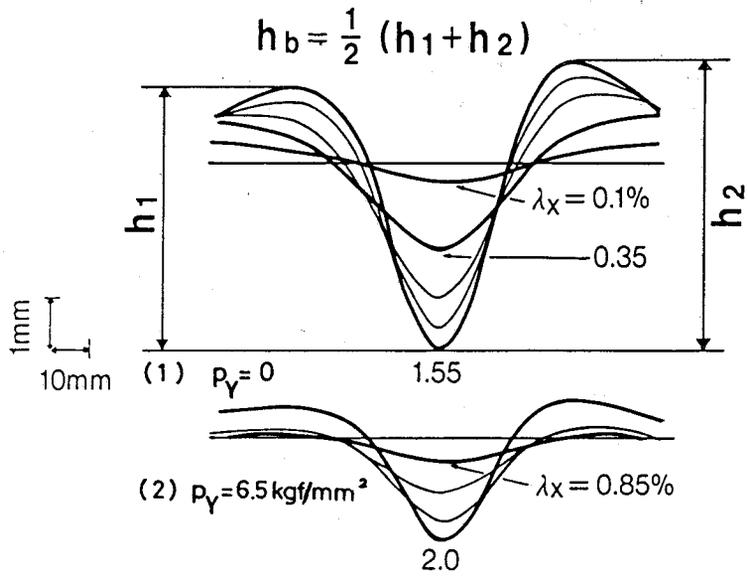


図 4.1.10 しわ形状の例 (Y-Y断面, C材)

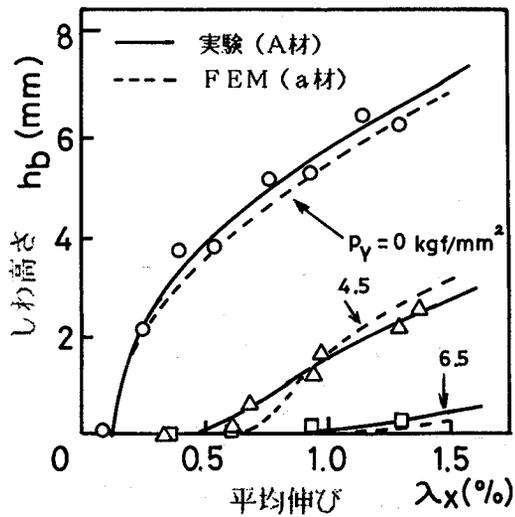


図 4.1.11 しわ高さを与えるY方向引張り応力の影響

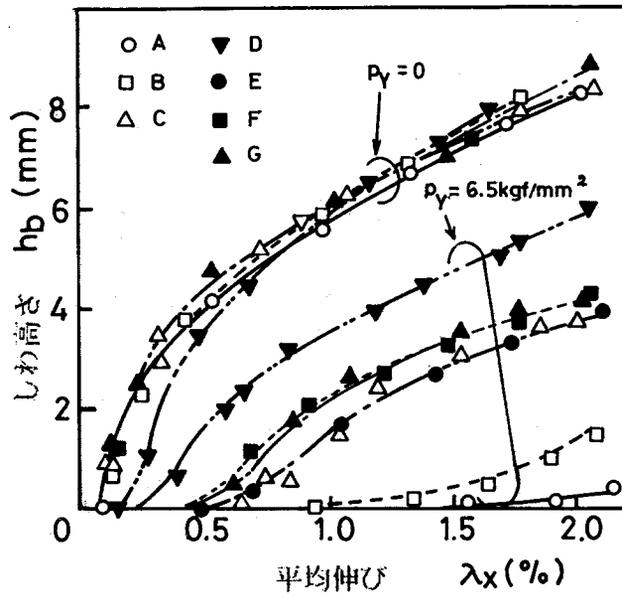


図 4.1.12 平均伸びとしわ高さの関係

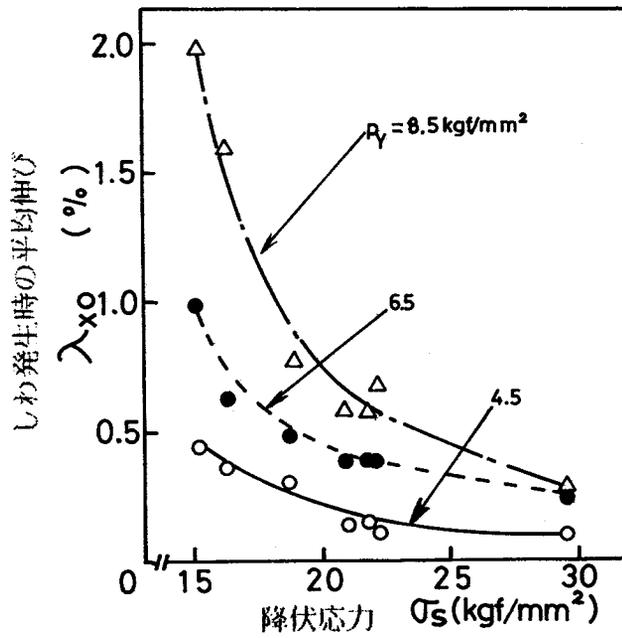


図 4.1.13 しわ発生時の平均伸びと降伏応力の関係

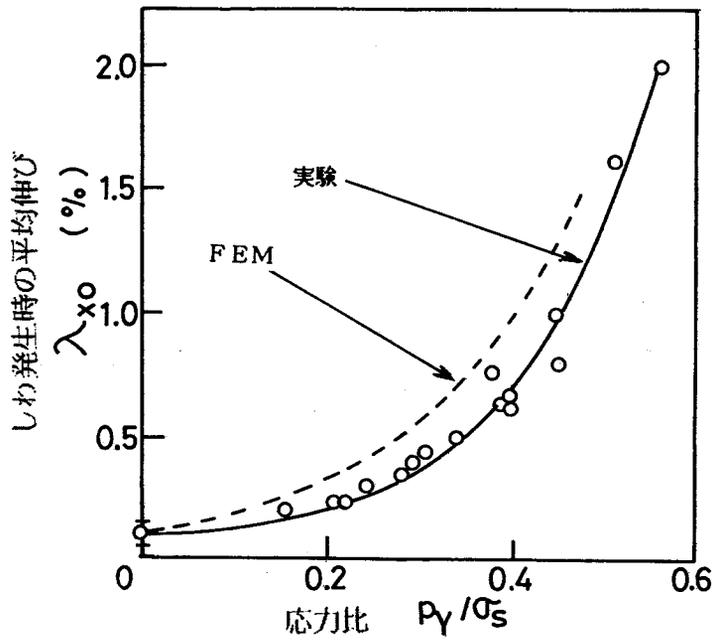


図 4.1.14 しわ発生時の平均伸びに及ぼすY方向引張り応力の影響

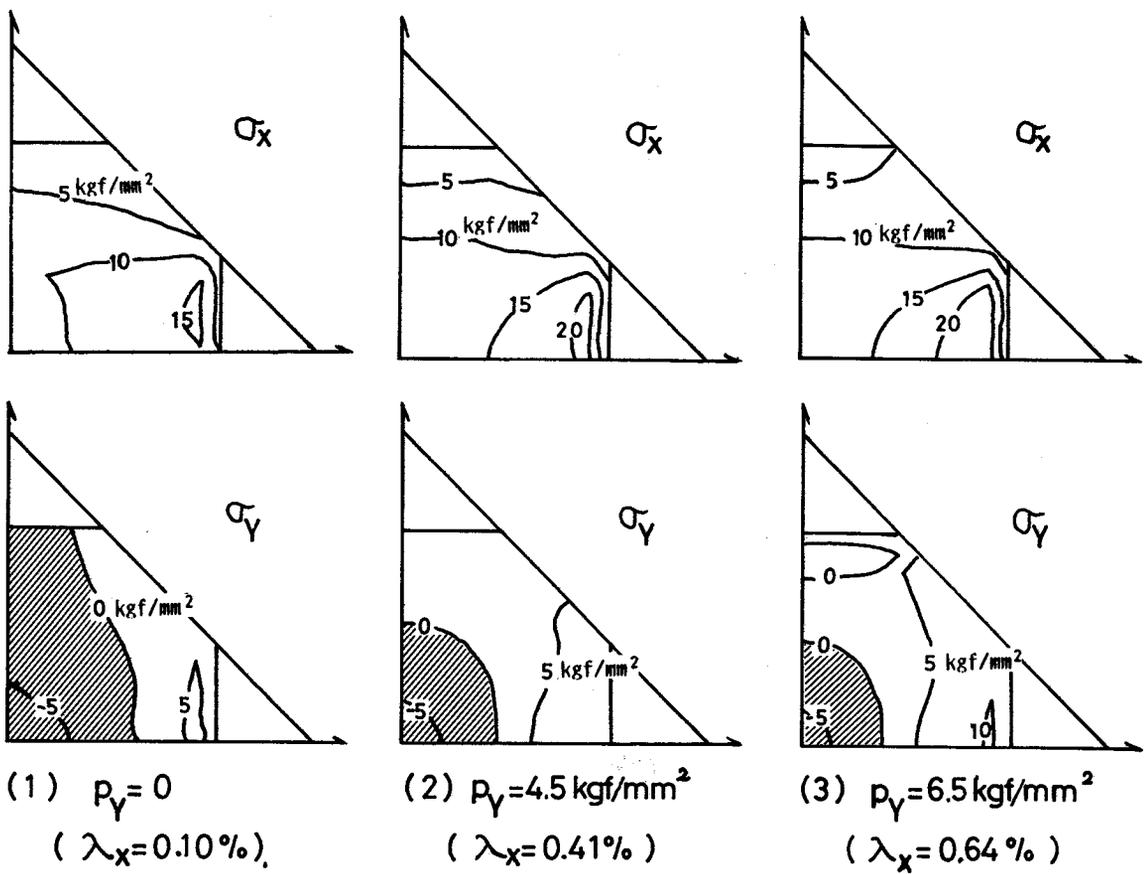


図 4.1.15 しわ発生時の板面の応力分布 (FEM, a材)

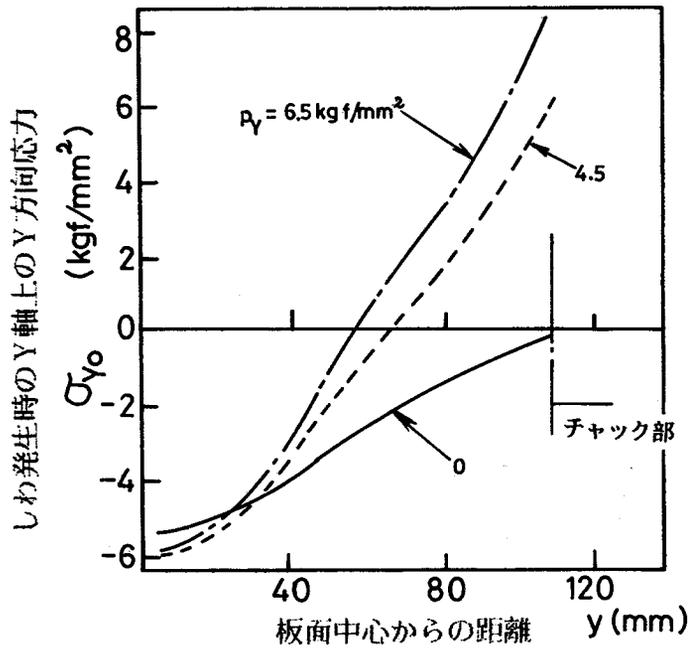


図 4.1.16 しわ発生時のY軸上のY方向応力の分布 (FEM, a材)

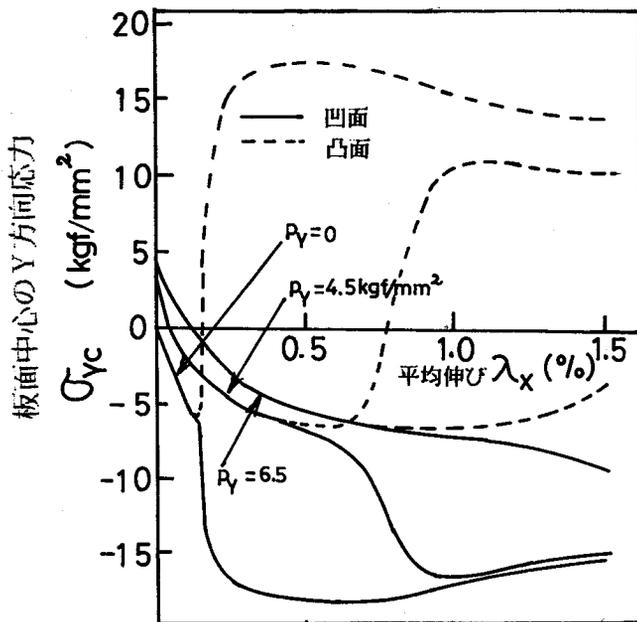


図 4.1.17 板面中心のY方向応力の変化 (FEM, a材)

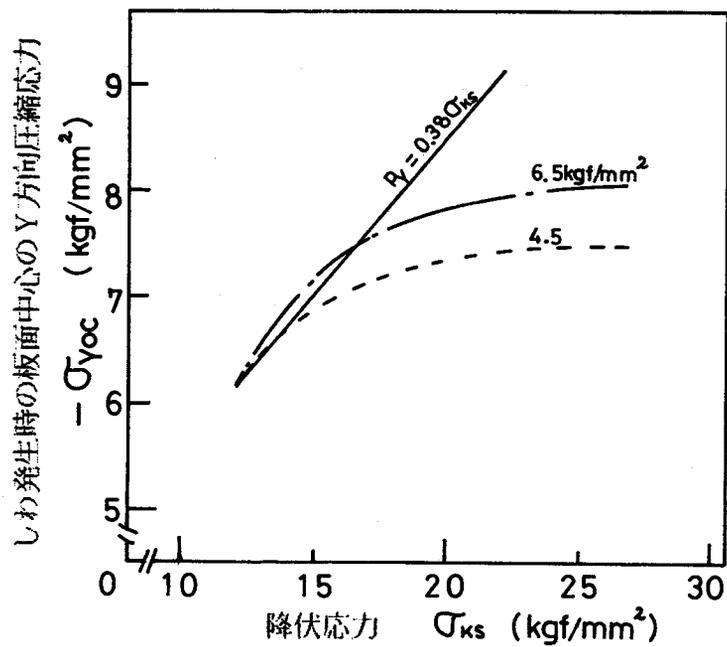


図 4.1.18 しわ発生時の板面中心のY方向応力と降伏応力の関係 (FEM)

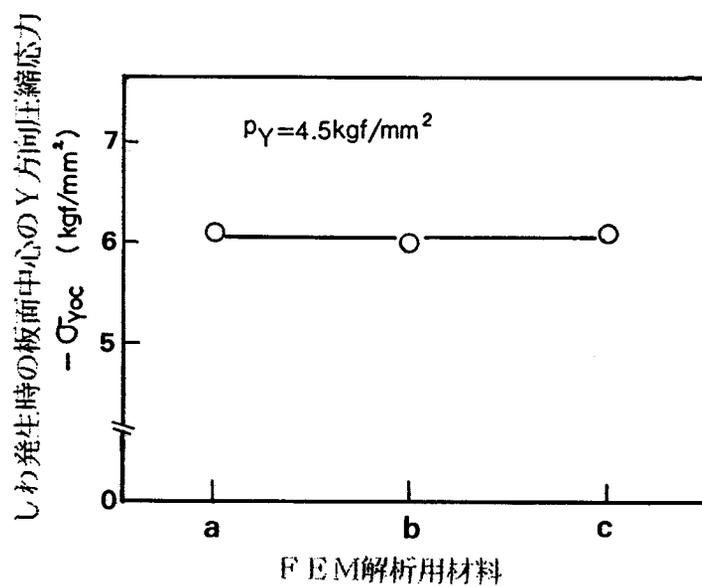


図 4.1.19 降伏応力が一定の材料のしわ発生時の板面中心のY方向圧縮応力

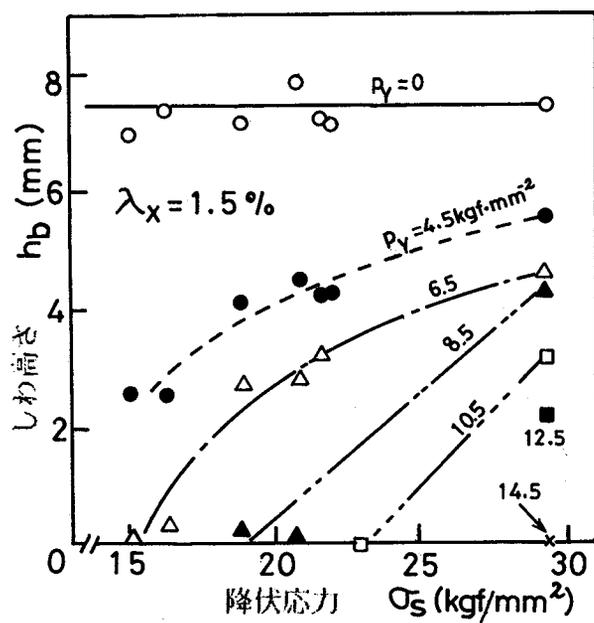


図 4.1.20 しわ高さに及ぼす降伏応力の影響

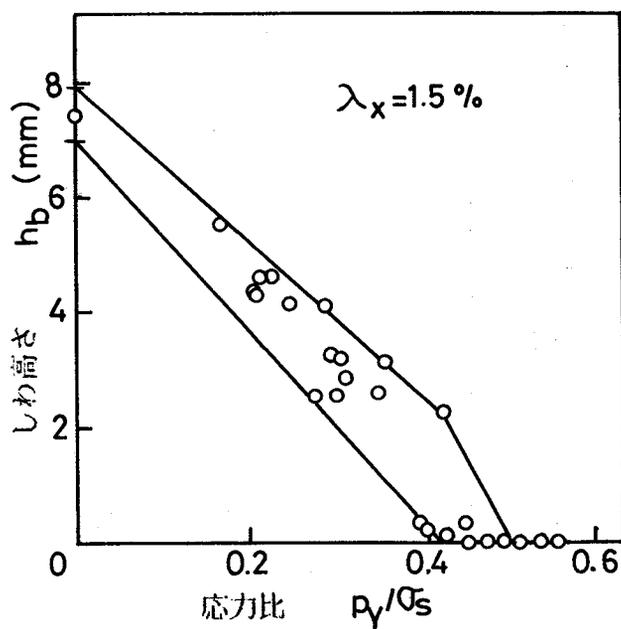


図 4.1.21 しわ高さに及ぼすY方向引張り応力の影響

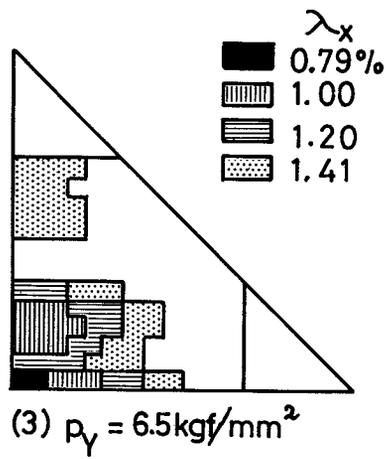
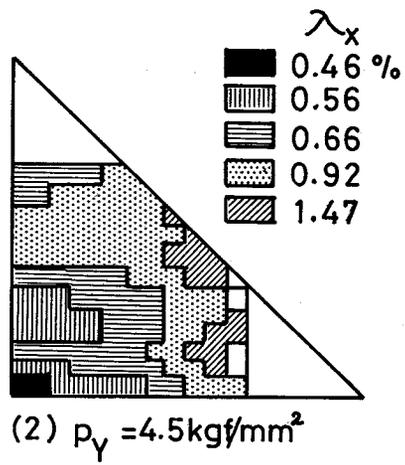
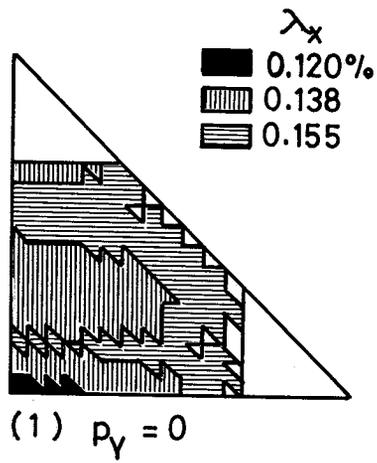


図 4.1.22 座屈の進展状況 (FEM, a材)

表 4.1.1 供試材の引張り特性値

| 特性値 材料 | 降伏応力 σ_s (kg/mm ²) | 引張り応力 σ_B (kg/mm ²) | 伸 び δ (%) | n 値 | r 値 |
|-----------|--|---|---------------------|-------|------|
| A | 15.2 | 30.8 | 46.2 | 0.239 | 1.92 |
| B | 16.4 | 31.2 | 46.6 | 0.234 | 1.88 |
| C | 18.9 | 32.4 | 43.7 | 0.218 | 2.11 |
| D | 29.5 | 42.1 | 33.1 | 0.181 | 1.66 |
| E | 20.9 | 38.5 | 39.2 | 0.262 | 1.95 |
| F | 21.7 | 45.3 | 38.1 | 0.222 | 1.10 |
| G | 22.1 | 35.3 | 36.9 | 0.225 | 1.37 |

第2章 消去過程におけるしわの挙動

2.1 緒言

自動車用外板パネルのように大寸法、複雑形状部品をプレス成形する場合、面ひずみ、ボディしわ等の不均一引張りによる面形状不良が一つの重要な課題であり、それらをプレス成形工程でのしわの発生、成長、消去、弾性回復の一連の現象としてとらえ、そのシミュレーション手法として、四角板対角二軸引張り試験法を提案した¹¹⁵⁾。第1章ではこの試験法を用いてしわの発生・成長に与える二軸負荷条件、材料特性値の影響を明らかにし、有限要素法による板面の応力状態の解析からしわの発生要因を考察した。成長したしわは図4.1.2 で示したようにやがて消去過程に入る。この消去過程でのしわ高さは、しわの発生・成長の負荷条件、消去過程の負荷条件、さらに材料特性値の影響を強く受けることが予想される。本章では、消去過程でのしわ高さに及ぼす上記条件の影響を検討し、消去されやすい二軸負荷条件および材料特性値を明らかにする^{118),119)}とともに、有限要素法を用いて板面の応力状態を解析し、消去されやすい理由を考察する。

2.2 実験方法

第1章の図4.1.5 で示したような、正四角板の対角Y軸方向に一定引張り力を与え、X軸方向に引張って発生・成長させ、X方向にのびたしわをY軸方向に引張って消去させていく方法としては、図4.2.1 に示す4つのパターンが考えられる。(1)はしわと直交するY方向のみに引張る一軸引張り法、(2)はX方向に一定荷重を負荷してY方向に引張る定荷重引張り法、(3)はY方向に引張る時にX方向の幅を拘束した幅拘束引張り法、(4)はY、X方向とも同時に引張り、X方向の変位が引張り方向に生じるようにした二方向引張り法である。ここで(2)~(4)のパターンが二軸引張りによるしわ消去方法であり、また(1)の一軸引張りは(2)の一定荷重を0にした場合に相当する。そこでしわ消去法として、(2)、(3)、(4)の3つのパターンに分類して、しわの消去性を検討した。

一方、しわの消去性はしわの発生方法にも影響されることが推測される。そこで、第1章で述べたように種々の一定荷重をY方向に与える方法でしわを発生させ、このしわを図4.2.1 で示した幅拘束引張り法で消去していく時のしわの消去性を調べた。この時のしわ発生の仕方は、主引張り方向であるX方向の変形量が一定になるまで引張った後のしわをY方向に引張って消去して

いく、初期変形量一定の場合と、しわ高さが一定になるまでX方向に引張った後Y方向に引張って消去していく、初期しわ高さ一定の場合の2つの方法について検討した。

図4.2.2 にしわ消去過程の実験方法の概略を発生・成長過程も含めて示す。用いた装置は第1章図4.1.3 で示した二軸引張り試験機である。しわの発生・成長過程は第1章の場合と同様、Y方向に一定荷重を加えた後、X方向に引張る方法である。所定の引張り量をX方向に与えてしわを成長させた後、チャックを開放せずにX方向の荷重を所定の値に設定し、その後図4.2.1 で示した種々のパターンでしわを消去していく。なおしわの発生・成長過程でのY方向負荷条件、およびしわ消去過程でのX方向負荷条件は実験結果の中で詳細に記す。またしわ発生・成長過程での引張り方向（X方向）の変形量をあらわす平均伸び λ_{XG} は第1章と同様、引張り前後の標点間距離の投影長さの変化から求めた慣用ひずみである。一方、しわ消去過程での引張り方向（Y方向）の変形量をあらわす平均伸び λ_{YR} は図4.2.2 中に示したように、しわ発生・成長過程の標点間距離の投影長さ L_{YG} と、しわ消去過程での標点間距離 L_{YR} の投影長さの差から求めた慣用ひずみである。なお、実験前に平板供試材の中心Y方向にもX方向と同様に200mmの標点をマーキングし、これをもとに L_{YG} 、 L_{YR} を求めた。消去過程でのしわの大きさの評価は、第1章と同様、ダイヤルゲージ式変位計で測定されたY-Y断面の最大しわ高さ h_r で行い、この値を残存しわ高さとした。

本実験に用いた供試材料は板厚0.7mmの軟鋼板2種類（A、B）と、40キロ級高張力鋼板2種類（C、D）であり、それらの引張り特性値を表4.2.1 に示す。ここでB、C、D材はしわの発生・成長挙動を調べるために用いた材料と同一のものである。また一部の実験では、B～D材以外の第1章で示した材料（表4.1.1）も用いた。

2.3 実験結果

2.3.1 しわ発生条件がしわ消去挙動に与える影響

本実験はしわの発生に引き続いて行われる一連の実験であるため、まずしわの発生条件が消去性に与える影響を調べる必要がある。しわ発生条件としては、Y方向一定荷重を種々変えて、X方向の変形量一定でしわを発生させる場合と、しわ高さ h_0 が一定になるまでX方向に引張る場合が考えられる。そこで、両方法で発生させたしわの消去挙動を調べた。消去方法は、プレス成形において生じやすく、また最も基本的であることから図4.2.1の(3)で示した幅拘束引張り法を用いた。

(I) 変形量一定で発生させたしわの消去挙動

しわ発生時のY方向一定荷重は、チャック部での見かけの平均引張り応力 p_{YG} (図4.2.2 参照)として現わされ、この p_{YG} を0、4.5、6.5kgf/mmに変化させ、X方向平均伸び $\lambda_{XG} = 1.0\%$ まで引張ってしわを発生させ、その後幅拘束引張り法でY方向に引張りしわを消去させていった。図4.2.3は、その時の残存しわ高さ h_r とY方向の平均伸び λ_{YR} との関係をB材について示したものである。いずれの p_{YG} でも λ_{YR} の増加とともに h_r は減少していくが、その減少度合いは p_{YG} によって多少異なっている。特に λ_{YR} の小さいところでは、 p_{YG} が大きいと急激に残存しわ高さが小さくなるが、 p_{YG} が小さくなるとその傾向はゆるやかになる。 p_{YG} が大きくなると、第1章で示したように、しわ発生時のしわ高さ(初期しわ高さ)は小さくなり、小さい高さのしわが消去されやすいことが図からわかる。この傾向は、他の材料でも同様であった。

図4.2.4は $p_{YG} = 6.5\text{kgf/mm}^2$ 、 $\lambda_{XG} = 1.0\%$ の条件で発生させたしわを幅拘束引張り法で消去させていった時の残存しわ高さ h_r と平均伸び λ_{YR} の関係を、材料の影響について示したものである。図4.2.3の場合とほぼ同様に、初期しわ高さが小さい材料の方が、しわは消去されやすいことがわかる。特にA材は発生させたしわが非常に小さいので、すぐ消去されてしまう。このような残存しわ高さの差が材料のどの引張り特性値と相関があるのかを調べた。図4.2.5は残存しわ高さ h_r と、 n 値と降伏応力 σ_s の比 n/σ_s の関係を示したものである。 h_r と n/σ_s には非常によい相関があり、 n/σ_s が大きいほど、すなわち材料の n 値が大きいか、降伏応力が小さい材料ほどしわは消去されやすいことがわかる。第1章で述べたように、しわの成長段階では、しわの大きさは降伏応力と相関関係があり、降伏応力が小さいほど小さくなる。一方、 n 値はひずみの伝播性に関する因子であり、 n 値が大きいほどひずみの伝播がよく荷重負荷部より離れたところまでひずみを伝えることができる。この両者を考えあわせると、本実験のように、しわの発生・成長から消去までの一連の過程では、降伏応力の大きい材料は、発生時のしわ高さを小さくし、その後の消去過程では、 n 値の大きい材料ほどしわ頂部(中心部)近傍へのひずみの伝播がよくなり、それだけしわを引き伸ばそうとする作用が大きくなるため、 h_r と n/σ_s には負の相関があらわれたと推測される。なお、降伏応力、 n 値、 r 値など単独の引張り特性値と残存しわ高さにはよい相関関係がみられなかった。

(II) しわ高さ一定で発生させたしわの消去挙動

図4.2.6に、種々のY方向引張り応力 p_{YG} でX方向に引張って、高さ $h_b = 3\text{mm}$ まで発生させたしわを、幅拘束引張り法でY方向に引張ってしわを消去させていった場合の残存しわ高さ率 δ と平均伸び λ_{YR} の関係をB材について示す。ここで残存しわ高さ率 δ は、しわ発生時の高さ h_b

が一定であることから、 $\delta = h_r / h_b$ として消去性をあらわす指標とした。このケースでは、 p_{YG} を小さくして発生させたしわの方が消去されやすく、特に $p_{YG} = 0$ 、すなわち一軸引張りで発生させると、しわはほとんど消去されてしまうことがわかる。この現象は他の材料についても同様であった。図4.2.7に残存しわ高さ率 δ と材料の降伏応力 σ_S の関係を $\lambda_{YR} = 1.5\%$ の場合について示す。 $p_{YG} = 0$ の一軸引張りで発生させたしわの場合、 h_r は σ_S の影響を受けないが、 p_{YG} を負荷して発生させたしわの場合、 h_r と σ_S の間には非常によい相関関係があり、 σ_S が大きい材料ほどしわの消去性がよい。これは第1章で述べたように σ_S が大きい材料ほど、しわを3mmまで成長させた時の平均伸びは小さくなり、それだけ材料の加工硬化程度は小さくなり、消去過程でしわが引き伸ばされやすくなったものと推察される。 $p_{YG} = 0$ では第1章で述べたように、しわ高さと平均伸びの関係が材料の影響を受けないので、同一しわ高さではほぼ同一の平均伸びとなり、したがって消去過程では顕著な差があらわれなかったものと考えられる。

2.3.2 消去性に与える二軸負荷条件の影響

(1) 定荷重引張り消去法の最適引張り力

図4.2.1で示した定荷重引張り法でしわを消去していくパターンでは、X軸に与える負荷荷重の大きさによってしわの消去性が異なることが考えられる。そこでX方向の見かけ平均引張り応力 p_{XR} を種々変え消去性に与える p_{XR} の影響を調べた。図4.2.8は、しわ発生条件として一軸引張りで平均伸び $\lambda_{XG} = 1.0\%$ まで引張ってしわを発生させ、その後Y方向に引張って消去していった場合の、残存しわ高さ h_r と平均伸び λ_{YR} の関係をA材について示したものである。X方向の p_{XR} が0、すなわち一軸引張りの場合には、平均伸びが約0.4%で、X方向と直角のY方向に逆しわがあらわれ、しわはまた大きくなっていく。 $p_{XR} = 4.5\text{kgf/mm}^2$ になると $\lambda_{YR} \approx 0.75\%$ までは λ_{YR} の増加にともなって h_r は小さくなるが、0.75%を越えると、やはり逆しわが発生して、それ以後しわは減少していかない。 $p_{XR} = 10.5\text{kgf/mm}^2$ のX軸定荷重を与えると、しわは $\lambda_{YR} \approx 2.0\%$ でほぼ消去されてしまう。さらに p_{XR} が大きくなると、 $\lambda_{YR} \approx 1.5\%$ までは、 $p_{XR} = 10.5\text{kgf/mm}^2$ の場合より、しわの消去性はよいが、それ以後の平均伸びでは λ_{YR} の増加にともなって h_r はゆるやかに減少して、なかなかしわは消去されない。上述の $p_{XR} = 10.5\text{kgf/mm}^2$ は材料の降伏応力 σ_S の0.75倍に相当する。

以上の結果は、しわ発生過程のY方向一定荷重を変えても、材料が変わった場合でも同様の傾向であった。特にどの材料でもしわ消去過程のX方向一定引張り力として $p_{XR} = 0.75\sigma_S$ の応力をチャック部に与えた場合、平均伸びが大きくなると一番しわの消去性がよかった。そこで以後

の定荷重引張りの消去パターンでは $p_{XR} = 0.75 \sigma_s$ の条件にした。

(II) しわの消去性に与える消去パターンの影響

図4.2.1 で示したしわの消去パターンの消去性に与える影響を調べた。ここで定荷重引張りパターンは前述のとおり、X方向チャック部での一定引張り応力 $p_{XR} = 0.75 \sigma_s$ を与え、Y方向に引張った。また、幅拘束引張りパターンでは、X方向の変位をチャックで拘束して、Y方向に引張った。一方、二方向引張りパターンでは、予備実験によってY方向引張り速度の0.7倍の速度でX方向に引張る定速度比引張り法とした。これら3つのパターンのX方向とY方向の荷重比 p_{XR} / p_{YR} は、定荷重引張り、変位拘束引張り、二軸引張りの順に大きくなる。またしわ発生条件としては、Y方向一定引張り応力 p_{YG} を 0、4.5、6.5kgf/mm²とし、平均伸び $\lambda_{XG} = 1.0\%$ にした。

図4.2.9 は残存しわ高さ h_r と平均伸び λ_{YR} の関係をB材について示したものである。平均伸び $\lambda_{YR} < 1.5\%$ では二方向引張りによる消去パターンが一番しわの消去性がよく、ついで幅拘束引張りであり、定荷重引張りが一番消去性が悪い。しかし、 λ_{YR} が 1.5%をこえると二方向引張り、幅拘束引張りとも λ_{YR} の増加とともに h_r はほとんど小さくならないが、定荷重引張りでは λ_{YR} が大きくなると h_r も徐々に小さくなっていくため、 $\lambda_{YR} \approx 2.0\%$ では、定荷重引張りでの消去パターンが一番しわを小さくできる。前述したように、X方向とY方向の荷重比 p_{XR} / p_{YR} は定荷重引張り (約 0.6)、幅拘束引張り (約 0.9)、二方向引張り (約 1.1) の順に大きくなるので、平均伸びが比較的小さい範囲では二方向の荷重比をなるべく大きくした引張り法がしわを小さくしやすく、平均伸びを大きくした場合は、逆しわが発生しない程度に小さい荷重比にした方がしわは消去しやすいことがわかる。したがってプレス成形の場では、しわ発生部近傍に発生するひずみの大きさの大小によって、しわに平行方向の荷重と直角方向の荷重を決めるような手法 (例えばビードの効き方をコントロールする) を考える必要がある。なお、以上の傾向は、他の材料、しわ発生時のY方向引張り応力 p_{YG} が変わっても同様であった。

2. 3. 3 消去性に与える材料特性値の影響

しわの消去性に与える材料の影響を調べるためには、しわ発生条件を一定にする必要がある。第1章の結果から、ある一定平均伸びでのしわ成長時のしわ高さは、材料の降伏応力 σ_s の大きさに応じて、Y方向引張り応力 p_{YG} を与えればよいことがわかっている。そこで平均伸び $\lambda_{XG} = 1.0\%$ で、どの材料でもしわ高さがほぼ 2mmになるような p_{YG} として、 $0.35 \sigma_s$ をY方向に与えてしわを発生させ、定荷重引張りによってしわを消去させていった。ここで定荷重引張りは、X

方向のチャック部に $0.75\sigma_s$ の引張り応力を与える方法である。その結果を図4.2.10に示す。平均伸び λ_{yR} に対する残存しわ高さの変化は材料によってかなり異なっている。そこで残存しわ高さ h_r と材料の引張り特性値との関係を $\lambda_{yR} = 1.0$ および1.5%の場合について調べた。その結果を図4.2.11に示す。いずれの特性値も、 h_r との相関が薄いことがわかる。このことは、二軸応力状態で、しかも同一条件になるような変形を与えると、一軸引張りとは異なった材料特性値になってしまい、したがってそれ以後のしわ消去過程での変形では一軸引張り特性値との相関がなくなってしまうことを示唆している。これらのことは他の消去パターンでも同様であった。

2.4 有限要素法による応力面からの考察

図4.2.9で示したようにしわの消去法の違いによって消去性が異なっている。そこでこの相違を有限要素法（以下FEMと称す）を用いて板面の応力状態を解析することによって考察した。

2.4.1 解析手法

第1章で示したしわの発生・成長のFEM解析と同様、非線形構造解析汎用プログラム「MARIC」を用い、弾塑性大変形解析を行った。解析領域は、試験片の対称性から四角板の1/4であり、薄板であることから平面応力状態と仮定して、8節点シェル要素で550節、171要素に分割モデル化した。用いた材料はB材であり、塑性特性としては、キルヒホッフの応力 σ_K とラグランジェのひずみ ϵ_L^P の関係を用いた。

しわの発生・成長方法は第1章と同様、Y方向チャック部に一定引張り応力 p_{yG} を与えた後、X方向チャック部全体に0.02mmのX方向変位を増分的に与える方法で行った。ここで p_{yG} は図4.2.9の実験条件と一致させるため、 $p_{yG} = 4.5\text{kgf/mm}^2$ とし、X方向の変位として平均伸び $\lambda_{xG} = 1.0\%$ とした。

しわの消去過程の解析は、しわ発生・成長の解析に引き続いて行われる。まず定荷重引張り法では、Y方向に $p_{yG} = 4.5\text{kgf/mm}^2$ の応力を負荷した状態でX方向チャック部に引張り応力 $p_{xR} = 14.3\text{kgf/mm}^2$ を与える。この p_{xR} の値は材料の降伏応力の75%である。つぎに、Y方向チャック部全体に0.02mmのY方向変位を増分的に与えていき解析する。幅拘束引張り法では、X方向チャック部の変位を完全に拘束し、Y方向変位を1増分0.02mmずつ増すことによって解析する。また二方向引張り法では、X方向の変位を1増分0.014mmずつ増すと同時にY方向変位を0.02mmずつ増分的に与え、X方向とY方向の引張り速度(v_x 、 v_y)の比が $v_x / v_y = 0.7$ になるよう

にして解析した。

2.4.2 実験結果との対比

図4.2.12は各パターンでしわを消去していった時の実験結果とFEM解析結果を比較したものである。

(1)は定荷重引張りパターンでのしわ消去過程を示したものであるが、FEM解析結果は実験とほぼよい対応を示し、平均伸び $\lambda_{YR} \approx 1.0\%$ で変曲点がみられ、しわの消去の仕方が変わることが実験の場合と同様よくあらわれている。実験とFEMが完全に一致しないのは、実験では試料のX方向チャック部にある分布を持って荷重が与えられていると推測されるが、FEMでは均一分布と仮定して解析しているためと考えられる。

(2)は幅拘束引張り消去パターンでのしわ消去挙動を比較したものであるが、実験結果とFEM解析結果は非常によい一致を示している。

(3)は二方向引張り法でのしわ消去挙動を示したものであるが、FEM解析結果は、実験結果より多少小さくなっている。これは、本引張り消去パターンでは、Y、X方向の引張り力が大きく、このため実験ではチャック部ですべりをおこしているが、FEM解析ではこのすべりはないと仮定していることによると考えられる。実験でのすべりを考慮すれば、両者の結果はよい対応を示しているといえる。

(4)は三消去パターンによるしわの消去性の違いを比較したFEM解析結果である。図4.2.9の実験結果と比較してわかるように、しわの消去挙動は実験と非常によく似ており、実験をよくシミュレートした解析といえる。

2.4.3 消去のし易さの考え方

2.4.2で述べたように、FEM解析結果は実験結果とよく対応しているので、FEM解析によって板面の応力状態を求め、しわの消去パターンの違いによる消去性への影響について応力面から検討する。

図2.4.13にX方向に引張ってしわを発生・成長させた時のY軸上、X軸上のしわ形状を示す。縦軸はしわ発生前の板厚方向(Z軸方向)の平面の位置を0にした時からの変位 z で示し、横軸は中心からの距離 y である。(1)で示したY軸上のしわ形状は板面中心付近で下に凸であり、板面中心から約50mm離れた位置では上に凸となっている。このようなしわを消去させるためには、板面中心付近では下向きの曲げモーメント($M+$)を、中心より50mm離れた付近のしわに対して

は上向きのモーメント (M^-) を作用させる必要があると考えられる。一方、(2)で示したようにX軸上のしわ形状は、X軸上全領域で下に凸であるため、しわを消去させるためには下向きの曲げモーメント M^+ を作用させる必要がある。これらの曲げモーメント M^+ 、 M^- は図4.2.14に示すように板面の凹面の応力 σ_1 と凸面の応力 σ_2 の差に比例した値になると考えられる。そこで $\sigma_M = 1/2 (\sigma_1 - \sigma_2)$ と定義し、この応力差 σ_M の大小としわの消去性との関係を検討する。なお、図4.2.13に示したように、しわの曲率半径は板面中心で最小であり、この位置での応力がしわの消去性を支配すると考えられるため、板面中心近傍の応力に注目して解析した。

2. 4. 4 変形量にともなう曲げ応力の変化

図4.2.15にしわの消去過程で曲げモーメントにより発生する板面中心の応力差 σ_M と平均伸び λ_{YR} の関係を示す。(1)はX方向の応力差 σ_{MX} であるが、定荷重引張りおよび幅拘束引張りにおける σ_{MX} は、消去開始時点では負であるが、 λ_{YR} の増加とともに正になり、その後増加していく。いずれの λ_{YR} でも σ_{MX} は幅拘束引張りの方が、定荷重引張りより大きい。一方、二方向引張りにおける σ_{MX} は、 λ_{YR} の小さい時は幅拘束引張りの場合と同様の傾向を示すが、 λ_{YR} が 0.5~ 1.0 %ではほぼ一定となり、その後減少していく。平均伸び λ_{YR} が 0.5%以下では定荷重引張り、幅拘束引張り、二方向引張りの順に σ_{MX} は大きくなっている。

図4.2.15(2) は板面中心のY方向の応力差 σ_{MY} の変化を示したものである。定荷重引張りでは、平均伸び λ_{YR} が増加すると σ_{MY} は急激に大きくなり、 $\lambda_{YR} \approx 0.4\%$ で最大を示し、その後徐々に減少する。幅拘束引張りでは、 λ_{YR} が 0.2%まで σ_{MY} は急激に増加するが、その後 λ_{YR} が大きくなっても σ_{MY} はほぼ一定となる。一方、二方向引張りでは、 $\lambda_{YR} \approx 0.2\%$ で σ_{MY} が最大になるのは幅拘束引張りと同様であるが、その後微減し、 $\lambda_{YR} > 1.0\%$ では急激に減少していく。 $\lambda_{YR} < 0.9\%$ では、定荷重引張りの σ_{MY} が一番小さく、ついで幅拘束引張り、二軸拘束引張りの順になる。以上の結果から、図4.2.12(4) で示した消去方法の違いによるしわの消去性を考えると、残存しわ高さ h_r が異なり始めた $\lambda_{YR} = 0.2\%$ 付近では、二方向引張りでの消去法による板面中心付近の応力差 σ_{MX} 、 σ_{MY} が最も大きく、このことは他の消去方法よりもX、Y両方向の下向きの曲げモーメントが大きく働いていることを示している。すなわち、 λ_{YR} が小さい範囲では二方向引張りによる消去法が一番しわを小さくすることができることを意味している。一方定荷重引張りでは、 $\lambda_{YR} = 0.2\%$ の時の σ_{MX} 、 σ_{MY} は他の消去法よりかなり小さい。すなわち下向きの曲げモーメントが小さいことによってしわの消去性は悪く、図4.2.12(4) に示されたように残存しわ高さ h_r は大きくなっている。また図4.2.15に示したように二方向引張りでは λ_{YR} が 1.0%以

上になると σ_{MX} 、 σ_{MY} は減少していくが、これは残存しわ高さ h_r が減少していくために、小さい応力差でしわを小さくできることを意味しており、幅拘束引張りでみられるように $\lambda_{YR} \geq 1.0\%$ でも σ_{MX} 、 σ_{MY} がほぼ一定の場合は、しわはなかなか小さくならないことが図4.2.12(4)と照らし合わせてわかる。

一方図4.2.12(4)で示したように定荷重引張りでしわを消去させていった場合、 λ_{YR} が小さいとしわは一番大きく残存するが、 λ_{YR} が1.0%以上では急に消去性がよくなり、 $\lambda_{YR} \approx 2\%$ でほぼしわは消去されてしまう。この理由を幅拘束引張りの場合と比較して板面中心近傍の曲げ応力状態から考察する。

しわの消去過程において、平均伸び $\lambda_{YR} = 1.0\%$ でのX方向応力差 σ_{MX} とY方向応力差 σ_{MY} の等高線図を図4.2.16に示す。(1)は定荷重引張りの場合、(2)は幅拘束引張りの場合である。Y方向応力差 σ_{MY} は図4.2.15でも示したように板面中心では、幅拘束引張りの方が大きく、また図4.2.16でもわかるように、 σ_{MY} が最大になる位置は両者で多少異なる。しかし等高線図の分布は大差なく、また平均伸びが変わってもこの分布は大きく変化しなかった。しかし、X方向応力差 σ_{MX} の分布は、定荷重引張りと幅拘束引張りで大きく変わっている。定荷重引張りでは、最大の σ_{MX} の位置は中心から離れたところにあり、しかもこの位置は平均伸び λ_{YR} が大きいほど板面中心に近づくことが認められた。一方幅拘束引張りでは、最大の σ_{MX} は板面中心にありしかも λ_{YR} の影響をほとんど受けないことがわかった。そこで板面中心近傍のX軸上の要素のX方向応力差 σ_{MX} の平均伸び λ_{YR} にともなう変化を解析した。

図4.2.17に板面中心近傍の要素のX軸上のX方向応力差 σ_{MX} と平均伸び λ_{YR} の関係を示す。ここで中心から2.5mm、7.5mm、12.5mm離れた位置の要素の応力差をそれぞれ σ_{MX1} 、 σ_{MX2} 、 σ_{MX3} とする。(1)は定荷重引張りの場合であるが、いずれの要素の σ_{MX} も、 λ_{YR} が約1.0%まで増加し1.0%で最大となり、それ以後減少している。一方(2)は幅拘束法の場合の σ_{MX} の変化を示したものであるが、いずれの要素の σ_{MX} も $\lambda_{YR} \approx 0.2\%$ まで急激に増加し、それ以後1.0%をこえても徐々に増加していく。 $\lambda_{YR} \approx 1.0\%$ での定荷重引張りと、幅拘束引張りの σ_{MX} を比較すると、 σ_{MX1} は両者ともほぼ 10kgf/mm^2 でほとんど差がないが、 σ_{MX2} 、 σ_{MX3} は定荷重引張りの方が大きくなっている。すなわち $\lambda_{YR} = 1.0\%$ での定荷重引張りでは要素2、3で幅拘束引張りよりも下向きの大きな曲げモーメントが作用していることになる。このことが定荷重引張りの $\lambda_{YR} \approx 1.0\%$ 付近でしわが急に消去されやすくなった理由と考えられる。

2.5 結言

四角板の対角二方向に引張り力を与えて、しわ挙動をシミュレートする試験において、発生させたしわを、しわの長手方向と直角方向に引張って消去させていく場合の消去性に与える消去方法の影響、しわ発生・成長時の負荷条件の影響、材料特性値の影響を実験により検討し、あわせて弾塑性有限要素法によって板面の曲げ応力を解析して、しわの消えやすさを考察した。その結果、次の事柄を明らかにした。

(1) 変形量一定で発生させたしわは、発生時のしわ高さが小さいほど消去されやすく、材料のもつ n 値と降伏応力 σ_s の比 n/σ_s とよい相関関係がある。これは発生時のしわ高さが降伏応力が小さいほど小さく、消去時には n 値が大きいほどしわ頂部近傍へのひずみの伝播性がよいためと推測される。

(2) しわ高さ一定で発生させたしわは、しわ発生時の一定引張り力が小さいほど、材料の降伏応力が大きいほど消去されやすい。これはしわ発生時の変形量が引張り力が小さいほど、降伏応力が大きいほど小さいことによる。

(3) 定荷重引張りによる消去パターンでは、チャック部の見かけ引張り応力 p_{XR} として、材料の降伏応力 σ_s の75%を与えると一番しわは消去されやすい。

(4) 変形量が小さい範囲では、二方向引張り消去パターンがしわを最も小さくできるが、変形量が大きくなると $p_{XR} = 0.75 \cdot \sigma_s$ の定荷重引張り消去パターンがしわを最も消去させやすい。

(5) これらは、しわ発生時の曲げ形状を打ち消すような曲げモーメントと関係があり、曲げモーメントが大きいほどしわの消去性がよいことが、弾塑性有限要素法による曲げ応力の解析から推測された。

(6) 材料の降伏応力にみあった引張り応力を与えて、しわ高さ、変形量を一定にしたしわの消去性は、材料のもつ引張り特性値との相関が弱かった。

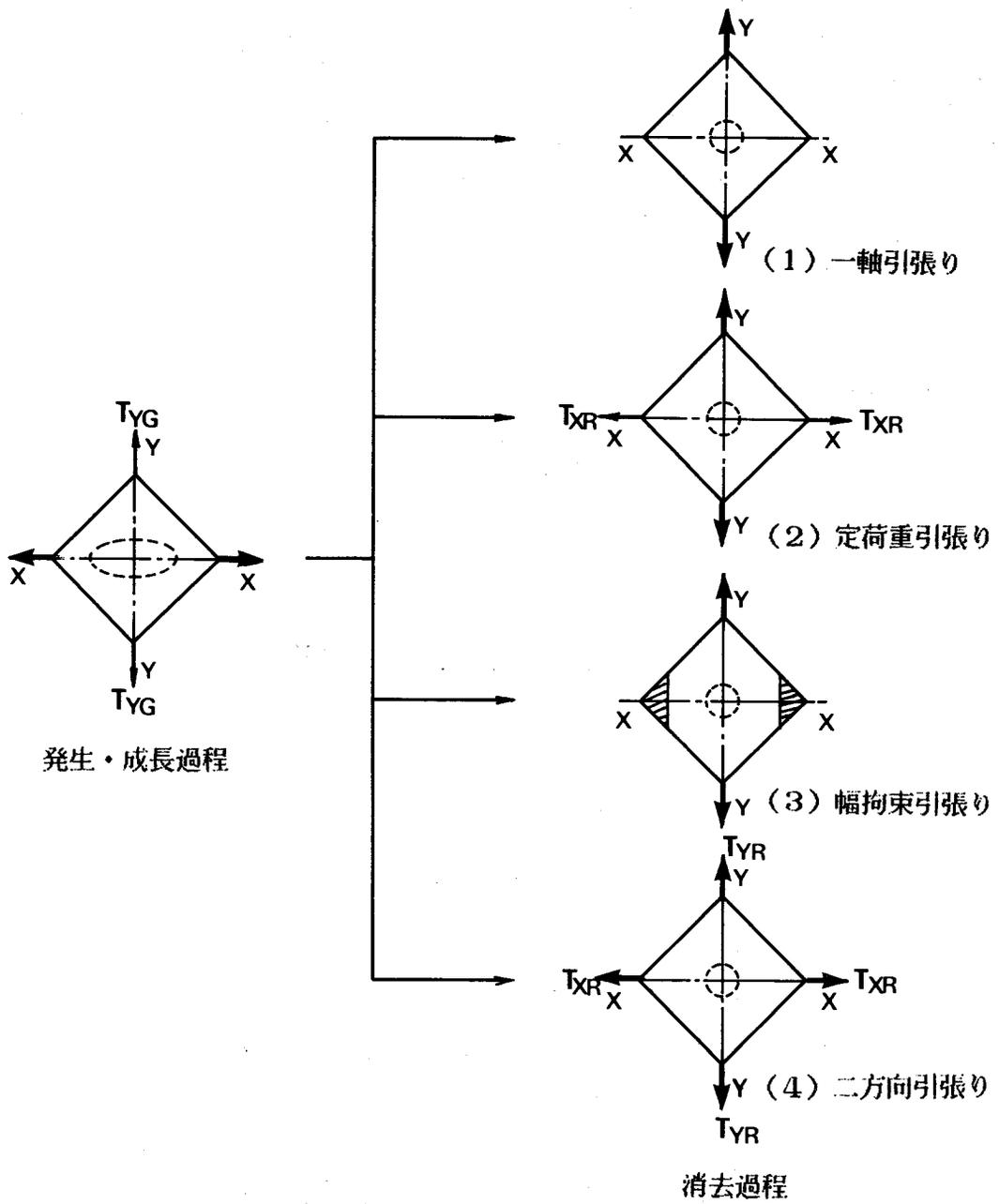
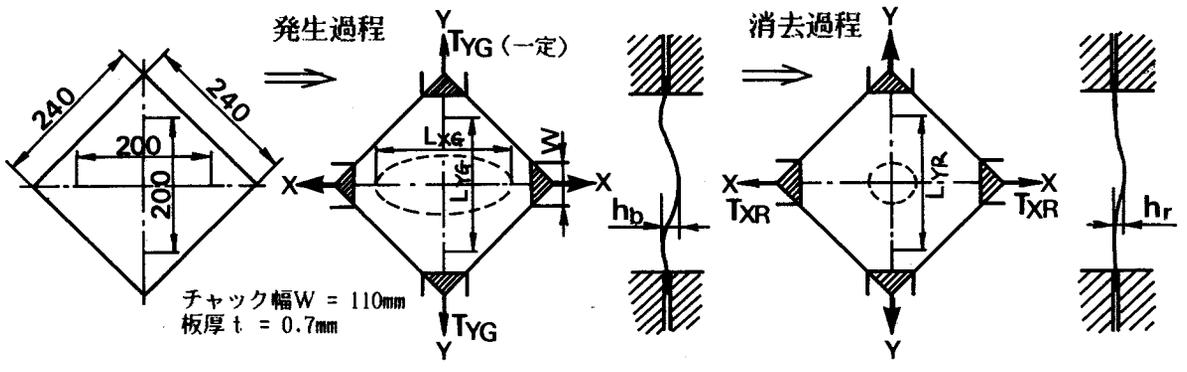


図 4.2.1 しわ消去法のパターン



平均伸び $\lambda_{xG} = (L_{xG} - 200) / 200 \times 100(\%)$
 Y方向見かけ引張り応力 $p_{YG} = T_{YG} / W \cdot t$

平均伸び $\lambda_{yR} = (L_{yR} - L_{yG}) / L_{yG} (\%)$
 X方向見かけ引張り応力 $p_{xR} = T_{xR} / W \cdot t$

図 4.2.2 実験方法

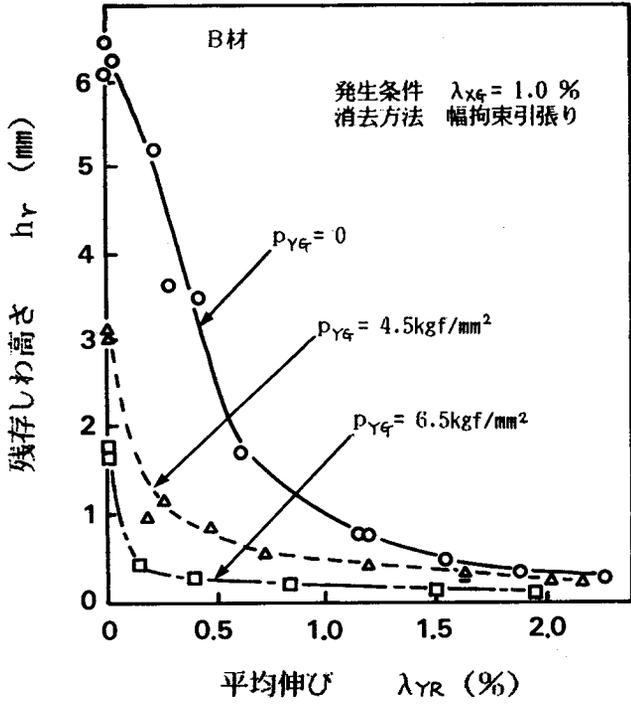


図 4.2.3 しわの消去性に与えるしわ発生条件の影響 - 初期変形量一定の場合 -

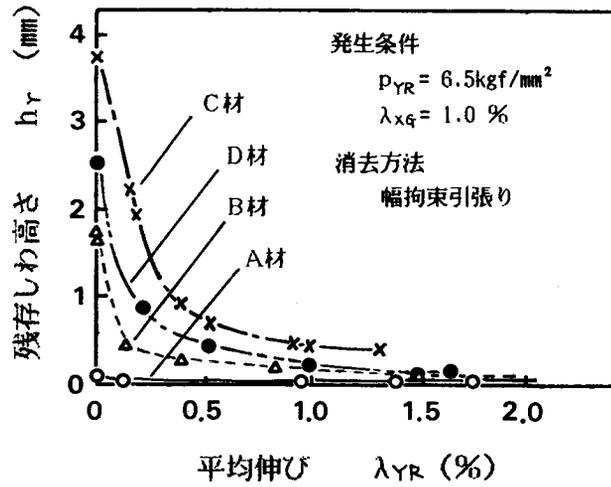


図 4.2.4 しわの消去性に与える材料の影響
 -初期変形量一定の場合-

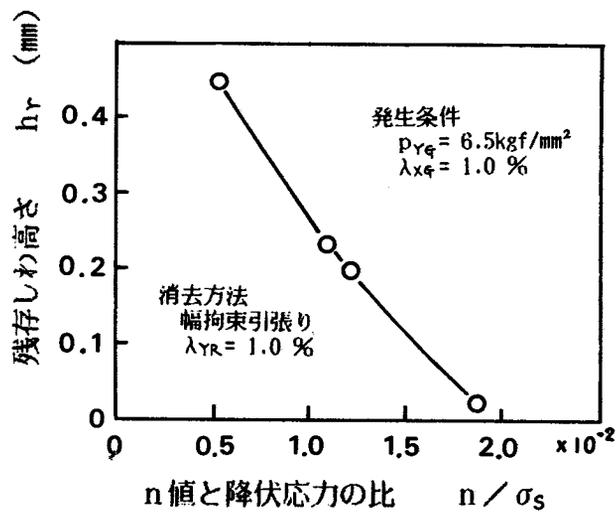


図 4.2.5 残存しわ高さに及ぼす n / σ_s の影響

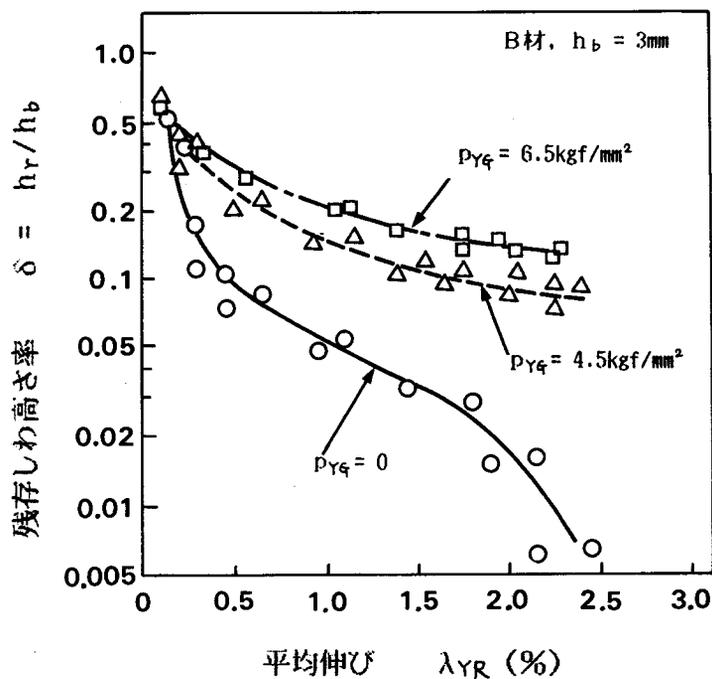


図 4.2.6 しわの消去性に与えるしわ発生条件の影響
—初期しわ高さ一定の場合—

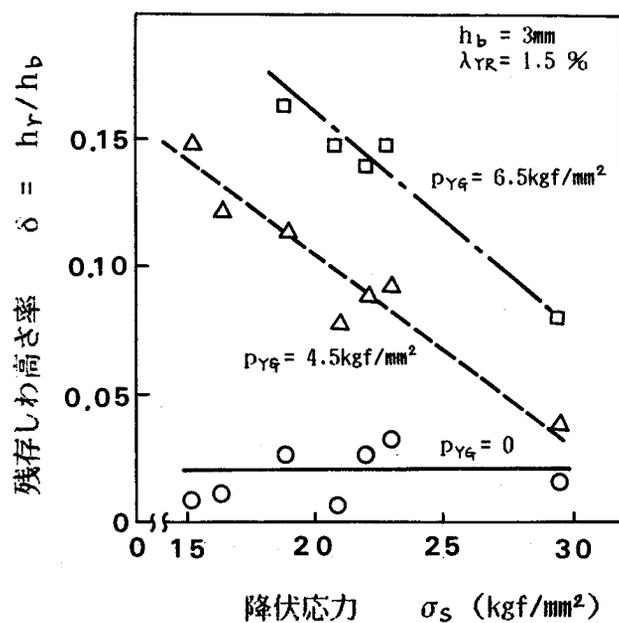


図 4.2.7 しわの消去性に与える材料の影響
—初期しわ高さ一定の場合—

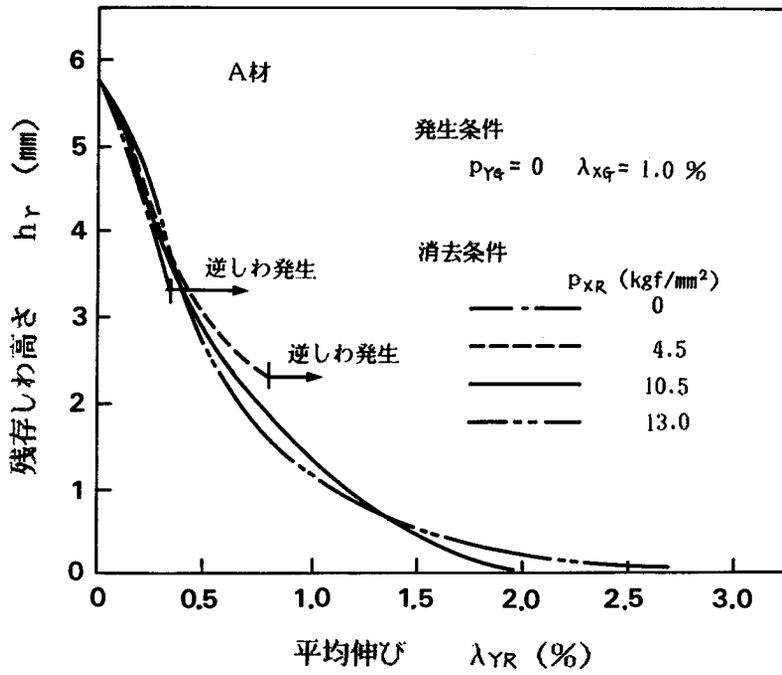


図 4.2.8 しわの消去性に与える X 方向平均引張り応力の影響
 — 一定荷重引張り —

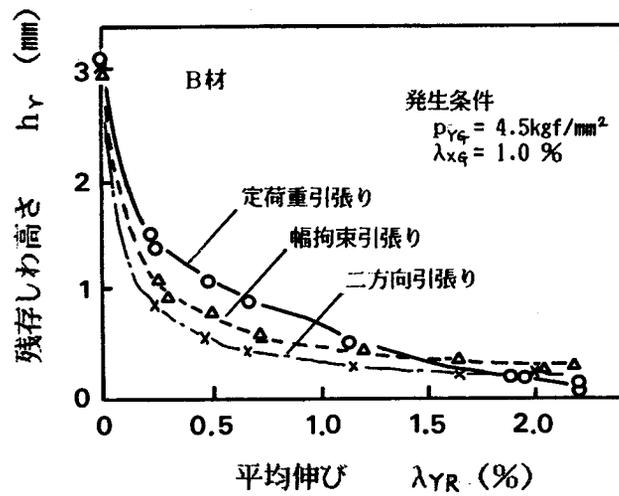


図 4.2.9 しわの消去性に与える消去パターンの影響

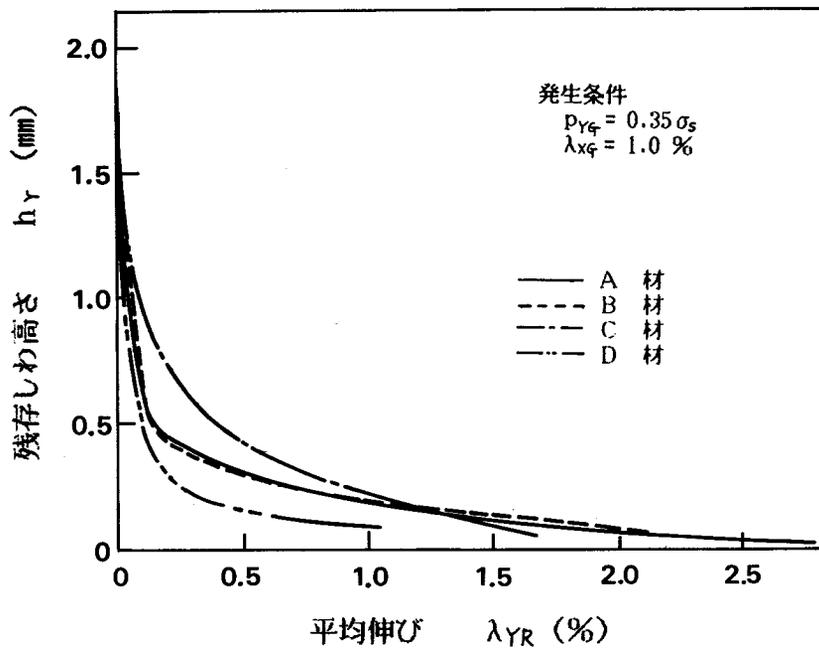


図 4.2.10 しわの消去性に与える材料の影響
—一定荷重引張り—

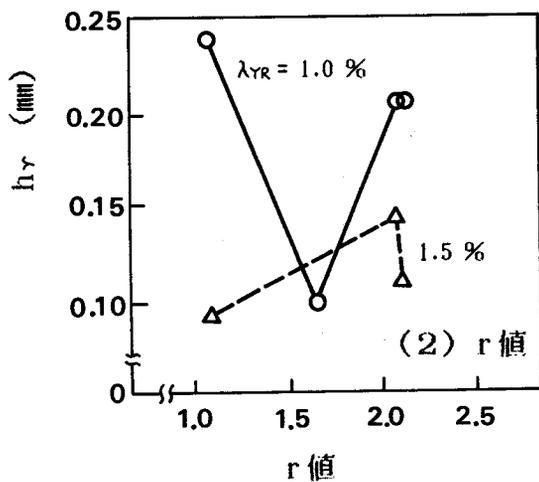
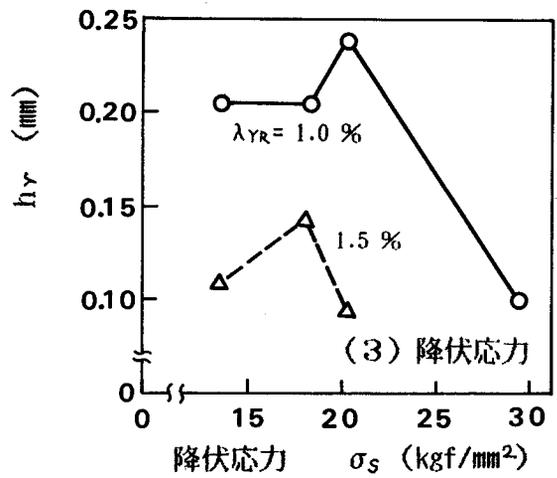
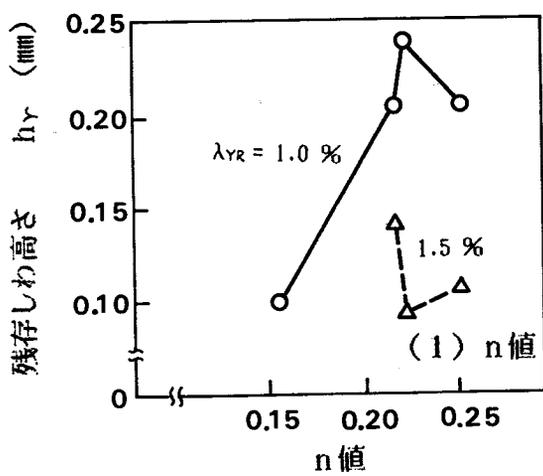
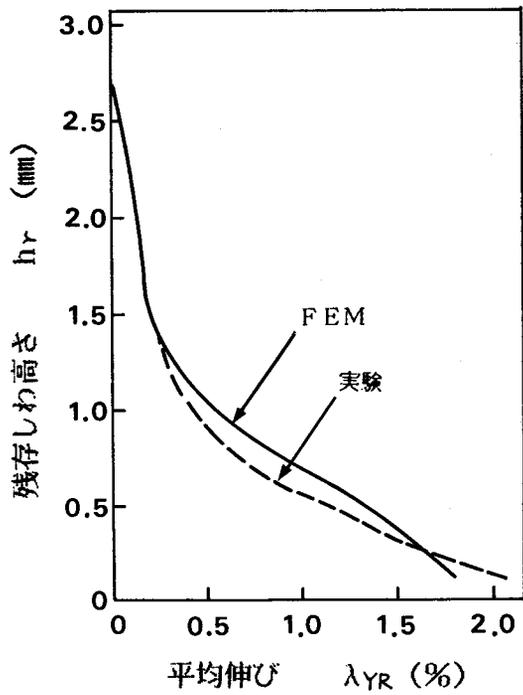
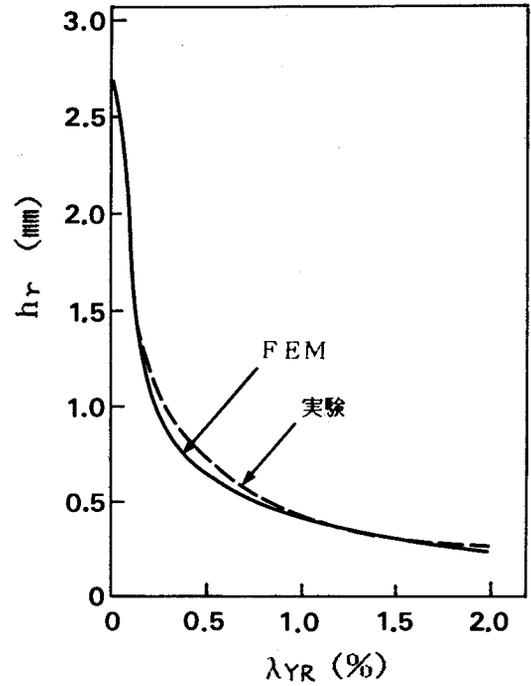


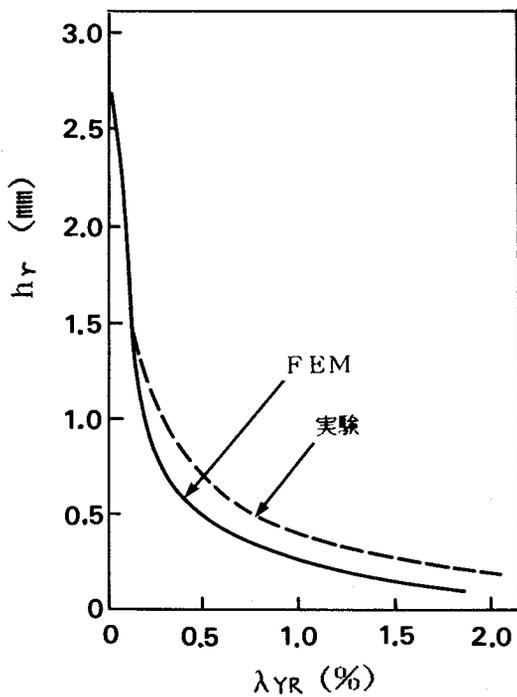
図 4.2.11 残存しわ高さと引張り特性値の関係
—一定荷重引張り消去法—



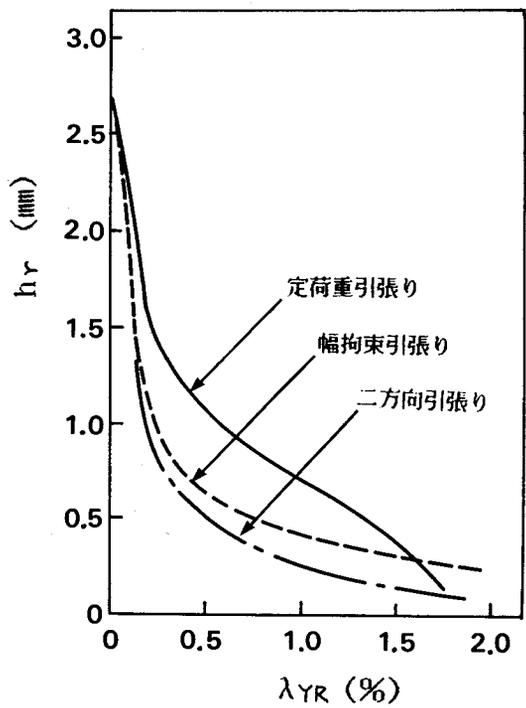
(1) 定荷重引張り



(2) 幅拘束引張り

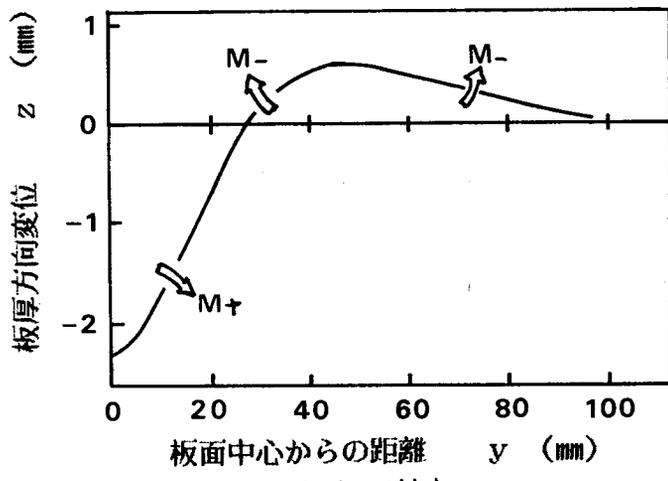


(3) 二方向引張り

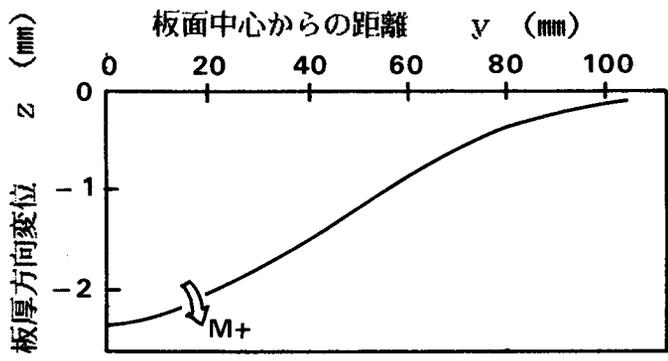


(4) FEMによる消去法の比較

図 4.2.12 実験結果とFEM解析結果の比較



(1) Y軸上



(2) X軸上

図 4.2.13 発生したしわのX, Y軸上の形状
(B材, $p_{yq} = 4.5 \text{ kgf/mm}^2$)

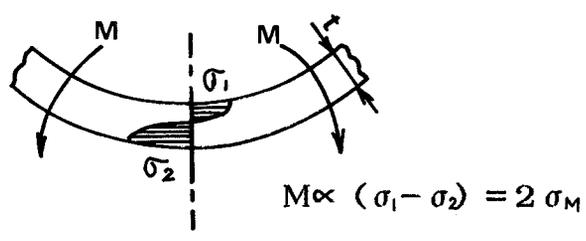


図 4.2.14 曲げモーメントと応力の関係 (モデル)

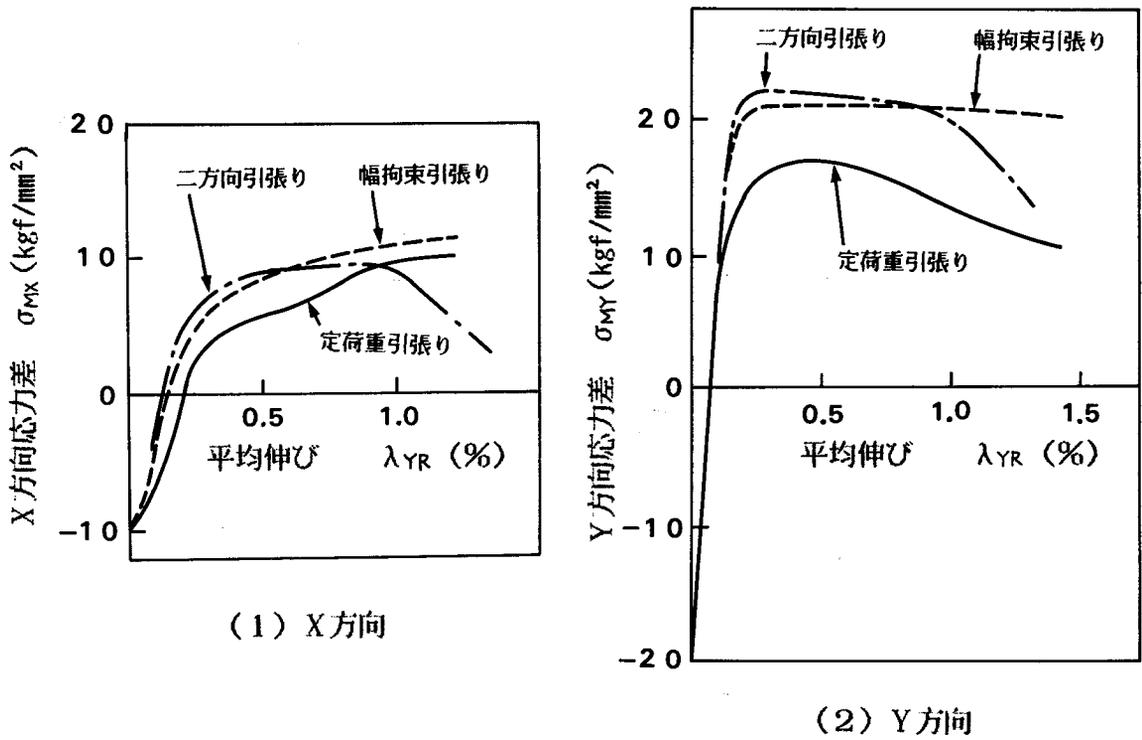


図 4.2.15 平均伸びに伴う板面中心の応力差の変化

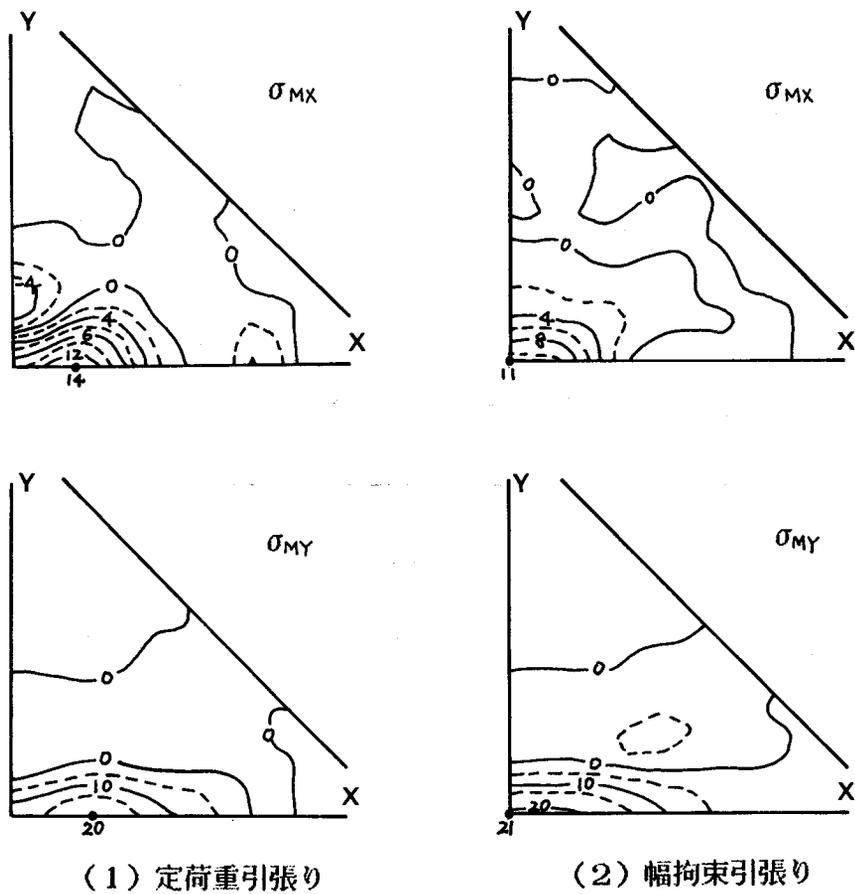
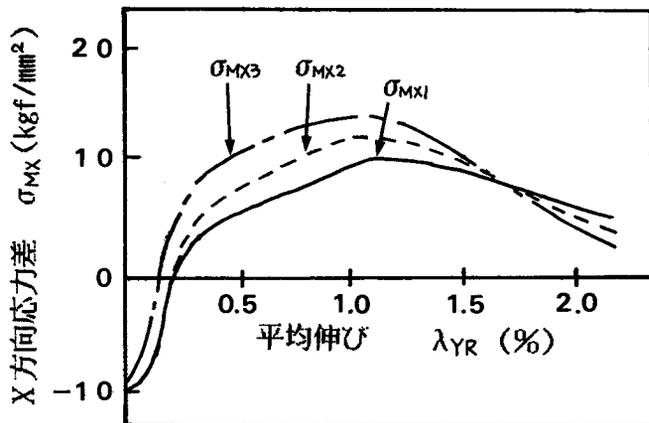
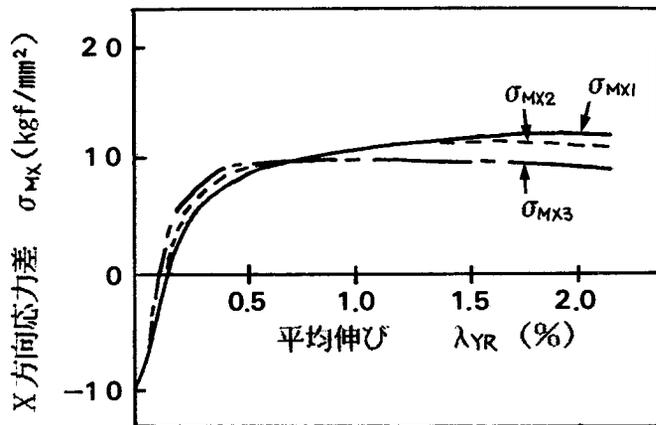
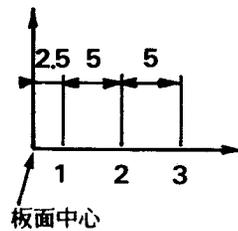


図 4.2.16 曲げモーメントに伴う応力差の等高線図 ($\lambda_{YR} = 1.0\%$)



(1) 定荷重引張り



(2) 幅拘束引張り

図 4.2.17 板面中心近傍の X 方向応力差と平均伸びの関係

表 4.2.1 供試材の引張り特性値

| 材 料 | 降伏応力 σ_s (kgf/mm ²) | 引張り応力 σ_B (kgf/mm ²) | 伸 び δ (%) | n 値 | r 値 |
|-----|---|--|---------------------|-------|------|
| A | 13.6 | 29.1 | 49.2 | 0.252 | 2.13 |
| B | 18.3 | 32.4 | 46.2 | 0.218 | 2.11 |
| C | 29.5 | 42.1 | 33.1 | 0.154 | 1.66 |
| D | 20.3 | 45.3 | 38.1 | 0.222 | 1.10 |

第3章 除荷後の弾性回復挙動

3.1 緒言

自動車用外板パネルのような大寸法、複雑形状部品にあらわれる面ひずみ、ボディしわ等の面形状不良をシミュレートする四角板対角二軸引張り試験法を提案し、第1章ではこれらの不良と密接な関係にあるしわの発生・成長挙動を、第2章では消去過程でのしわの挙動を、実験および弾塑性有限要素法解析で明らかにした。しかしこれらの面形状不良は最終的には、プレス成形後、型から取り出した時に認められる現象であり、最終的にはこの現象は荷重の除荷による不均一な弾性回復量の大きさによって決定されるので、除荷後の弾性回復挙動を明確にとらえることが必要である。この弾性回復量は、しわの発生・成長・消去過程で負荷された板面の応力状態に大きく影響されることが予想される。

本章では、四角板対角二軸引張り試験において、第2章で述べたしわの消去過程後、二軸の荷重を開放した時の弾性回復量が、しわ消去過程までの負荷条件、材料特性値によってどのように影響されるかを明らかにする¹⁹⁾とともに、平板の二軸に負荷する荷重比を変え、二軸の荷重比が除荷後の弾性回復量に与える影響も検討した。さらに実部品として、ドアのモデルパネルを取り上げ、ドアの前後と上下方向の荷重比を変えた場合の面ひずみの挙動を調べ、四角板対角二軸引張り試験法におけるしわ挙動と対応させることによって本試験法の有用性を評価する。

3.2 実験方法

3.2.1 実験I：消去過程での弾性回復

第2章の図4.2.2に示した実験方法によって、四角板の対角X方向に所定の荷重を与え、Y方向に引張ってしわを減少させ、ある平均伸び λ_{YR} ごとに、引張りを中止して、負荷のままに残存しわ高さ h_r を測定し、その後X方向、Y方向のチャックを開放して除荷後のしわ高さ h を測定した。 h は弾性回復後しわ高さであり、 $\Delta h = h - h_r$ を弾性回復量とした。ここでしわ発生・成長時の荷重条件は、Y方向のチャック部での見かけ引張り応力 p_{YG} として、 $0, 6.5\text{kgf/mm}^2$ および $0.35\sigma_s$ (σ_s ：材料の降伏応力)の一定張力であり、X方向の変形量としては平均伸び $\lambda_{XG} = 1.0\%$ とした。しわ消去過程での消去パターンは、第2章で述べたのと同様、定荷重引張り、幅拘束引張り、二方向引張りの3種類である。ここで定荷重引張りの場合には、X方向チャ

ック部での見かけ引張り応力 p_{XR} として $p_{XR}=0.75\sigma_s$ を採用した。この実験で用いた供試材料は第2章のしわ消去過程で用いた材料と同じであり、表4.2.1に示されている。

3. 2. 2 実験Ⅱ：発生過程での弾性回復

3.2.1で述べたしわ消去過程での弾性回復はしわの発生・成長過程における板面の応力状態が、しわの消去過程の条件によって様々な変化を受け、複雑な挙動をとると考えられる。そこで正方形板の対角二方向の荷重比を変えた状態で引張り試験を行い、しわ発生過程での二方向の荷重比が弾性回復挙動に与える影響を調べた。二軸荷重比が大きくなると、第1章のしわの発生挙動でも述べたようにしわの発生は認められなくなる。このような状況で成形が進行する場合も実部品では観察され、この場合は離型後の弾性回復のみによって面ひずみが発生するので、本実験はこのような場合のシミュレート試験ともなり得る。実験方法の概略を図4.3.1に示す。1辺240mmの正四角板の対角二方向端を二軸引張り試験のチャックでつかみ、X軸方向に引張る。この時、変形が進むとともに変化するX軸の荷重 T_x に対して、Y軸の荷重 T_y を、 $R_T = T_y / T_x$ が一定になるようにマイクロコンピューターを介して電磁比例リリーフ付減圧弁によって調整した。この引張り方法では、第1章のY方向荷重一定の場合とは若干異なる。 T_x 、 T_y の測定は油圧シリンダーとチャックの間に設けられたロードセルの出力によって行われる。このような状態でX方向にある変形量を与えた後、引張りを中止し、引張り前に板面のX方向、Y方向にマーキングされた200mmの標点間距離の変化量を読み取り、X方向の平均伸び λ_x 、Y方向の平均伸び λ_y を求めるとともに、最大しわ高さ h_b をダイヤルゲージ式変位計で測定する。その後、X方向、Y方向の荷重を同時に除荷し、再び最大しわ高さ h を測定し、弾性回復量 $\Delta h (= h - h_b)$ を求めた。本実験で用いた供試材は、板厚0.7mmの軟鋼板3種類(A～C)と35キロ級焼付硬化型高張力鋼板(D)1種類であり、その引張り特性値を表4.3.1に示す。

3. 2. 3 実験Ⅲ：ドアモデルでの実験

面ひずみ(大きさが非常に小さいしわ)が頻繁に発生し、その対策に苦慮している自動車用外板部品としてドアパネルがあげられる。この部品は形状としてはあまり複雑ではないが、最終的にドア把手が成形されるため、大きな不均一引張りを受け、第1章の図4.1.1に示したように面ひずみが発生するものである。そこで図4.3.2に示したパネルの中心に把手を成形するドアモデル型を製作し、パネルの前後方向(X方向)と上下方向(Y方向)の荷重の比を変化させて250ト複動油圧プレスを用いて成形し、離型後の面ひずみを調べた。X方向とY方向の荷重比の変化

は、ブランク寸法を変化させること、および 0.4mm のテフロン板を X 方向、Y 方向のどちらか一方のビード部（型外周面に図4.3.2 に示す絞りビードが配置されている）に挿入することによって行った。これはブランク端がビードにかかるか、かからないか、あるいはテフロン板が有るか無いかでビードによる拘束効果が変わり、しわ押さえ力が部分的に変化して、結果として X 方向と Y 方向の荷重比が変化する。X 方向、Y 方向の荷重は直接測定できないため、ブランクの X 方向に 560mm、Y 方向に 380mm のゲージレングスをあらかじめマーキングしておき、成形後にマーキングした長さ L_x 、 L_y を測定し、X 方向、Y 方向の伸び率として

$$\phi_x = \frac{L_x - 560}{560} \times 100\%, \quad \phi_y = \frac{L_y - 380}{380} \times 100\%$$

を求め、これを平面応力状態と仮定し、ミーゼスの降伏条件式を用い、ひずみ増分理論によって、板面に作用した X、Y 方向の応力 σ_x 、 σ_y を計算した。しわ押さえ力条件である X 方向、Y 方向の荷重調整条件と、その時の ϕ_x 、 ϕ_y を表4.3.2 に示す。また面ひずみは、プレス成形後のパネルの把手上部10mmの位置の X 方向に三次元形状測定機の端子を走査させて形状を求め、型形状に沿った形状との差であらわした。本実験に用いた供試材料を表4.3.3 に示す。

一方、実験Ⅱで示した四角板対角二軸引張り試験方法によって、ドアモデルパネルの応力比 σ_x / σ_y と同一になるようなチャック部での見かけ引張り応力 p_x 、 p_y を与えて引張り試験を行い、平均伸び λ_x 、 λ_y と、弾性回復後のしわ高さの関係を求めて、ドアモデルパネルの場合と比較した。

3.3 消去過程での弾性回復挙動の結果と考察

3.3.1 弾性回復と平均伸びの関係

図4.3.3 に、Y 方向見かけ引張り応力 p_{YG} を一定にして平均伸び $\lambda_{xG} = 1.0\%$ で発生させたしわを、定荷重引張り、幅拘束引張り、二方向引張りで Y 方向に引張って減少させ、その後除荷して求めた弾性回復後しわ高さ h と消去時の平均伸び λ_{yR} の関係を B 材について示す。(1)は $p_{YG} = 0$ で発生させたしわの場合であり、(2)は $p_{YG} = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$ (B 材の場合 $0.35 \cdot \sigma_s$ に相当する) で発生させたしわの場合である。いずれの p_{YG} で発生させたしわも、 λ_{yR} が大きいほど h は小さくなり、二方向引張りで消去させた時に h が一番小さくなり、定荷重引張りの場合が一番大きくなっている。また $p_{YG} = 0$ の場合は、どの消去パターンでも λ_{yR} の増加にともなう h の減少

割合はほぼ等しいが、 $p_{YG}=6.5\text{kgf/mm}^2$ では、定荷重引張りの h の減少割合は他の消去パターンより小さい。すなわち定荷重引張り消去法では、弾性回復後のしわ高さは変形量の影響をあまり受けないことがわかった。第2章で示したように、しわ消去過程では、平均伸びが大きい時、定荷重引張りが一番しわを消去しやすかったが、これと図4.3.3の結果を考え合わせると、定荷重引張りでの弾性回復が一番大きくなると予想される。そこで除荷した後の弾性回復量 Δh ($=h-h_r$)を求め、しわ消去時の平均伸び λ_{YR} との関係で整理した。なお図4.3.3で $p_{YG}=0$ の場合、 $\lambda_{YR}=1.5\%$ で幅拘束引張りと同定荷重引張りが一致しているのは、定荷重引張りにおいて、弾性回復時に逆しわが発生し、これが弾性回復を抑制したためと考えられる。

図4.3.4は弾性回復量 Δh と平均伸び λ_{YR} の関係を示したものである。(1)は $p_{YG}=0$ で発生させたしわを消去させていった後の Δh であり、(2)は $p_{YG}=6.5\text{kgf/mm}^2$ の場合の Δh である。しわ発生時の p_{YG} の違いにより、 λ_{YR} と Δh の関係に違いが認められ、 $p_{YG}=0$ の場合、いずれの消去方法においても Δh はある平均伸び λ_{YR} で最大値を示す。一方、 $p_{YG}=6.5\text{kgf/mm}^2$ の場合、幅拘束引張りと同二方向引張りでは、 λ_{YR} の増加とともに Δh は減少するが、定荷重引張りでは、 λ_{YR} が増加してもほぼ一定値を示す。また、いずれの p_{YG} でしわを発生させた場合のどのような消去時の平均伸び λ_{YR} でも、二方向引張りで最も Δh は小さい。この傾向は他の材料についても同様であった。以上の結果から弾性回復後しわ高さおよび弾性回復量を最小にするためには二方向引張りで消去していくことが最良であることがわかった。

3.3.2 弾性回復量に及ぼす二軸荷重比の影響

しわ消去時の3つの消去パターンによって弾性回復量 Δh は上述のように変化するが、それぞれの消去パターンでX方向とY方向の荷重比 R_T が異なっている。そこで消去過程でのX方向の荷重 T_{XR} とY方向の荷重 T_{YR} を試験機に備え付けのロードセルで検出して $R_T = T_{XR} / T_{YR}$ を求め、この R_T を弾性回復量 Δh との関係で整理した。その結果をB材に対して図4.3.5に示す。ここで R_T は定荷重引張り、幅拘束引張り、二方向引張りの順で大きくなる。しわ発生時のY方向引張り応力 p_{YG} が変わっても、またどの平均伸び λ_{YR} でも二軸荷重比が大きいほど弾性回復量は小さくなり、 λ_{YR} が大きいほど二軸荷重比の影響が強くなる傾向を示している。またしわ発生時の p_{YG} について比較すると、大きな p_{YG} でしわを発生させたほうが弾性回復量を小さくできることが認められる。

以上の結果と、しわ発生・成長・消去過程の結果をまとめ、これらの結果を実際のプレス成形の場にあてはめて考えてみると、できるだけ等二軸的な引張りになるように、しわ押さえ面形状

を決定するか、ビードの配置を考えることによって、プレス成形後の弾性回復による面形状不良を減少させることができると思われ、実際成形の場でも、このような処置が経験的にとられている。

3.3.3 弾性回復量に及ぼす材料特性値の影響

同一条件で発生・成長させたしわを消去過程で除荷した時の弾性回復量は、材料の特性値によっても影響される。そこで、弾性回復量 Δh と材料の引張り特性値との関係を調べた結果、 Δh と降伏応力 σ_s および n 値との相関関係がみられた。一方、しわの発生・消去の場合のしわ高さが n 値と降伏応力の比 n/σ_s と相関が強い。この理由から Δh においても n/σ_s との関係で整理した。その結果を図4.3.6に示す。(1)はしわ発生時のY方向見かけ引張り応力 $p_{YG}=0$ の場合、(2)は $p_{YG}=6.5\text{kgf/mm}^2$ の場合、(3)は材料の降伏応力に見合った応力 $p_{YG}=0.35\sigma_s$ （この場合、しわ高さはどの材料でもほぼ2mmとなる）の場合で、 $\lambda_{XG}=1.0\%$ まで引張ってしわを発生・成長させた後、3つのしわ消去パターンでしわを減少させ、平均伸び $\lambda_{YR}=1.0\%$ で除荷した時の弾性回復量である。いずれの条件でも n/σ_s が大きいほど Δh はほぼ直線的に減少している。どの材料でも二方向引張りで消去していった時の Δh が一番小さいことも認められる。

第2章のしわ消去挙動で述べたように、降伏応力に見合った $p_{YG}(0.35\sigma_s)$ をY方向に負荷して発生させたしわの消去挙動では、残存しわ高さ h_r と材料特性値には相関関係が認められなかったが、除去後の弾性回復量 Δh は図4.3.6(3)に示したように n/σ_s とよい相関関係が認められている。一方、 p_{YG} 一定で発生させたしわの消去過程では h_r と n/σ_s によい相関関係が認められており、図4.3.6(2)はこの結果を反映しているとも考えられる。以上の結果を総合して考えると弾性回復量は n/σ_s に強く依存していることが考察される。

以上の結果から、同一条件でプレス成形する場合、降伏応力の小さい、 n 値の高い材料を使用すれば面ひずみのような面形状不良を小さくすることができると結論づけられ、実際のプレス成形の場での経験とよく一致している。

3.4 発生過程での弾性回復挙動の結果と考察

3.4.1 二軸荷重比と弾性回復の関係

X方向の荷重 T_x に対してY方向の荷重 T_y をその比 $R_T = T_y / T_x$ が一定になるように制御して、二軸引張りを行い、X方向の平均伸び λ_x が1.5%になるように、 R_T を変化させ、

負荷時のしわ高さ h_b と R_T の関係を調べた。その結果をA材について図4.3.7 に示す。 R_T が小さい時は h_b は大きい、 $R_T \approx 0.4$ で $h_b < 0.1\text{mm}$ となり、 $R_T \geq 0.5$ ではしわは発生しなくなる ($h_b < 0.02\text{mm}$ 以下しわなしと判定)。すなわち、変形量 1.5%程度でしわが発生しない二軸荷重比は約0.5 以上であることが認められた。

図4.3.8 には除荷後の弾性回復後しわ高さ h と二軸荷重比 R_T の関係を示す。図には平均伸び $\lambda_x = 0.5 \sim 2.0\%$ の結果を示した。いずれの λ_x でも、弾性回復後しわ高さは、二軸荷重比が大きいほど小さくなり、 R_T の大きい範囲では λ_x の影響は小さい。しかし、負荷時での結果と異なり $R_T = 1$ と等二軸引張りでも h は0 とならない。すなわち不均一引張りでは二軸荷重比を大きくしても必ず弾性回復によってしわが発生する。実際のプレス成形の場では、周囲からの引張りのみで成形することはほとんどなく、最終的にはポンチとダイスで板厚方向に高い圧力が負荷されるので、これによってさらに弾性回復を小さくしているものと思われる。実際のプレスで問題となるしわ高さは、弾性回復後しわ高さ h であるが、弾性回復挙動を調べるために、弾性回復量 $\Delta h (= h - h_b)$ を求めた。その結果を図4.3.9 に示す。弾性回復量 Δh は $R_T \approx 0.4$ で最大値を示し、 $R_T = 0$ 、すなわち一軸引張りでは、 Δh は負になっている。平均伸びが変わっても Δh と R_T の関係はほとんど変わらない。二軸荷重比 R_T を変えることにより、X方向平均伸び λ_x とY方向平均伸び λ_y の比は変化する。そこで、図4.3.9 の二軸荷重比 R_T を平均伸び比 λ_y / λ_x に置き換えて整理し直したのが図4.3.10である。どのような λ_x においても平均伸び比 $\lambda_y / \lambda_x \approx -0.1$ で Δh は最大となっている。すなわち、幅方向に若干縮みが生じた時に弾性回復は最も大きくなる。

図4.3.7、4.3.9、4.3.10より以下のことが推察される。二軸荷重比が小さく、大きなしわが発生する場合には、引張り状態で板面に圧縮領域が生じ、板は座屈し、曲げられ、そのために圧縮応力はある程度解放される。 $R_T \approx 0.4$ では、不均一引張りにより生ずる圧縮応力による板の座屈程度は小さく、圧縮応力はほとんど解放されないため、除荷時に、不均一引張りにより生じた塑性変形の不均一分布により圧縮応力が更に大きくなってしわは成長し、弾性回復量としても大きくなる。 R_T が0.4 以上であれば、不均一引張り程度も二軸荷重比の増加にともない小さくなるため、塑性変形の不均一分布も小さくなり、弾性回復量は小さくなるものと思われる。

図4.3.11に、弾性回復量 Δh と平均伸び λ_x の関係を示す。弾性回復量は二軸荷重比 $R_T \approx 0.5$ を除いて、実験範囲内では平均伸び $\lambda_x = 2\%$ で最も小さくなっている。 $R_T = 0.5$ 付近では Δh は、 λ_x の影響をほとんど受けず一定である。平均伸びが大きいほうが弾性回復量 Δh が小さいのは、平均伸びが大きいほど塑性域が広がり、平均伸びが小さい時より塑性変形の分布が

均一化されるためと考えられる。

3. 4. 2 弾性回復量に及ぼす材料特性値の影響

図4.3.12に、各種材料について、しわを発生させない二軸荷重比 $R_T = 0.75$ における平均伸び λ_x と弾性回復量 Δh の関係を示す。D材の場合には、 Δh は λ_x の影響をほとんど受けないが、他の材料では、平均伸びの増加とともに弾性回復量は小さくなっている。このように弾性回復量は材料により異なる。そこで、弾性回復量 Δh と材料の引張り特性値の関係を調べた結果、降伏応力および n 値との相関がみられたので、しわ消去時の弾性回復の場合と同様に Δh と n/σ_s の関係を求めた。その結果を図4.3.13に示す。平均伸びが変わっても、弾性回復量と n/σ_s には強い相関関係があり、 n 値が大きいか、降伏応力の小さい材料ほど弾性回復量は小さくなるのがわかる。この関係は平均伸びが小さいほど弱まる傾向にある。他の引張り特性値と弾性回復量には図4.3.13に示したような強い相関関係はみられなかった。

3. 5 ドアパネルでの面ひずみ検討結果

3. 5. 1 面ひずみに与える負荷条件の影響

図4.3.14にドアパネルの把手近傍のモアレ干渉法で観察した等高線の例を示す。(1)はパネルの外観であり、(2)はモアレ縞の乱れがほとんどみられない例であり、(3)はモアレ縞が乱れている例である。すなわち(2)は面ひずみ(大きさが極端に小さいしわであり、ドアパネルでは以下のしわを面ひずみと称す)が観察されない理想的に成形された例で、(3)は把手コーナーの斜め上に凹みが見られ、面ひずみが存在する例である。この2つの例の差は、ドアの前後方向の引張り力と上下方向の引張り力を変えることであられた。そこで(3)で示した面ひずみがあらわれる位置の形状を三次元形状測定機で測定し、面ひずみに与える二軸負荷条件の影響を検討した。

図4.3.15は伸び率比(β)が0.15(二軸荷重比大)、-0.14(二軸荷重比小)というしわ押さえ条件についてポンチの下降にともなう面ひずみの変化を示したものである。どちらのしわ押さえ条件でも、把手が成形される以前では面ひずみは小さいが、把手が成形されると面ひずみは大きくなっている。すなわち、成形中しわが発生したかどうかは不明であるが、その後の除荷時に板は弾性回復し、面ひずみが発生したと考えられる。しわ押さえ条件による面ひずみ量の違いは、把手が成形される以前ではほとんどないが、把手が成形された後では、伸び率比 β の大きい0.15のほうが面ひずみ量は小さくなっている。

図4.3.16は、成形後の面ひずみ量 h におよぼすしわ押さえ条件の影響を示したものである。しわ押さえ条件をあわらす量としては伸び率比 β を用いた。どちらの把手コーナー半径においても伸び率比が大きいほど、面ひずみは小さくなっている。すなわち伸び率比が1に近いようなしわ押さえ条件ほど面ひずみを制御できることが認められた。そこで、伸び率比 $\beta = 0.15$ 、 -0.14 の両条件で成形されていく時のX方向、Y方向の応力 σ_x 、 σ_y を伸び率 ϕ_x 、 ϕ_y から計算し、板面の応力比 σ_x / σ_y がポンチストロークに伴ってどのように変化するかを調べた。その結果を図4.3.17に示す。 β が変わっても二軸応力比 σ_x / σ_y は把手が成形される以前では、ポンチストロークともに大きくなり把手成形中は一定値を示している。把手成形中の応力比 σ_x / σ_y は $\beta = 0.15$ の場合0.75であり、 $\beta = -0.14$ の場合0.3であり、伸び率比が大きいほうが等二軸引張り状態に近いことを示している。図4.3.16、4.3.17の結果を考え合わせると、等二軸引張りに近づけるような、すなわち二軸荷重比を大きくするようなしわ押さえ条件で成形するほど面ひずみを抑制できることが結論づけられる。

3. 5. 2 面ひずみに与える材料特性値の影響

表4.3.2 に示したしわ押さえ条件a（伸び率比 $\beta = 0.15$ ）で、表4.3.3 で示した材料を用いてドアパネルを成形し、面ひずみ量と材料の引張り特性値との関係を調べた。その結果を図4.3.18に示す。この図は面ひずみ量 h と、材料の n 値と降伏応力 σ_s の比 n / σ_s の関係を示したものであるが、四角板対角二軸引張り試験で認められた結果と同様に h と n / σ_s の間には比較的よい相関関係がみられ、 n 値が大きいほど、降伏応力が小さい材料ほど、面ひずみが抑制できることがわかった。

一方、他の実部品について、上記関係が存在するかどうかを調べた。図4.3.19は、縦壁部にボディしわが発生しやすいフロントフェンダーパネルの、ポンチストロークにともなうしわ高さの変化（なじみ線図）を色々な材料について示したものである²⁰⁾。このパネルでは、しわ押さえによってしわが発生し、その後ポンチの進行にともなって一度減少していくが、やがてしわは成長段階に入り、下死点の手前30mmで最大しわ高さとなる。さらにポンチが下降し成長が進むと、しわは消去過程に入り下死点で消去される。材料が変わるとしわの大きさも変わることがはっきり認められ、下死点ではしわを完全に消去できないものもある。そこでしわの消去過程にある下死点手前20mm位置でのしわ高さ h と材料の n / σ_s の関係を整理した。その結果を図4.3.20に示す。しわ高さ h と n / σ_s には強い相関関係がみられ、ここでも n 値が大きいほど、降伏応力が小さいほど、しわは抑制されることが認められる。

3.5.3 ドアパネルと四角板対角二軸引張り試験との対応

図4.3.16で示したドアモデルパネルのポンチストロークと、X方向とY方向の応力 σ_x 、 σ_y の比 σ_x / σ_y の関係より、ブランクは主引張り方向（Y方向）が変わらずに引張りを受けて最終的に面ひずみが発生しており、下死点での応力比は0.3~0.75である。そこでこの範囲の応力比を四角板対角二軸引張り試験のX方向、Y方向の引張り力を変えることによって再現させ、その時のX方向およびY方向の平均伸び λ_x 、 λ_y を読み取り、伸び比 λ_y / λ_x と弾性回復後しわ高さの関係を求めた。その結果を図4.3.21に示す。平均伸び比が大きいほど、すなわち二軸荷重比が大きいほど、しわ高さ h は小さくなっており、この結果は図4.3.16で示したドアモデルパネルの面ひずみ量と伸び率比の関係と非常によく似た対応を示している。

また、図4.3.18に示したドアモデルパネルの面ひずみ量と引張り特性値（ n / σ_s ）の関係においては、伸び率比は $\beta = 0.15$ であり、この時最終的にはX方向とY方向の応力比は0.75である。そこで、四角板対角二軸引張り試験の二軸荷重比を $R_T = 0.75$ とし、ドアモデルで用いた材料を用いて、平均伸び $\lambda_x = 1.5\%$ まで引張り、弾性回復後のしわ高さを求め、図4.3.18で示したドアモデルパネルのしわ高さとの関係を求めた。その結果を図4.3.22に示すが、両者には非常によい正の相関関係が認められる。

以上の2つの結果から実部品の面ひずみ、ボディしわ等の面形状不良におよぼす二軸負荷条件、材料の引張り特性値の影響は、四角板対角二軸引張り試験法でよくシミュレートされており、このことからこれら面形状不良は四角板対角二軸引張り試験を行うことによって早期に影響因子を抽出でき、その抑制のための対策もたてやすくなると考えられる。

3.6 結言

正四角板の対角二方向に引張り力を負荷して引張り変形させる試験において、しわの消去過程および発生・成長過程で荷重を除荷した時の弾性回復挙動におよぼす、二軸負荷条件、材料特性値の影響を実験的に検討し、あわせてドアのモデル型を用いてしわ押さえ条件を部分的に変え、面ひずみに与える二軸荷重比、および材料特性値の影響を調べ、実部品における面ひずみの挙動と、四角板対角二軸引張り試験におけるしわの挙動の対応を検討した。その結果次の事柄が明らかとなった。

(1) しわ消去過程での弾性回復量は、消去過程での二軸荷重比の影響を受け、二軸荷重比が大きいほど小さくなる。

(2) しわ消去過程での二軸荷重比が小さい場合、弾性回復量に対する平均伸びの影響は小さいが、二軸荷重比が大きい場合は、平均伸びが大きくなると弾性回復量は小さくなる。

(3) しわ消去過程での弾性回復量は材料の持つ n 値（加工硬化係数）と降伏応力の影響を受け、 n 値が大きく降伏応力の小さい材料ほど小さくなる。

(4) しわ発生過程での弾性回復量は二軸荷重比が約0.4 で最大を示し、荷重比が大きいほど小さくなる。弾性回復量が最大になる平均伸び率比は約-0.1 であった。

(5) しわが発生する二軸荷重比（約0.5）では弾性回復量は平均伸びの影響をほとんど受けないが、しわが発生しない二軸荷重比では平均伸びが大きくなると、弾性回復量は小さくなる傾向を示す。

(6) しわ発生過程においても弾性回復量は、 n 値が大きく降伏応力の小さい材料ほど小さくなる。

(7) ドアモデルパネルの把手上部に発生する面ひずみ量は、四角板対角二軸引張り試験における弾性回復挙動と同様、二軸荷重比が大きいほど、また n 値が大きく降伏応力の小さい材料ほど小さくなった。

(8) 二軸荷重比（応力比）を一致させた四角板対角二軸引張り試験の弾性回復しわ高さと、ドアモデルパネルの面ひずみ量は非常によく対応を示した。

第1章から本章までの結果をまとめると、薄板のプレス成形時に発生する面ひずみ、ボディしわ等の面形状不良の抑制は、二軸荷重比をできるだけ大きくし、 n 値の大きい降伏応力の小さい材料を用いることが必要であることを、四角板対角二軸引張り試験によって示し、実パネルで検証した。このことから四角板対角二軸引張り試験は、不均一引張りによって発生する面形状不良をシミュレートする試験法であると結論づけられるが、今後さらに多くのパネルとの対応をとっていくことによって、信頼性のある試験法となろう。

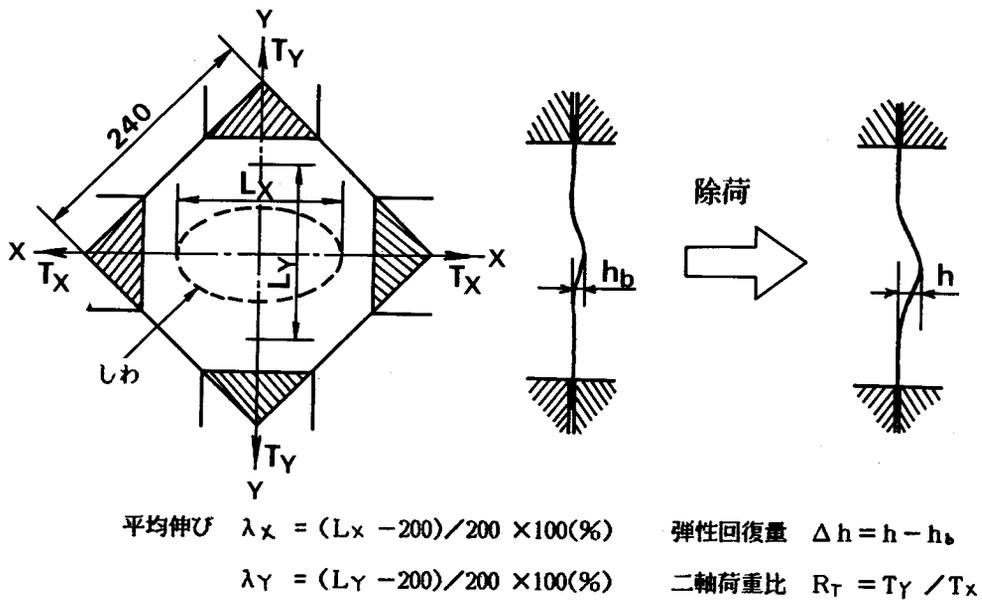


図 4.3.1 二軸荷重比の影響を調べる実験方法

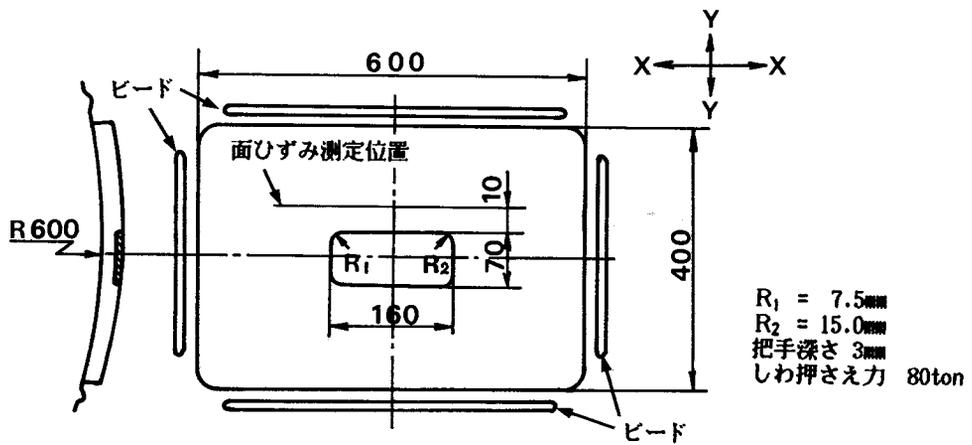
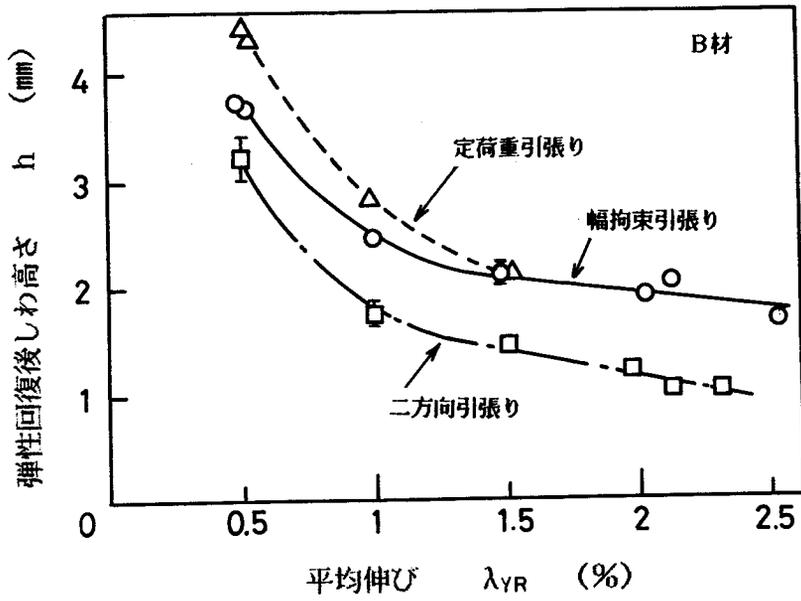
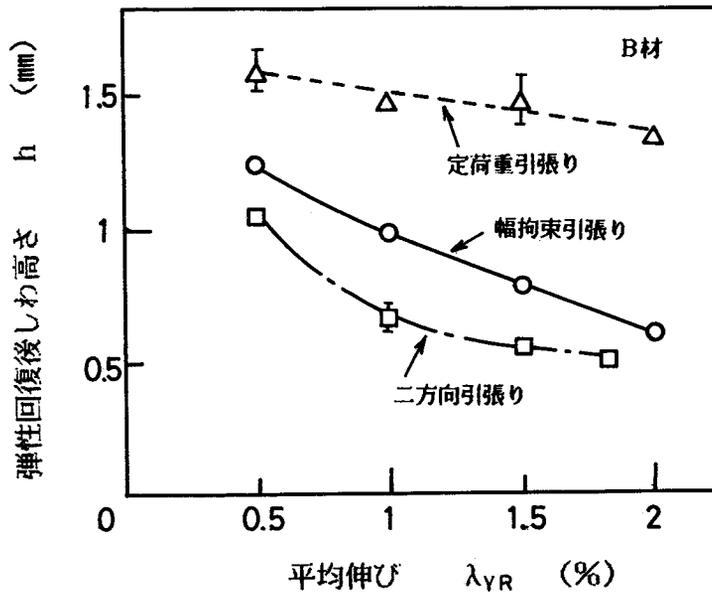


図 4.3.2 ドアモデルの形状

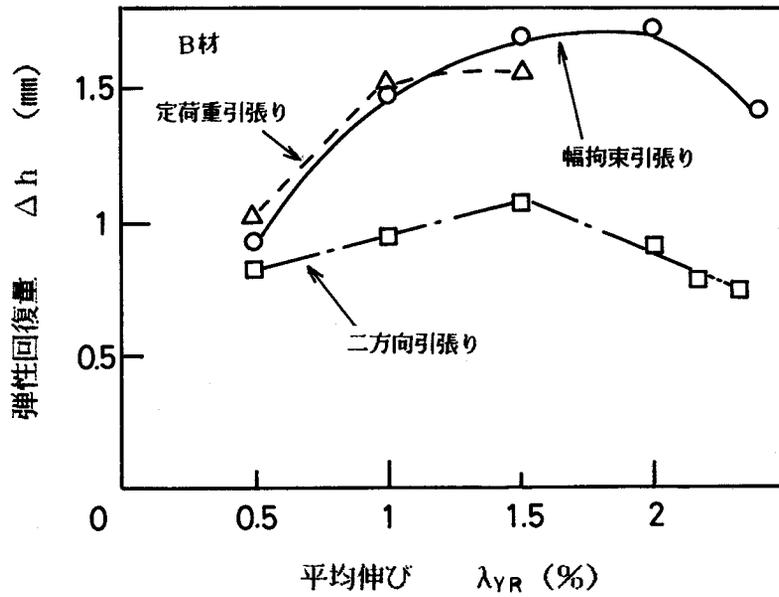


(1) しわ発生条件 $p_{YG} = 0.0 \text{ kgf/mm}^2$, $\lambda_{xG} = 1.0\%$

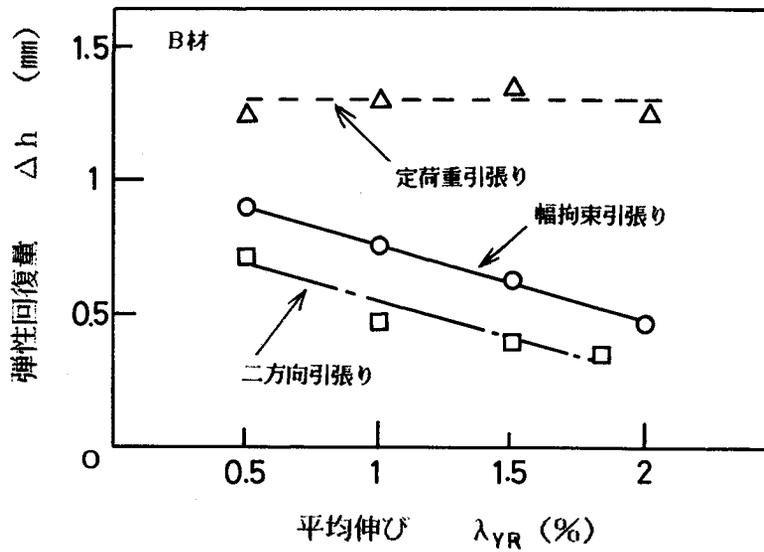


(2) しわ発生条件 $p_{YG} = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$, $\lambda_{xG} = 1.0\%$

図 4.3.3 平均伸びと弾性回復後しわ高さの関係



(1) $p_{YG} = 0.0 \text{ kgf/mm}^2$, $\lambda_{XG} = 1.0\%$



(2) $p_{YG} = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$, $\lambda_{XG} = 1.0\%$

図 4.3.4 弾性回復量と平均伸びの関係

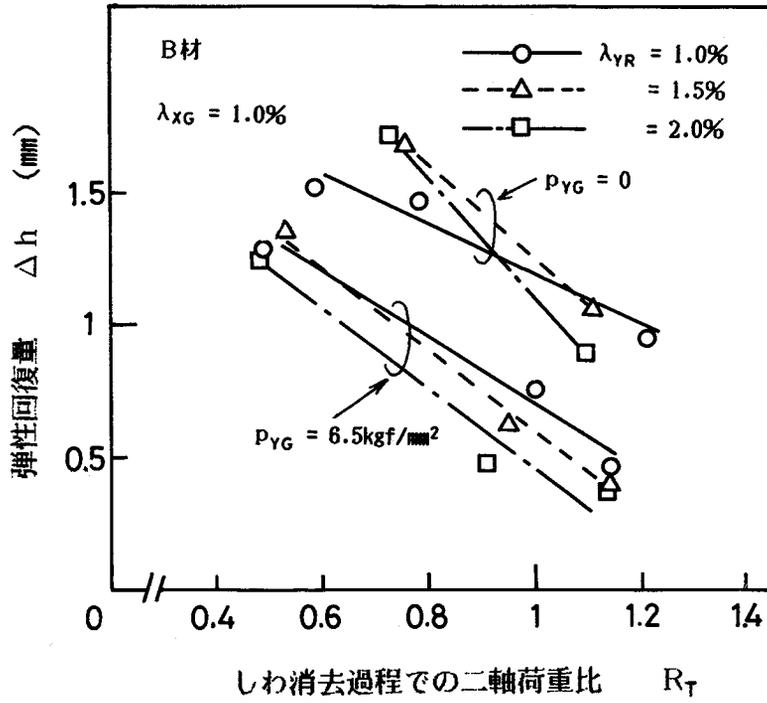
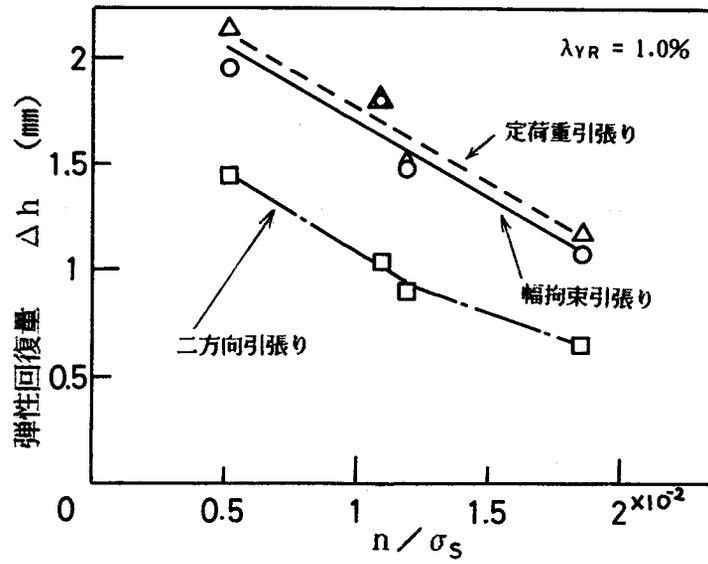
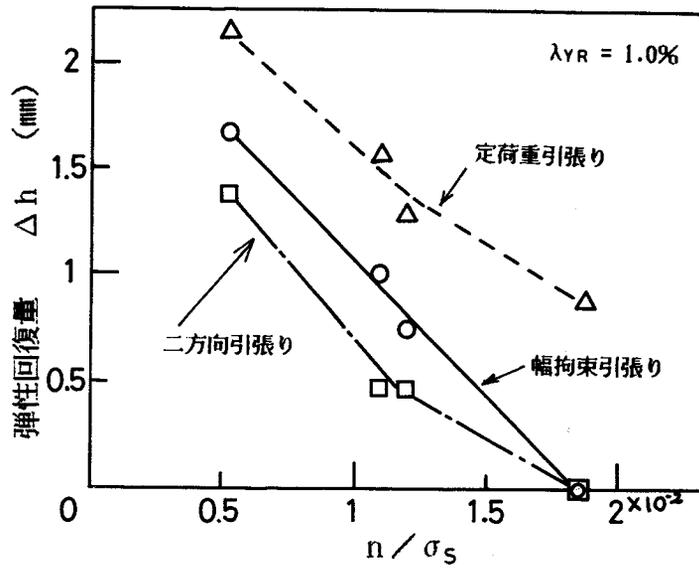


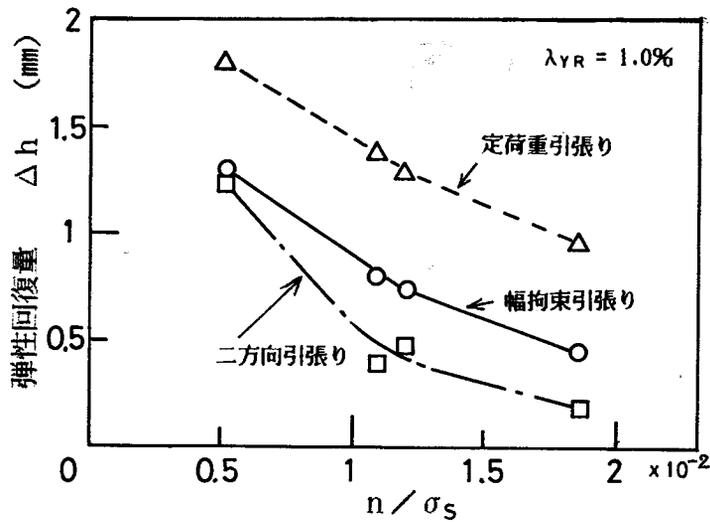
図 4.3.5 弾性回復量に及ぼす二軸荷重比の影響



(1) $p_{YG} = 0.0 \text{ kgf/mm}^2$, $\lambda_{xG} = 1.0\%$



(2) $p_{YG} = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$, $\lambda_{xG} = 1.0\%$



(3) $p_{YG} = 0.35 \cdot \sigma_s$, $\lambda_{xG} = 1.0\%$

図 4.3.6 弾性回復量と n / σ_s の関係

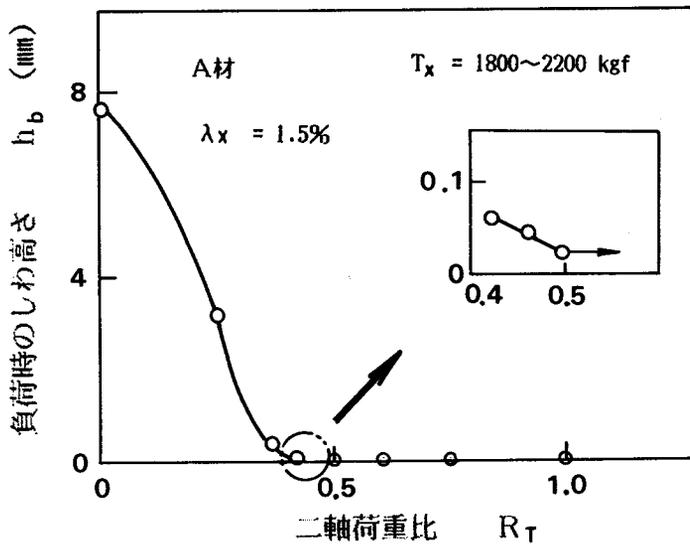


図 4.3.7 負荷時のしわ高さと二軸荷重比の関係

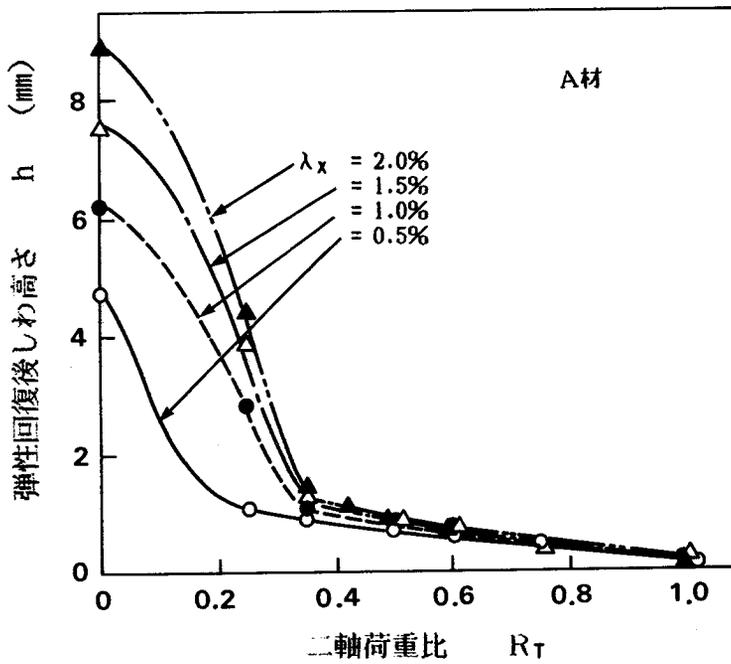


図 4.3.8 弾性回復後しわ高さと二軸荷重比の関係

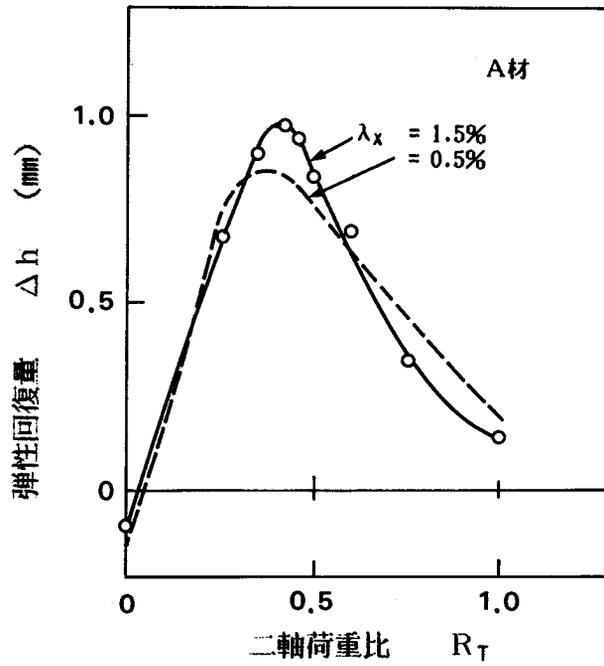


図 4.3.9 弾性回復量と二軸荷重比の関係

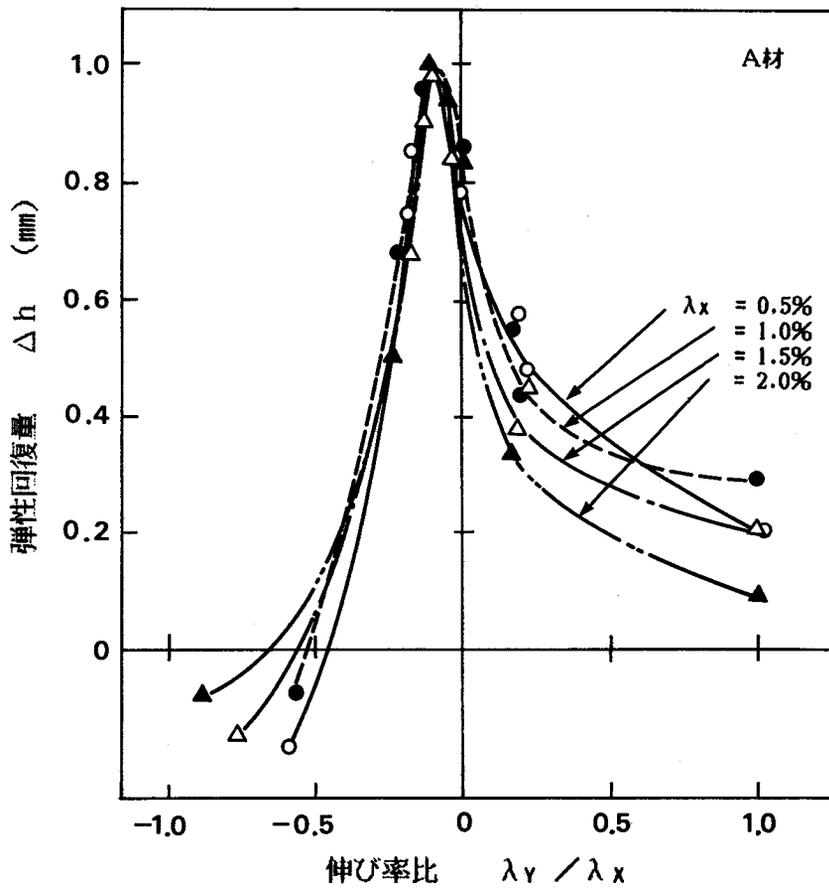


図 4.3.10 弾性回復量と伸び率比の関係

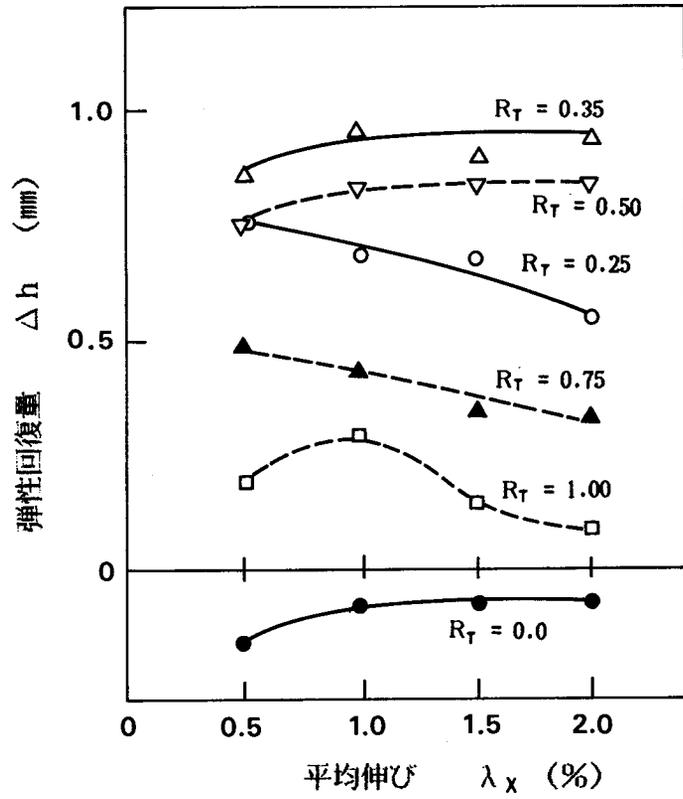


図 4.3.11 弾性回復量と平均伸びの関係

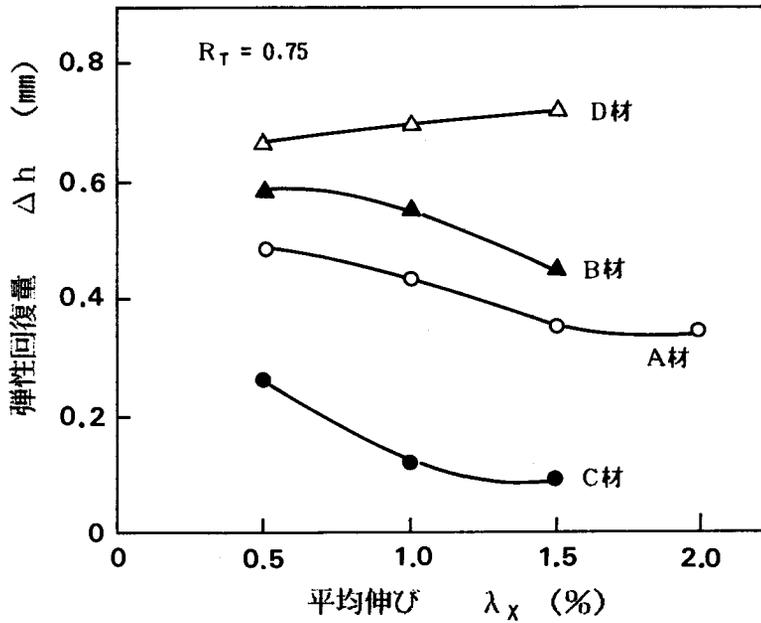


図 4.3.12 弾性回復量に及ぼす材料の影響

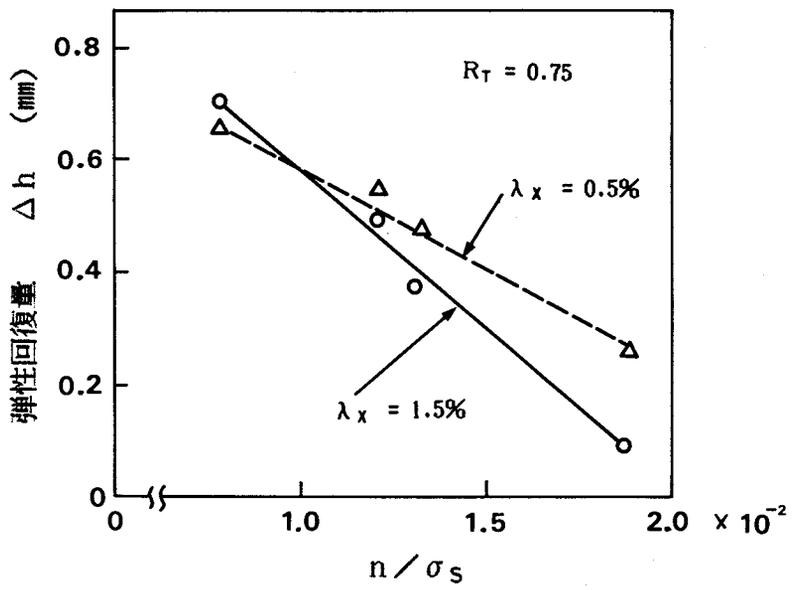
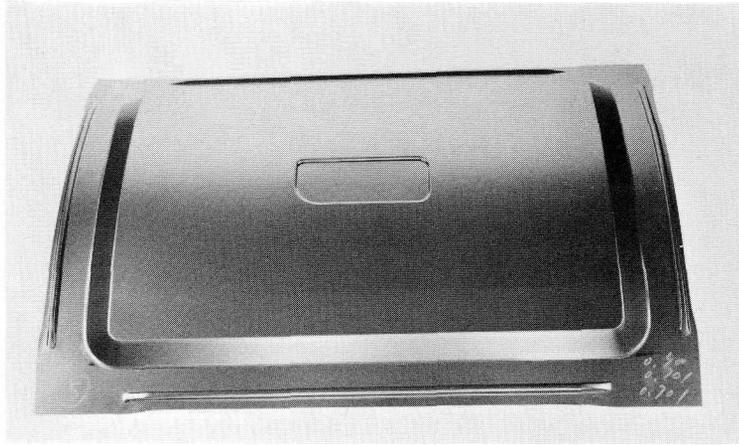
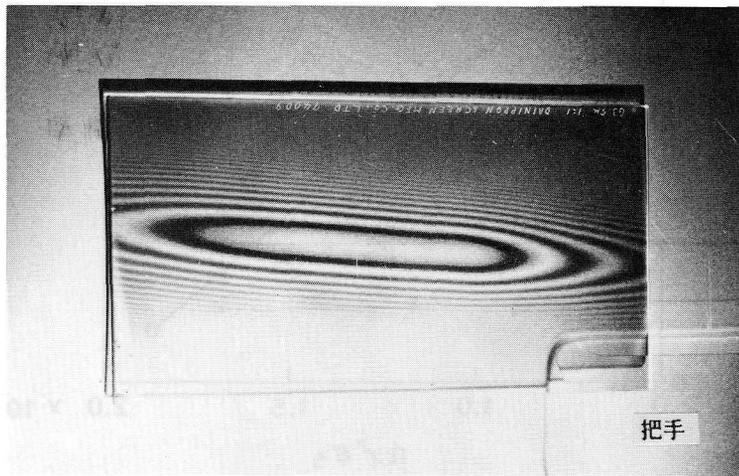


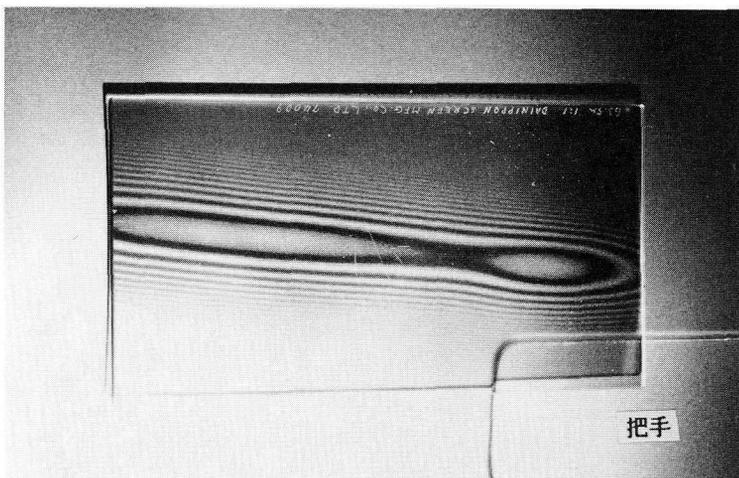
図 4.3.13 弾性回復量と n/σ_s の関係



(1) パネルの外観



(2) 面ひずみが見られないパネル



(3) 面ひずみが見れたパネル

図 4.3.14 ドアモデルパネルの等高線モアレ縞

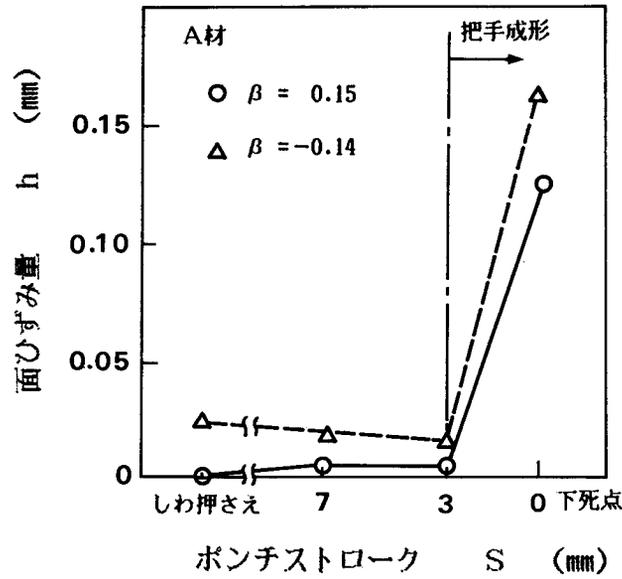


図 4.3.15 ポンチストロークに伴う面ひずみの変化

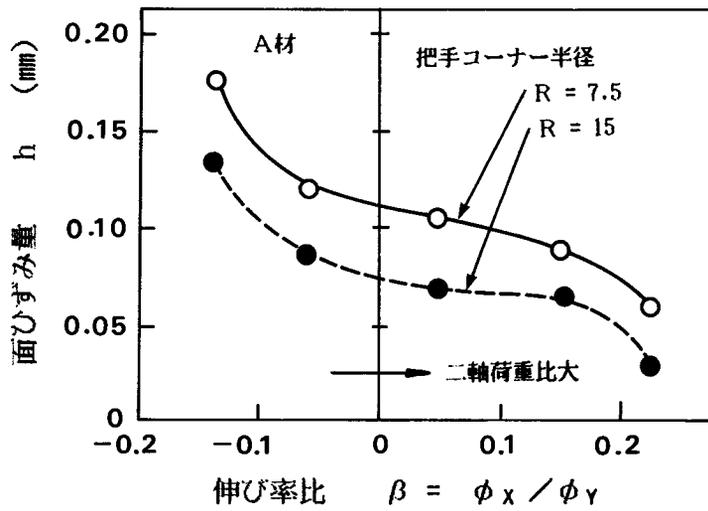


図 4.3.16 面ひずみ量に及ぼす伸び率比の影響

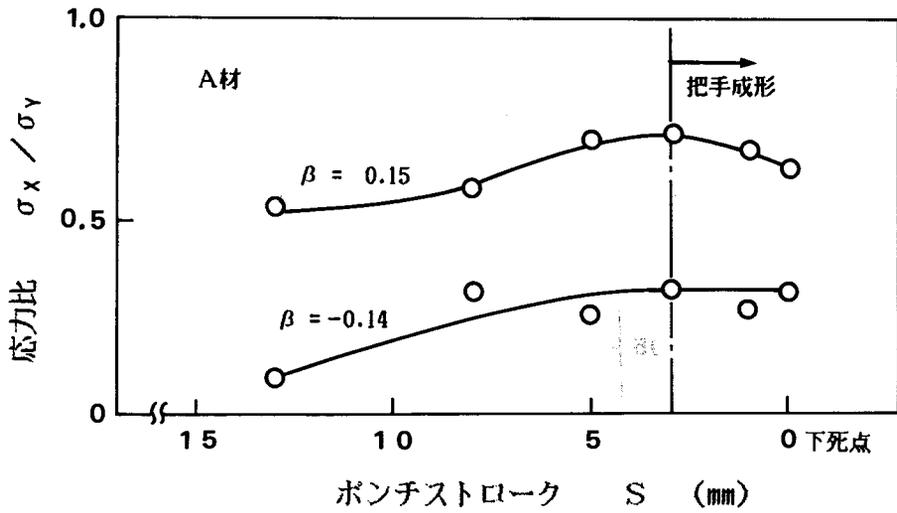


図 4.3.17 ポンチストロークに伴う応力比の影響

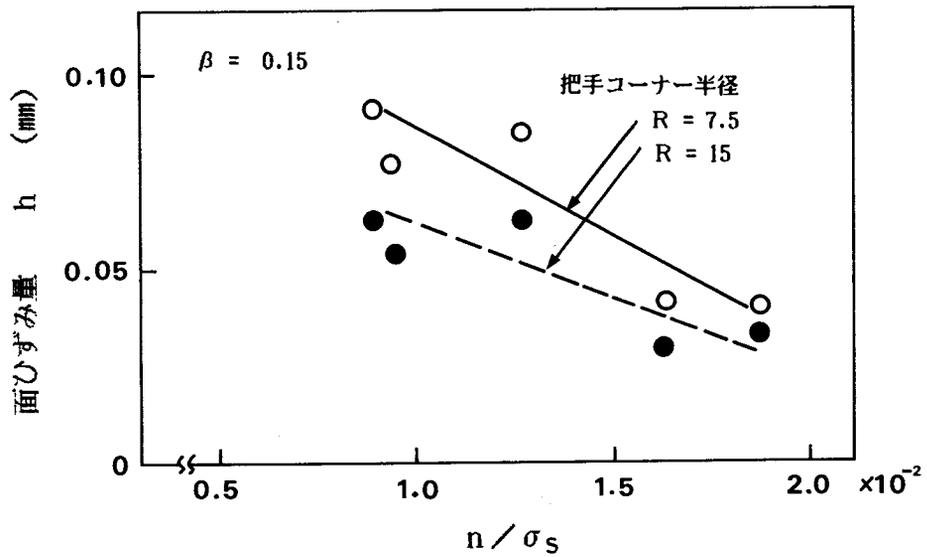


図 4.3.18 面ひずみ量と材料の n / σ_s の関係

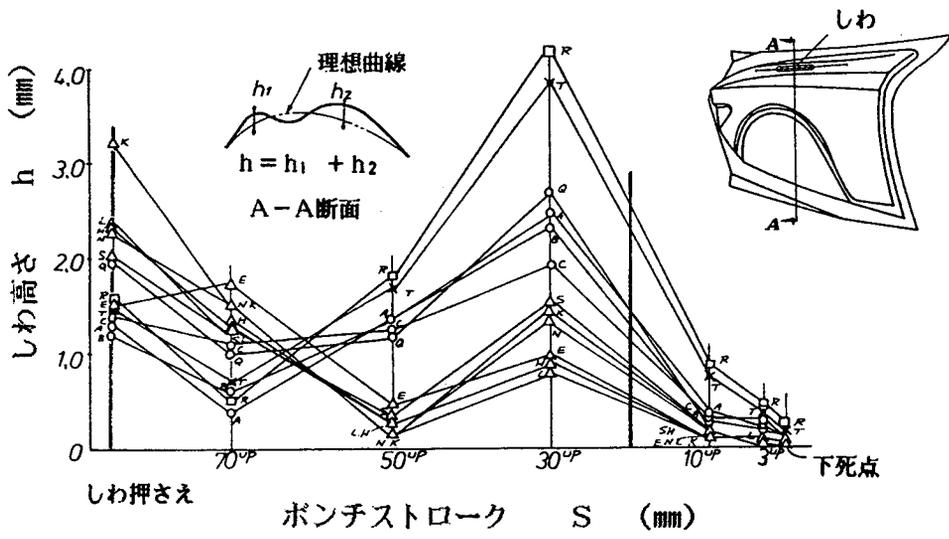


図 4.3.19 フロントフェンダーのボンチストロークに伴うしわ高さの変化

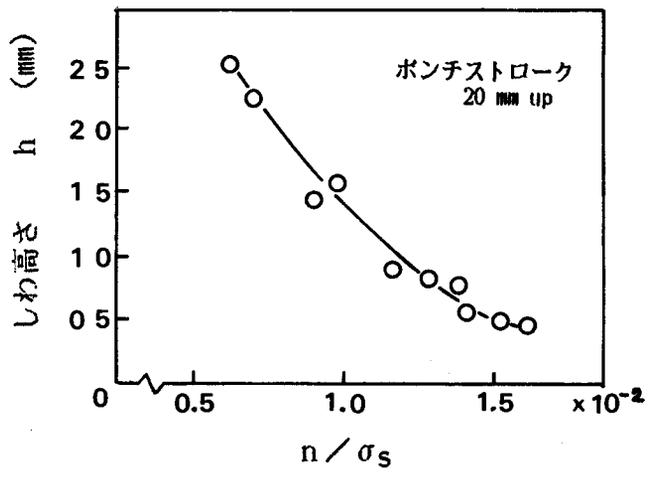


図 4.3.20 フロントフェンダーのしわ高さと n/σ_s の関係

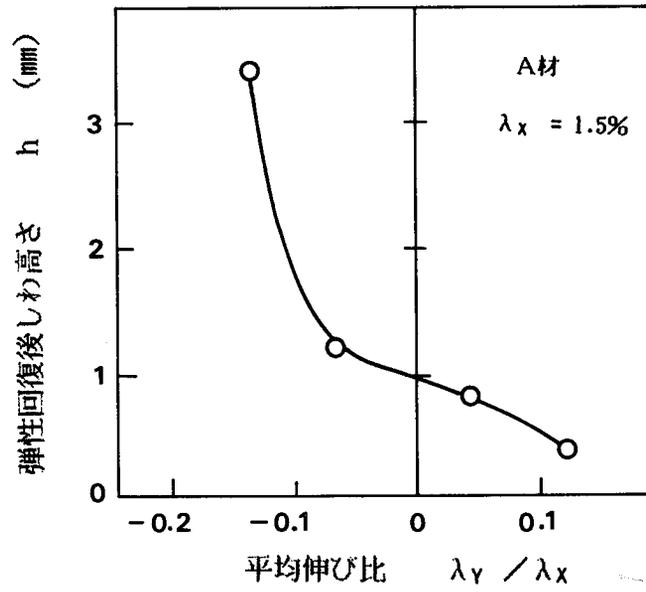


図 4.3.21 弾性回復後しわ高さと平均伸び比の関係
(四角板対角二軸引張り試験)

四角板対角二軸引張りのしわ高さ ($\lambda_x = 1.5\%$)

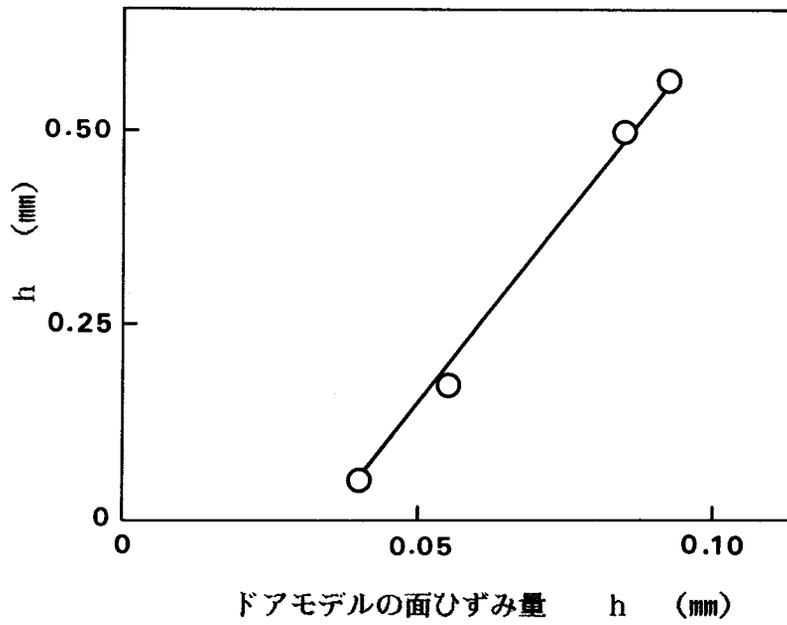


図 4.3.22 ドアモデルと四角板対角二軸引張りの関係

表4.3.1 実験Ⅱで用いた供試材の引張り特性値

| 特性値 材料 | 降伏応力 σ_s (kgf/mm ²) | 引張り応力 σ_B (kgf/mm ²) | 伸 び δ (%) | n 値 | r 値 |
|-----------|---|--|---------------------|-------|------|
| A | 17.3 | 32.6 | 44.9 | 0.228 | 1.97 |
| B | 18.9 | 34.5 | 43.5 | 0.229 | 1.71 |
| C | 12.5 | 29.7 | 50.6 | 0.235 | 2.19 |
| D | 25.1 | 38.3 | 39.1 | 0.215 | 1.81 |

表4.3.2 ドアモデルのしわ押さえ条件
(1) X方向荷重調整

| 条件 | ブランク寸法 L (mm) | テフロン の有無 | ビード 効 果 | 伸び率 (%) | | 伸び率比 $\beta = \phi_x / \phi_y$ |
|----|------------------|-------------|------------|----------|----------|-----------------------------------|
| | | | | ϕ_x | ϕ_y | |
| a | 750 | 無 | 有 | 0.51 | 3.3 | 0.15 |
| b | 720 | 無 | 半分有 | 0.16 | 3.3 | 0.05 |
| c | 720 | 有 | 半分有 | -0.20 | 3.3 | -0.06 |
| d | 700 | 無 | 無 | -0.45 | 3.3 | -0.14 |

L : X方向のブランク長さ, Y方向ブランク長さW = 560mm一定

(2) Y方向荷重調整

| 条件 | ブランク寸法 W (mm) | テフロン の有無 | ビード 効 果 | 伸び率 (%) | | 伸び率比 $\beta = \phi_x / \phi_y$ |
|----|------------------|-------------|------------|----------|----------|-----------------------------------|
| | | | | ϕ_x | ϕ_y | |
| a | 560 | 無 | 有 | 0.51 | 3.30 | 0.15 |
| e | 530 | 無 | 半分有 | 0.51 | 2.24 | 0.23 |
| f | 530 | 有 | 半分有 | 0.51 | 1.52 | 0.33 |
| g | 510 | 無 | 無 | 0.51 | 0.60 | 0.85 |

L = 750mm一定

表4.3.3 ドアモデルで用いた供試材の引張り特性値

| 特性値 材料 | 降伏応力 σ_s (kgf/mm ²) | 引張り応力 σ_B (kgf/mm ²) | 伸 び δ (%) | n 値 | r 値 |
|-----------|---|--|---------------------|-------|------|
| A | 23.4 | 36.9 | 37.7 | 0.206 | 1.84 |
| B | 23.3 | 36.7 | 42.5 | 0.220 | 1.51 |
| C | 18.2 | 33.5 | 44.6 | 0.231 | 1.69 |
| D | 15.3 | 29.8 | 47.5 | 0.249 | 1.84 |
| E | 12.5 | 29.7 | 50.6 | 0.235 | 2.19 |

総 括

本研究は、材料を部品の形に成形加工する際、従来の加工技術に新しい加工のエネルギーを付加すること、負荷する力を制御すること、および新しい加工エネルギーを用いることによって、より高度な製品を作り出す、新しい成形加工技術を開発することを目的に実施した。

本論文では、新しい加工のためのエネルギーとして振動または波動のエネルギーを取り上げ、この振動または波動のエネルギーを利用して材料を成形加工することを中心に、第1部から第4部で論文を構成した。

第1部では、低周波振動エネルギーを利用する加工法として、長手方向に同一断面形状を持ったサツシ、チャンネル等の型材の曲げ加工法を取り上げ、従来の曲げ加工法の押さえ型に低周波振動を付加して、振動衝撃的な加圧力を曲げ加工部に与えた時の効果を、各種断面形状の型材について実験的に明らかにし、振動する押さえ型の最適加振条件をモデル実験と振動系の解析から明らかにした。さらに、このような方法で加工された製品の特別な板厚分布に着目し、これと同様な板厚分布を静的な圧延で積極的に素材に与えておくと、従来の曲げ加工方法でも、振動衝撃的な加圧力を付加した場合と同じ効果が生じて、期待どおりの曲げ加工ができることを実験的に明らかにし、新しい曲げ加工法を提案した。

第2部では、超音波振動エネルギーを金属のせん断加工におけるせん断刃に付加した時の切り口面に与える効果と問題点を、アルミニウム板を対象とした研究から実験的に明らかにするとともに、切り口面近傍を細束X線によって観察し、超音波振動付加が切り口面に与える効果をその機構とともに考察した。さらに、せん断加工における切り口面性状を向上させる一方法として、せん断刃を高速にした高速せん断加工を実施し、金属材料の相違にもとづく、高速化の効果の差を実験的に明らかにするとともに、切り口面近傍の状態をX線、電子顕微鏡を用いて調べることによって、せん断加工における高速化の効果の生じる機構を考察した。また、薄板について、切り口面がせん断方向に対して傾斜した平坦面を得ることを目的に、従来のせん断加工に圧印を併用した新しいせん断法を提示し、エアージェット式織機のウエフトガイドを対象に、平坦な切り口面を得るための適正せん断条件を実験的に明らかにした。さらに、本法によって成形されたウエフトガイドの性能を、ウエフトガイドからの空気漏れの観察、風速分布の測定から考察した。

第3部は、電磁的波動エネルギーであるマイクロ波を利用して、セラミックス焼結体を加熱・接合する新しい技術に関するものである。まず、セラミックスをマイクロ波で加熱する時に重要な役割を果たす誘電特性の新たな測定法を提示して、各種セラミックスの常温での誘電特性を明らかにし、それをもとにマイクロ波でアルミナ焼結体を加熱しながら、誘電特性の温度依存性を高温域まで明らかにした。さらに、温度制御性のよいマイクロ波加熱システムを確立し、このシ

システムを用いて、アルミナ焼結体同士の突合わせ接合が、ソルダー等の中間層なしに可能なことを曲げ強度、接合面の組織等から明らかにし、本法が工業的に有用な方法であることを示した。

第4部は、従来の加工技術の方がむしろ合理的で、振動のエネルギーを用いたり付加することがかえって不利になる薄板のプレス成形においては、負荷荷重を制御することによって高品質の製品が得られることを、板面に発生するしわを対象にして行った基礎的研究に関するものである。まず、不均一引張りによって発生する面不良の一つであるしわを実験室的にシミュレートする四角板対角二軸引張り試験法を提案し、この試験法を用いてしわの発生・成長・消去・弾性回復の一連の挙動を二軸負荷条件、材料特性値との関連で明らかにし、弾塑性有限要素法を用いて、板面の応力を解析し、しわの発生・消去の要因を考察した。さらに、不均一引張りによるしわの究極の面不良としての面ひずみについて、自動車用ドアパネルを対象にモデル実験を行い、四角板対角二軸引張り試験結果との対応をとることによって、本試験法の有用性を示した。

以上の本研究の結果を各加工法ごとにまとめると次の通りである。

1 局部圧下を付加した型材の曲げ加工

(1) 金属板で成形された型材を回転曲げ成形によって曲げ加工する際に、型材の外周部板厚方向に偏心輪回転式加振機にとりつけた振動する型によって、衝撃的加圧力を局部的に付加すると、曲げ内縁部のしわ発生防止、外周部の破断防止、断面形状の変形防止の諸効果が、各種断面形状の型材について確認された。

(2) 本加工法で良好な曲げ加工ができた製品の曲げ部横断面の板厚ひずみは、板幅方向のひずみを0として、所定の曲げ半径から幾何学的に計算した板厚ひずみの値、分布形状とほぼ一致した。このことから本加工法は、曲げ加工中に型材の外周部伸び側へ板厚方向の振動衝撃的加圧を連続して加え、その加圧力で板厚を減少させることによって、その部分の型材長手方向の材料伸びを容易にし、結果的に縮み側の範囲を少なくするために、しわの発生および断面形状の変形を防止し、かつ、従来の加工技術では困難な小さい曲げ半径を得ることができたものと解釈される。

(3) 板厚減少量および伸びに与える振動系の諸元と加振条件の影響を、平板素材のたたき伸ばし実験によって調べた結果、板厚減少量は押さえばね力より大きい加振力のみで生じ、加振力が大きくなるほど板厚減少量も大きくなり、適正な加振条件ではアルミニウム-H12材で100%を越える伸びを得ることができた。また、板厚減少量を最大にする押さえばね力が存在し、この値より大きな押さえばね力では、押さえばね力が大きくなると板厚減少量は減少することがわ

かった。

(4) 板厚減少量、および伸びを大きくするためには、たたき型の衝突速度を大きくする加振条件を選択すればよいことが明らかにされた。また、衝突速度を求めるための簡単な計算法と計算図表を提示した。この計算値と実測値の間には最大約30%の差があったが、両者の加振条件による変化の様子は定性的にほぼ一致することが示された。

(5) 上記の曲げ加工の結果を基礎にして、所望の曲げ半径を得るために必要な板厚方向ひずみ分布を素材が持つように、凹ロールと凸ロールの間隙を設定し、その間に強制的に形材を送り込んで板厚方向に圧下させることによって曲げ加工する、圧延曲げ加工法を開発した。この曲げ加工法は、凹ロールと凸ロールの間隙を調整して圧下量を変えることにより、曲げ半径を広い範囲にわたって容易に変化させることができる。さらにこの加工方法では圧縮力で変形させるので、材料の破断伸びを大幅に向上させる特徴を持っている。このことをいくつかの形材で確認した。

2 超音波振動・高速刃等を利用したせん断加工

(1) 延性の高いアルミニウム板のせん断加工時に、せん断刃に超音波振動を付加すると、面だれの大幅な改善が認められた。超音波振動付加による面だれの減少は、ボンチ刃とダイス刃のクリアランスが大きく、せん断速度が遅いほど、また超音波入力が大きいくほど顕著であり、せん断方向のクラック発生時期も早まる。

(2) 超音波振動付加による面だれ減少の効果は、断続する瞬間的衝撃力の繰り返しによって発生する塑性疲労によってせん断が行われるためであることが、クラック先端の細束X線解析結果から推測された。この疲労はクリアランスが大きく、せん断速度が小さい時には、試料の長手方向にも広がり、好ましくないクラックを発生させるので加工時に注意が必要である。

(3) せん断速度を2m/sec程度に速めた高速で、軟鋼板、ばね鋼板をせん断すると、軟鋼板の面だれは低速でせん断した場合にくらべて約60%に減少し、ばね鋼板の切り口面の平坦度は低速の1/7に向上し、さらに面あらさも著しく向上した。しかしアルミニウム板では上記の効果は認められなかった。

(4) 上記効果は、高速にすることによって延性的な破壊から脆性的な破壊に移行するために生ずることが、切り口面近傍のX線による有効ひずみの測定、透過電子顕微鏡による転位の配列状態から推察された。アルミニウム板では、延性—脆性遷移現象を持たないことから上記の効果が認められなかったと考えられる。

(5) 外ダイス刃と内ダイス刃の間隙に外周が 15° の傾斜を持つポンチ刃で、金属薄板の一部を押し込みながらせん断するコイニング式せん断加工法によって、 15° の傾斜を持った平坦な切り口面が成形できた。このせん断加工法の最適条件は、ポンチ刃と内ダイス刃のクリアランスを小さくし、内ダイス刃上面を外ダイス刃上面より下げ、さらにポンチ刃斜面と外ダイス刃先が干渉しない程度にポンチ刃ストロークを大きくすることである。

(6) 本法で加工・製作したエアージェット式織機のウエフトガイドからの空気もれ観察、風速分布測定の結果、慣用せん断にてせん断後研削加工によって 15° の傾斜を付けた製品にくらべて性能は若干劣るが、慣用せん断のみで製作したものより格段に向上し、実用化の見通しが得られた。

3 マイクロ波を利用した加熱接合とそのセラミックスへの利用

(1) 共振器の結合度を調整するアイリスと共振周波数を調整するプランジャーを備えた直方体空洞共振器を用いることによって、6GHzのマイクロ波帯での各種セラミックスの比誘電率と誘電損率を常温で正確に測定し、共振状態でのプランジャー移動量と比誘電率、アイリス幅と誘電損率には一義的な関係にあることを見出した。

(2) 直方体空洞共振器内でアルミナ焼結体を直接加熱しながら、共振状態でのアイリス幅とプランジャー移動量を測定することにより、容易に 1800°C まで比誘電率と誘電損率を求めることが可能となった。その結果、 1800°C におけるアルミナ焼結体(純度92%)の比誘電率は常温の2倍以上に、誘電損率は100倍以上にも増大することがわかった。

(3) 直方体空洞共振器のアイリス、プランジャー、およびマイクロ波出力を制御して、 2000°C 近傍まで $\pm 10^{\circ}\text{C}$ 以内の精度でセラミックスを加熱可能なマイクロ波加熱制御システムを開発し、このシステムを用いて純度92%のアルミナ焼結体丸棒同士を直接接合した結果、加熱温度 1750°C 以上、加熱保持時間3分以上、加圧力 0.6MPa で母材強度と同等の接合強度が得られ、接合部の境界は明瞭に判別できなかった。また、異径丸棒の突合わせ接合、丸棒と板、およびパイプと板の接合も溶剤などの中間層を用いずに可能であった。

(4) アルミナ焼結体のマイクロ波加熱・接合機構は、粒界相が優先的に内部加熱され、アルミナ粒子を熔融せずに粒界相成分を熔融して接合することが、接合断面の組織観察、EPMAによる組成分析から推測された。

4 荷重制御によりしわを抑制する薄板のプレス成形

(1) しわの発生・成長過程でのしわの挙動は、主引張り方向（X方向）に直角な方向（Y方向）の引張り応力 p_y と材料の降伏応力 σ_s の影響を強く受け、 p_y / σ_s が大きいほどしわの発生・成長は遅れる。すなわち、X方向の引張り力によるしわの制御をY方向の引張り力で行う場合には、このY方向引張り力の大きさは、材料の降伏応力に比例させる必要がある。これはしわの発生・成長が、板面中心の圧縮応力の大きさ、圧縮領域の範囲、および座屈の進展範囲に支配され、これらの値が p_y / σ_s に強く影響されるためであることが弾塑性有限要素法による板面の応力解析からわかった。

(2) しわの消去性は、しわ発生時のしわの大きさ、発生条件に支配され、変形量一定で発生させたしわでは、しわ高さが小さいほど、材料の n 値（加工硬化の程度を示す係数）と降伏応力 σ_s の比 n / σ_s が大きいほど、消去性がよく、しわ高さ一定で発生させたしわは、発生時のY方向引張り力が小さいほど、 σ_s が大きい材料ほど、消去性がよい。また、変形量が比較的小さい範囲でのしわの消去性は、X、Y両方向の引張り力を等二軸引張りに近づけるような引張り方が最もよいが、変形量が大きくなると、Y方向の引張り応力が材料の降伏応力の75%になるように引張ることによって、しわを消去しやすくなる。これらの結果はしわ発生時の曲げ形状を打ち消すような曲げモーメントと関係し、曲げモーメントが大きいほどその消去性がよいことが弾塑性有限要素法による曲げ応力の解析から推測された。

(3) しわの発生・成長および消去の各過程で荷重を除荷した時の弾性回復量は、X方向とY方向の二軸荷重比が大きいほど、すなわち、等二軸引張りに近づくほど、変形量が大きいほど、小さくなる。また、材料の n 値と降伏応力 σ_s の比 n / σ_s が大きいほど弾性回復量は小さくなる。

(4) 以上の四角板対角二軸引張り試験によるしわの発生から弾性回復までの挙動は、ドアモデルパネルにあらわれる面ひずみの挙動と非常によく対応した。このことから四角板対角二軸引張り試験は不均一引張りによって発生する面ひずみ、ボディしわ等の面形状不良を精度よくシミュレートする試験法であることが裏づけられた。

最後に、本研究の工業的利用について記述する。

局部圧下を付加した型材の曲げ加工では、型材の板厚がある程度薄くなる。この点は用途によって欠点であるが、通常の方法では曲げ加工が困難な形状（曲げ半径）、材質の型材を曲げ加工する必要がある場合には本法が利用でき、その価値は高い。写真1に本法が採用されて量産が行

われたトラック荷台のサイドパネル用トップレールを示す。このトップレールは、第1部第1章で示したP形型材とほぼ同じ断面形状、曲げ形状をしており、曲げ外周部の材料が約80%の伸びを有しない限り曲げ加工困難な部品であり、通常の方法の許容伸びをはるかに越えている。しかしながら本論文に述べた方法の採用によって特別な設計変更なしに成形可能となり、その製品は量産中の部品として採用された。また、プレス曲げによって量産されていた乗用車用三角窓用サッシ、低融点合金のつめものをしなければ通常の方法でできなかったフロントランプまわりのサッシへの採用の検討が試みられた。これらのサッシ類は、加工時に型の損傷が著しいとか、加工能率が悪いなどから従来法ではコスト高になっているが、本法の採用は生産コストを引き下げる役割も果たす。

アルミニウム材の切断時に超音波振動エネルギーを付加して面だれを減少させる手法は、主として鍛造材のブランク取りに適用が試みられた。鍛造用のブランクは垂直に、しかも面だれを少なくしなければ鍛造工程でのトラブルを生じやすい。アルミニウムは延性が高いことから、従来のせん断加工では面だれが大きすぎ、この面だれを除去するための研削では、砥石に目づまりを起こしやすい欠点があり、現状ではほとんどがノコ引きで切断している。本法は、せん断速度を速めると面だれ減少の効果が薄れる欠点はあるが、ノコ引きより生産性ははるかによく、コストを引き下げる役割を果たし有望視されている。

ばね鋼板等の硬度の高い材料を高速でせん断する技術は、農耕用トラクターの爪、エアコンディショナーのロータリーポンプのベーンへの採用が試みられた。第2部第2章で示したように、低速でせん断するとうねりの大きい切り口面となり、部品として用いる場合は研削工程が必ず必要である。高速にすれば平坦な切り口面が得られるため、トラクターの爪の場合は、せん断したままで使用可能であり、またロータリーポンプのベーンでは、研削代を大幅に縮小することができ、生産コストの低下につながる。これからの技術の革新とともにさらに高速のプレスが開発されていくものと思われ、本研究の結果が生かされていくものと思われる。

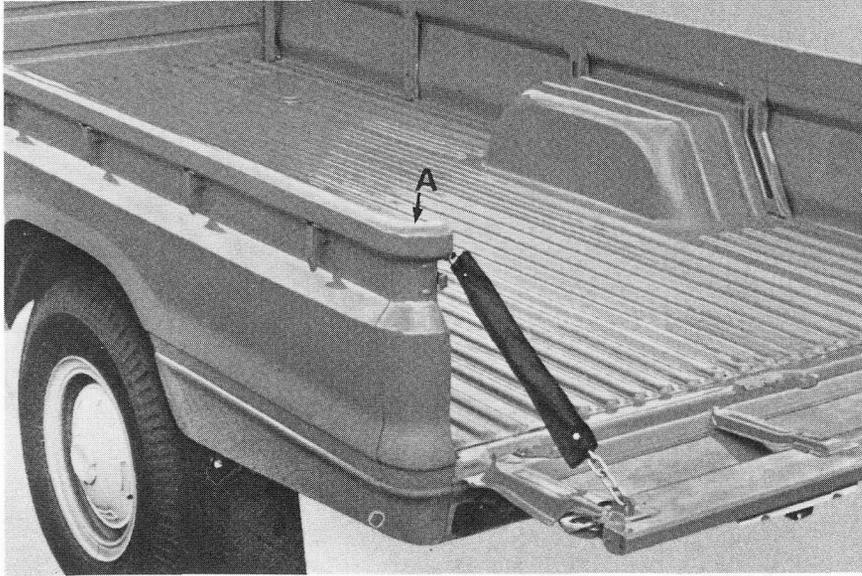
切り口面を斜めにせん断するコイニング式せん断加工は、エアージェット式織機のウエフトガイドのせん断のために開発された技術である。織機に組み込まれたウエフトガイドを写真2に示す。従来は慣用せん断後、研削によってガイド周辺全面に傾斜付けを行っており、非能率的でコスト高にもなった。本法によれば一回のせん断で切断と同時に傾斜付けが可能で、能率の向上とコスト低減が可能となった。本技術はウエフトガイドのように切り口面に傾斜を持った板材部品のニーズに対して大きな効果を発揮できると思われる。

マイクロ波エネルギーを用いてセラミックスを接合する技術は、その端を発したところであり、

今後の研究の進展によって、複雑な形状部品を単純な形の接合によって形成する一体化技術、一つの部品の中で一部分だけ特別な機能を持たせたいところに、そのような性質の材料を局部的に接合する複合化技術として発展し、セラミックスの用途の広がり、コスト低減へ貢献すると考えられる。

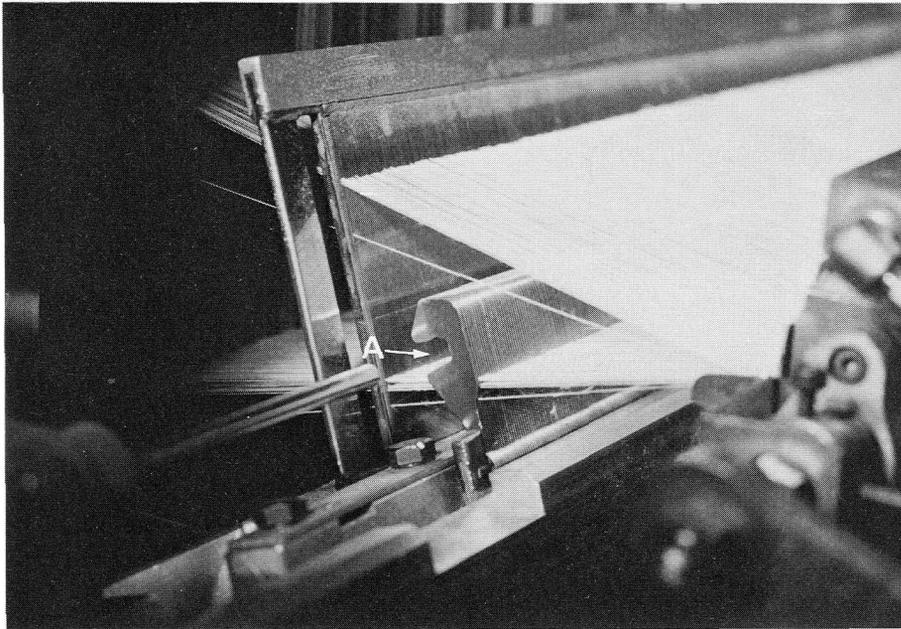
複雑な挙動を示す薄板のプレス成形では、個々の不良現象を単純な形で理解していくことが最も重要であり、しかもそれは実プレス品の挙動を反映していかなければならない。本研究で提示したしわのシミュレートテストとしての四角板対角二軸引張り試験で得られた結果は、実物成形の面形状不良の一つである面ひずみの結果にもあてはまることが確かめられ、本試験法の有用性が確認できた。本研究で得られた結果は、実部品の型設計から型製作の工程に重要な情報となり、より高品質なプレス成形品を作り出す資料になるとともに、型製作期間の短縮化によるコスト低減にも役立つものと思われる。

本研究で示した材料の特殊成形加工技術は、材料の加工全般からみればほんの一部にしかすぎない。しかし、近年の多様化する材料、高度化する製品に対して、今後ますます従来の技術に新しいエネルギーを付加した複合化技術、全く新しい加工技術が開発されていくことであろうが、これらの流れの中の一つとして本研究が位置づけられると思われる。



A：曲げ部

写真1. 振動衝撃曲げ加工法で曲げ加工された
トラック荷台サイドパネルのトップレール



A：ガイド部

写真2. エアージェット式織機のウエフトガイド
(コイニング式せん断加工法)

謝 辞

本研究は株式会社豊田中央研究所で行われたものであり、その間、終始ご高配をいただいた同研究所代表取締役所長 小松 登博士に、心から感謝申し上げます。

本論文の執筆にあたり懇篤なご指導をいただいた、大阪大学教授 藤田英一博士をはじめ、同大学教授 中村 伝博士、福岡秀和博士、西田良男博士ならびに、同大学助教授 大嶋隆一郎博士に、心からお礼申し上げます。

また、本研究を進めるにあたり、終始懇切なご指導と激励をいただいた、株式会社豊田中央研究所前所長^故粟野泰吉博士をはじめ 同研究所取締役 新井 透博士、上垣外修己博士、同研究所主査 木村 尚博士（現囑託）、中村元志博士、同研究所主任研究員 団野 敦博士に厚く感謝申し上げます。

さらに、実験に協力し、得られた結果について熱心に討論していただいた、株式会社豊田中央研究所 浅井鉦和主任研究員、山中暎夫主任研究員、高橋秀郎主任研究員、松田明教博士、竹内昭博技師、福島英冲副研究員、岩田徳利技師補ならびに、現アイシン軽金属株式会社 磯貝光之取締役の皆様には謝意を表します。

< 参 考 文 献 >

- 1) R.J.Kervick : A.S.T.M. , (1966).
- 2) 田所 : 塑性と加工 , 11-117(1970) , 764.
- 3) 落合, 篠原, 福山 : 塑性と加工 , 10-103(1969) , 591.
- 4) M.Meyer : C.I.R.P.Conference , 11(1962) , 111.
- 5) 前田, 中川 : 塑性と加工 , 9-92(1968) , 618.
- 6) A.Guidi : Sheet Metal Indust. , 46-1(1969) , 41. , 46-2(1969) , 131.
- 7) 中川, 鈴木, 木下 : 塑性と加工 , 12-129(1971) , 742.
- 8) J.Haack. : Werkstattstech. , 62-10(1972) , 607.
- 9) A.Guidi : Bleck Rohre Profile , 19-8(1972) , 328.
- 10) L.R.Garner : Sheet Metal Indust. , 52-7(1975) , 395.
- 11) King , G.R. : Sheet Metal Indust. , 54-5(1977) , 453.
- 12) 中川, 前田 : 日本機械学会誌 , 73-614(1970) , 339.
- 13) 中川, 大島, 浅見 : 塑性と加工 , 12-131(1971) , 886.
- 14) 中川 : 36回塑性加工シンポジウム資料 , (1971) , 1.
- 15) 近藤, 木村 : 昭43機械東海支部講論 , (1968) , 65.
- 16) 近藤, 木村 : 19回塑加連講論 , (1968) , 405.
- 17) 近藤, 前田 : 20回塑加連講論 , (1969) , 101.
- 18) 近藤, 前田 : 21回塑加連講論 , (1970) , 263.
- 19) 近藤, 渡辺, 高田, 吉田 : 塑性と加工 , 12-129(1971) , 733.
- 20) K.Kondo & K.Maeda : Preprint of 12th MTDR Conference , (1971) , Paper103.
- 21) 近藤, 石切山 : 24回塑加連講論 , (1973) , 313.
- 22) 近藤, 岩間, 大石 : 昭51春塑加講論 , (1976) , 309.
- 23) 中村, 容見 : 塑性と加工 , 4-29(1963) , 387.
- 24) O.W.Stoekli & E.Sharpe : The Tool and Manufacturing Engineer 60-4(1968) , 38.
- 25) 中川, 吉田 : 塑性と加工 , 10-104 (1969) , 665
- 26) 中川, 川瀬 : 昭45春塑加講論 , (1970) , 189.
- 27) Beisel,W : Werkstatt und Beteieb , 10-10(1977) , 721
- 28) 隈部 : 機械学会論文集 , 27-181(1961) , 1418.

- 29) 山内, 小牧 : 塑性と加工 , 11-111(1970) , 267.
- 30) C.Zener and J.H.Hollomon : J.App.Physics , 15(1944) , 215.
- 31) R.Daves and S.M.Dhawan : Proc.7th MTDR conf. , (1966) , 67.
- 32) J.C.Mikkers : Paper for the Meeting of the CIRP in Nottingham , (1968) , 1.
- 33) 斎藤, 柳原 : 22回塑加連講論 , (1971) , 379.
- 34) 斎藤, 柳原 : 23回塑加連講論 , (1972) , 507.
- 35) 柳原, 斎藤 : 24回塑加連講論 , (1973) , 337.
- 36) 柳原, 斎藤 : 25回塑加連講論 , (1974) , 389.
- 37) 柳原, 斎藤 : 26回塑加連講論 , (1975) , 157.
- 38) E.E.Michaelides : Sheet Metal Indust. , 51-10(1974) , 652.
- 39) P.O.Strandell & P.Huml : Proc. of 4th International Cold Forging Congress ,
(1975) , 403.
- 40) M.K.Das and S.A.Tobias : Proc. of 5th International Cold Forging Congress ,
(1975) , 403.
- 41) 田中, 斎藤, 柳原 : 26回塑加連講論 , (1975) , 166.
- 42) 島田, 佐藤 : 金属学会会報 , 24-2(1985) , 95.
- 43) 今中, 鳴瀧 : ファインセラミックス利用技術集成 , サイエンスフォーラム ,
(1983).
- 44) 杉本 : 日本金属学会会報 , 22-1(1983) , 3.
- 45) 速水 : 工業材料 , 31-12(1983) , 50.
- 46) 菅沼, 岡本, 島田 : 金属 , 54-2(1984) , 29.
- 47) 速水 : セラミックス接着・接合技術 , CMC , (1985).
- 48) 大和田, 小林 : 窯業協会誌 , 92-12(1984) , 693.
- 49) 笹目, 宮本, 島田, 小泉 : 23回窯業基礎討論会講演要旨 , (1985) , 80.
- 50) 井関, 荒川, 松崎, 鈴木 : 窯業協会誌 , 91-8(1983) , 349.
- 51) 山崎, 北川, 高津, 末広 : 窯業協会誌 , 94-1(1985) , 102.
- 52) 丸尾, 宮本, 井上, 荒田 : 溶接学会誌 , 51-2(1982) , 182.
- 53) 丸尾, 宮本, 井上, 荒田 : 溶接学会誌 , 51-8(1982) , 672.
- 54) 丸尾, 宮本, 西川, 小寺, 荒田 : 溶接学会講演概要 , 37(1985) , 274.
- 55) S.P.Keeler : Sheet Metal Indust. , 42(1965) , 683.

- 56) 飯田, 佐藤, 山崎 : 塑性と加工 , 11-109(1970) , 91.
- 57) 吉田 : 理研報告 , 44-4(1968) , 169.
- 58) 宮川 : 日本機械学会誌 , 67-542(1964) , 466.
- 59) 鳴瀬, 伊藤, 竹山 : 塑性と加工 , 23-256(1982) , 444.
- 60) 吉田 : 塑性と加工 , 21-229(1980) , 86.
- 61) 抽島, 野村, 小久保, 石垣 : 塑性と加工 , 21-229(1980) , 168.
- 62) 武智 : 塑性と加工 , 21-229(1980) , 109.
- 63) 塩川, 古林 : 塑性と加工 , 21-229(1980) , 105.
- 64) H.Ishigaki , U.Umehara & I.Okamoto : Sheet Metal Indust. , 57-2(1980) , 160.
- 65) 吉田, 阿部, 林, 平田 : 理研報告 , 56-1(1980) , 8.
- 66) 佐藤, 林, 古林, 小嶋 : 昭53春塑加講論 , (1978) , 53.
- 67) 林, 高木 : 塑性と加工 , 22-247(1981) , 831.
- 68) 梅原, 本多, 鈴木 : 昭56春塑加講論 , (1981) , 517.
- 69) 坂本, 山崎, 雨池, 比良 : 昭57春塑加講論 , (1982) , 253.
- 70) 比良, 佐々木, 関山 : 昭57春塑加講論 , (1982) , 269.
- 71) 山崎, 小園, 浅井, 荒川 : 昭57春塑加講論 , (1982) , 265.
- 72) 氏原, 滝沢, 江袋, 小嶋 : 昭57春塑加講論 , (1982) , 257.
- 73) 滝沢, 氏原, 小嶋, 江袋 : 昭57春塑加講論 , (1982) , 261.
- 74) 古林, 田村 : 塑性と加工 , 24-275(1983) , 1290.
- 75) 由田, 下村 : 塑性と加工 , 24-275(1983) , 1260.
- 76) 大上, 白田, 及川, 吉川, 林, 吉田 : 昭59春塑加講論 , (1984) , 227.
- 77) 佐藤, 高橋, 雨池, 武智, 白田 : 昭59春塑加講論 , (1984) , 231.
- 78) 白田, 藤井, 大上, 林 : 35回塑加連講論 , (1984) , 89.
- 79) 吉田 : 塑性と加工 , 24-272(1983) , 901.
- 80) 林, 平田, 比良, 吉田 : 塑性と加工 , 24-275(1983) , 1298.
- 81) 林, 柴崎, 比良, 吉田 : 塑性と加工 , 25-280(1984) , 425.
- 82) 粟野, 伊藤, 団野, 松居, 磯貝, 山本 : 塑性と加工 , 12-121(1971) , 101.
- 83) 粟野, 伊藤, 団野, 松居, 磯貝, 山本 : 塑性と加工 , 12-123(1971) , 273.
- 84) 高橋, 団野, 松居, 粟野 : 第21回塑加連講論 , (1970) , 247.
- 85) 山本 : 塑性と加工 , 11-111(1970) , 239.

- 86) C.E.Winsper , G.R.Dawson & D.H.Sonsome : Metals and Materials , 4-4(1970-4),
158.
- 87) 森,井上 : 塑性と加工 , 11-111(1970) , 247.
- 88) 山川,沖本 : プレス技術 , 9-1(1971) , 27.
- 89) 松居,団野,浅井,竹内 : 塑性と加工 , 19-214(1978) , 934.
- 90) B.Blaha & B.Langenecker , Naturwissenschaften , 42(1955) , 556.
- 91) 田村,寺崎,工藤 : 塑性と加工 , 12-131(1971) , 893.
- 92) X線応力測定技術および細束X線測定技術に関する講習会テキスト,日本材料学会,
(昭48) .
- 93) 松居,団野,松田,木村 : 第27回塑加連講論 , (1976) , 203.
- 94) 中川 : 東大生研報告 , 27-7(1975) , 51.
- 95) 坪内,工藤 : 塑性と加工 , 9-88(1968) , 332.
- 96) A.S.Tetelman , A.J.Mcevily , Jr. : 構造材料の強度と破壊1 , 培風館 ,
(1972) , 302.
- 97) 鈴木,荒川,三矢 : 豊田織機技報 , 6-10(1982) , 21.
- 98) D.L.Jonson and M.E.Brodwin : U.S.Army Research Office , Grant No.DAAG29-80-
k-0031(1984).
- 99) 谷口,長田 : 精密機械 , 37-1(1971) , 62.
- 100) Von Hippel , A.R. : Dielectric Materials and Applications , MIT Press(1954).
- 101) 小林,田中 : 電気通信学会論文誌 , J59-B-4(1976) , 223.
- 102) 田代,岡田 : 電気通信学会論文誌 , J68-B-4(1985) , 492.
- 103) A.J.Berteaud and J.C.Badot : Jurnal of Microwave Power , 11-4(1976) , 315.
- 104) 福島,山中,松居 : 昭61春精密工学会講論 , (1986) , 223.
- 105) 小笠原,鈴木,布施 : ミリ波工学,ラティス刊(1976) , 153.
- 106) 京セラ社カタログ : CAT/6T8407FTK/2180(1984).
- 107) 朝日理化硝子社カタログ : LAB0500(1983) , 195.
- 108) 作花 : ガラスハンドブック,朝倉書店(1981) , 724.
- 109) 兵藤 : 物理実験者のための13章,東京出版会(1976) , 105.
- 110) A.C.Metaxas , R.J.Meredith : Industrial Microwave Heating , Peter Peregrinus
Ltd(1983) , 171.

- 111) 松居, 福島, 山中, 東 : 昭61秋精密工学会講論 , (1986) , 321.
- 112) 福島, 東, 松居 : 25回窯業基礎討論会講演要旨(1987).
- 113) H.Ishigaki , N.Nakagawa and K.Arima : Proc.12th IDDRG Congress , (1982) ,
265.
- 114) 松居, 岩田 : 塑性と加工 , 24-275(1983) , 1270.
- 115) M.Matsui , N.Iwata : Proc.13th IDDRG Congress , (1984) , 521.
- 116) M.Matsui , N.Iwata & N.Mori : Jour. of Mech. Working Tech., 14-1(1987) ,
in Press.
- 117) 石垣 : 塑性と加工 , 24-275(1983) , 1199.
- 118) 松居, 岩田 : 第34回塑加連講論 , (1983) , 17.
- 119) 松居, 岩田 : 昭60塑加春季講論 , (1985) , 149.
- 120) 薄鋼板成形技術研究会 : プレス成形の図解集 (面歪の挙動について) , 昭54-11.

