

円形打抜き加工における製品寸法変化と
楕円化に関する研究

松 永 尚

2011年2月

目次

第 1 章	序論	1
1.1	研究背景	1
1.2	せん断加工における加工現象	5
1.2.1	せん断加工切口面	6
1.2.2	圧縮変形過程	6
1.2.3	せん断変形過程	7
1.2.4	亀裂成長過程	9
1.2.5	破断分離過程	10
1.3	せん断加工の従来の研究	12
1.3.1	精密せん断法	12
1.3.2	せん断現象の数値解析	14
1.4	電磁鋼板について	17
1.4.1	磁心材料とは	17
1.4.2	磁心材料としての電磁鋼板	20
1.4.3	打抜き材料としての電磁鋼板	23

1.5	本研究の目的および本論文の構成	24
第 2 章	丸穴打抜き実験	27
2.1	はじめに	27
2.2	材料異方性	28
2.2.1	機械的異方性	28
2.2.2	被加工材の機械的性質	29
2.3	拘束異方性	32
2.3.1	実機における金型内拘束条件	32
2.3.2	本実験における拘束異方性検証方針	33
2.4	実験方法	34
2.5	材料異方性の結果と考察	38
2.5.1	逆押え無し実験結果	38
2.5.2	楕円化傾向分析	42
2.6	拘束異方性の結果と考察	44
2.6.1	逆押え有り実験結果	44
2.6.2	寸法変化と楕円化の傾向	46
2.7	材料異方性と拘束異方性の組合せ	51
2.8	まとめ	53
第 3 章	寸法変化予測モデル	55
3.1	はじめに	55

3.2	寸法変化モデル	56
3.3	解析方法	58
3.3.1	解析モデルと材料定数	58
3.3.2	HyperWorks 及び RADIOSS について	61
3.3.3	r 値について	67
3.4	寸法予測手法	70
3.4.1	破断位置の求め方	70
3.4.2	延性破壊条件式について	73
3.4.3	3 次スプライン補間法について	75
3.4.4	寸法変化量の求め方	78
3.5	クリアランスの影響	80
3.5.1	破断の時間と位置	80
3.5.2	塑性ひずみ分布	83
3.5.3	塑性伸び量	86
3.6	塑性異方性係数 (r 値) の影響	90
3.6.1	r 値と破断の関係	90
3.6.2	r 値と塑性伸び量の関係	92
3.7	まとめ	94
第 4 章	楕円化のメカニズム	95
4.1	はじめに	95

4.2	異方性材料解析結果	95
4.3	実験値との比較	102
4.4	実加工への適用	104
4.5	打抜き工程の影響	108
4.6	まとめ	113
第 5 章	結論	115
	参考文献	119
付録 A	塑性ひずみの求め方	125
	A.0.1 全ひずみ理論	125
	A.0.2 ひずみ増分理論	128
付録 B	主使用記号の説明	131

第 1 章

序論

1.1 研究背景

地球環境保護の関心が高まる中、各産業界に対して地球温暖化対策や環境保護を促進するための省エネルギーの推進やリサイクルを配慮した製品設計、省資源の推進が求められている。Fig. 1.1 に示すように、2005 年の統計によると、日本の年間電力消費量約 10,000 億 kWh の内、57 %がモータの消費量といわれている¹⁾。ゆえに、モータの高効率化は省エネルギー推進の重要な手段であり、各方面でさまざまな取り組みが行われている²⁻¹⁰⁾。

Fig. 1.2 に示したモータの回転子と固定子の間の隙間はエアギャップと呼ばれるが、狭ければ狭いほど磁束密度が大きくなるため、運転効率が向上することが知られている。したがって、高速回転や長時間運転による熱膨張変化を考慮して、エアギャップの公差は厳しく管理されている。

このような状況の下、SPCC や電磁鋼板等の打抜きによって製作されるモータコア（鉄心）には、当然のことながら高い寸法精度が要求されている。一般にモータコアの製造にはその生産性の高さから、モータコア打抜き用金型 (Fig. 1.3) を用いた慣用せん断加工が

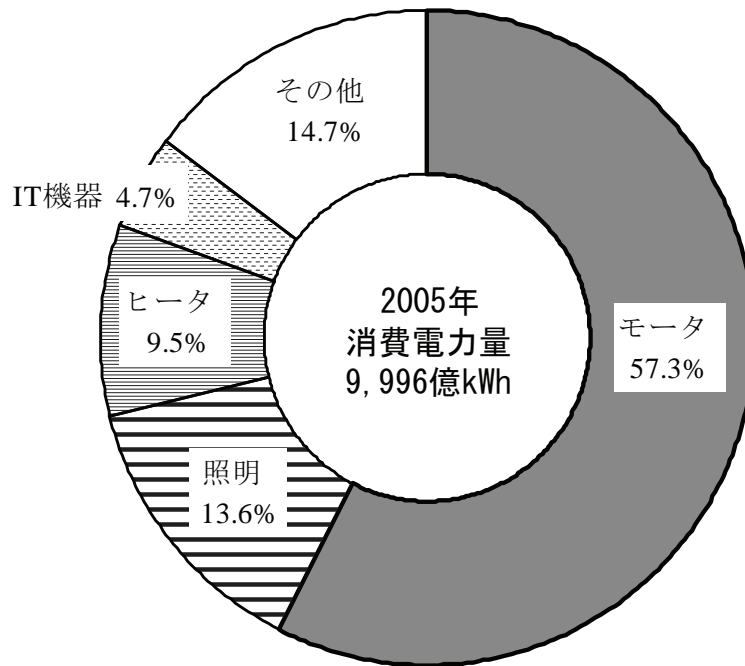


Fig. 1.1 国内消費電力量 (2005 年度)

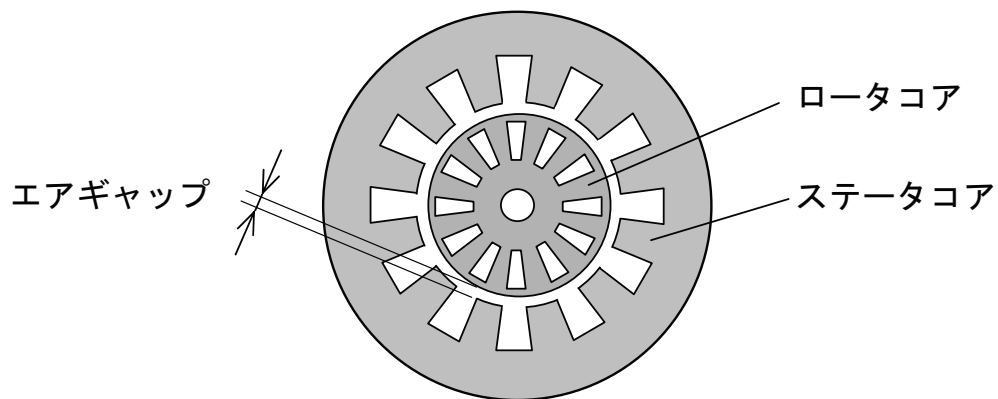


Fig. 1.2 モータコアとエアギャップ

利用されるが、被加工材である電磁鋼板等の磁心材料を打抜き積層することで、回転子であるロータコアや固定子であるステータコアが製作される (Fig. 1.4).

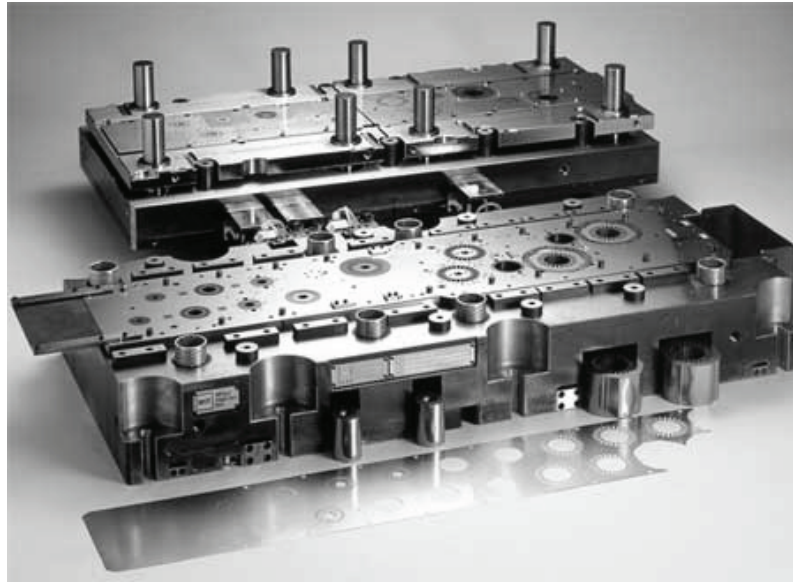


Fig. 1.3 モータコア打抜き金型

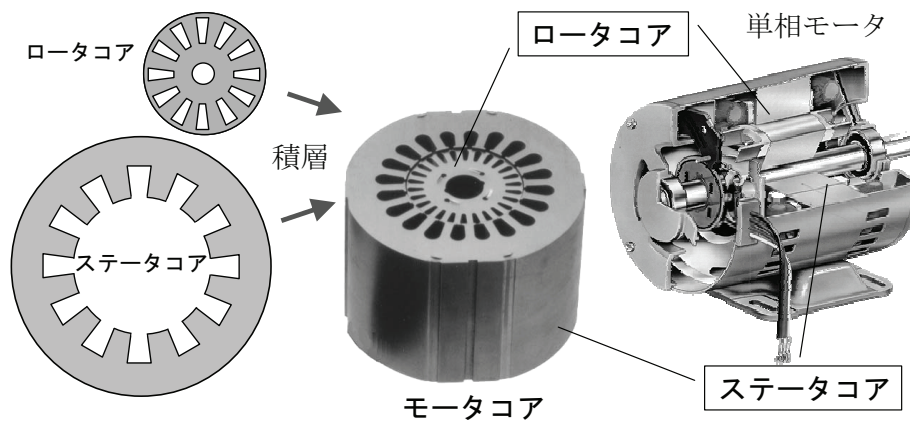


Fig. 1.4 ロータコアとステータコア

しかしながら，モータコアの打抜き加工では，工具真円に対して数～数十 μm オーダーで製品が楕円化する傾向があり，Fig. 1.5 に示すように，モータコアが楕円化するとエアギャップが不均一となり，モータの性能低下を招くという問題がある．その結果，モータコアの追加加工，あるいは金型の再調整が必要となり，多大な労力とコストの増加を引き起こしてしまう．したがって，慣用せん断加工における打抜き製品または穴あけ製品の高精度化あるいは真円化が必要であり，設計段階より最適な加工方法を検討することが求められている．

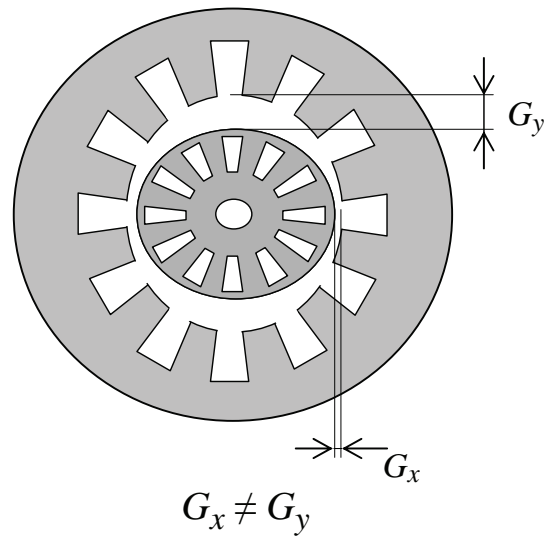


Fig. 1.5 モータコアの楕円化によるエアギャップ不均一状態

1.2 せん断加工における加工現象

塑性加工法の多くは、(破壊を伴わない) 純粋な塑性変形により被加工材を所望の寸法、形状に仕上げるものであるが、せん断加工法は加工の初期においては塑性変形(せん断変形)が用いられるものの、最後には被加工材の破壊を利用して製品を原材料から分離するという点においてほかの塑性加工と幾分異なる特徴を備えている。

せん断加工による切断法は、一般的に言って切削、研削切断等の他の切断法に比べば精度的には劣ることは避けられないものの、加工能力がずば抜けて高いので大量生産には欠くことのできない加工方法である。

ここで扱うせん断加工法とは、適当な一对の工具を用いて板状、線状または棒状の材料に、所望のせん断切口面において主としてせん断応力を生じさせ、所望の寸法、形状に被加工材料を切断、分離する加工法のことである。

加工の原理そのものは大変単純であるが、本質的には加工条件の違いによって複雑な応力状態が生ずる一種の破壊加工でもあり、理論的な取扱いが難しいこともあって、これまでのせん断加工に関する解説は実験結果の説明、解釈を主とするいわば「定性的」なものがほとんどであった¹¹⁾。

ここではまず、せん断加工における加工現象について基本項目を概説する¹²⁾。

1.2.1 せん断加工切口面

打抜き工具は基本的には、パンチ、ダイ、板押さえから構成される。通常はダイ面に被加工材料をおき、板押さえによって挟みながら押えつけ、パンチを降下させて加工する。ダイとパンチは輪郭の全周ほぼ同一の形状であるが、噛み合わせるとわずかに隙間があるように設定され、この片側の隙間をクリアランスと呼ぶ。クリアランスは通常、材料板厚に対する百分率で表現され、被加工材料の種類や製品形状によって適正クリアランスが存在する。Fig. 1.6 はせん断加工による切口断面の形状を示したものであり、せん断切口面は、だれ、せん断面、破断面、かえり（バリ）で構成される。

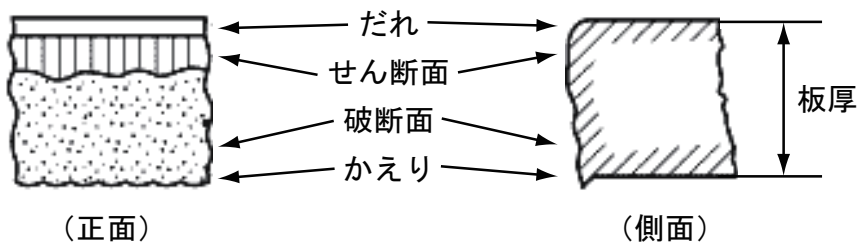


Fig. 1.6 せん断切口面の形状

1.2.2 圧縮変形過程

パンチが降下して被加工材料の上面に接触すると、パンチとダイは被加工材料から抵抗を受ける。パンチがさらに降下すると、Fig. 1.7 に示すように、パンチの下（ダイの上）にある被加工材料は圧縮応力を受け、パンチの側面（ダイの側面）にある材料の表面は、引張応力を受ける。このためにパンチとダイの側面の材料はそれぞれパンチとダイの圧縮力により引張り込まれ、だれ生成が始まる。また、ダイ上面（パンチ下面）の材料ははね上がろうとする。

パンチがさらに降下すると、パンチ刃先とダイ刃先とを結ぶ面上のせん断応力がもっとも大きくなり、ここにせん断すべりが生ずる。このすべりが始まる直前までの過程が圧縮変形過程である。

また、だれはせん断変形領域が遠方に及んだため生じたものである。このため n 値の大きな材料ほど影響を受けやすく、だれも大きくなる。

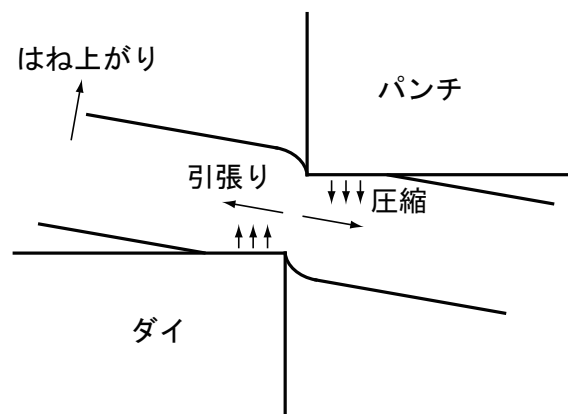


Fig. 1.7 圧縮変形過程の応力状態

1.2.3 せん断変形過程

せん断すべりが生じると、パンチ下面の被加工材料はダイ内に押し出され、パンチの降下に伴ってすべり変形がしばらく継続し、せん断荷重も順次増加していく。このとき、被加工材の内部には Fig. 1.8 に示すような、曲げモーメント M と引張力 T が発生し、この引張力は曲げモーメントが大きくなるに従い増加する。この曲げモーメントにより板には曲げ力が働き、打抜き後に残留すると、製品のわん曲となる。クリアランスが大きいほど曲げモーメントは大きくなるため、クリアランスの増加につれてわん曲は大きくなる。

一方、クリアランスが小さい場合には曲げモーメントが小さく、被加工材のはね上がりも小さくなるため発生する引張力は小さくなる。しかもパンチ刃先とダイ刃先の間材料

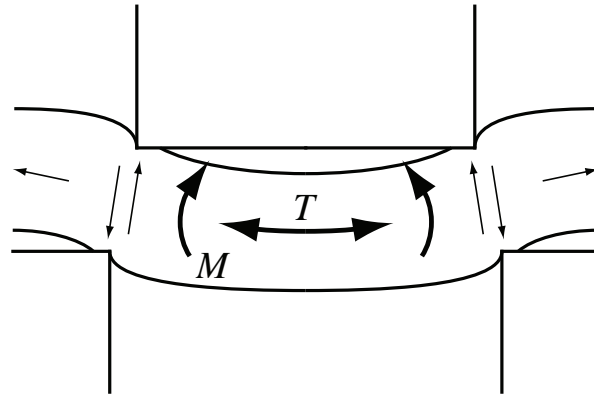


Fig. 1.8 せん断変形過程の応力状態

が押し込まれるため、打抜き部には圧縮応力が生じる。また、クリアランスが極端に小さい場合には、打抜かれた製品がダイ穴を通して落下していく際に、切り口面がダイ穴側にこすられながら移動し、この間に製品に付加的に大きなわん曲を発生させるため、わん曲が大きくなる場合がある。

このようにせん断過程中においては、被加工材料は板面方向に引張力や圧縮力を受けながら変形するが、その量はクリアランスのみならず被加工材の材質によっても変化する。すなわち軟質材は外力による塑性変形の範囲が大きいため、応力の開放による弾性回復の量が小さく寸法変化量は小さくなる。一方、硬質材は塑性変形を受ける範囲が小さいため、弾性回復の量が大きく、寸法変化量は大きくなる。

せん断すべりが進行すると、被加工材料の中に発生する引張力が大きくなり、切れ刃の先端付近から亀裂が発生する。せん断すべりが開始して亀裂が発生するまでの間がせん断変形過程であり、亀裂の発生する直前にせん断荷重が最大になる。この間にできる切口面は平滑な面で、せん断面と呼ばれる。

1.2.4 亀裂成長過程

パンチの刃先付近においては、ダイ上面にある被加工材のはね上がりのために、被加工材の内部に発生した引張力が幾分緩和されて、パンチ切れ刃付近に発生した引張力は、ダイ切れ刃付近のそれよりも小さくなる。すなわち、亀裂はまず引張力の大きなダイ側から発生し、パンチが降下するにつれてパンチ側から発生する。両切れ刃の先端付近では、あたかも被加工材のなかに、くさびが打ち込まれたようになっている。クサビの効果はくさびの中心線と被加工材が直角に近いほど大きく、また、くさび効果が大きいほど破断に必要な力は小さくてすむため、クリアランスが大きいほど亀裂の発生する時期は早くなる。亀裂の発生する時期はダイ切れ刃付近のほうが早いために、製品の外側切り口面のせん断面長さのほうが、穴部（ダイ上の部分）のそれよりも短くなる。切れ刃の先端付近は引張力と圧縮力の境界になっているため、切れ刃先端部に発生する引張力は、切れ刃の先端よりも少し切れ刃の側面によったところで最大となる。このため、Fig. 1.9 に示すように、亀裂は切れ刃の先端から生じるのではなく、切れ刃の側面から生じる。この亀裂の発生点がずれるために、被加工材のだれと反対の面に「かえり」ができる。

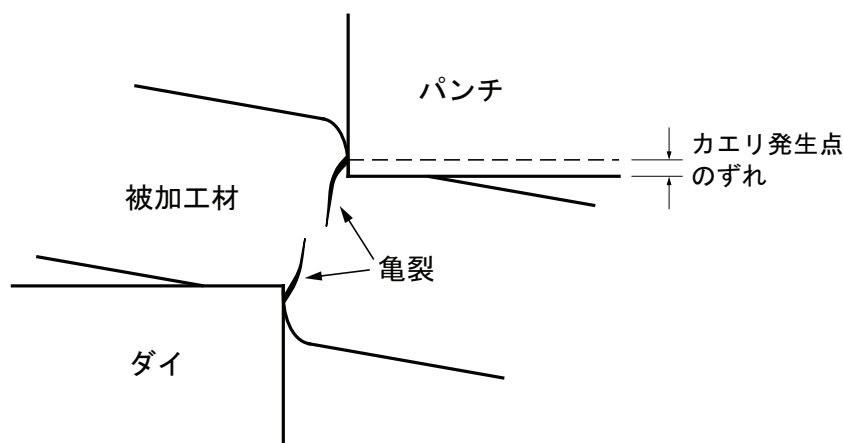


Fig. 1.9 かえりの発生

クリアランスが大きくなるにつれて、ダイ上の被加工材料のはね上がりが大きくなり、亀裂の発生位置は切れ刃正面から遠ざかる位置に移動するため、かえり高さは増大する。

1.2.5 破断分離過程

さらにパンチが降下すると、応力集中効果によって亀裂は前より小さい力で成長し、この時期からせん断荷重は急激に減少する。最終的には、パンチ側とダイ側から発生した亀裂が会合して被加工材は破断分離する。亀裂が成長する方向は、工具の進行方向とわずかに傾いている。この亀裂の成長方向が工具刃先を結ぶ線と一致しているときに、クリアランスの適正なときで、亀裂が正しく会合し、きれいな破断面が形成されながら破断分離が行われる。しかし、クリアランスが小さい場合、パンチ、ダイ刃先より発生した亀裂は途中で停留することがある。これはあまりに小クリアランスのため、変形領域の静水圧が大きくなり、亀裂が成長できないからである。このままパンチが進行すると再びせん断（二次せん断）が開始され、別の亀裂が発生し分離に至る過程をとる。場合によってはこうした現象が数回繰り返され、3次、4次せん断とよぶこともある。この場合、中央に破断面は存在するものの、せん断面全体としての量は大きくなる。小さなクリアランスの場合でも、亀裂の方向が変わると、Fig. 1.10 (c) のようにタング（舌）を生ずる。このタングは外観が悪いこともあるが、脱落して機器のトラブルを招く原因となることから製品不良とみなされることが多い。

他方、クリアランスが大きくなるとだれ自体が大きくなるので亀裂発生時点での実質加工板厚はかなり小さくなる。こうしたこともあって、亀裂の食い違いを生ずる。場合によっては、パンチ、ダイいずれか一方より生じた亀裂のみによって分離にいたることもあ

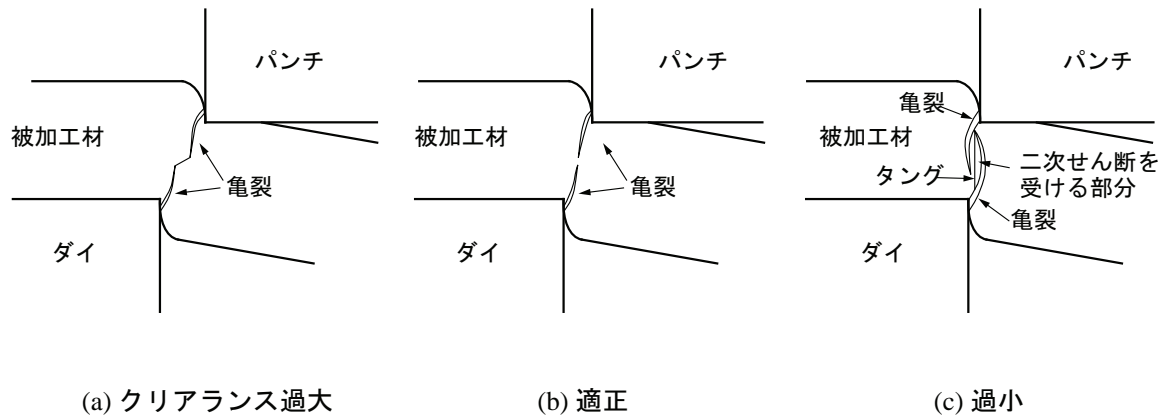


Fig. 1.10 クリアランスによる亀裂成長の差異

る。この場合は、相手刃先よりかなりずれた側面側に亀裂が達することもあり、巨大なかえりを発生しやすい。

板押さえを用いると、ダイ上面の被加工材料のはね上がりが抑制されるため、クリアランスが小さくなった場合と同じ傾向となる。さらに、材料さん幅が小さい場合にはダイ上面にある被加工材のはね上がりが大きくなるため、クリアランスが大きくなった場合と同じ傾向になる。

1.3 せん断加工の従来の研究

1.3.1 精密せん断法

せん断加工は材料を破断分離させる加工であるため、せん断加工により得られる切口面は、切削加工や研削加工などの除去加工により得られるものに比べ精度が劣る。したがってせん断切口面が機械部品の機能面などとして用いられる場合には、かえりの発生、破断面の凹凸、切口面の直角度などが問題になる場合が多い。このような問題を解決するため、これまでに Fig. 1.11 に示すようなさまざまな精密せん断法が開発されている¹³⁾。「上下抜き法」は、切口面の上下部にだれを形成することでかえり発生の無い切口面を得ることが出来る精密せん断法である。「シェービング」、「仕上げ抜き法」、「ファインブランキング（精密打抜き法）」、「対向ダイス打抜き法」などは、切削面またはせん断面の切口面に占める割合を増加させることで平滑な切口面が得られる精密せん断法である¹⁴⁾。特にせん断加工面の高品質化を目的としたファインブランキング（精密打抜き法）は現在最も広く用いられている精密せん断法であり、Fig.1.12 に示すように金型内で被加工材料を大きな荷重で拘束し、破断のタイミングを遅らせることで全面平滑なせん断面からなる切口面を得るものである¹⁵⁾。しかしながら、この加工法は圧縮応力下で打抜きを行うため、金型内にさまざまな対策を必要とし、高剛性プレスや特殊な周辺装置も必須となることから生産設備のコスト増をもたらす。しかも、生産性の低さから大量生産には不向きであるため、高生産性が要求されるモータコア打抜き金型への適用は現実的ではない。

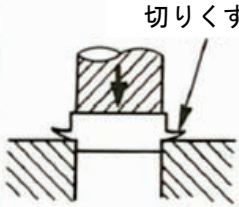
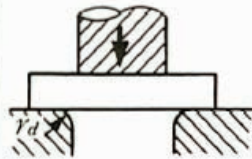
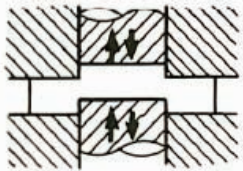
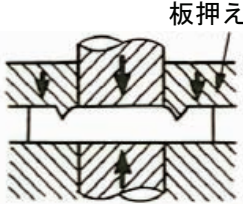
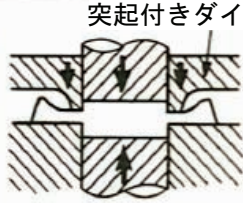
名称	使用機械	加工法の原理, 特徴	
シヤベイング	プレス	 <p>切りくず</p>	打抜きブランクの破断面を削り取る。
仕上げ抜き	一般		ゼロクリアランスで, 切れ刃に丸みまたは面取りをつけ, 亀裂発生を防止する。
上下抜き	は一般または専用プレス		半抜き品を逆方向に戻し, 切口のかえり発生部にだれを形成する。
精密打抜き	プレス	 <p>板押え</p>	ゼロクリアランスで, 板材を板押え(突起付き), 逆押えで拘束して, 亀裂発生を防止する。
対向ダイ打抜き専用	専用	 <p>突起付きダイ</p>	突起付きダイの押込みによる切込みと精密打抜きによる分離

Fig. 1.11 板材の精密せん断加工法

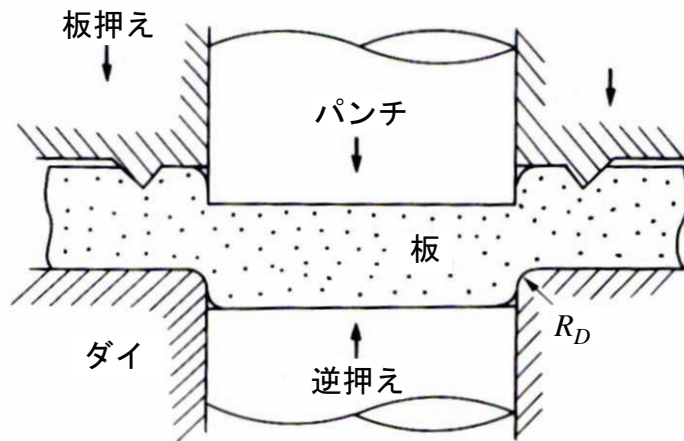


Fig. 1.12 ファインブランキング法

1.3.2 せん断現象の数値解析

最近，せん断加工現象に関する有限要素法（FEM）シミュレーション解析に関する研究が活発に行われており¹⁶⁻²²⁾，従来難しいとされていたせん断現象のFEM解析も試みられるようになってきた．せん断加工は破断を伴う塑性加工法であるため，従来の有限要素法では扱いが難しく，破断現象の表現方法を工夫した様々な解析方法が提案されている^{18,19,23,24)}．しかしながら，それらの解析は，Fig.1.13に示すように2次元問題として扱われており軸対称あるいは平面ひずみの問題に限定されたものとなっている．また，それらはFig.1.14に示すように，だれ／せん断面／破断面／バリ等のせん断切口面評価がメインであり，せん断加工後の寸法変化についての評価は行われていない．

3次元シミュレーションに関しての検討については一部で試みられ，パンチに作用する応力の検討，破断面発生の予測が行なわれているが²⁵⁾，メッシュ数の増大や収束性の悪化等，解決すべき課題も多く，個々の現象に関しては未だに2次元問題としての研究が主

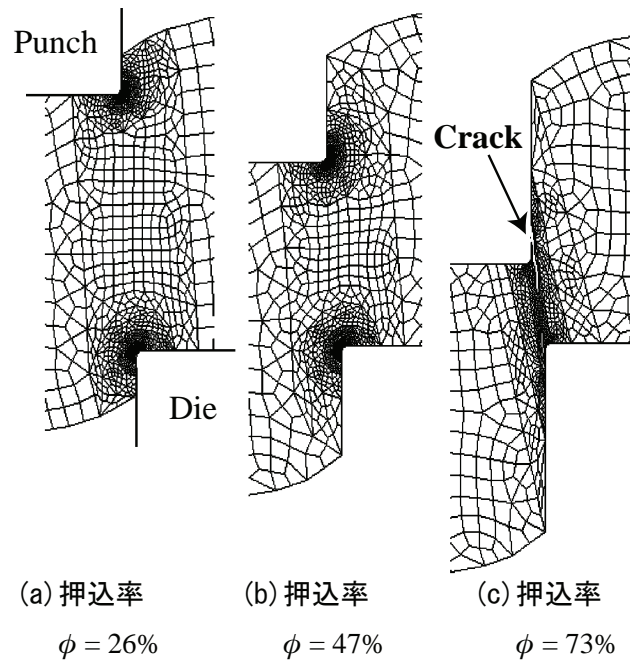


Fig. 1.13 打抜き加工における被加工材の変形²⁴⁾

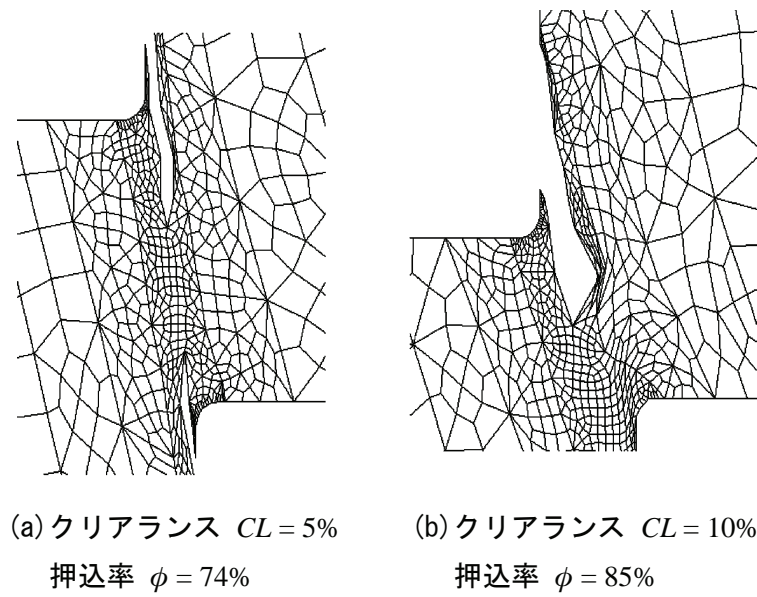


Fig. 1.14 亀裂形状と破断面の状態²⁴⁾

流である^{26,27)}。したがって、せん断製品の寸法精度は実験結果の解釈を主とするいわば「定性的」なものに限られており²⁸⁻³⁰⁾、特に慣用せん断における3次元シミュレーションの検討が必要とされている。

1.4 電磁鋼板について

電磁鋼板は鉄鋼材料であると同時に磁氣的性質を持つ高機能材料で磁心材料の一つである。Cが0.02%以下の純鉄も軟磁性材料であるが、これに約4%前後のSiを入れたものをけい素鋼板または電磁鋼板という。電磁鋼板は1900年に英国のR. A. Hadfieldにより発見されたが、その後各国で研究が重ねられ、各製造会社の独自技術を駆使した高性能電磁鋼板が開発されている。そして電磁鋼板の化学成分や製造方法の詳細は未だに非公開であることが知られている³¹⁾。

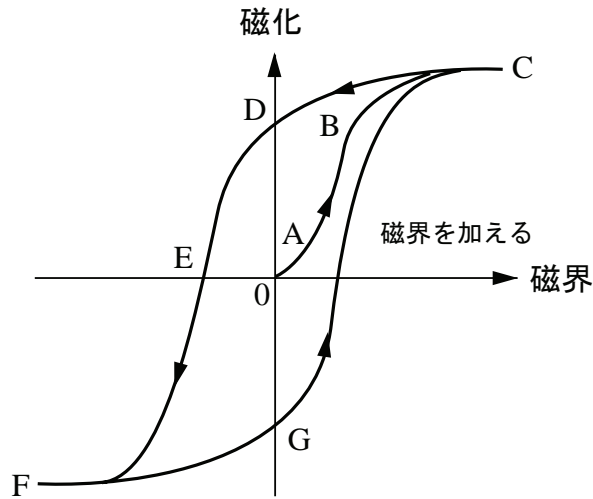
1.4.1 磁心材料とは

磁心材料とは電動機や発電機の界磁、変圧器の鉄心のよう、コイルによって起磁力が与えられた時、磁束を通すことを主な目的として用いられる材料で、一般には次のような特性が望まれる。

- 1) 透磁率および飽和磁化の値が大きく、かつ磁化し易いこと
- 2) ヒステリシスループの幅が狭く、ヒステリシス損が小さいこと
- 3) 渦電流損を小さくするため、電気抵抗が大きいこと
- 4) 機械的ならびに電磁的衝撃に対して安定なこと

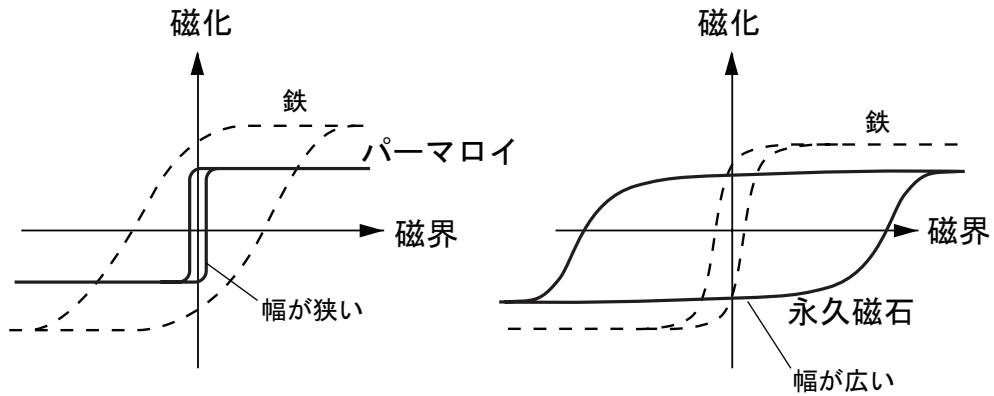
磁石になる程度を表す「磁化」は、外部から「磁界」を加えていくと強まる。この磁化と磁界の関係を示したものがヒステリシス曲線である。この磁性材料に磁界をかけていくと、Fig.1.15(a)のようにA,Bを辿ったあとはC,D,E,F,Gの軌道を繰り返して磁化ループを描く。例えば、西日本の商用周波数60Hzは、磁界の強さが変化し電流の向きが1秒間

に 60 回変化する交流であるが，このループが 1 秒間に 60 回描かれる．代表的な軟磁性材料パーマロイ（鉄 25%，ニッケル 78% の合金）のヒステリシス曲線は，ループの幅が非常に狭い (Fig.1.15(b))．外部からの磁界に反応し易く，その向きが反転するとすぐに自身の磁化も反転する．つまり，ヒステリシス曲線の立ち上がりが早く磁気を通過させ易い特性を持つ（高透磁率）．一方，硬磁性材料である永久磁石のヒステリシス曲線のループ幅は広い (Fig.1.15(c))．磁化しにくいですが，一度磁化させてしまうと強い磁力を持ち続けるため外部からの磁界がゼロになったあと，マイナス側に相当量の電気を流さない限り反転しない．電気製品など一般の工業製品では，この 2 種類がペアで使われるケースが多い．例えば AV 機器などの磁気記録では，記録する磁気テープが硬磁性材料で，その信号を検知する磁気ヘッドは軟磁性材料である．また，回転するロータと静止しているステータで構成されるモータでは，軟磁性材料である電磁鋼板がステータに使用され，ロータには硬磁性材料である永久磁石が使われる場合も多い^{32,33}）．



磁石になる程度を表す「磁化」は，外部から「磁界」を加えていくと強まる．この磁化と磁界の関係を表したものをヒステリシス曲線という．

(a) ヒステリシス曲線



軟質磁性材料「パーマロイ」のループの幅は非常に狭い．ヒステリシス曲線の立ち上がりは早く磁気を通過させやすい．

硬質磁性材料「永久磁石」のループの幅は広い．磁化しにくいですが，一度磁化させてしまうと強い磁力を持ち続ける．

(b) 鉄とパーマロイ

(c) 鉄と永久磁石

Fig. 1.15 軟質磁性材料と硬質磁性材料のヒステリシス曲線 ³²⁾

1.4.2 磁心材料としての電磁鋼板

電磁鋼板はトランス（変圧器）やモータ（回転機）などの電気機器の鉄心として不可欠な材料である。トランスは電気エネルギーを電気エネルギーに、モータは電気エネルギーを機械エネルギー（回転力）に変換する役割を担う。電磁鋼板は磁界の向きによって磁気の通り易さが異なる磁気異方性の特徴を逆に利用した高機能材料で、例えば、鉄心として電磁鋼板をフープ状に巻いたトランスでは、フープの長手方向だけに磁気を通し易い性質を持たせればよく、圧延方向に<100>方向の磁気モーメントを揃えた方向性電磁鋼板が使用される (Fig.1.16(a))。また、回転により磁界の向きが常に変化するモータでの鉄心には、<100>方向を鋼板面に出来るだけ平均的に配し、さまざまな方向に磁化し易くした無方向性電磁鋼板が用いられる (Fig.1.16(b))。どちらの電磁鋼板も磁化容易方向に着目して結晶方位を制御したものである。

磁化のときに起こる電気エネルギーの損失を鉄損という。前述のヒステリシス曲線のループに見られる「ヒステリシス損」と、交流電流における磁化反転の際にそれに抵抗するように生じる「渦電流損」の2種類がある (Fig.1.17)。電磁鋼板の技術開発ではこれら鉄損を極限まで低減することが求められている^{7,34)}。また、磁心材料である電磁鋼板は前述のように打抜き後、積層して使用されることがほとんどであるため、積層鉄心板間の電気的な層間絶縁を図る目的で、絶縁皮膜（コーティング）が施されていることも特徴の1つである。

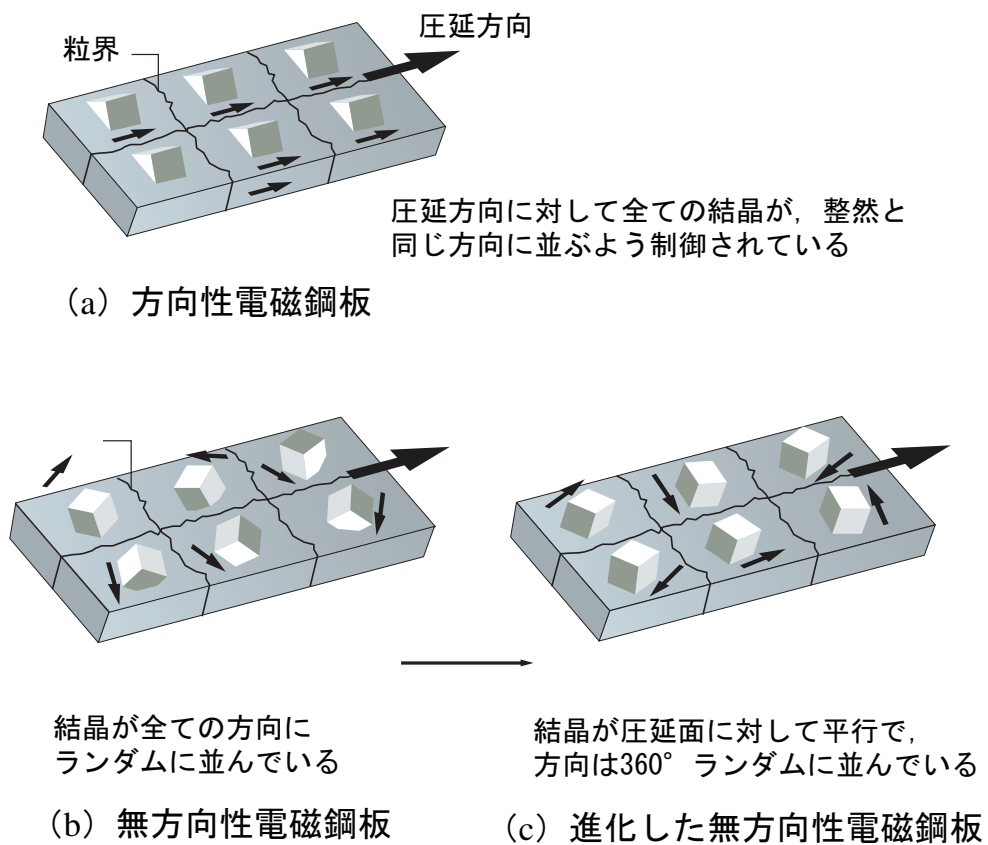
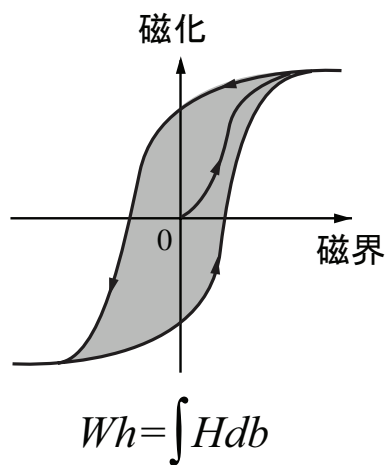
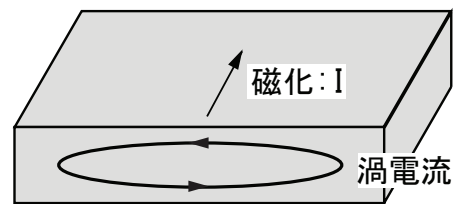


Fig. 1.16 方向性および無方向性電磁鋼板の結晶分布 ³²⁾



(a) ヒステリシス損

結晶方位を揃えれば揃えるほど減少する。結晶方位を全て<100>方向に揃えることは難しいが、方向性電磁鋼板は高精度な結晶方位制御によって製造される。



$$We = 0.1645 \frac{t^2 f^2 B_m^2}{\rho g_r}$$

t : 厚さ, f : 周波数
 B_m : 磁束密度, ρ : 電気抵抗
 g_r : 比重

(b) 渦電流損

磁界の向きを変えると、磁化の変化を妨げるように鋼板内に生じる渦電流のエネルギーロス。これを無くすためには、板厚面内の渦電流が流れ難くすることが重要。

Fig. 1.17 磁性材料の鉄損³²⁾

1.4.3 打抜き材料としての電磁鋼板

Si を添加することで、渦電流損やヒステリシス損、すなわち鉄損を減少させることが出来、モータ特性が向上するが、Si が多すぎると圧延性を損ねるため過度の Si の添加は行なわれないが、一般の構造用鋼板に比べると硬くて脆い材料であると言える。また、電磁鋼板は板厚が薄いほど渦電流損が低減するため、近年は地球環境問題を背景に薄型化が進んでいる。

したがって、電磁鋼板はその目的から、磁気特性を重視した材料であるため、塑性加工の観点からすれば、製品の寸法精度のほか、塑性変形による磁区構造の変化や³⁵⁾、打抜き加工による金型刃具の耐磨耗性問題があり、難加工材料と呼べるものである²⁾。

一方、絶縁皮膜は長年の研究により現在では半有機質のものが主流であり、これが打抜き時に潤滑剂的に作用することから、刃物磨耗を抑制し、金型の高寿命化に役立っている³⁶⁾。しかしながら、近年では EU による指令で RoHs と呼ばれる電子・電気機器における特定有害物質の使用制限の影響で、皮膜成分の見直しを迫られており、電磁鋼板の打抜き性能にも影響が出ている。

さらに、昨今のハイブリッド自動車や電気自動車の汎用化・大衆化によって駆動モータには更なる高出力要求が高まってきており、これらを満たすべく高品質な電磁鋼板が開発されてきている^{3,9,10)}。これらは鋼板の薄型化、高硬度化を意味しており、打抜き加工技術のハードルはとて高くなってきている。次々と開発される電磁鋼板の種類に対応すべく、モータ金型打抜き用金型には被加工材の特性に適合した打抜き仕様が要求されている。

1.5 本研究の目的および本論文の構成

本研究では、汎用金型を用いた慣用せん断加工により製作されるモータコア製品の高品質化を最終目的としており、Fig.1.18 に示すような楕円化が起こらない打抜き方法を提案するために、打抜き時の寸法変化のメカニズムを明らかにする。特に汎用金型による慣用せん断加工を対象とし、生産コストを増大させることのない設計手法及び加工方法を提案することを目的としている。

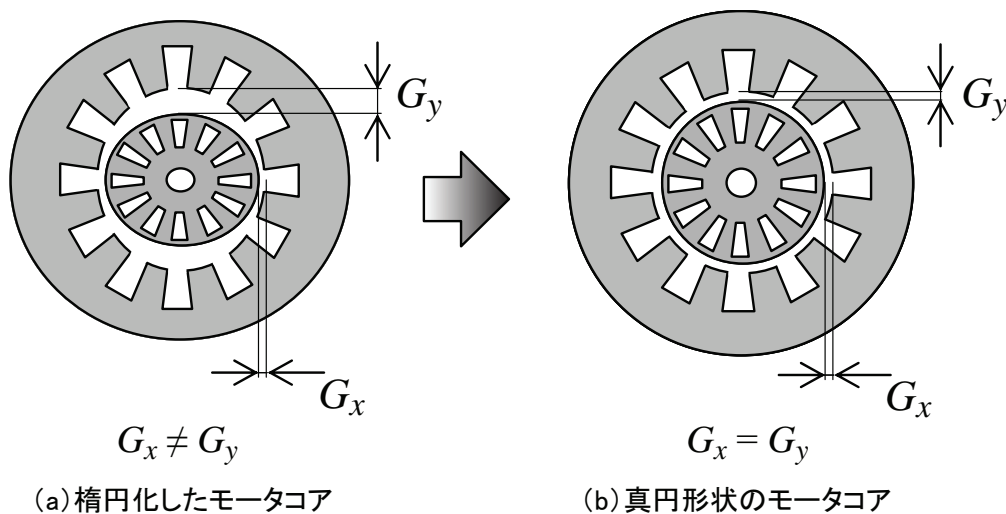


Fig. 1.18 真円形状の実現

まず、丸穴打抜き実験により打抜き加工による製品の寸法変化及び楕円傾向を把握し、その原因について検討を行なった。次に簡易的な計算で寸法変化の傾向を把握可能とすることを念頭に、SHELL要素を用いた3次元有限要素解析による寸法変化予測モデルを考案した。そして、数値計算によって詳細な変形挙動について調査を行い、楕円化のメカニズムと寸法変化の影響因子について明らかにした。さらに実形状に近い打抜きモデルを用いて楕円化を防止する方法を提案した。

本論文ではまず、第1章で序論を述べ、研究の背景とせん断加工についての概説と従来の研究についてまとめた。そして被加工材である電磁鋼板についてその特性を塑性加工の観点からまとめた。

第2章においては丸穴打抜き実験の結果を示し、寸法変化の傾向に対する材料異方性や金型内の拘束条件の影響についてまとめる。特に打抜かれた外形でなる打抜き製品と材料に残る側の穴あけ製品では、楕円の形状を圧延方向を横に見るとき、それぞれ横楕円、縦楕円と正反対の形状を示す特徴的な傾向を確認し、その原因を応力ひずみ線図を用いて説明する。

第3章では寸法変化の予測方法について、寸法変化の決定条件を整理し、考案した予測モデルとこれを用いた等方性材料モデルの解析により、寸法変化の影響因子について明らかにする。ここでは拘束条件としてクリアランス影響について検討し、また材料異方性のパラメータとして塑性異方性係数 r 値に着目した。

第4章では面内異方性材料モデルの解析を行い、楕円化メカニズムの解明を行う。そして解析値と実験値の比較を行い、その相関を評価した結果、当モデルが実機適用可能であること確認する。そして当予測モデルから導いた「モデル推奨値」と実製品の「補正実績値」に大きな差がないことを確認する。そして生産現場における適用を念頭にモータコアの実形状に近いスリットあり材料モデルについて、その傾向について検討を行ない打抜き工程の影響を確認する。

最後の第5章では結論として、本研究全体のまとめを述べる。

第 2 章

丸穴打抜き実験

2.1 はじめに

本章では，打抜き加工によるモータコアの寸法変化と楕円傾向のメカニズム解明の第一段階として，丸穴打抜き試験を行った．刃物形状が真円であるにもかかわらず，楕円化が生じる要因について以下に示す 2 つの異方性の存在を明らかにする必要がある．

- 1) 材料異方性
- 2) 拘束異方性

ここでは，まずこれら異方性について整理する．そして，丸穴打抜き実験の結果より，被加工材の拘束条件や材料異方性が製品外径，内径寸法に与える影響度について評価を行い，寸法変化現象の傾向をまとめる．

2.2 材料異方性

2.2.1 機械的異方性

モータなどの各種回転機の鉄心には、結晶配列が板面内でランダムな無方向性電磁鋼板が用いられる。無方向性電磁鋼板は磁氣的異方性が小さいのが特徴であるが、降伏応力、引張強さ及び伸び率などの機械的性質に異方性が存在する。これらは鋼板の製造段階において、圧延という塑性加工を受けることに起因したものであると考えられる。塑性加工により形成される異方性には2種類あり1つは加工による結晶粒の延伸や、偏析部および介在物の分布の変化などによるもので、長く伸びた繊維がみられることから、機械的繊維組織ともいう。このような材料では、一般に材料が延ばされた方が強靱になり、直角方向は弱くなる。異方性の他の一つは、結晶の異方性によるもので、塑性変形の際、多結晶角結晶粒が特定のすべり系ですべりながら回転し、ある方向に揃うために生ずる。圧延のように、1方向の大きな変形を与えるときに形成され、これを結晶集合組織（結晶繊維組織）という。ちなみに、焼なまされた材料の顕微鏡組織は等軸結晶粒であり、繊維状ではない。

また、結晶には弾性、塑性、磁性などの異方性があるので、結晶集合組織にもそれらに応じた異方性が現れる。Fig.2.1は代表的な集合組織を示したものであり、方向性電磁鋼板はGoss方位をいう集合組織を利用して磁化容易方向を一方向に揃えている鋼板である。

今回取り扱う無方向性電磁鋼板は1.4節で述べたように優先方位を意図的にランダムに配置しているため結晶集合組織の影響があると考えられる。したがって機械的異方性が存在し、それが材料異方性として楕円化に寄与すると考えられる。

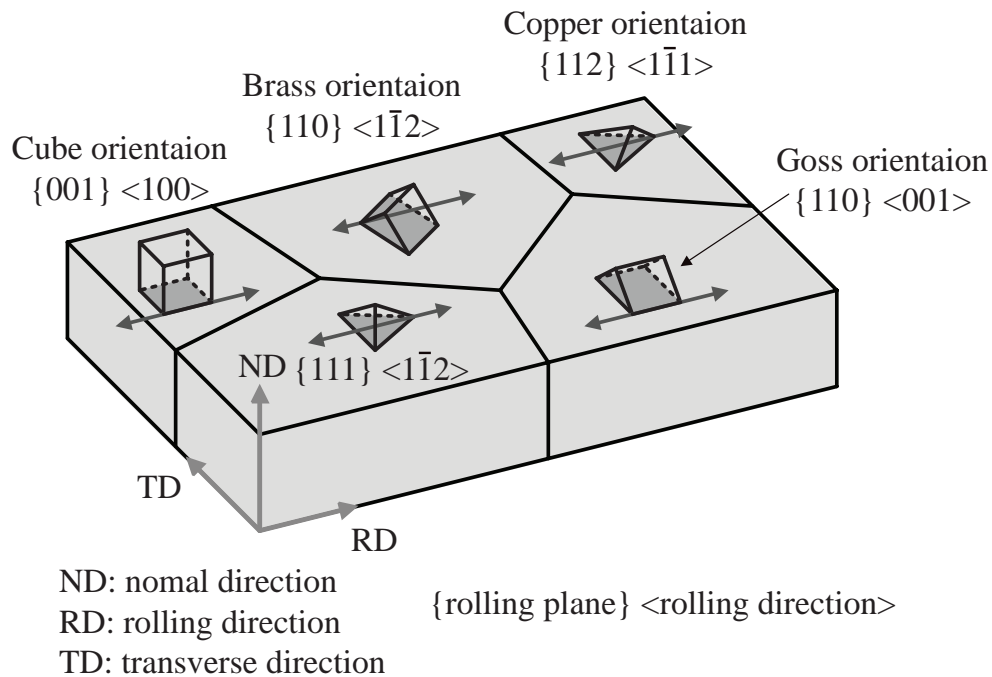


Fig. 2.1 代表的な結晶集合組織

2.2.2 被加工材の機械的性質

本実験に用いた被加工材の機械的特性を調査した。Fig.2.2 に示す万能試験機（島津製作所 AG-5000E）にて JIS 5号試験片の引張試験を行った。

引張試験片には Fig.2.3 に示すように圧延方向 (Rolling Direction = 以下 R.D.) を 0° ，圧延直角方向 (Transverse Direction = 以下 T.D.) を 90° にとるとき，この2方向にワイヤ放電加工機で切出し製作した JIS5号試験片を用いた。Table2.1 に得られた機械的性質を示す。R.D. と T.D. の機械的性質を比較すると，降伏応力，引張強さ，伸びにおいて T.D. は R.D. より 2.6~7.5% 大きな値を示しており，材料異方性が認められる。これは，新日鉄や JFE のカタログなどで記載されている無方向性電磁鋼板と同じ傾向となっており^{37,38)}，無方向性電磁鋼板の特徴の一つであるといえる。



Fig. 2.2 万能試験機 (島津製作所: AG-5000E)

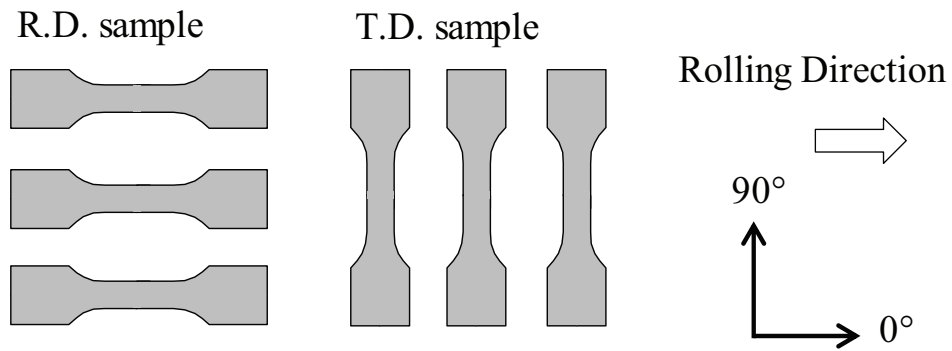


Fig. 2.3 引張試験片切り出し方向

Table 2.1 無方向性電磁鋼板 35A270 の機械的性質

	降伏応力 MPa	引張強さ MPa	伸び %
R.D.	385	505	25.3
T.D.	395	522	27.2
T.D./R.D. 比	1.026	1.034	1.075

(圧延方向:Rolling Direction, 圧延直角方向:Transverse Direction)

2.3 拘束異方性

2.3.1 実機における金型内拘束条件

順送り金型における拘束状態を考えると、調査工程と同じタイミングで前後の工程も打抜き加工が行われている。それ故、Fig.2.4 に示すように被加工材に対してかかる引張力が材料送り方向では釣り合い状態になり、見かけ上は拘束状態が存在していると考えられる。したがって、この金型内の拘束条件は特に 0° と 90° の寸法差に影響し、楕円化問題に深く関係していると考えられる。

また、位置決め機能である PILOT PIN や材料の跳ね上がりを防止する板押え、わん曲を防止する逆押えも拘束条件であるので、楕円化に影響すると考えられる。

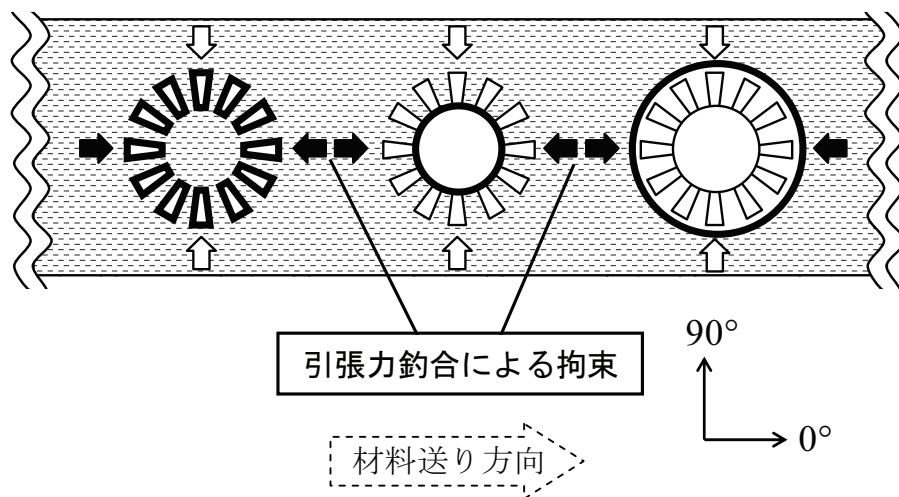


Fig. 2.4 順送り金型における打抜き加工時の引張状態

これら拘束条件を異方性因子として見た場合、打抜き製品と穴あけ製品の寸法変化要素は Table2.2 のようにまとめられる。ここで示した異方性因子が複雑に楕円化に影響していると考えられる。

Table 2.2 拘束条件と異方性の因子

拘束条件	打抜き製品	穴あけ製品	寸法変化要素	異方性因子
板押え	-	○	跳ね上がり	板押え力, 板押え面積
逆押え	○	-	わん曲	逆押え力
位置決め PIN	-	○	点拘束	数, 位置
前後工程の打抜き	○	○	線拘束	打抜き荷重

(○:影響あり, -:影響なし)

2.3.2 本実験における拘束異方性検証方針

本研究では寸法変化及び楕円化の検証を簡易化するため打抜き用金型仕様を一工程打抜き金型とした。また、拘束については板押え、および逆押えを考慮することとした。順送り金型においては材料送り方向(0°)の拘束が強いと考えられる。そこで、Table2.3に示すように0°と90°の拘束状態の差を逆押えの有無に置き換えて評価してみることにした。

Table 2.3 本実験における評価項目

方向	順送り金型	本実験
0°	引張拘束有り	板押え有り／逆押え有り
90°	拘束なし	板押え有り／逆押え無し

2.4 実験方法

本実験では Fig2.5 に示すテスト金型を用いて丸穴打抜き加工を行った。被加工材には 35A270 相当の無方向性電磁鋼板（板厚 $t = 0.35\text{mm}$, 100mm □）を用いた。打抜き直径を $\phi 50\text{mm}$ とし、パンチとダイのクリアランスを $CL = 6\%t$ (0.02mm), $9\%t$ (0.03mm), $11\%t$ (0.04mm) の 3 水準とした。打抜き条件については薄板用打抜き工作油を適度に塗布した状態で、打抜き速度を 100spm として行った。

Fig2.6 に試験の概略図を示すが、 d_P はパンチ直径、 d_D はダイ直径を表し、 $d_D = 50.000\text{mm}$ で固定し、パンチ直径 d_P を変化させることによってクリアランスを変化させた。また前述のように被加工材の拘束状態の影響を比較するため、拘束条件は逆押え有り、無し の 2 水準とした。本研究では、Fig2.6 に示したように打抜かれた円盤を打抜き製品、穴側を穴あけ製品と呼ぶことにするが、それぞれの打抜き後の製品径は打抜き製品の外径、穴あけ製品の内径となる。

製品径の測定はガラス板で挟んだ製品の径（または外径）を工具顕微鏡および非接触式三次元 CNC 画像測定機（mitutoyo : ULTRA QV 350H）を用いて行った。このとき材料圧延方向に対し平行な方向を 0° 、直角な方向を 90° とし、この 2 方向の幾何学的寸法を測定した。また、打抜き製品のせん断面の観察及びその垂直度の測定には超深度カメラ 3D 形状測定顕微鏡（キーエンス : VK-9500）を用いた。これらの測定機を Fig2.7～2.9 に示す。

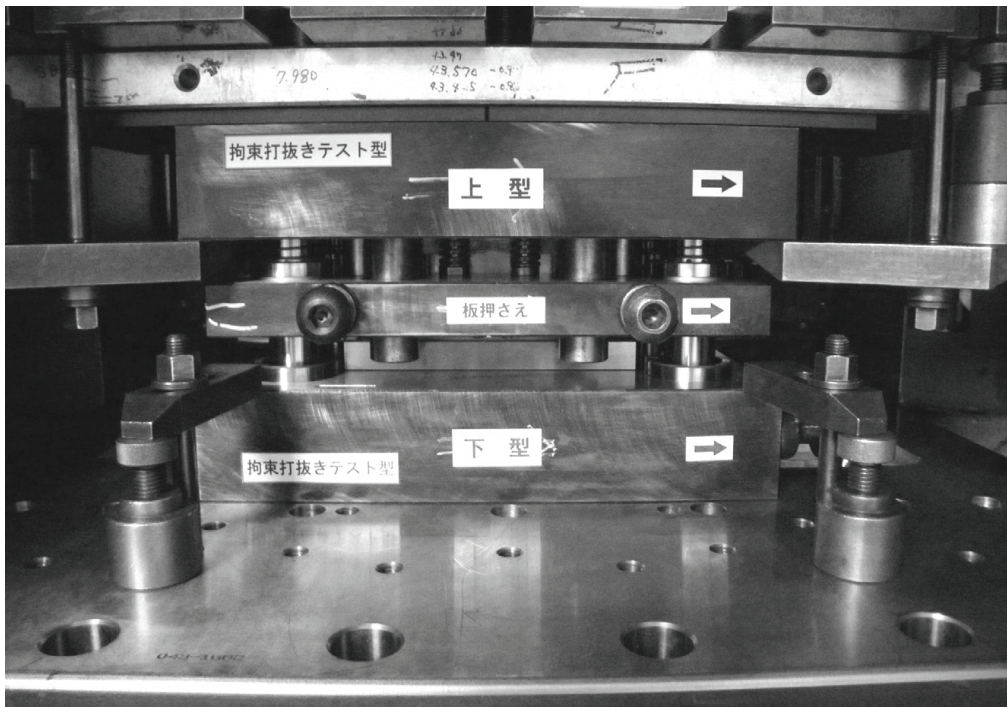


Fig. 2.5 丸穴打抜き試験金型

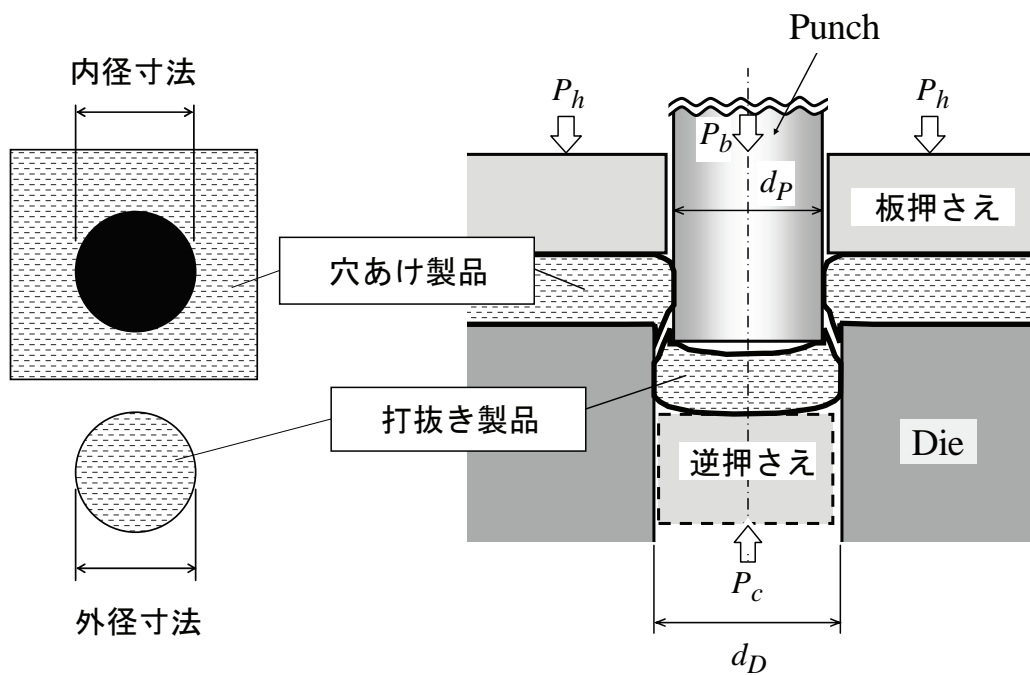


Fig. 2.6 丸穴打抜き試験概略図

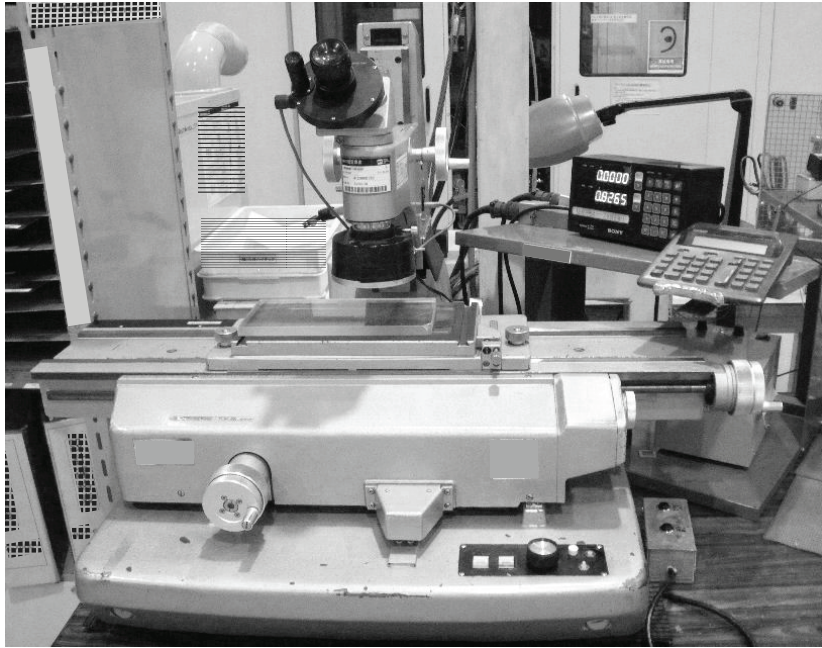


Fig. 2.7 工具顕微鏡



Fig. 2.8 非接触式三次元 CNC 画像測定機 (mitutoyo : ULTRA QV 350H)

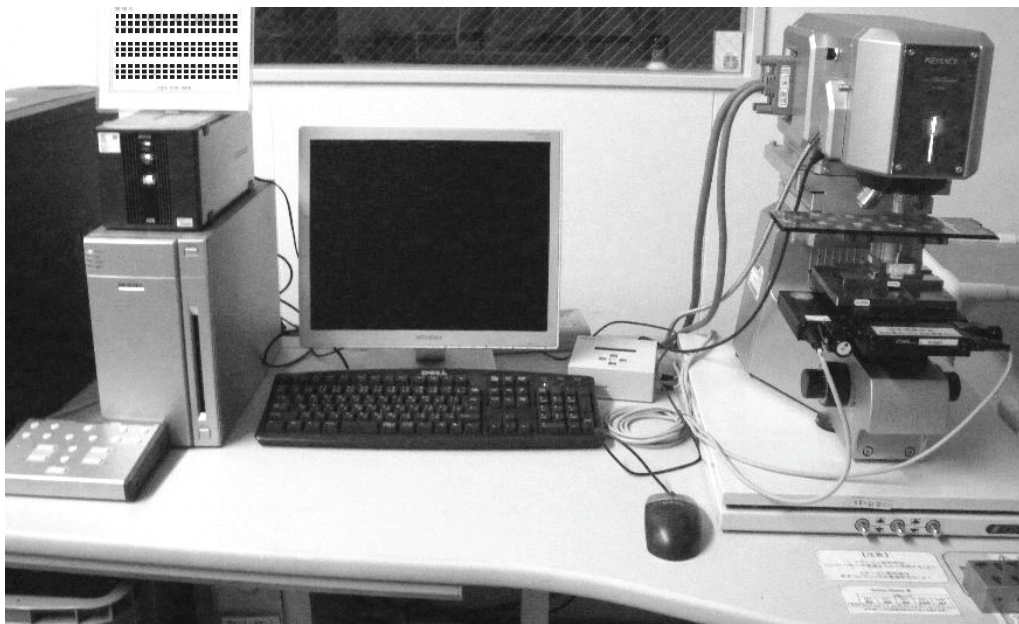


Fig. 2.9 超深度カラー 3D 形状測定顕微鏡 (キーエンス：VK-9500)

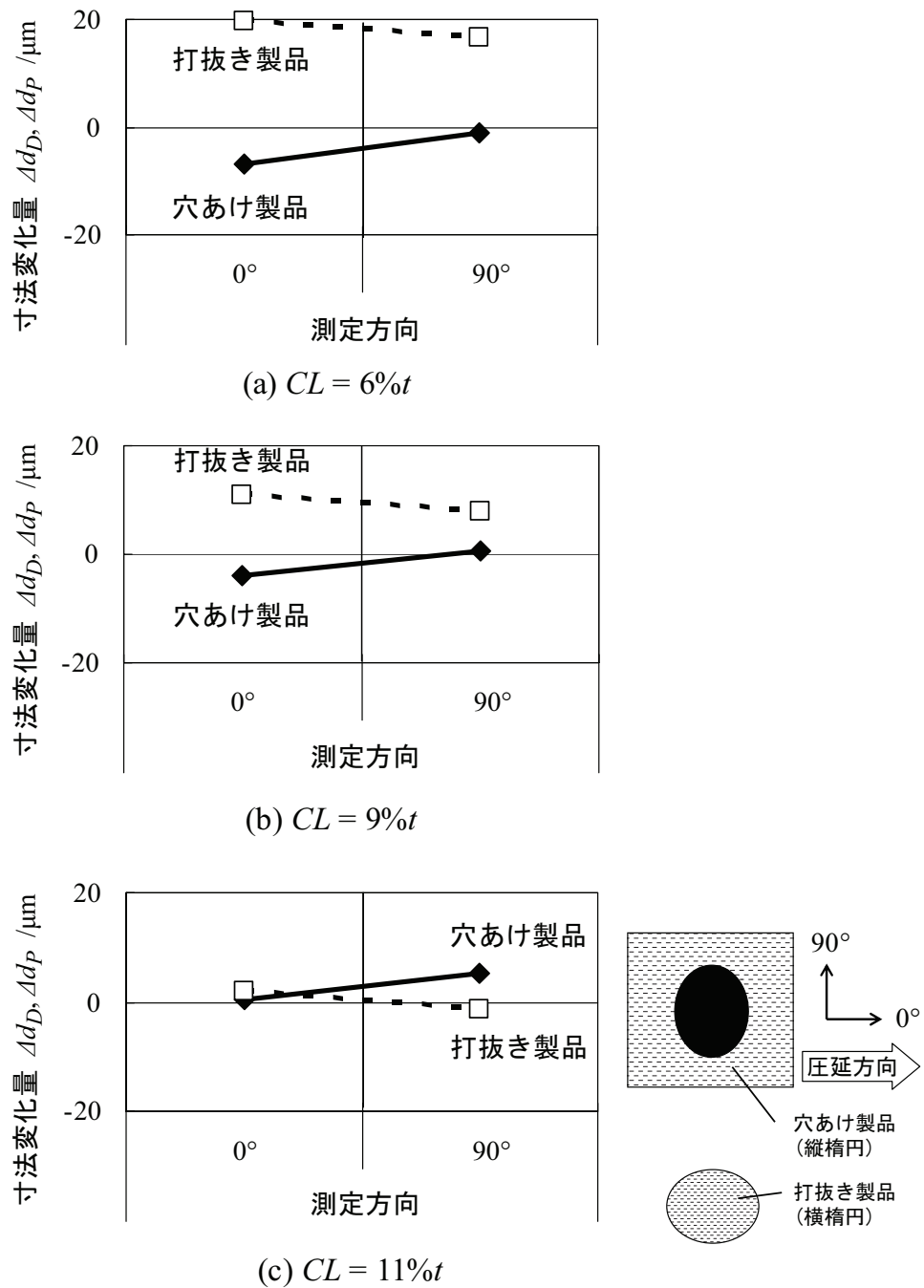
2.5 材料異方性の結果と考察

2.5.1 逆押え無し実験結果

逆押え無し状態では拘束条件に異方性がないので、材料異方性の影響だけが結果に出てくると考えられる。クリアランス 6, 9, 11% t における丸穴打抜き加工の結果を Fig.2.10 に示す。縦軸は、工具寸法基準の製品寸法変化量を示す。クリアランスの増加とともに、穴あけ製品はマイナス側からプラス方向へ、すなわち内径が大きくなり、打抜き製品はプラス側からマイナス方向へ、すなわち外径が小さくなっていく。

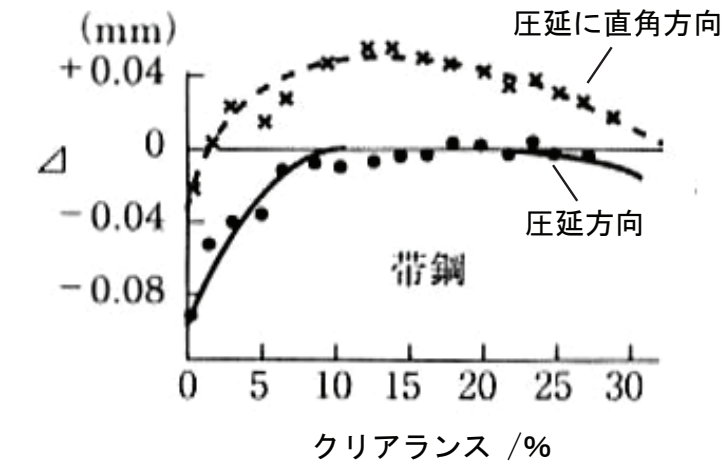
0° と 90° の寸法差には相違がある。その傾向は材料異方性に起因したものであると思われる。圧延方向を横にして見ると、穴あけ製品では 0° が小さく、90° が大きいため縦長の楕円、すなわち縦楕円となり、クリアランスに関係なくこの傾向は同じである。打抜き製品は 0° が大きく横長の楕円、すなわち横楕円となり、こちらもクリアランスに関係なくこの傾向は保たれる。したがって、打抜き製品と穴あけ製品はクリアランスの大きさによらず正反対の楕円形状を示している。これは前田らが定性的に示した帯鋼の製品寸法変化の傾向^{28,29)}と一致している。(Fig.2.11)

0° と 90° の寸法差は何れのクリアランス条件でも 10 μ m 以下であった。Fig.2.12, 2.13 はそれぞれ CNC 画像測定機による穴あけ製品と打抜き製品の寸法変化のプロファイルであるが、この縦楕円及び横楕円傾向を視覚的に理解することが出来る。

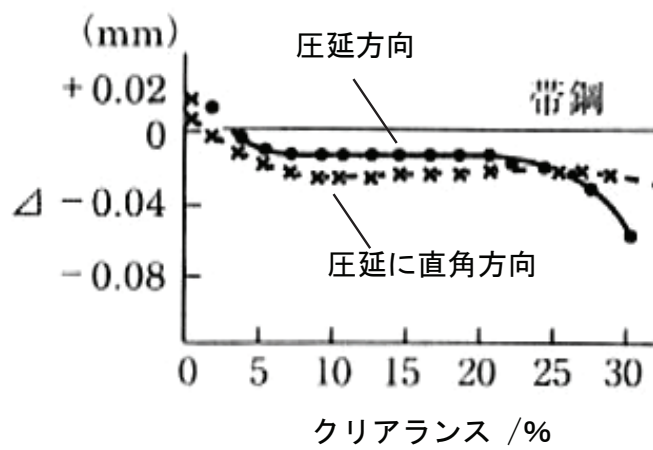


- ・ 穴あけ製品寸法変化量 $\Delta d_P = \text{内径寸法} - \text{Punch寸法}$
- ・ 打抜き製品寸法変化量 $\Delta d_D = \text{外径寸法} - \text{Die寸法}$

Fig. 2.10 工具寸法基準の寸法変化量 (板押え有り, 逆押え無し)



(a) 穴あけ製品の寸法変化



(b) 打抜き製品の寸法変化

Fig. 2.11 打抜き後製品の寸法変化 (●圧延方向, ×圧延直角方向) (12, 29)

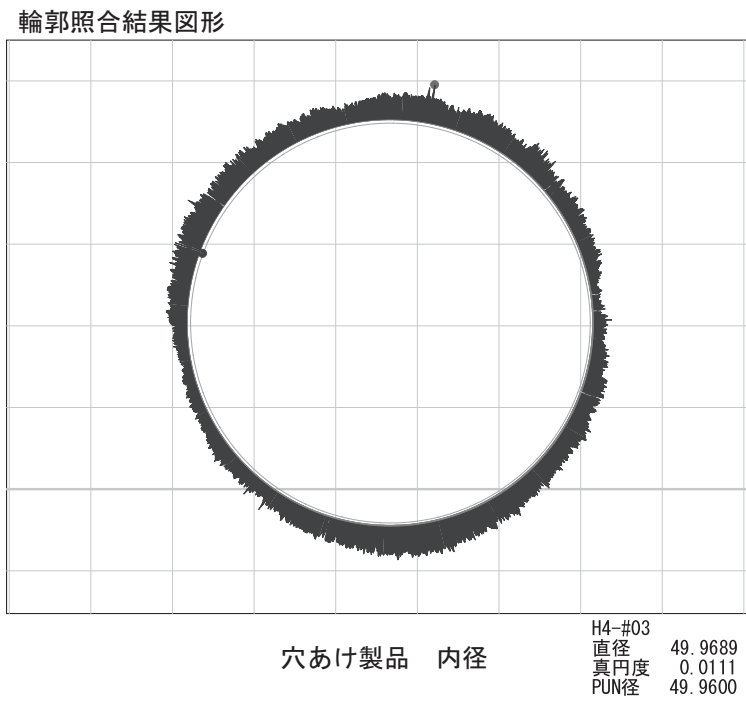


Fig. 2.12 CNC 画像測定機による穴あけ製品寸法変化プロファイル

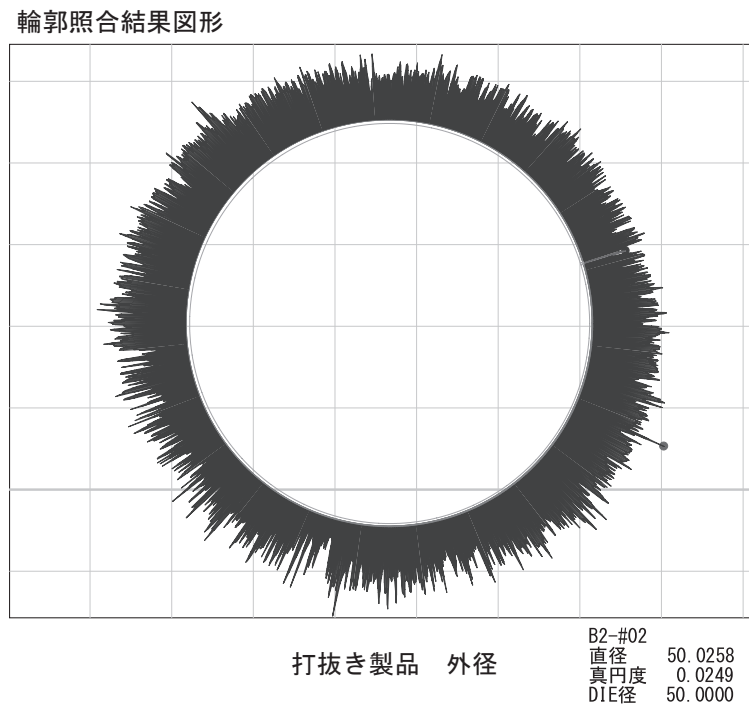


Fig. 2.13 CNC 画像測定機による打抜き製品寸法変化プロファイル

2.5.2 楕円化傾向分析

打抜き刃物が変形しない場合、せん断分離のための力は材料の変形強度や破壊発生ひずみに依存すると考えられる。方向によって材料の変形量が異なるのは、①加工硬化の異方性や②材料の破断ひずみ（圧延方向に伸びた介在物）が有るためであると考えられる。この内①について考えると、Fig.2.14 は Table2.1 の機械的異方性を応力ひずみ曲線で示したものであるが、T.D.の方が高い強度と伸びを示すことが分かる。ここで、弾性ひずみ ϵ^e を含む全ひずみが等しいとき、降伏点や引張強さの小さい方が、塑性ひずみ ϵ^p が大きくなることから、最終的には R.D. の塑性変形量、すなわち寸法変化量が大きくなると考えられる。したがって、機械的性質の差が寸法差に現れるといえる。

打抜き製品と穴あけ製品は正反対の傾向になる原因は、 0° と 90° の機械的異方性に加え、寸法変化の方向が異なるためであると考えられる。穴あけ製品は打抜き時にパンチ中心側へ狭まる方向に変形するため、R.D., すなわち 0° が小さくなって縦楕円になる。一方、打抜き製品は打抜き時に外に広がる方向に変形するため、R.D., すなわち 0° が大きくなって横楕円になる。これらのメカニズムを Fig.2.15 に図示する。

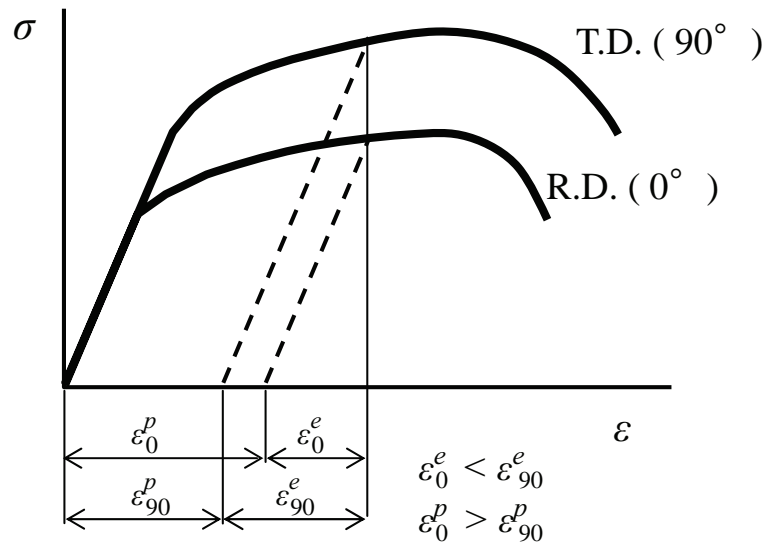


Fig. 2.14 応力ひずみ線上の塑性ひずみの比較

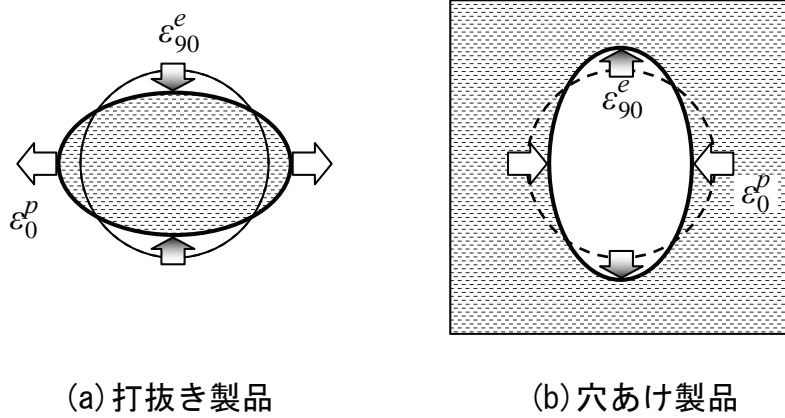


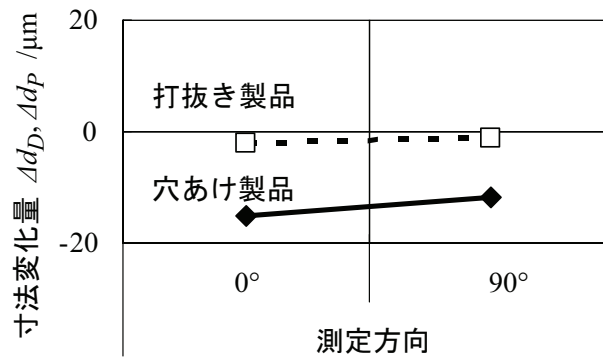
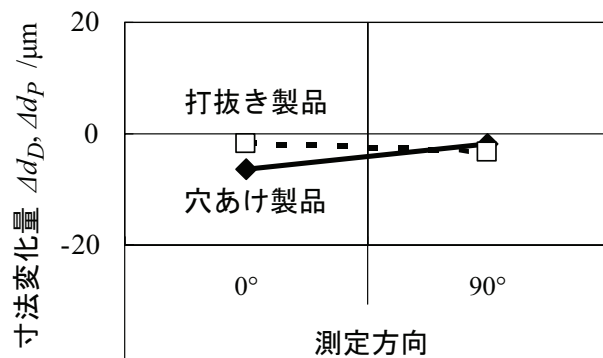
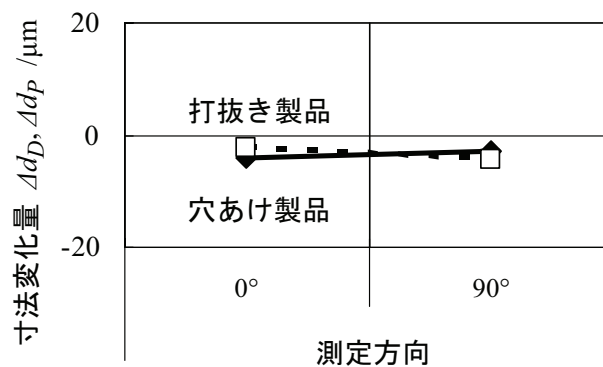
Fig. 2.15 塑性変形方向の差による形状の違い

2.6 拘束異方性の結果と考察

2.6.1 逆押え有り実験結果

逆押え有り条件における、クリアランス 6, 9, 11% t における丸穴打抜き加工の結果を Fig.2.16 に示す。縦軸は、工具寸法基準の製品寸法変化量を示す。クリアランスの増加とともに、穴あけ製品はマイナスからゼロ付近へ変化し、逆押え無しの時と同様に、内径が大きくなった。打抜き製品はゼロ、すなわち DIE 寸法付近でほとんど変化しなかった。

0° と 90° の寸法差については、穴あけの場合は逆押え無しの時と同様に、0° が小さく縦楕円となっている。クリアランスに関係なくこの傾向は同じである。打抜きの場合は 0° も 90° もほとんど寸法変化しないため、どのクリアランスにおいても、真円形状の打抜きが出来ている。これらの結果は、拘束条件によって寸法変化量に変化があることを示しているが、一旦寸法変化が起こると前述の機械的異方性の影響で方向によって寸法差が生じるといえる。

(a) $CL = 6\%t$ (b) $CL = 9\%t$ (c) $CL = 11\%t$

- ・ 穴あけ製品寸法変化量 $\Delta d_p = \text{内径寸法} - \text{Punch寸法}$
- ・ 打抜き製品寸法変化量 $\Delta d_D = \text{外径寸法} - \text{Die寸法}$

Fig. 2.16 工具寸法基準の寸法変化量 (板押え有り, 逆押え有り)

2.6.2 寸法変化と楕円化の傾向

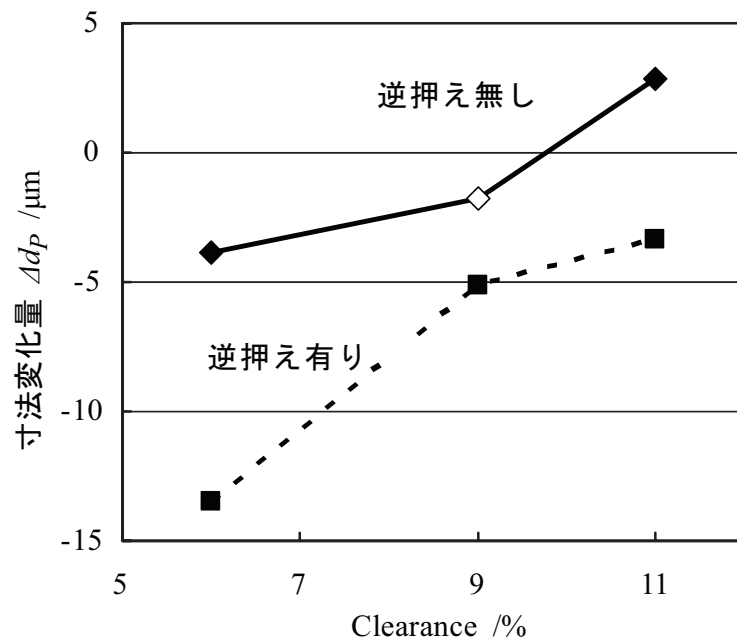
Fig.2.17 は 0° と 90° の寸法変化量の平均値をクリアランスに対してプロットし、逆押え有り無しを比較したものである。逆押えがある場合、穴あけ製品は拘束力が上昇し、跳ね上がりが防止されるため、打抜き時の曲げモーメント過大になり、弾性回復量が増えるため穴がより小さくなると考えられる。

打抜き製品はクリアランスに因らず寸法変化が小さいが、逆押えにより打抜き時のわん曲がほとんど無くなるため、応力開放後の寸法変化が小さいと考えられる。その結果、材料異方性にて生じた楕円の影響も小さくなっている。

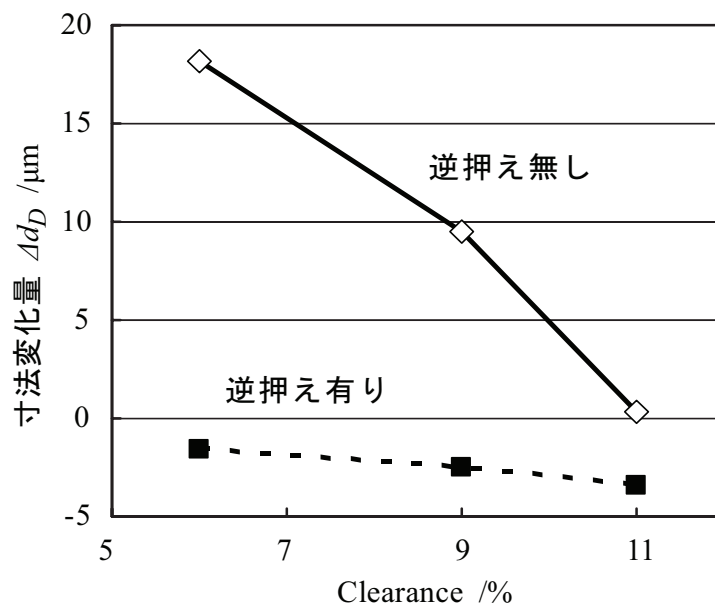
Fig.2.18 は打抜き製品外縁部の観察画像である。逆押え無しではわん曲の影響により、Punch 刃先近傍の端面に接する部分に圧痕が観察された。一方、逆押え有りでは圧痕は観察されず、わん曲が起きていないことが確認できる。

一般に加工中は型内にあるため、せん断面は板面に対し垂直であるが、加工後に型外に出るとせん断面は斜めに傾き、そして外形寸法も大きくなる。打抜き製品を型外に取り出した時のせん断面の傾き角を測定し、スプリングバックの大きさをせん断面の垂直度にて評価したものを Fig.2.19 に示す。

逆押えありでは傾き角は何れのクリアランスでも 0.5° 以下であり、ほとんどスプリングバックが起きていない。この結果、Fig.2.16 で示したように打抜き製品の寸法変化がとて小さくなったと考えられる。一方、逆押えなしでは各クリアランスで傾き角は $3\sim 4^\circ$ になっておりスプリングバックが起きていることを示している。したがって、型内でのわん曲部分が弾性回復することで寸法が変化していると考えられる。



(a) 穴あけ製品



(b) 打抜き製品

- ・ 穴あけ製品寸法変化量 $\Delta d_P = \text{内径寸法} - \text{Punch寸法}$
- ・ 打抜き製品寸法変化量 $\Delta d_D = \text{外径寸法} - \text{Die寸法}$

Fig. 2.17 逆押え有り無しの比較 (0° と 90° の平均値)

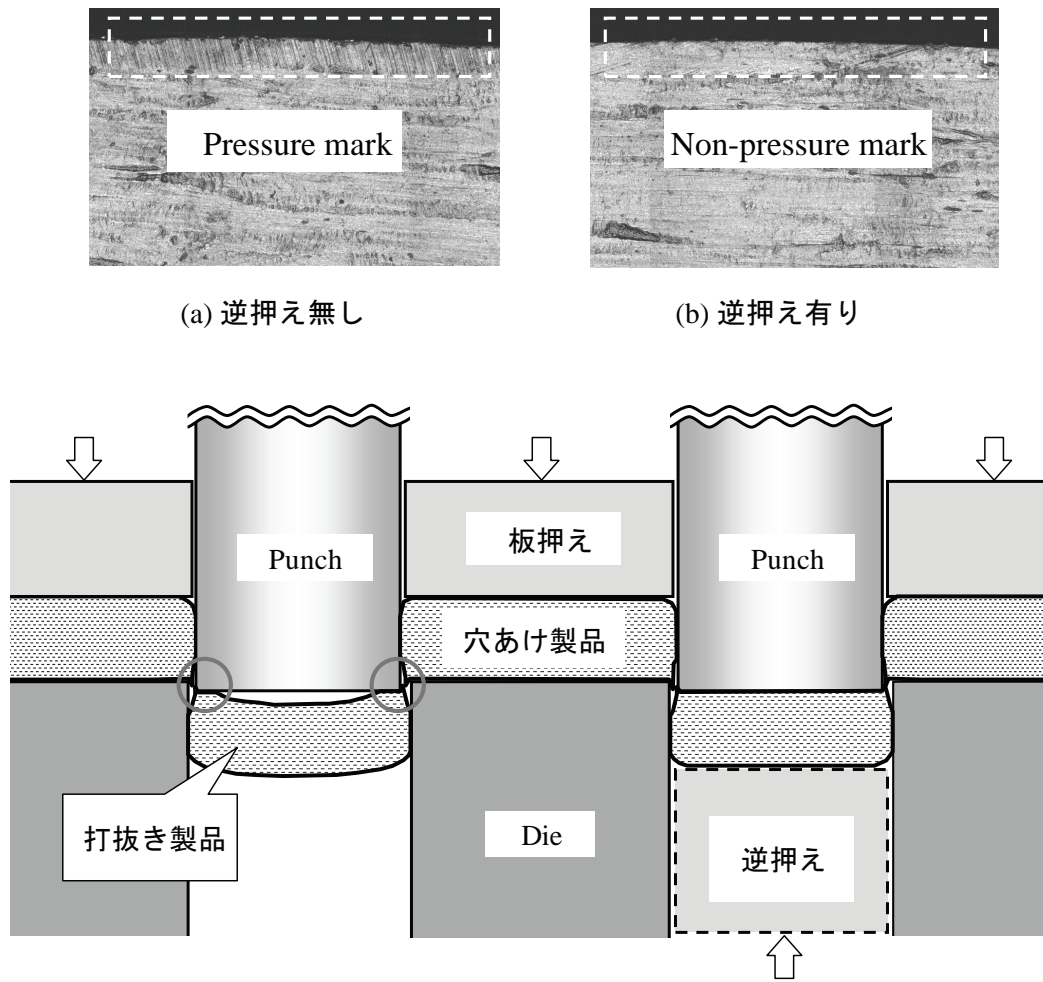


Fig. 2.18 打抜き製品の圧痕 (クリアランス 6%)

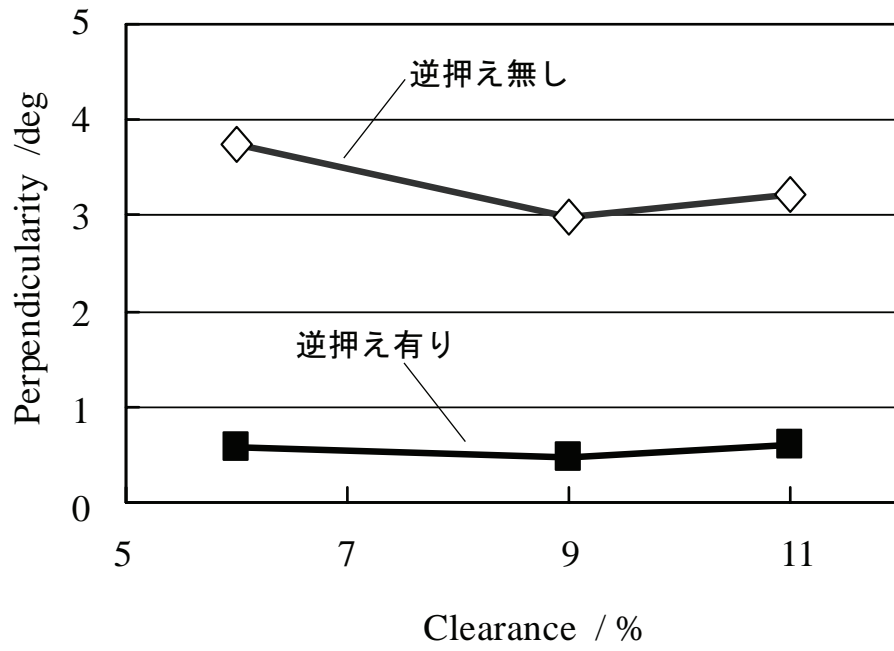


Fig. 2.19 打抜き製品のせん断面の垂直度

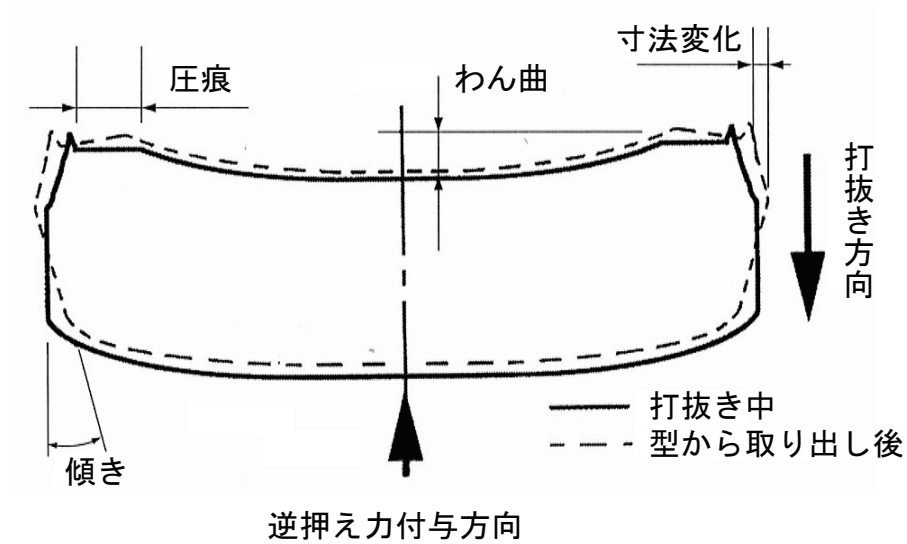
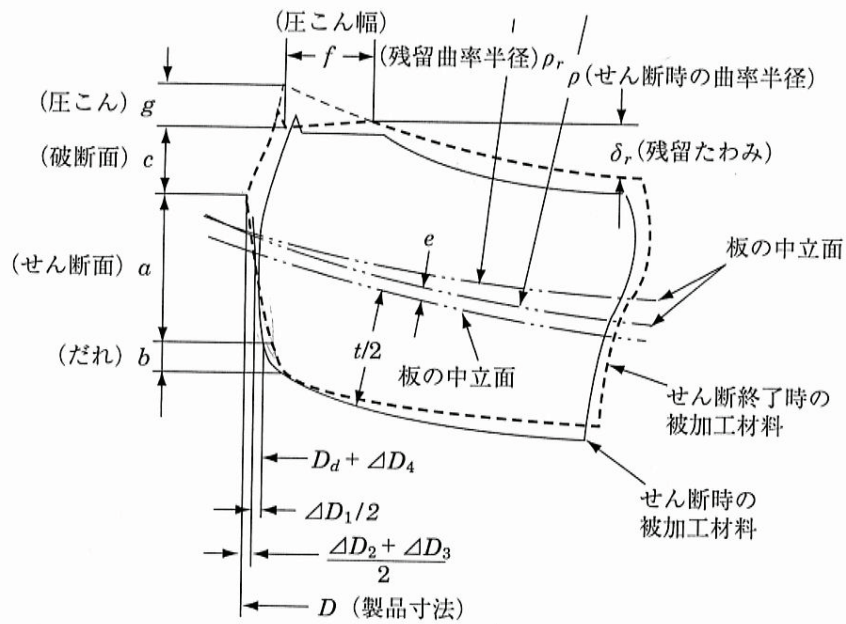


Fig. 2.20 スプリングバックによる打抜き品の形状と寸法の変化¹¹⁾



$$D = D_d + \Delta D = D_d + \Delta D_1 + \Delta D_2 + \Delta D_3 + \Delta D_4$$

D_d : ダイス寸法

ΔD : 寸法変化

ΔD_1 : 中立面の曲げのスプリングバックによる寸法変化

ΔD_2 : 中立面の中心面からのずれ e による寸法変化

ΔD_3 : 切口面形状による寸法変化

ΔD_4 : せん断時のダイス穴寸法の変化

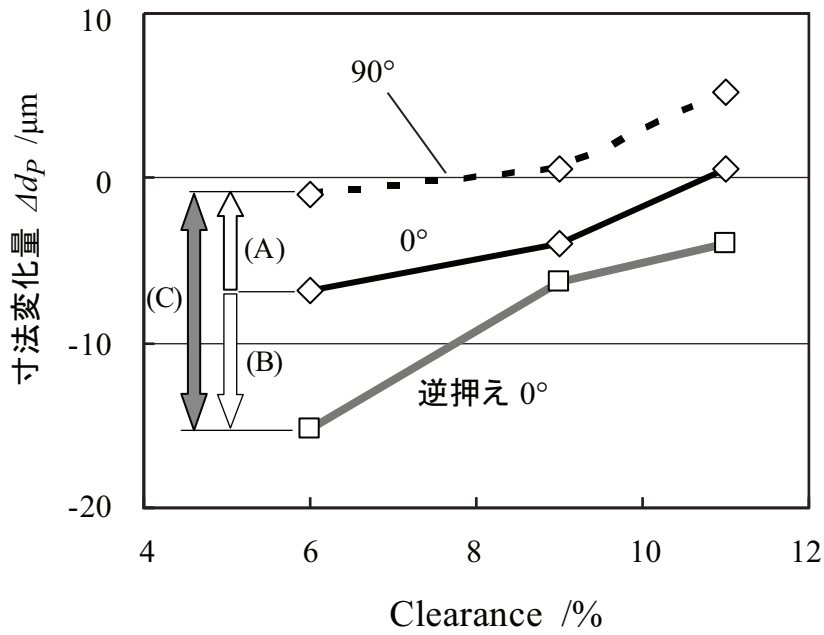
Fig. 2.21 打抜き品の寸法精度²⁸⁾

2.7 材料異方性と拘束異方性の組合せ

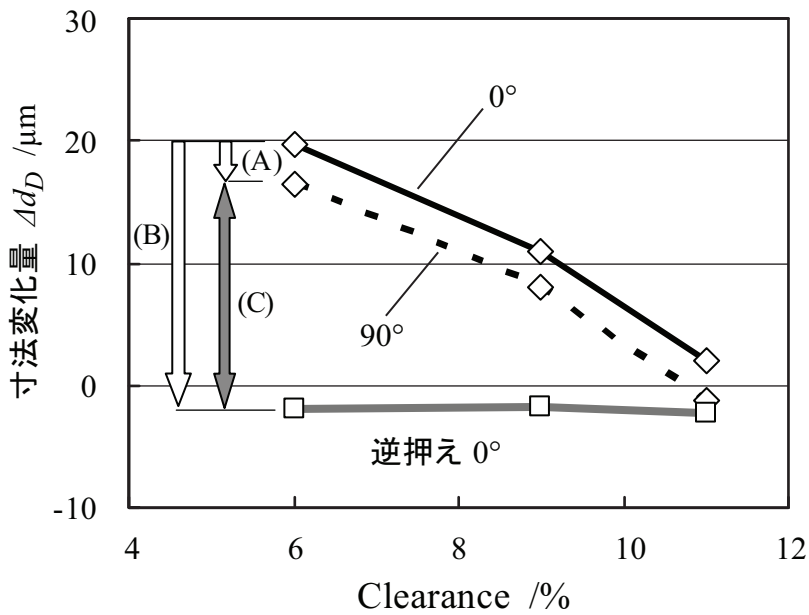
順送り金型のような 0° と 90° の拘束状態が異なる条件の楕円傾向について検討する。Table 2.3 に示したように 0° 方向に拘束があり、 90° 方向に拘束が無い条件を想定し、材料異方性結果に逆押え拘束の結果を材料送り方向に適用すると、組み合わせた異方性結果として Fig. 2.7 が得られた。そして図中に示すように、楕円傾向に対する材料異方性起因部を (A)、拘束起因部を (B) で表現することが可能となる。

Fig. 2.7 によると異方性の組み合わせによる寸法変化の作用は、穴あけ製品では (A) と (B) の和で表される。したがって、材料送り方向に拘束が働くことによって寸法変化量が大きくなることが予想され、楕円傾向も大きくなると考えられる。一方、打抜き製品では寸法差は (B) と (A) の差で表され、拘束によって 0° が変化しなくなることから楕円傾向が増進される。

したがって、打抜き製品も穴あけ製品も拘束条件次第で楕円化が進むことが確認でき、例えば順送り金型においても、被加工材の拘束条件は楕円化の重要な因子であるといえ、製品寸法と楕円傾向に大きな影響を与えていると推察される。



(a) 穴あけ製品



(b) 打抜き製品

- ・ 穴あけ製品寸法変化量 $\Delta d_P = \text{内径寸法} - \text{Punch寸法}$
- ・ 打抜き製品寸法変化量 $\Delta d_D = \text{外径寸法} - \text{Die寸法}$

Fig. 2.22 材料異方性と拘束異方性の組合せ評価

(A) 材料異方性起因部, (B) 拘束起因部

2.8 まとめ

簡易的な丸穴打抜き試験により，製品寸法に対する，材料異方性と拘束異方性の影響を調査したところ，以下の結果を得た．

1. 楕円化現象には材料異方性起因部と拘束異方性起因部が存在すると考えられる．
2. 打抜き製品と穴あけ製品で 楕円傾向が逆になる．
3. 材料異方性起因部は，機械的性質の異方性によって説明することが出来た．
4. 拘束条件も製品寸法変化に影響する．特に打抜き製品はわん曲による変化が大きい．
5. クリアランスが大きくなると寸法変化量が小さくなる．
6. 順送り金型のような方向によって拘束条件が変化する場合，拘束条件が強い方が寸法変化の影響を受け，打抜き製品も穴あけ製品も楕円化が促進すると予想される．

第3章

寸法変化予測モデル

3.1 はじめに

楕円化の原因は丸穴打抜き実験の結果から、金型内の拘束条件や材料異方性などの力学的、材料学的要因による寸法変化の違いによることがわかった。このうち材料異方性については方向によって材料の変形量が異なるのは、①加工硬化の異方性や②材料の破断ひずみ（圧延方向に伸びた介在物）が有るためであると考えられる。この内①については応力-ひずみ曲線を用いると、弾性ひずみを含む全ひずみが等しいとき、降伏点や引張強さの小さい方が、塑性変形量は大きくなることから、圧延方向（ 0° 方向）と圧延直角方向（ 90° 方向）の機械的性質の差が寸法差に現れることをある程度説明することが出来る³⁹⁾。

一方で、応力-ひずみ曲線は一軸引張試験により得られたものであり、本テーマで扱うような円形打抜き加工が、等二軸引張状態に相当すると考えれば、半径方向の応力-ひずみ状態に加えて円周方向の応力-ひずみ状態も寸法変化のメカニズムに影響してくると考えられる。したがって、これらを考慮した詳細な分析が求められる。そこで本章では、円形打抜き加工において真円形状を得るために、FEM 解析によって得られる面内の応力-ひ

ずみ状態から寸法変化を予測する手法を考案した。そしてこの手法を用いて寸法変化因子として、等方性材料におけるクリアランスと塑性異方性係数 r 値の直接的効果を調査した。さらに、解析結果と実験結果の比較により手法の妥当性の確認を行った。

3.2 寸法変化モデル

せん断加工の寸法変化に関わる材料変形を、Fig3.1のような固定梁モデルにより考えることとする。材料が荷重付加により塑性変形したあと破断するとき、破断後は塑性変形した部分は弾性回復の影響を受け、打抜き製品の外径は大きくなり、穴あけ製品の内径は小さくなるのがわかる。

これらを踏まえて、寸法変化の構成因子として、

- [1] 破断のタイミング
- [2] 破断分離位置
- [3] 塑性伸びの大きさ

が挙げられる。これら [1] ~ [3] が 0° と 90° 方向で異なるために寸法変化量に差が生じ、楕円化が起こるものとし解析手法を決定した。

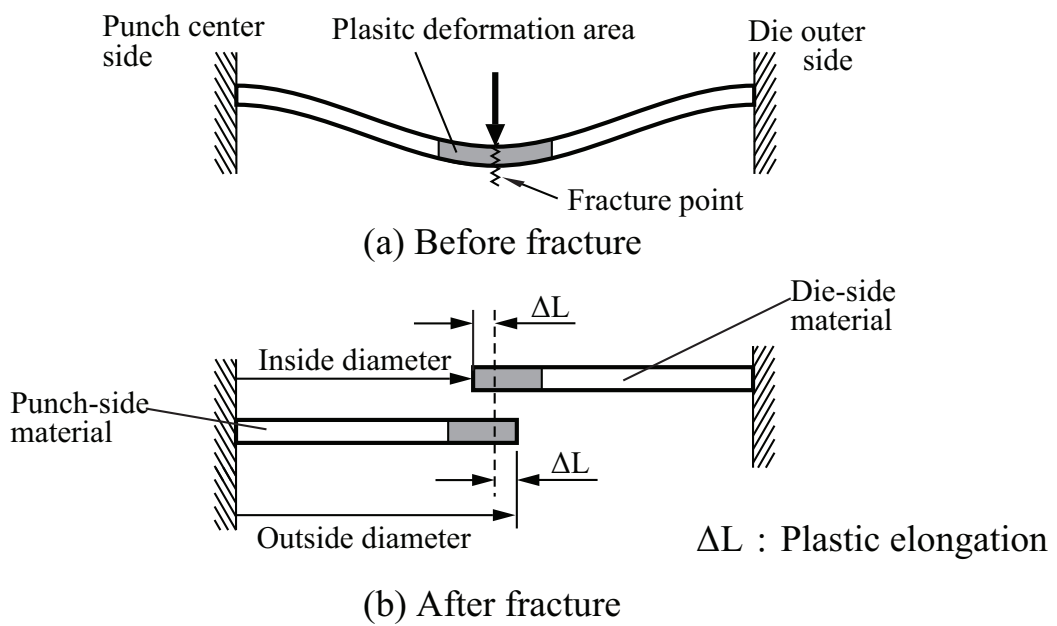


Fig. 3.1 The model of dimensional change using fixed beam

3.3 解析方法

本研究では、HyperWorks の解析コードである RADIOSS を用いて、せん断加工のシミュレーションを行なった。RADIOSS は独自の定式化によりシェル要素の面内回転自由度を考慮することで、精度向上を図った陽解法有限要素ソルバーである。これより塑性変形中の材料挙動を推定し、円形打抜き加工における製品寸法変化量を算出した。

3.3.1 解析モデルと材料定数

解析モデルは被加工材と工具であるパンチ、ダイおよび板押えの4つのコンポーネントで構成される。Fig.3.2 に解析に用いた打抜きモデルの概略図を示す。パンチ及びダイの刃先部には、解析において刃先近傍要素の工具への侵入を防止するために刃先半径 R を設け、 $R_P = R_D = 0.07\text{mm}$ とした。 d_P はパンチ直径、 d_D はダイ直径、 t は被加工材の板厚であり、それぞれ $t = 0.35\text{mm}$ 、 $d_D = 50.000\text{mm}$ で固定し、パンチ直径 d_P を変化させることによってクリアランス CL を変化させた。今回、 CL は板厚比 5%~12% の範囲で解析を行った。

被加工材は面内異方性を考慮した3次元直交異方性シェル要素の弾塑性体を用い、アダプティブメッシングを使用した。メッシュは CL 部に近づくほど細かく設定し、メッシュサイズは最小で $12.5\ \mu\text{m}$ である。工具は剛体として取り扱い、パンチの押込み量は1 step 当たりで板厚の 0.3% の大きさとした。ダイは完全拘束とし、板押え圧力 p には材料が跳ね上がらない程度の $1.75\ \text{MPa}$ を付加した。

被加工材には $70\text{mm} \times 70\text{mm}$ の JIS35A300 相当の無方向性電磁鋼板を用いた。

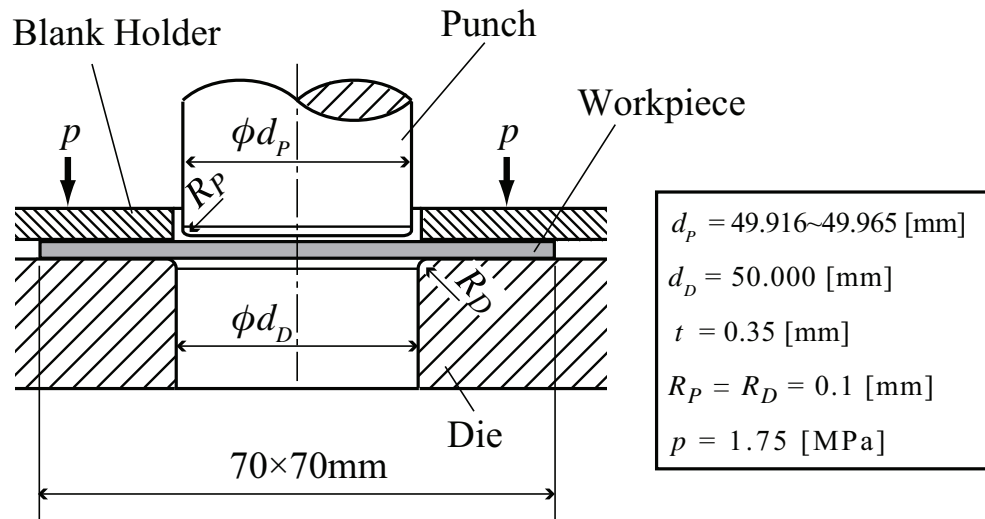


Fig. 3.2 Schematic view of blanking model

Table3.1 に解析に用いた被加工材の機械的性質を示す。材料異方性を考慮した解析には、圧延方向に対する 3 方向の引張試験データを用いた。ここで、加工硬化指数と呼ばれる n 値は板の成形性などでは重要な指標となるもので、応力-ひずみ曲線を $\sigma = F\varepsilon^n$ で近似したときの指数である。また、このときの係数を F 値と呼ぶ。 n の値は $0 < n < 1$ の範囲にあり、応力-ひずみ曲線でみて応力の上昇度合の大きい材料では n 値は大きくなるが、Table3.1 によると n 値、 F 値ともに 3 方向で大きな変化はないことがわかる。

本解析に入る前に、等方性材料モデルを用いて円形打抜き加工の解析を行ったところ、寸法変化に及ぼす σ_y 、 F 値、 n 値の影響は小さかった。そこで、本解析においては、塑性伸びへの影響が大きいと予想される r 値のみを異方性パラメータとして使用することにした。

Table 3.1 Material properties of 35A300

Young's modulus E / GPa	206		
Poisson's ratio ν / -	0.30		
Angle for rolling direction	0 °	45 °	90 °
Yield Stress σ_y / MPa	327	340	334
F value / MPa	766	780	829
n value	0.223	0.210	0.231
r value	0.83	0.55	1.17

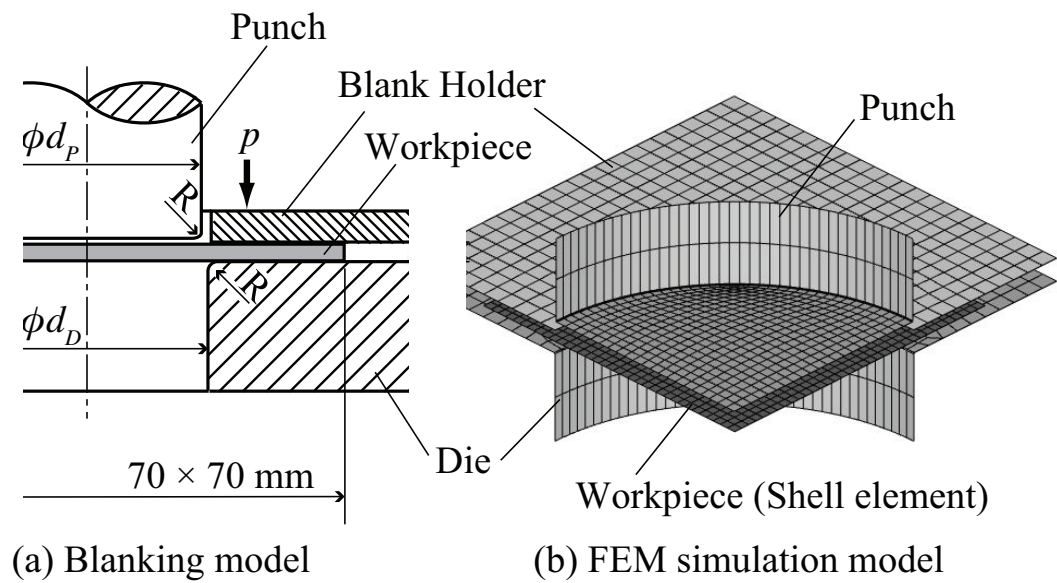


Fig. 3.3 Analysis model of circular blanking process

3.3.2 HyperWorks 及び RADIOSS について

HyperWorks

本研究では、モデリングとアセンブリ、シミュレーション、概念設計、ロバスト設計及び最適化、設計解析、可視化とレポート作成等を行うアプリケーション群及び非線形有限要素ソルバ RADIOSS を統合した CAE アプリケーションツールキット”HyperWorks10.0”を使用した。

HyperWorks10.0 では主として、有限要素メッシング及びモデリングを行う CAE 解析モデルビルダー”HyperMesh”，インクリメンタル成形解析として HyperMesh のカスタマイズされた形状操作及びメッシュ機能が組み合わされ、シートメタルフォーミングシミュレーションにおいて有効な有限要素ベースのソフトウェア”HyperForm”，ポスト処理とデータ解析を行う相好ビジュアライゼーションシステム”HyperView”を使用し、さらに非線形有限要素解析ソルバ”RADIOSS”を使用して計算処理を行う。

RADIOSS は動的陽解法を用いて解析を行う。動的陽解法とは、時間とともに進行する変形を中央差分（反復解法ではない陽的な時間積分）を用いてこれを計算し、外力と内力がほぼ一致する条件を満足する変形を求める手法である。これにより、動的陽解法は時間増分ステップ内での繰り返し計算を行わないために 1 ステップ毎の計算時間は非常に短くなり、解も確実に得ることができる。しかし、1 ステップの時間増分を 1/100 秒程度の非常に小さい秒に抑えなくてはならず、1 秒間かかる変形過程をシミュレートするためには百万ステップも必要となる。

RADIOSS

RADIOSS は時間積分法として陽的積分を採用しており、連続体あるいは構造物のきわめて難度の高い非線形解析を行うことができ、静解析と過渡応答を対象とした非線形、構造、流体連成解析のための有限要素法プログラムである。また、自動アダプティブメッシュ機能によって、きわめて非線形性の強い問題においても高精度かつ安定して解析を行うことを可能としている。

RADIOSS は、以下のような解析に適している。

- 塑性加工（板成形、ブロー成形等）

異方性材料、高精度低減積分要素、自動接触判定等の機能を用いる事ができる。

- 大変形問題（押出し加工、鍛造加工等）

SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics) により、形状が大きく変わるような問題も、メッシュのつぶれ、時間ステップの落ち込みなく解析する事ができる。

- 衝撃問題（衝突、運転席の安全解析等）

自動車・列車・航空機の衝突安全、各種機器の落下衝撃などに広く使用されている。

- 機構解析

曲面接触機能により、より正確な接触反力計算を行うことができる。また、フレキシブルボディ法により、塑性変形しない部分の自由度を落とすことで、長時間の振動応答問題も効率よく処理することができる。

- 構造・流体連成問題（自動車サイドミラーの風切音解析等）

ALE 陽解法により、圧縮性流体、構造の連成問題を解く事ができる。また、高周波

流れ場と、それによる構造物の振動変形、さらに構造変形に伴う流れ場の変動を、
統一的に同時に解く事が可能.

- 流体騒音（遠心ファンの流れ騒音解析等）

圧縮性 LES 乱流モデルにより、マイクロ秒オーダーの時間ステップで圧縮波の伝
播と流れ場を同時に解き、騒音発生とそこからの音場を求めることが可能.

さらに、移動境界、スライディングメッシュも可能であるため、ファンなど回転物
の騒音解析にも適用できる.

解析手順

HyperWorks10.0 のユーザーインターフェイスは、Fig.3.4 に示すようなメニュー、アイコン、プロジェクトエクスプローラ、グラフィクス領域で構成されている。まず、解析手法のおおまかな分類として (1) プリプロセッサ、(2) ソルバを用いた計算処理、(3) ポストプロセッサに分けられ、本研究では以下のような手順により解析を行う。

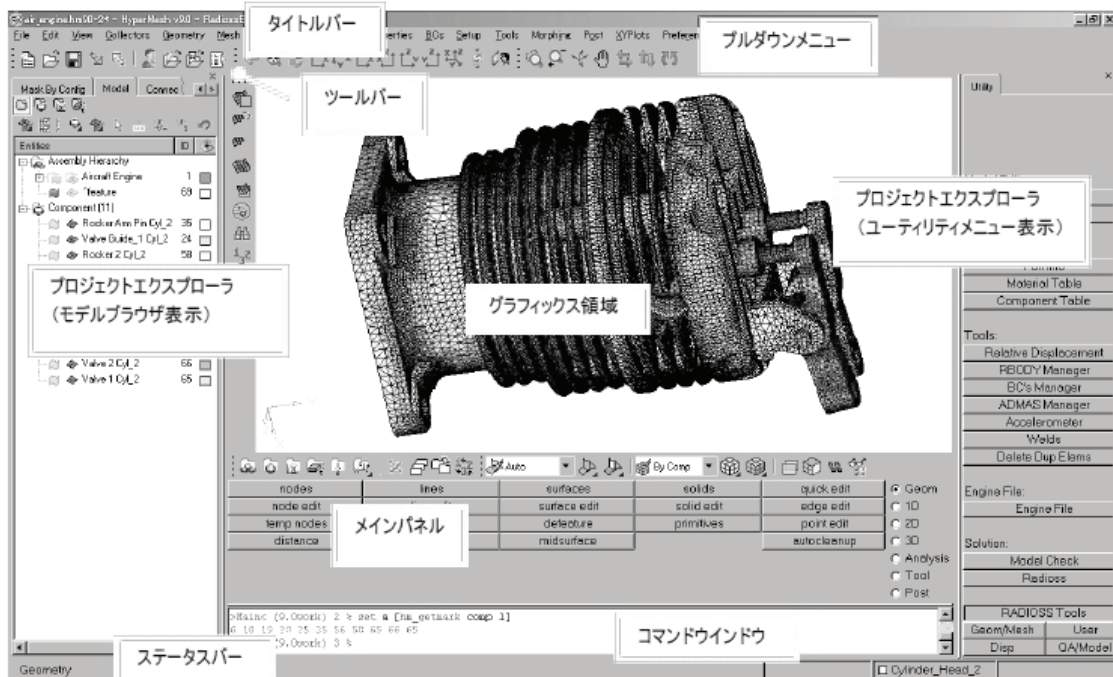


Fig. 3.4 ユーザーインターフェイス

1. プリプロセッサ (モデルの作成)

(a) 設計, 形状データの作成

3D-CAD ソフトウェア : CATIA を用い形状データを作成する。Altair HyperWorks 内においても形状データの作成は可能であるが、2次元、軸対称、3次元のいずれかになり、複雑形状である場合には他の CAD ソフトにて作成

し、そこからインポートして使用する必要がある。

(b) モデリング

メッシャー HyperMesh を用いてメッシュの作成， Manufacturing Solution の中に含まれる HyperForm を用いて材料特性や解析条件の定義を行い，形状データにそれぞれ材料特性や解析条件を割り当てる。

i. メッシュ作成

インポートした形状データをメッシュ可能領域に分割し，メッシュを作成する。また，節点や要素の重複等のエラーが生じてないかチェックする。

ii. セクション

板厚，要素の種類（シェル要素，直交異方性シェル要素，トラス要素，ソリッド要素等），シェル，直交異方性シェル要素の種類（BT 要素，QBAT 要素，QEPH 要素），板厚方向積分点数等の設定を行う。

iii. マテリアル

形状データに割り当てる材料則（弾性体，Johnson-Cook の弾塑性材料，Hill の弾塑性直交異方性材料等）や材料特性値を作成する。密度，ヤング率，ポアソン比，応力-ひずみ曲線等の設定を行う。

iv. コンポーネント

形状データにセクション及びマテリアルで作成した材料特性を割り当てる。要素の再分割を行うか選択する。

v. 工具タイプのコンポーネントを更新

パンチ，ダイ等の工具を剛体として一括で設定する。

vi. 境界条件

計算コストを抑える為にモデルの対称性を利用し 1/2 モデルや 1/4 モデルで解析を行う。そのための拘束条件の設定を行い対称面の設定を行う。

vii. 速度

工具の加工速度やステップ数、アニメーションファイル数の設定を行う。

viii. 荷重

工具に与える荷重の設定を行う。

ix. 接触条件

各工具と被加工材との摩擦条件の設定を行う。

2. ソルバを用いた計算処理

非線形有限要素法解析システム RADIOSS を用いて計算処理を行う。RADIOSS では Starter と Engine に分類されており、Starter ではモデルチェック、エラーとワーニングのチェック等を行う。Engine では計算の実行、計算結果ファイルの作成、計算の詳細の作成を行う。

3. ポストプロセッサ（結果の視覚化）

解析結果の評価を行う。HyperView ではアニメーションの読み込みや選択された変数（応力、ひずみ、板厚変化等）を表示する。

3.3.3 r 値について

板材の引張試験を行い，幅方向と板厚方向の対数ひずみ ε_w と ε_t を求め，両者の比を式 (3.1) で表したものを塑性ひずみ比，塑性異方性係数または r 値と呼んでいる。

$$r = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} = \frac{\ln \frac{w}{w_0}}{\ln \frac{t}{t_0}} \quad (3.1)$$

これは Fig.3.5 に示すように板幅方向と板厚方向における塑性ひずみの違い，すなわち板厚異方性を示す材料特性値であり， n 値と同様に板材の成形性に及ぼす重要な因子である。

等方性材料では，引張方向にある一定のひずみ ε_l を与えた場合，板幅方向のひずみ ε_w と板厚方向のひずみ ε_t とが等しいので $r = 1$ となる。しかし，1.4 節に示したように電磁鋼板のようなある特定の結晶方位が圧延方向に揃ったいわゆる集合組織を有する材料では，板幅方向よりも板厚方向が大きい場合 ($r < 1$) と，逆に板幅方向のほうが板厚方向の変形よりも大きい場合 ($r > 1$) とがある。

r 値は引張試験片の採取方向によって異なった値となる。アルミニウムや銅では 45° 方向の r 値が最も大きい，鋼板では 45° 方向の r 値が最小になる。このように圧延方向からの角度によって板面内の方向によって性質が異なるためであり，このような異方性は板面異方性と呼ばれている。また，一般には 0° と 90° 方向の r 値に大きな差が見られず， 45° がこれらとかなり異なった値となり，また，板全体の r 値の評価は式 (3.2) で表され，一般にこの値が大きいと深絞り性は良いとされている。

$$r = \frac{r_0 + r_{90} + 2r_{45}}{4} \quad (3.2)$$

しかしながら、本研究で用いた無方向性電磁鋼板 35A300 は Table3.1 に示したように 45° はもちろん、0° と 90° もかなり異なった値を示しているのが特徴である。本研究ではこの r 値の 0° と 90° の面内異方性に着目し、特に r 値が異方性パラメータとなりうるかについて検討を行っているが、このような特性を背景にしている。

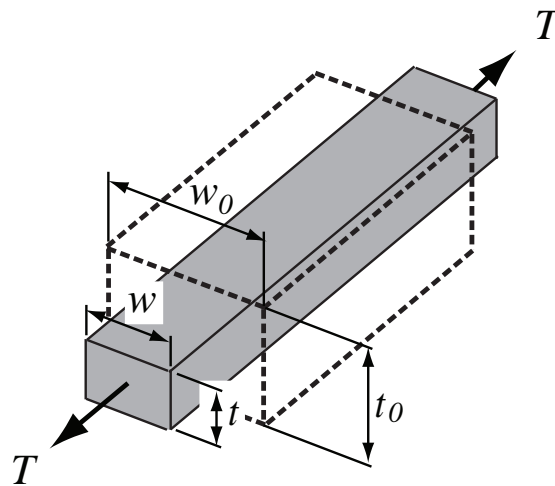


Fig. 3.5 板の単軸引張

桑原によると、Hill の降伏曲面に従うと、深絞り加工限界を向上させるためには、フランジ部の変形抵抗に比べてパンチ肩近傍（荷重負担部）の材料強度を相対的に高めることが重要であり、 r 値が大きい材料はこのような要求を満足するものであるとしている^{11,40)}。これは Hill らによって示される Fig.3.6 のような r 値による降伏曲線の変化と深絞り加工への要求特性が見事に一致するからである。本研究ではせん断加工を取り扱うため、深絞りとは異なるが、等二軸引張の形態で応力が推移すると考えられ、この r 値と降伏曲面の変化の関係を参考に考察を行なった（3.6.1 参照）。

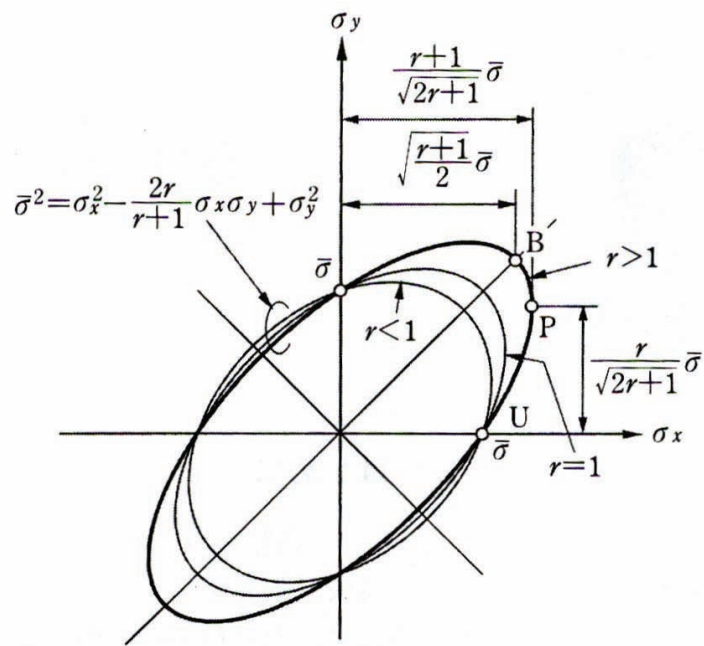


Fig. 3.6 Hill の 2 次降伏曲面 (面内等方性, 平面応力) 40)

3.4 寸法予測手法

3.4.1 破断位置の求め方

実際のせん断加工は塑性変形を主体とする非定常変形であり、変形過程中的応力やひずみを実測することが難しく、加工限界や製品の品質を正確に予測することは非常に困難である。そのため最近では、せん断加工の現象に有限要素法 (FEM) シミュレーションを有効に適用するための研究が活発に行われている^{19,41-43)}。

せん断加工のシミュレーションでは材料の分離現象を表現するのが困難であるため、メッシュを消すあるいは要素境界を分離させる等の方法が提案されている¹⁸⁻²⁰⁾。しかしながら、これらの方法では打抜き後の製品寸法がメッシュサイズによって大きく変化してしまうため、精度良い寸法変化の予測が困難である。本研究では、簡易的な計算によって寸法変化の傾向を把握することを目的としており、これらの方式は採用せず、メッシュサイズが寸法変化に極力影響しないようにするため、破断が起きる直前までを計算した。破断のタイミングは式 (3.3) に示す加工中の最大主応力履歴を考慮した積分型延性破壊条件式である Cockcroft & Latham の式を用いて決定した⁴⁴⁾。

$$D = \int \sigma_{max} d\varepsilon_{eq} \quad (3.3)$$

ここで、 σ_{max} は最大主応力、 ε_{eq} は相当ひずみ、 D はダメージ値で材料固有の限界値であり、 D がしきい値 D_f に達したときに破壊する。しきい値 D_f は本来であれば正確な値^{45,46)}、を用いるべきであろうが、本研究では簡易的な手法で寸法変化を導くことを目的としており、全体的な解析精度を考えると、しきい値の精度は重要でないと判断した。

そこで今回は D_f の決定には、式 (3.3) は成形限界予測結果と一致するという報告がある⁴⁷⁾ ことから、以下の方法を用いた。

- 手順 1

解析ソフト HyperWorks の成形限界予測機能を用いて、各解析ステップでのひずみの等高線図を表示し、破断と認識された解析ステップと破断位置（節点座標）を記録する。この成形限界予測機能では、材料情報として n 値の 3 方向平均値と初期板厚を入力して解析を行う。

- 手順 2

次に、中立面上で、式 (3.3) を用いて手順 1 で求めた破断位置のダメージ値 D を計算する

手順 1, 2 の解析を、クリアランス $CL=8, 10, 12\%$ の打抜きについて実施したところ、 $D = 70 \text{ MPa}$ 付近でほぼ一定値となったので、この値をこの材料の D_f とした。

D は各節点で求められるが、節点間にある D_{max} の正確な値と位置を求めることはできない。そこで、Fig.3.7 に示すように D_{max} 近傍の 6 点の節点データを用いてスプライン補間を行い、求めた 3 次曲線の極大値 D'_{max} を取る座標を破断位置 x_f とした。スプライン補間については 3.4.3 節で説明する。

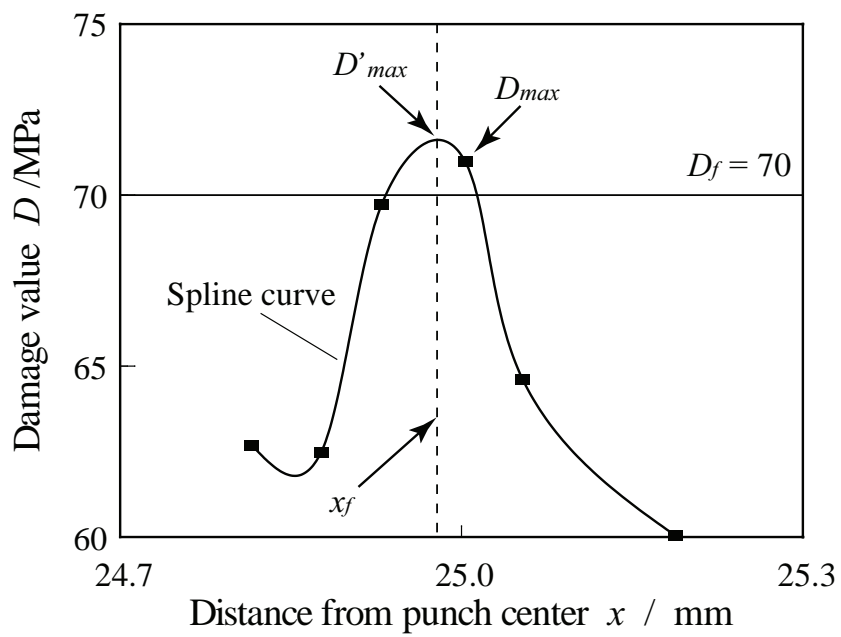


Fig. 3.7 Distribution of damage value D and decision method of separation position x_f

3.4.2 延性破壊条件式について

本研究では延性破壊条件式として Cockcroft & Latham の式を用いた。塑性加工のように比較的大きな塑性変形後に生じる破壊を延性破壊というが、延性破壊の過程は通常、塑性変形の進行とともに非金属介在物や第 2 相粒子と母相金属との境界の剥離、あるいは介在物自体の破壊によって微小孔（ボイド）が発生し、それが成長、合体して破壊に至ると考えられる。詳細にはボイドの成長や合体を考慮した理論などがあるが、塑性加工の分野では延性破壊の条件式が一般の応力状態に適用できる必要があること、また破壊までのひずみで表現されていることが望ましいことなどがあり、履歴を考慮した説が多用される。

これまでのせん断加工に関する有限要素シミュレーションではこの中のうち、以下の式 (3.4) および (3.5) がよく利用されている^{48,49)}。

- 1) 最大主応力の履歴を考慮した説 (Cockcroft & Latham の式)

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \sigma_{max} d\bar{\varepsilon} = D_f \quad (3.4)$$

ここで、 σ_{max} は最大主応力、 $\bar{\varepsilon}$ は相当ひずみ、 $\bar{\varepsilon}_f$ は破壊時の相当ひずみを表し、 D_f は素材材質によって決まる定数である。

- 2) 平均応力（応力の静水圧成分）の履歴を考慮した条件式 (大矢根の式)

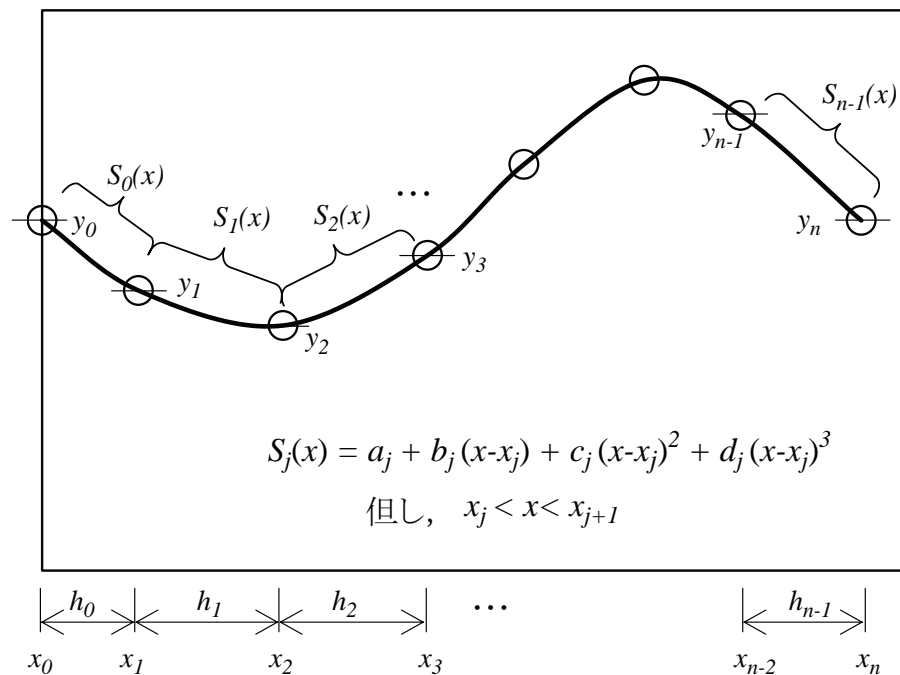
$$\int_{\bar{\varepsilon}_i}^{\bar{\varepsilon}_f} \left(1 + \frac{\sigma_m}{a\bar{\sigma}}\right) d\bar{\varepsilon} = b \quad (3.5)$$

ここで、 σ_m は平均応力、 a, b は材料定数、 $\bar{\varepsilon}_i$ は破壊の核発生時の相当ひずみである。

本研究では Cockcroft & Latham の式 (3.4) を使用している。宅田らによると⁴⁷⁾, Cockcroft らの式による破壊ひずみの計算値は成形限界線の実測値と定性的にも定量的にもよく一致している。そこで、今回使用した解析ソルバー RADIOSS のプリポストプロセッサ HyperWorks に含まれる材料データベースによる成形限界予測結果を利用し、しきい値を定めることにした。予備解析による3水準の割れ予測結果とダメージ値 D を比較したところ、割れ位置は $D = 70$ MPa 付近で一定であったことから、Cockcroft らの式のしきい値を $D_f = 70$ MPa とした。

3.4.3 3次スプライン補間法について

スプライン曲線とは、簡単に言えば $n+1$ 個の点を結ぶ滑らかな曲線の一種である。3次スプライン曲線は、各点と点の間を3次関数で表現し、点での接続が滑らかになるようにしたものである。以下に単純な形のスプライン曲線の生成方法を示す。

Fig. 3.8 $y = f(x)$ 型のスプライン曲線

$x_0 < x_1 < \dots < x_n$ に対して y_0, y_1, \dots, y_n が与えられているとする。 $j = 0, 1, \dots, n-1$ に対して、 $S_j(x) = a_j + b_j(x-x_j) + c_j(x-x_j)^2 + d_j(x-x_j)^3$ は Fig.3.8 に示すように区間 $[x_j, x_{j+1}]$ で定義される関数とする。 $S_j(x)$ が点 (x_j, y_j) と点 (x_{j+1}, y_{j+1}) を通り (=以下の前提条件①, ②), 各関数が滑らかに接続する (=以下の前提条件③, ④) のように係数 a_j, b_j, c_j, d_j を決定する。なお、 $S_j(x)$ 関数を一意に決定するために、以下の前提条件⑤(自然境界)を追加する。この $S_j(x)$ を連結したものが3次

スプライン曲線になる.

前提条件: $j = 0, 1, \dots, n-2$ に対して,

$$\textcircled{1} S_j(x_j) = y_j$$

$$\textcircled{2} S_j(x_{j+1}) = S_{j+1}(x_{j+1}) = y_{j+1}$$

$$\textcircled{3} S'_j(x_{j+1}) = S'_{j+1}(x_{j+1})$$

$$\textcircled{4} S''_j(x_{j+1}) = S''_{j+1}(x_{j+1})$$

$$\textcircled{5} S''_0(0) = S''_{n-1}(x_n) = 0$$

上記前提条件を元に係数 a_j, b_j, c_j, d_j を計算すると以下の通りになる. 但し, $h_j = x_{j+1} - x_j$ である.

$$a_j = y_j \tag{3.6}$$

$$b_j = \frac{a_{j+1} - a_j}{h_j} - \frac{h_j(c_{j+1} + 2c_j)}{3} \tag{3.7}$$

$$d_j = \frac{c_{j+1} - c_j}{3h_j} \tag{3.8}$$

c_j は以下の連立1次方程式の解になる.

$$\begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & \cdots & \cdots & 0 \\ h_0 & 2(h_0 + h_1) & h_1 & 0 & \ddots & & \vdots \\ 0 & h_1 & 2(h_1 + h_2) & h_2 & \ddots & & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & h_{n-2} & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & h_{n-2} & 2(h_{n-2} + h_{n-1}) & h_{n-1} \\ 0 & \cdots & \cdots & \cdots & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} c_0 \\ c_1 \\ c_2 \\ \vdots \\ c_{n-2} \\ c_{n-1} \\ 0 \end{pmatrix}$$

$$= \begin{pmatrix} 0 & \\ \frac{3(a_2 - a_1)}{h_1} - \frac{3(a_1 - a_0)}{h_0} & \\ \frac{3(a_3 - a_2)}{h_2} - \frac{3(a_2 - a_1)}{h_1} & \\ \vdots & \\ \frac{3(a_{n-1} - a_{n-2})}{h_{n-2}} - \frac{3(a_{n-2} - a_{n-3})}{h_{n-2}} & \\ \frac{3(a_n - a_{n-1})}{h_{n-1}} - \frac{3(a_{n-1} - a_{n-2})}{h_{n-2}} & \\ 0 & \end{pmatrix} \quad (3.9)$$

式 3.9 の左辺は，対角成分が他を圧倒しているので，この連立方程式は一意的な解をもっている。

3.4.4 寸法変化量の求め方

寸法変化量の算出に当たっては、スプリングバックの影響を回避するため、塑性ひずみを積分して塑性伸びの計算を行なった。塑性ひずみの算出に当たってはヘンキーの全ひずみ理論、及びルイスのひずみ増分理論があるが、本研究では比例負荷の条件に縛られないひずみ増分理論を採用した。これらの詳細については付録??に概説する。

Fig.3.9 は $CL = 9\%$ 時の等方性モデル ($r_0 = r_{45} = r_{90} = 1.00$) におけるせん断時の半径方向塑性ひずみ分布である。図においてパンチ中央から破断位置 x_f までの塑性ひずみ分布の積分値をパンチ部の寸法変化量、 x_f から外周方向の塑性ひずみ分布の積分値をダイ側部の寸法変化量とした。ここで半径方向塑性ひずみ ε_r^p は要素の回転を考慮した局所座標系の面内方向塑性ひずみである。

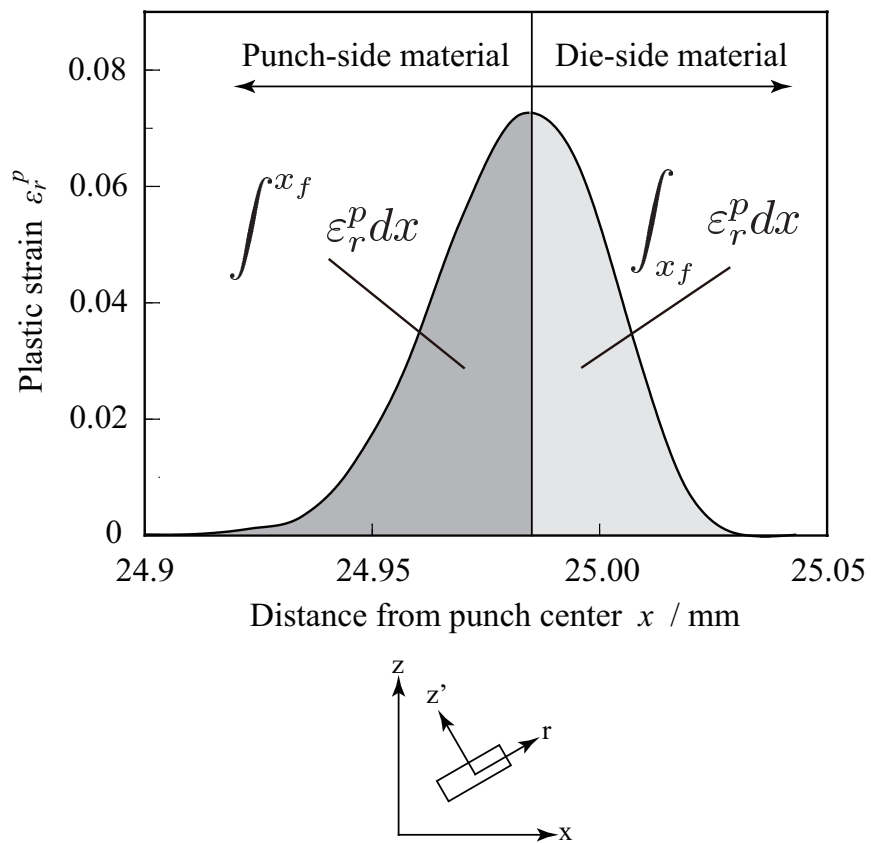


Fig. 3.9 Distribution of plastic strain in radius direction at 9% clearance

3.5 クリアランスの影響

実際の打抜き加工においては、 CL に起因した応力場によって製品寸法が、工具寸法に対し正または負に変化することが知られている。そこで、面内等方性モデルを用いて解析を行い、打抜き加工のメカニズム及び寸法変化に対する CL の影響度を調査した。ここでは等方性材料として r 値を $r_0 = r_{45} = r_{90} = 1.00$ とした。

3.5.1 破断の時間と位置

材料の変形過程を追い、破断位置の違いについて調査した。Fig.3.10は D がしきい値 D_f を超えた押し込み率 ϕ におけるダメージ値の半径方向分布を $CL = 8, 10, 12\%$ について示したものである。Fig.3.10の横軸はパンチ中心からの距離 x を表し、 $x = 25\text{mm}$ はダイ位置に相当する。 CL の小さい方が押し込み率が小さい値で D_f に達しており、破断が早いタイミングで起きることを示している。またこのダメージ値分布のピーク位置が破断位置となるが、 CL が大きくなるほどダイ位置から離れていくことがわかる。したがって CL の大きさは破断位置に大きく影響するといえる。

Fig.3.11は $CL = 6\%, 11\%$ でのせん断分離位置を含む要素について、半径方向の位置履歴を押し込み率 ϕ に対して示したものである。何れの CL でも、 ϕ の増加と共に要素はマイナス側、すなわちパンチ中心側へ移動しているが、ある地点で、移動する方向が反転し、プラス側、すなわちダイ外側に向かう。移動の方向が反転するタイミングは CL で異なり、 CL が小さい方は反転が早く、最終的な材料のせん断分離位置はパンチ中心から遠ざかったところになり、打抜き側の外形寸法変化が若干大きくなる。加工初期において材

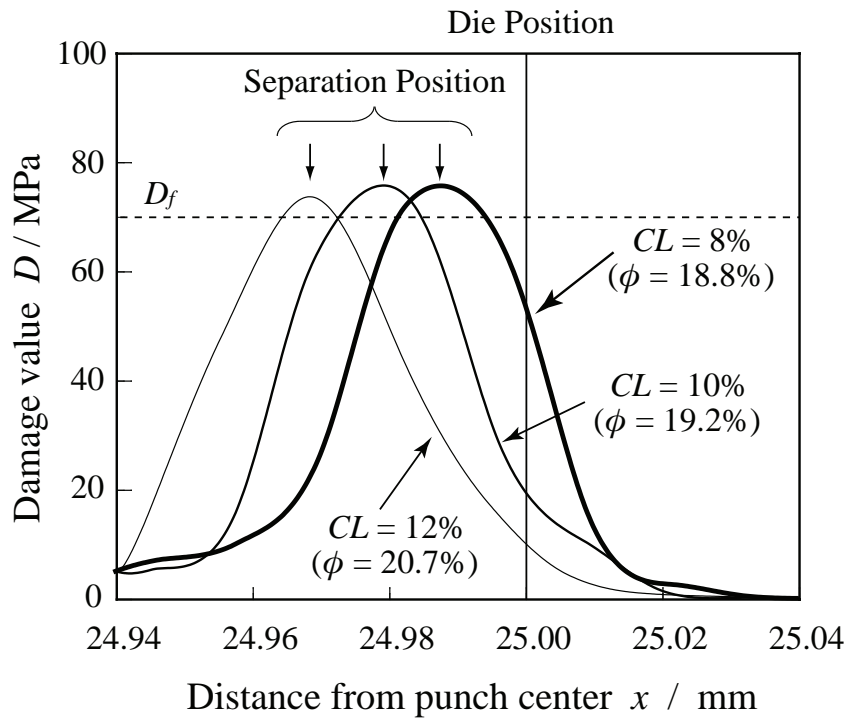


Fig. 3.10 Distribution of damage value D in radius direction at fracture time

料はパンチ中心に向かって流れているが、加工終盤になるとパンチ及びダイ肩部付近の材料の流れは反転し、せん断分離点はダイ側に流動すると考えられる。CLの大きさによって、タイミングが異なるためダイ側への戻り量が変わると考えられる。

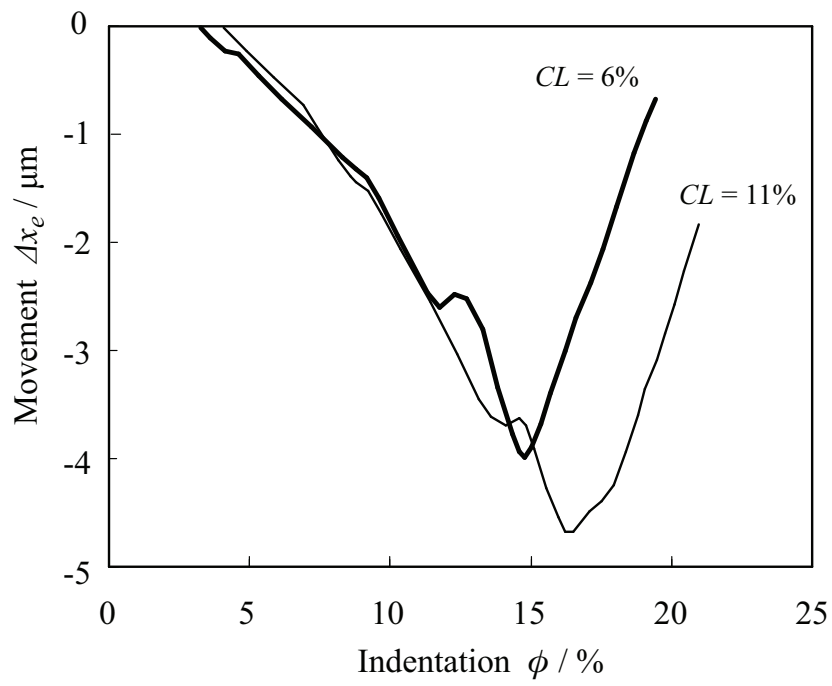


Fig. 3.11 破断位置を含む要素の半径方向位置履歴

3.5.2 塑性ひずみ分布

せん断分離直前の CL 近傍の半径方向の塑性ひずみ分布を Fig.3.12 に示す。Fig.3.12 の横軸はパンチ中心からの距離 x を表し、 $x = 25$ はダイ位置に相当する。 CL 近傍では、材料は引張状態と圧縮状態が同時に存在していることがわかる。この半径方向塑性ひずみを積分すると半径方向の塑性変形量になるが、面内半径方向において引張りの影響が強い場合は打抜き製品外径が大きくなり、穴あけ製品内径が小さくなる傾向を、圧縮の影響が強い場合はその逆の傾向を示すと考えられる。

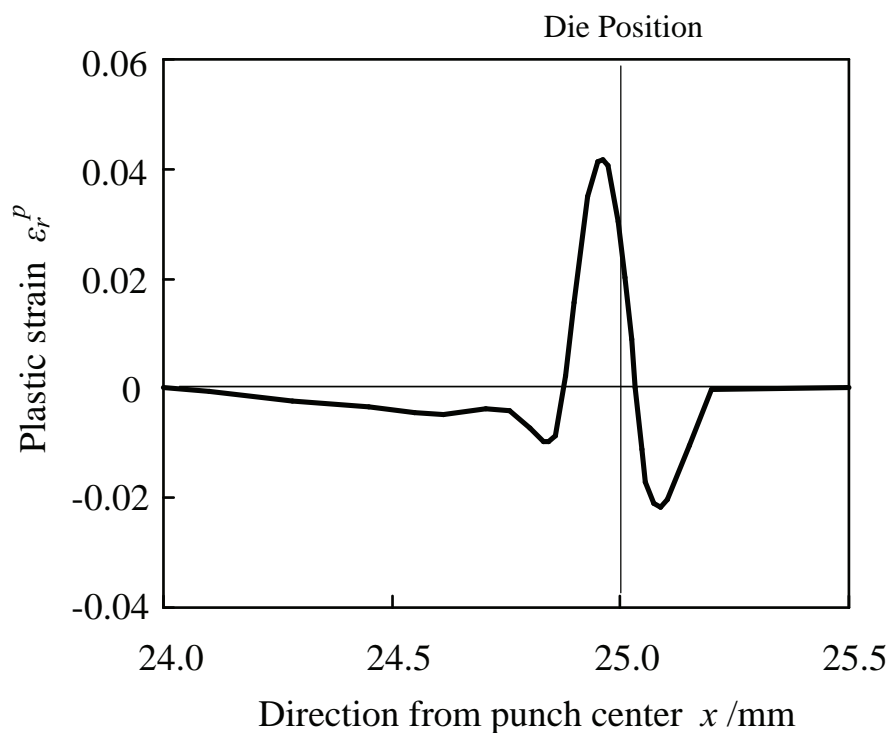


Fig. 3.12 Distribution of plastic strain in radius direction ($CL=9\%$)

CL 領域最近傍での半径方向の塑性ひずみ分布を各クリアランスで比較したものを Fig.3.13 に示す。塑性ひずみのピーク位置は Fig.3.10 と同様に CL が大きくなるほどダ

イから離れていくが、ピークの大きさは CL が小さいほど大きくなっている。この半径方向塑性ひずみを積分すると半径方向の塑性変形量が得られるため、 CL が小さくなるほど塑性変形量が大きくなるのがわかる。

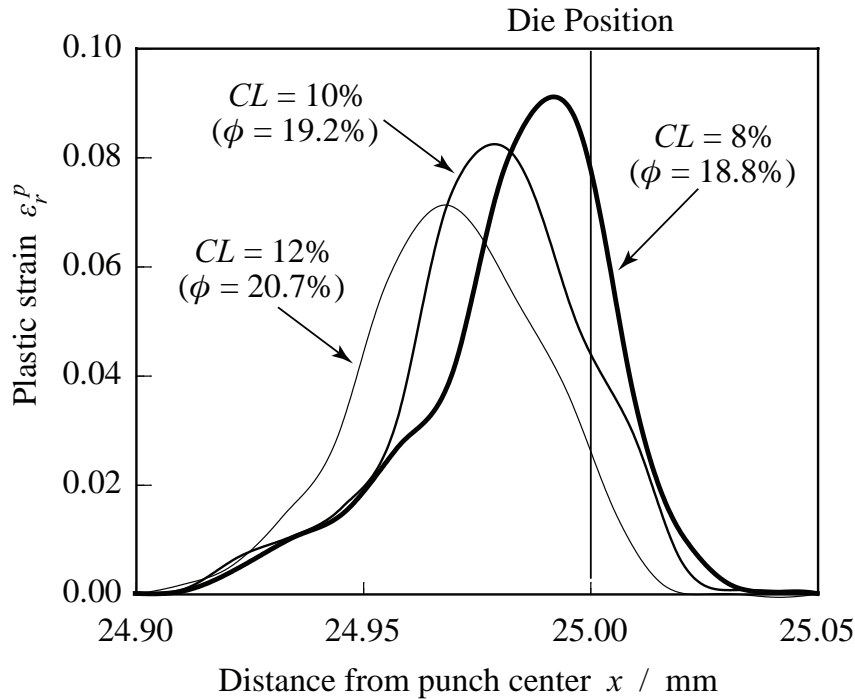


Fig. 3.13 Distribution of plastic strain in radius direction

Fig.3.14 は $CL = 10\%$, $\phi = 10\%$ において、クリアランス CL 近傍約 0.3mm 領域での、 0° 方向の任意評価点 $x = x_n$ における半径方向と円周方向とひずみ状態を示すものである。これによると、軸のオーダが 2 桁異なるくらい半径方向ひずみ ε_r に対し円周方向ひずみ ε_θ は十分に小さく、ほぼ平面ひずみ引張り状態となっているといえる。しかし、円周方向だけに着目すると、パンチ中心側では $\varepsilon_\theta > 0$ 、ダイ外側は $\varepsilon_\theta < 0$ を示し、この狭い領域で円周方向ひずみの方向が大きく変化しているのがわかる。

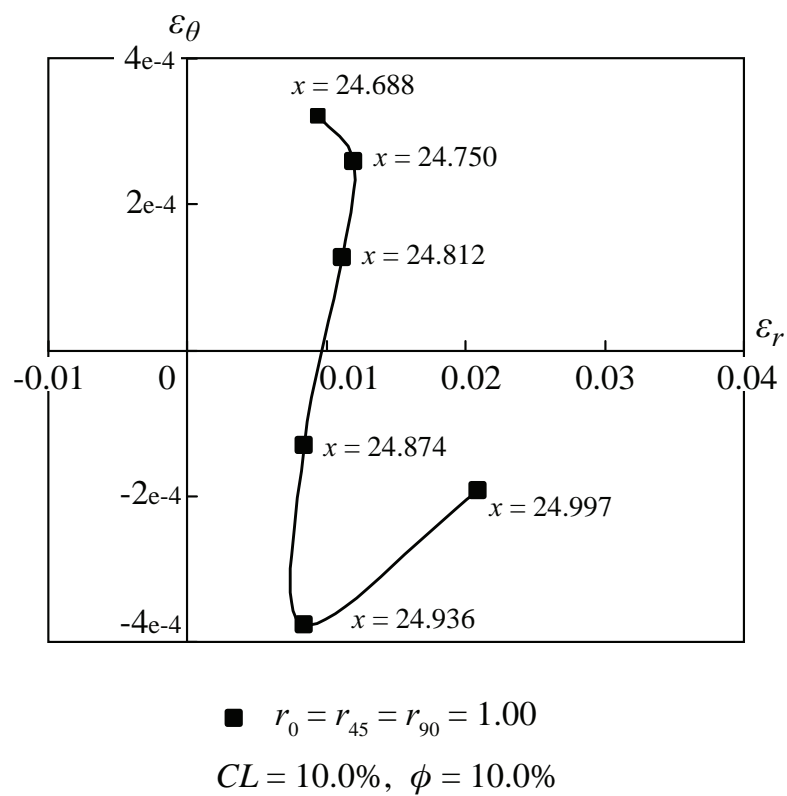


Fig. 3.14 Strain distribution in radius direction and circumferential direction

3.5.3 塑性伸び量

Fig.3.15 に各 CL における，塑性伸び量の押し込み率に対する変化を示す．塑性伸びは CL が小さいほど立ち上がり早く，終了点も早くなるが，最終的な伸び量は大きくなっている．何れの CL とも曲線の傾きはほぼ同じであり，変形中期の塑性ひずみ増分は同等であると考えられる．加工終期では CL が小さい方が曲線の傾きが急になり，塑性ひずみ増分が増加すると考えられる．Fig.3.16 はせん断分離までの塑性伸び量を CL に対して示したものである． $CL = 10\%$ 以下では CL の増加とともに塑性伸びが小さくなることわかる． $CL = 10\%$ を超えると変化量が小さくなる．以上により， CL が寸法変化量に大きく影響すると考えられる．

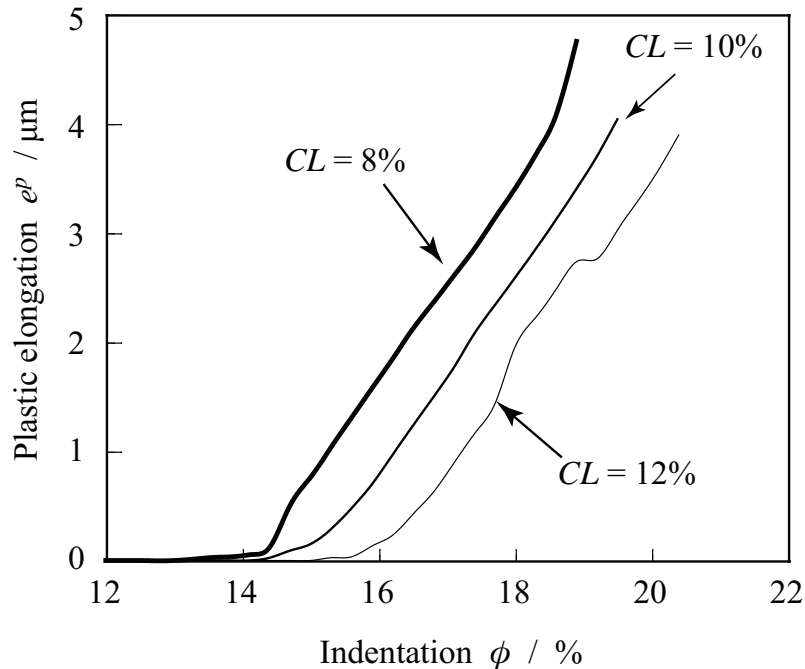


Fig. 3.15 Influence of clearance on plastic elongation vs. indentation curves in radius direction

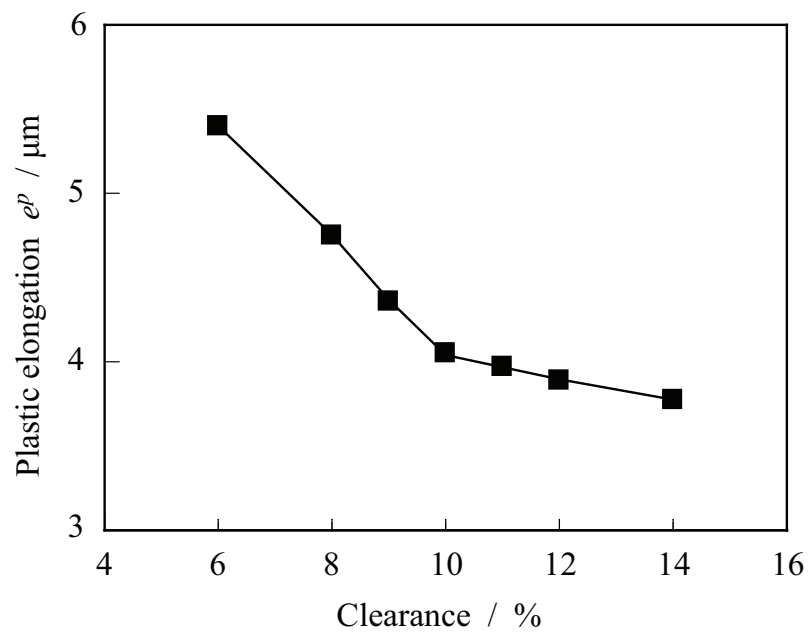


Fig. 3.16 Relationship between plastic elongation and clearance by isotropic model

Fig.3.17 に (a) $CL = 6\%$, (b) 11% の条件におけるクリアランス近傍の塑性ひずみ増分を示す。どちらの CL も $x > 25$ のダイ側でひずみが増加する傾向は似ているが、 $CL = 11\%$ ではパンチ側のひずみ増分は負となっている領域が多く、また、 $CL = 6\%$ でのひずみ増分は全体として大きくなっている。これは、ひずみが増加し始めた $\phi = 12\%$ 以降で、クリアランス近傍の材料はパンチ及びダイにより圧縮され、打抜き側はわん曲し始めるが、その後の挙動が異なることに起因すると考えられる。すなわち、 ϕ の増加とともに CL 小の条件ではわん曲が増進し、クリアランス近傍は引張り場となる。一方、 CL 大条件ではわん曲が停滞あるいは回復するため材料流動が逆向きになり、クリアランス近傍に圧縮場が現れると考えられる。したがって、クリアランスが大きいほどこの局所的な圧縮を受ける領域の影響が出ているため、全体の伸び量が減少したと考えられる。

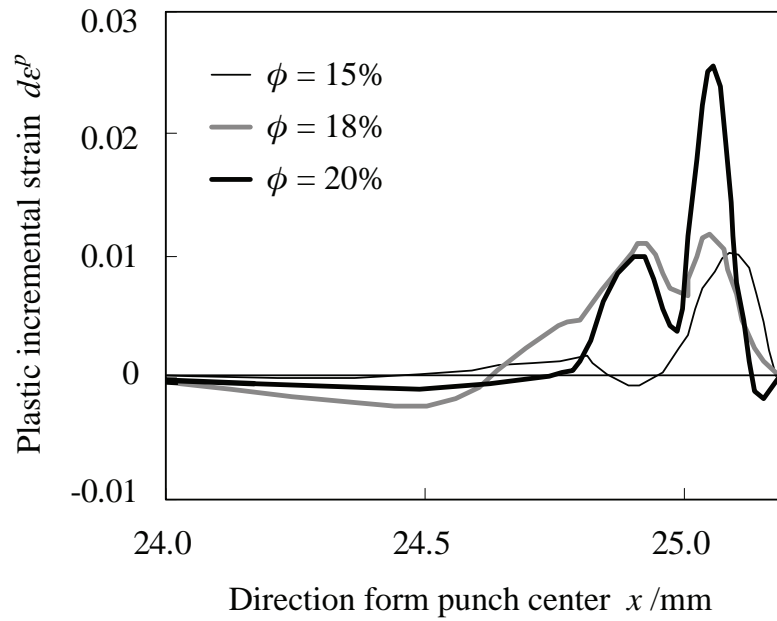
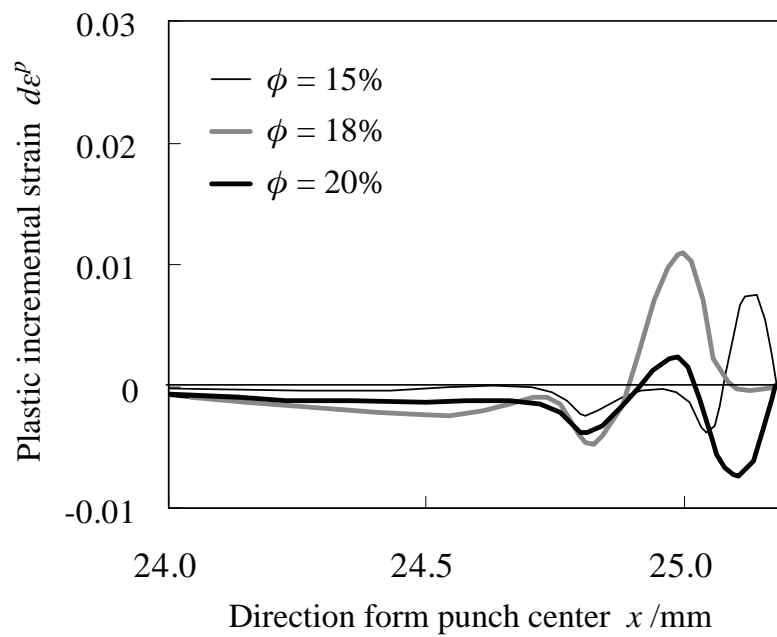
(a) $CL = 6\%$ (b) $CL = 11\%$

Fig. 3.17 Distribution of plastic incremental strain in radius direction

3.6 塑性異方性係数 (r 値) の影響

3.6.1 r 値と破断の関係

Fig.3.18 は $CL = 9\%$ のダメージ値 D の半径方向分布を 等方性モデル $r = 0.50$ と 1.50 について示したものである。Fig.3.18 の実線で示した 2 つの曲線はせん断分離時の分布状態を表す。これによるとピークの位置は r 値によらず一定であり、破断位置は r 値によって差が無いといえる。

破断時の押し込み率を比較すると、 r 値が小さい $r = 0.50$ ($\phi = 19.5\%$) は $r = 1.50$ ($\phi = 18.9\%$) より大きくなっており、破断のタイミングが遅いことわかる。また、同じ押し込み率 ($\phi = 18.9\%$) では、 r 値が小さい方が D が小さいことがわかる。この理由は、3.3.1 節で触れたように Hill の異方性降伏関数を用いると、 r 値が小さい材料の降伏曲線が等二軸引張りにおいて小さくなることから説明することが出来る^{11, 40, 50-56}。したがって、 r 値が小さい方が D_f までの到達に時間を要し、塑性変形時間が長くなると考えられ、寸法変化が大きくなる方向に作用すると考えられる。

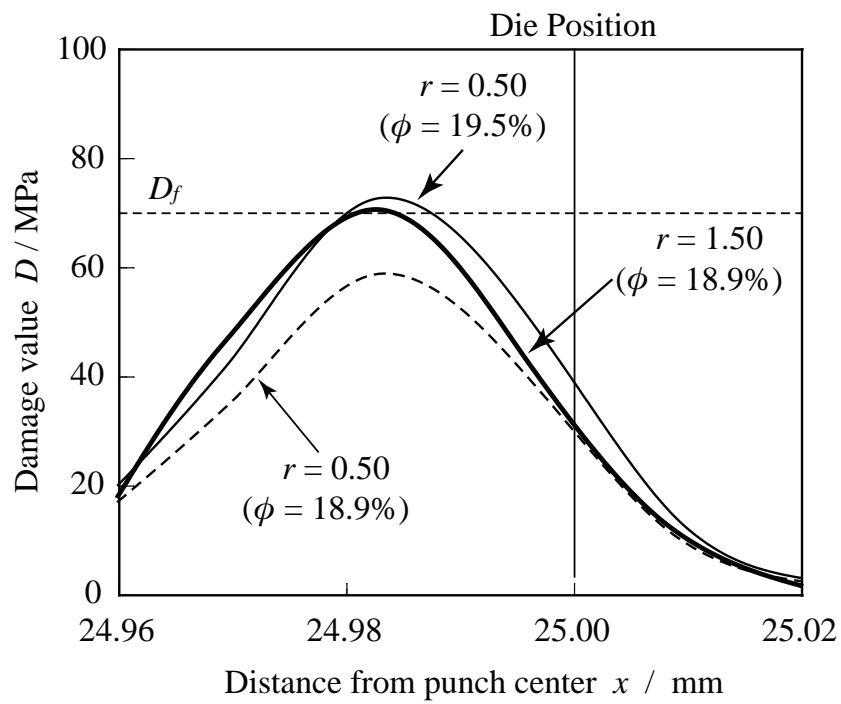


Fig. 3.18 Distribution of damage value D in radius direction at shearing start time (CL = 9%)

3.6.2 r 値と塑性伸び量の関係

Fig.3.19 は $CL = 9, 11\%$ のせん断分離時の塑性伸びを r 値に対して求めたものである。何れの CL においても r 値の小さい方が塑性変形量は大きい結果となった。Fig.3.20 は $CL = 9\%$ における $r = 0.5$ と 1.5 の塑性伸び推移を比較したものである。 r 値が大きい方が変形の立ち上がりが早いにもかかわらず、塑性伸びが小さいのは、前述した D_f までの到達時間の差により、 r 値小よりも変形時間が短いこと、そして、曲線の傾きが緩やかであること、すなわち、塑性ひずみ増分が小であることによって、加工中期で塑性伸びが逆転するためである。したがって、 r 値は小さいほど最終的な塑性伸び量が大きくなり、 r 値も寸法変化に大きく影響するといえる。

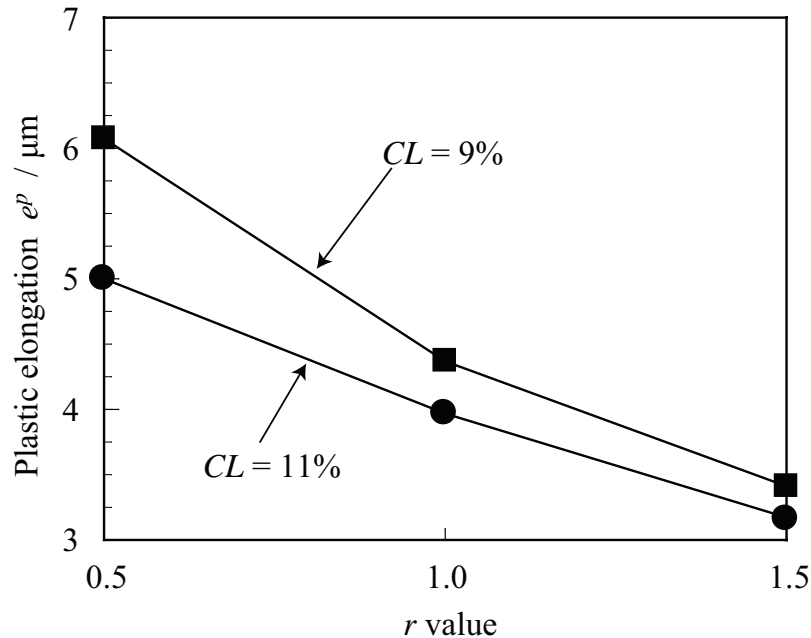
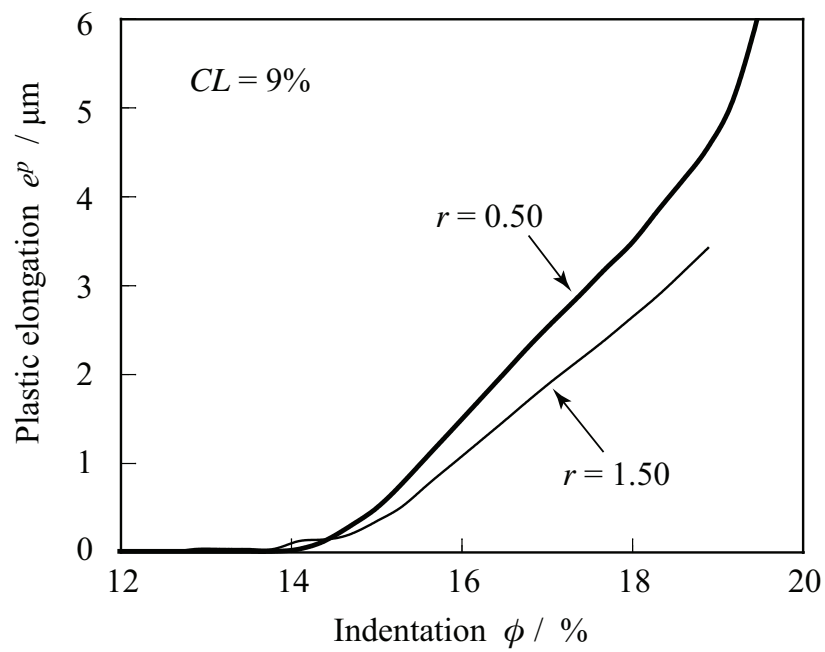


Fig. 3.19 Relationship between plastic elongation and r value at fracture time ($CL = 9\%$)

Fig. 3.20 History of plastic elongation in radius direction ($CL = 9\%$)

3.7 まとめ

本研究では、円形打抜き時の楕円化メカニズムの解明のため、FEM 解析によって得られる面内の応力ひずみ状態から寸法変化を表現する手法を考案した。得られた知見をまとめると以下のようなになる。

1. 材料のせん断分離位置と塑性伸び量が製品寸法に影響しているため、それらを組み合わせることで打抜き製品と穴あけ製品寸法変化を表現できる。
2. クリアランスの大きさはせん断分離の位置と塑性伸びに影響し、クリアランスが大きいほど塑性伸びが小さくなる。
3. 面内異方性パラメータ r 値はせん断分離のタイミングと塑性ひずみ増分に影響し、打抜きパンチに接触する部分の材料変形を等二軸引張りと仮定すれば、 r 値が小さいほど塑性伸びが大きくなる。

第4章

楕円化のメカニズム

4.1 はじめに

第3章で考案した寸法変化予測モデルを面内異方性材料モデルに適用し、楕円化メカニズムの解明を行った。まず、異方性パラメータとして Table2.1 に示した3方向の r 値のデータを適用し面内異方性モデルについて等方性モデルと同様の数値計算を行い、両者を比較した。

さらに、モデル手法の妥当性の確認のため、解析結果と実験結果の比較を行いその相関を評価したところ、当モデルが実機適用可能であること確認した。そして当予測モデルから導いた「モデル推奨値」と実製品の「補正実績値」に大きな差がないことを確認した。最後に生産現場における適用を念頭にモータコアの実形状に近いスリットあり材料モデルについて、その傾向について検討を行ない打抜き工程の影響を確認する。

4.2 異方性材料解析結果

Fig.4.1 は面内異方性モデルの破断時の塑性伸び比較したものである。 r 値が大きくなると塑性伸び量が小さくなる傾向は Fig.3.19 に示した等方性の結果と同じであるが、異方

性の方が少し値が大きい傾向にある。両者の違いは 45° 方向の r 値（異方性 $r_{45}=0.55$, 等方性 $r_{45}=1.00$ ）であることから 45° の r 値を含めた組合せが重要であると推察される。

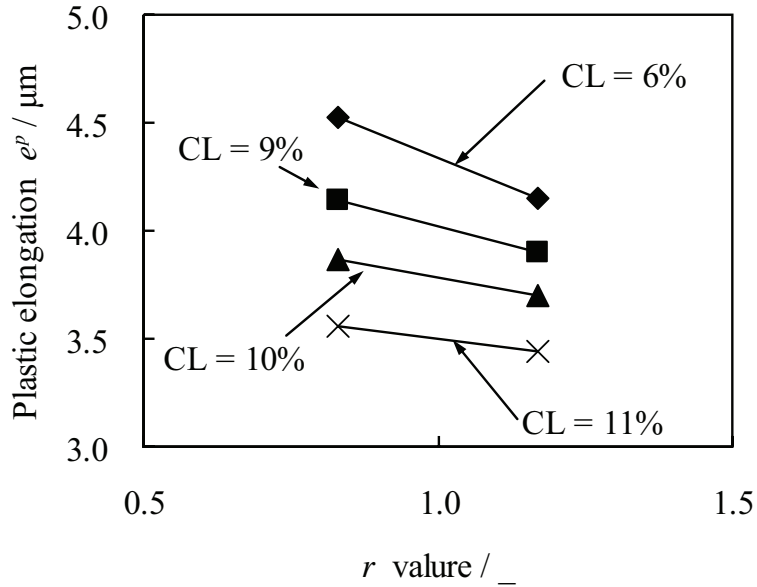


Fig. 4.1 異方性材料の破断時の塑性伸び
 $(r_0, r_{45}, r_{90}) = (0.83, 0.55, 1.17)$

Fig.4.2 は面内異方性モデルの同じ押し込み率における $CL=9\%$ での塑性域内の二軸方向の応力状態を示したものである。これによると、応力値は x 方向, y 方向ともに正の値になっており、塑性域は全て二軸引張り状態になっていることがわかる。

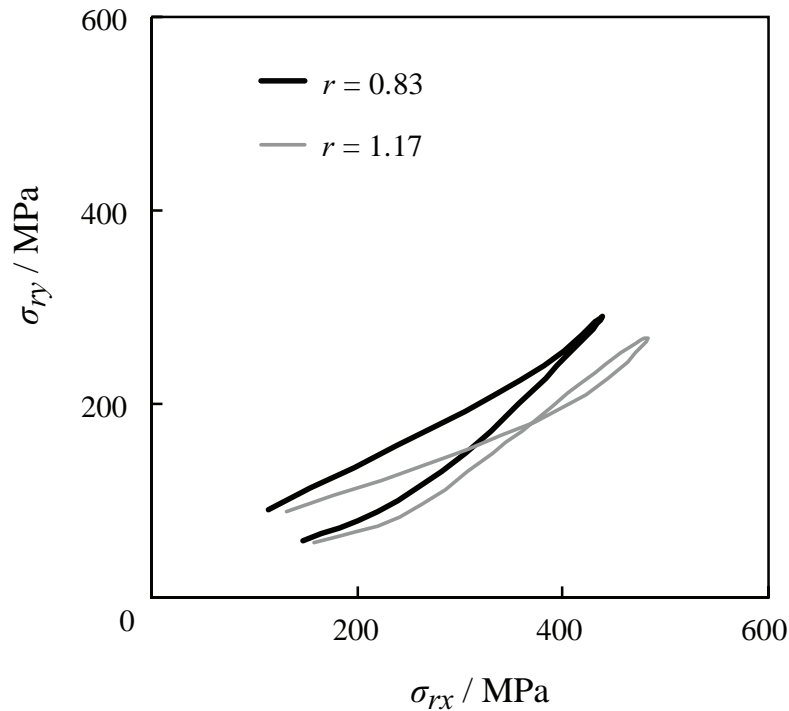


Fig. 4.2 面内異方性モデルの面内応力分布 ($CL = 9\%$)

Fig.4.3～4.5 は面内異方性モデルの同じ押し込み率における $CL=9\%$ での塑性域内の面内応力分布、半径方向塑性ひずみ分布、半径方向応力分布、周方向応力分布を r 値で比較したものである。面内異方性モデルにおいて r 値が大きい方は、塑性域全域で半径方向の塑性ひずみと応力が大きくなり、周方向では応力は特にダイ側で小さくなる傾向にある。塑性ひずみが大きいにもかかわらず、 r 値大で Fig.4.1 のように塑性伸びが小さいのは、応力、ひずみが大きいため式 3.3 で示した積分項が大きくなるため、早く破断に達するからであると考えられる。

Fig.4.6, 4.7 は面内異方性モデルの最大主応力分布コンタ図の押し込み率 ϕ の推移を $CL = 6\%$ と 11% についてそれぞれ示したものである。これらの Fig. では白黒表示であるため、最大値の位置が判りづらいが、最大値は全て CL 近傍に集中している。 CL 大きいと

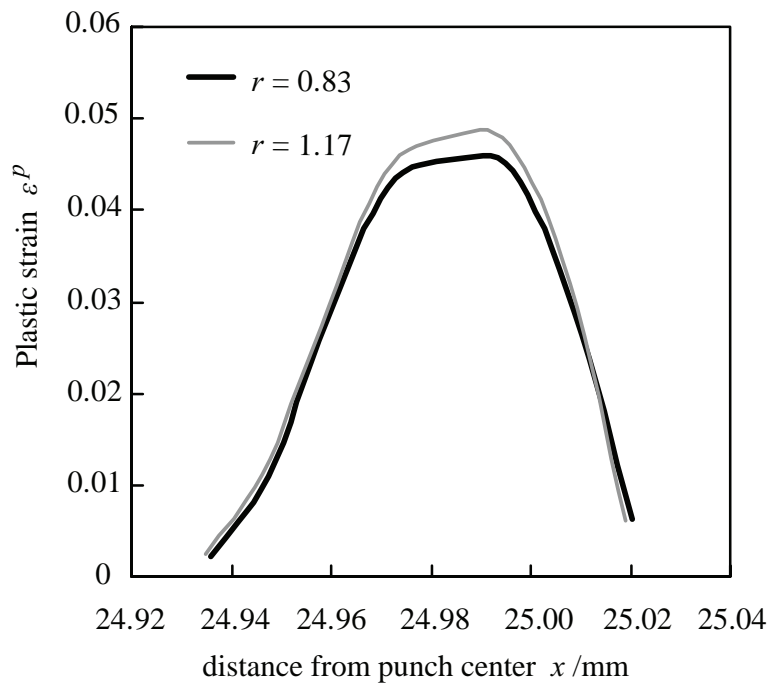


Fig. 4.3 面内異方性モデルの半径方向塑性ひずみ分布 ($CL = 9\%$)

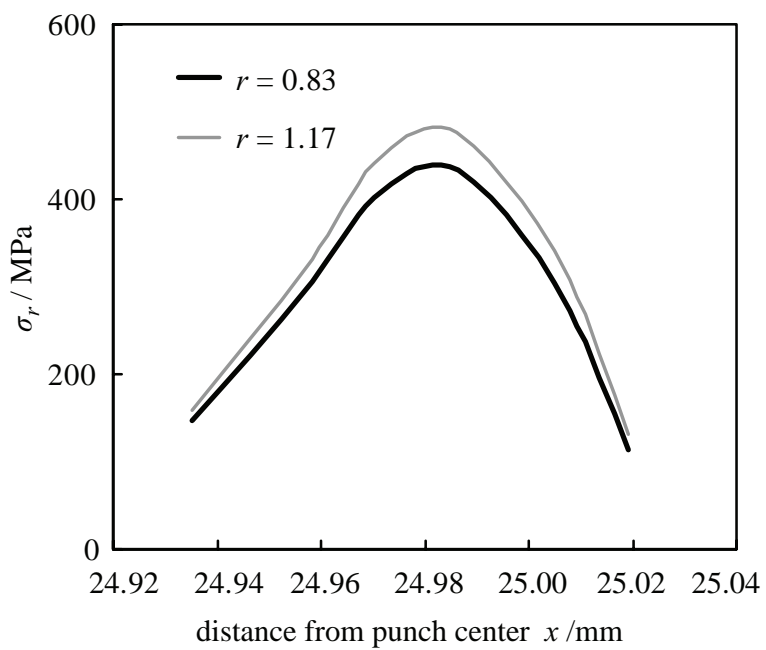
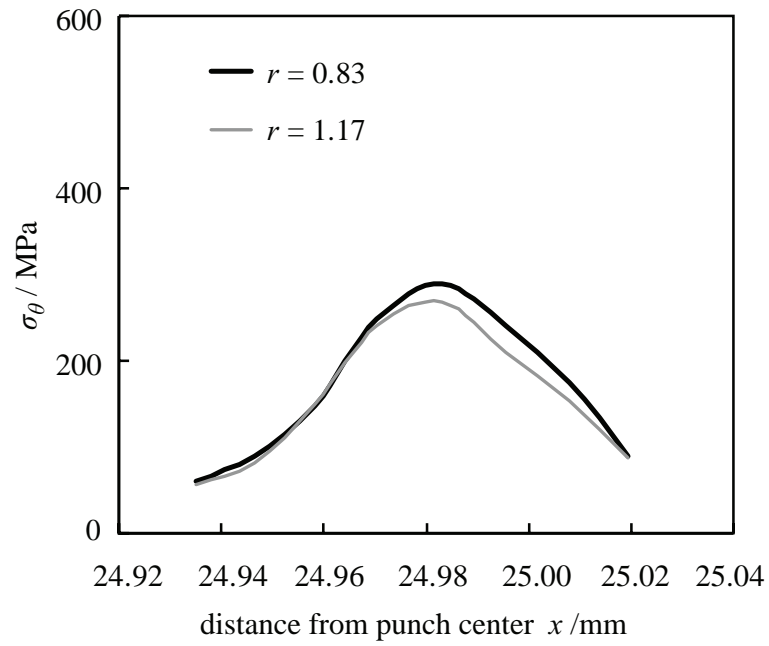


Fig. 4.4 面内異方性モデルの半径方向応力分布 ($CL = 9\%$)

Fig. 4.5 面内異方性モデルの周方向応力分布 ($CL = 9\%$)

破断のタイミングが遅くなっており, $CL = 11\%$ では $\phi = 20.1\%$ である.

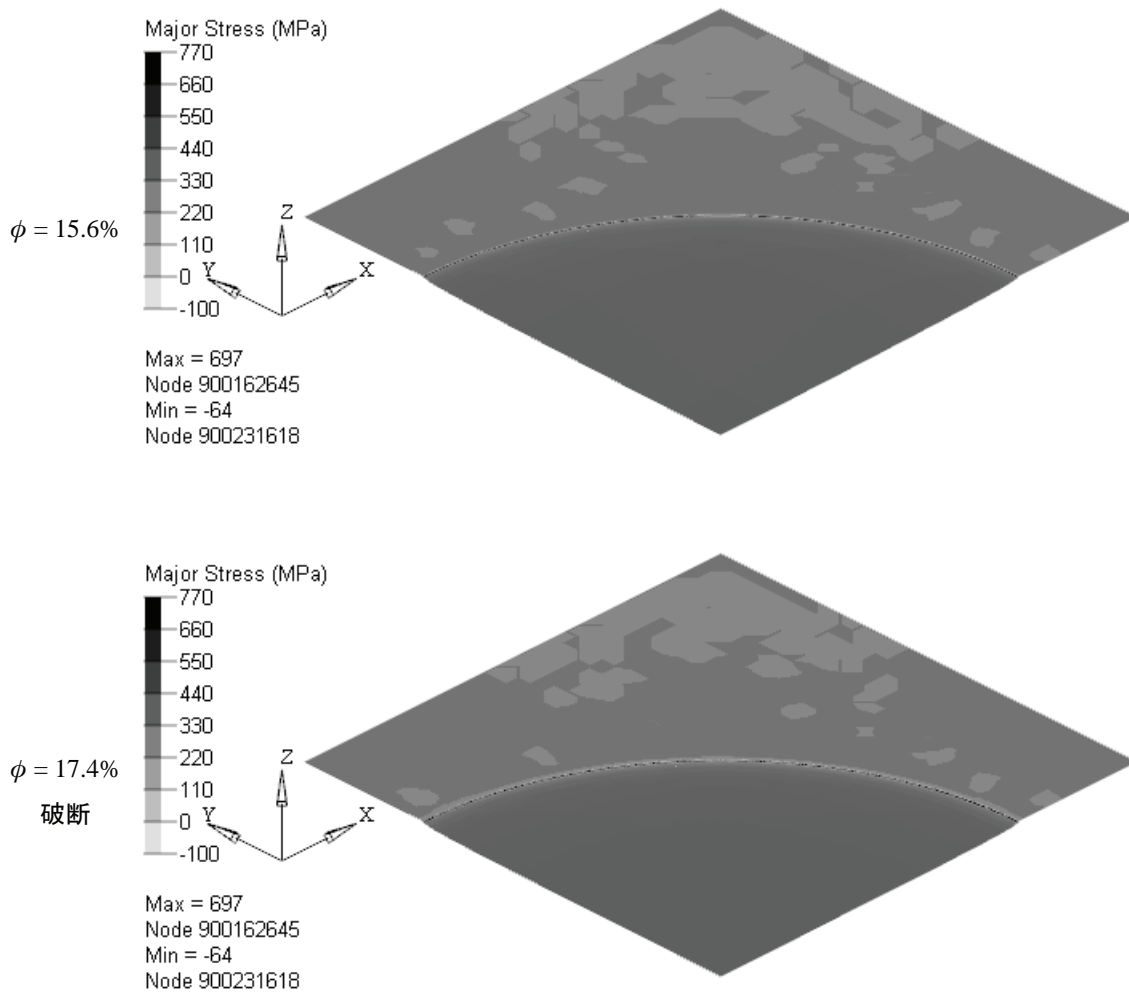


Fig. 4.6 面内異方性モデルの最大主応力分布 ($CL = 6\%$)
 $X : 0^\circ$, $Y : 90^\circ$

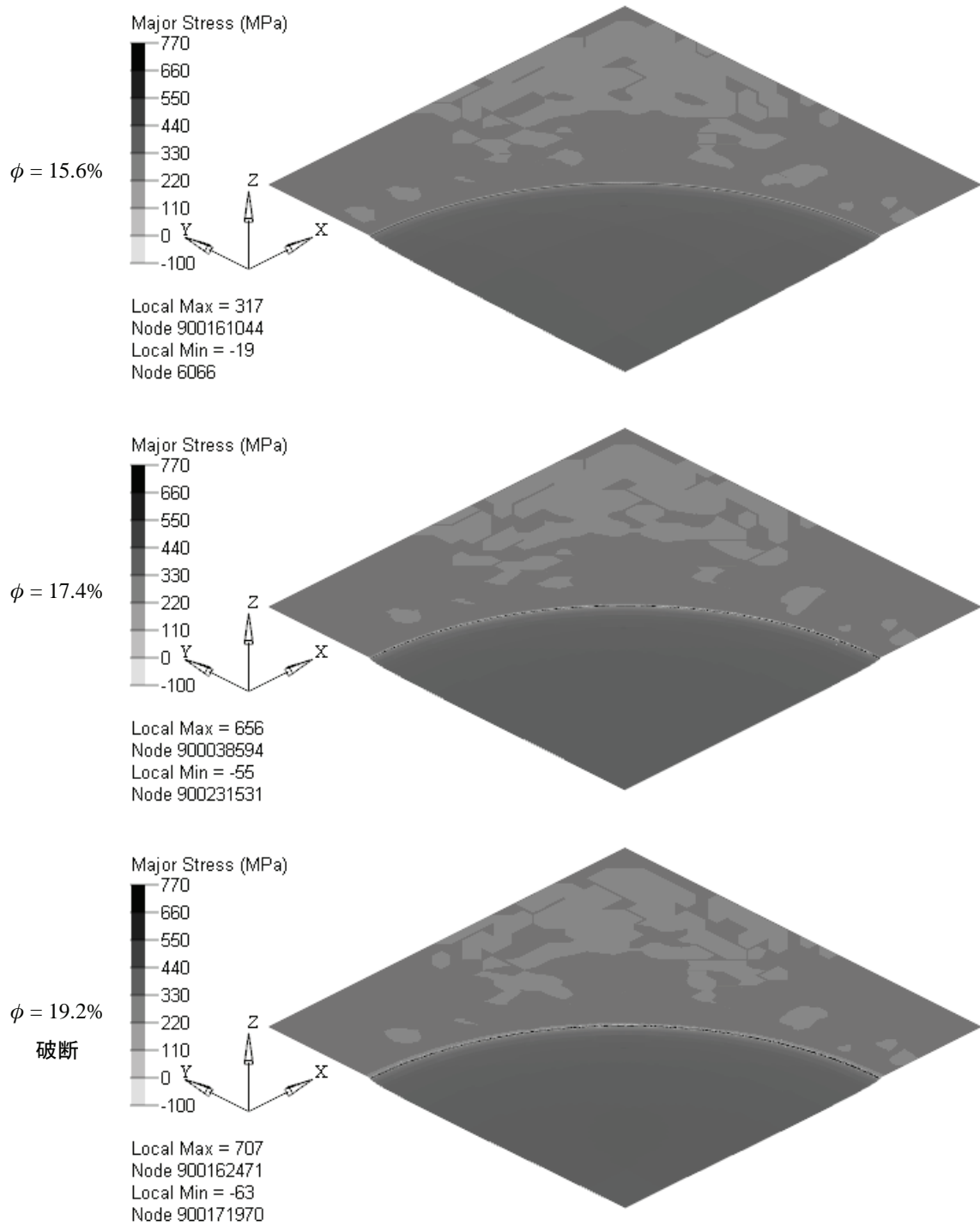


Fig. 4.7 面内異方性モデルの最大主応力分布 ($CL = 11\%$)
X : 0° , Y : 90°

4.3 実験値との比較

2章で行なった丸穴打抜き実験の寸法変化結果と比較するため、面内異方性材料を仮定して計算を行った。ここでは Table 2.1 に示した 0° , 45° , 90° の3方向の r 値を用いた。

Fig. 4.8 は CL に対して塑性伸び量をプロットしたもので、金型内の拘束条件が等しい 0° と 90° 方向の結果である。これによるとスケールが異なるため、塑性伸び量の計算値と実験値の絶対値には差があるが、 CL の増加とともに減少する傾向と、 r 値が小さい方の塑性伸びが大きくなる傾向はきれいに一致した。実験と計算の絶対値が大きく異なる原因として、計算値が破断前の状態で評価している点と、シェル要素での板の表裏応力差によるわん曲表現が不十分である点が挙げられ、そのため過小評価になっていると考えられる。

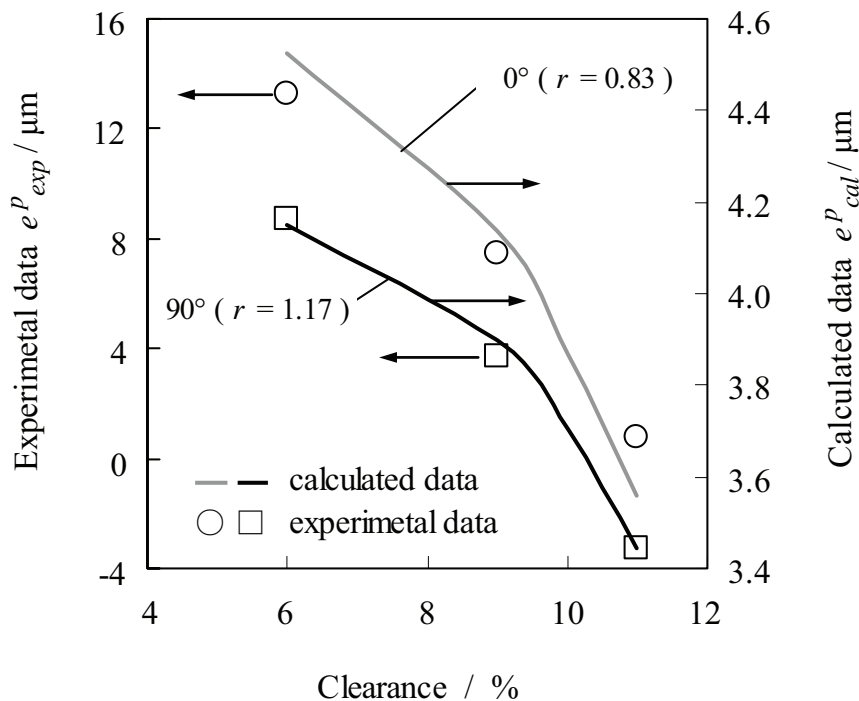


Fig. 4.8 Influence of plastic anisotropy on the relationship between plastic elongation and clearance by calculations and experiments

これまで計算により求めた破断位置と塑性伸びの結果を組合せて打抜き点の内側と外側の部分の塑性伸びを算出した。塑性伸び量について計算値と実験値の対応関係を求めた結果が Fig.4.9 であるが、両者がよく一致していることがわかる（実線：計算値，○●□■：実験値）。

打抜き点の内側部分と外側部分で変形挙動が異なるため、両者は同一直線には載らない結果となった。しかしながら、それぞれにおいては、 r 値の大きさに関わらず、計算値と実験値が 1 対 1 の関係にあることがわかる。Fig.4.9 を用いれば、計算上の寸法変化を実形状の寸法変化に変換可能であり、本解析手法が寸法変化の予測に利用可能であることを示唆している。したがって、本手法により真円形状を得るための最適加工条件を導くことも可能であると考えられる。

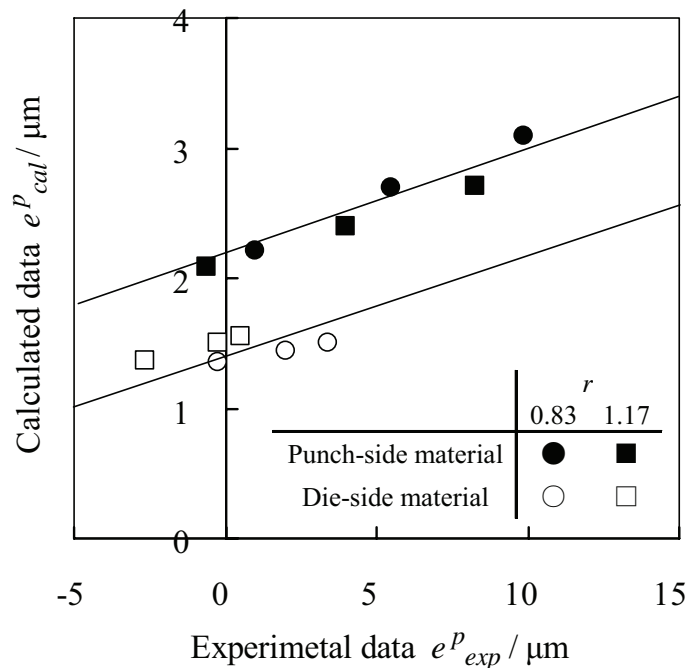


Fig. 4.9 Comparison of plastic elongation between experimental results and calculated results

4.4 実加工への適用

実験と解析の対応が取れたので、ここでは Fig.4.8 の計算値を用いて、真円になる打抜き方法として、方向別にクリアランスを制御して真円形状が実現できるかを検証する。

まず、Fig.4.10 に示すように 0° と 90° で同じ塑性伸びを示すクリアランスを選定する。 $CL = 6\%$ の 90° 方向の塑性伸びと等しい 0° 方向は $CL = 9\%$ となるので、この組合せについて検討した。この場合両者のクリアランスの差は $3\%t$ となり板厚 $0.35t$ では $10.5\mu\text{m}$ に相当する。したがって長径と短径で $10\mu\text{m}$ の寸法差がある楕円パンチをモデル化して寸法予測を行った。

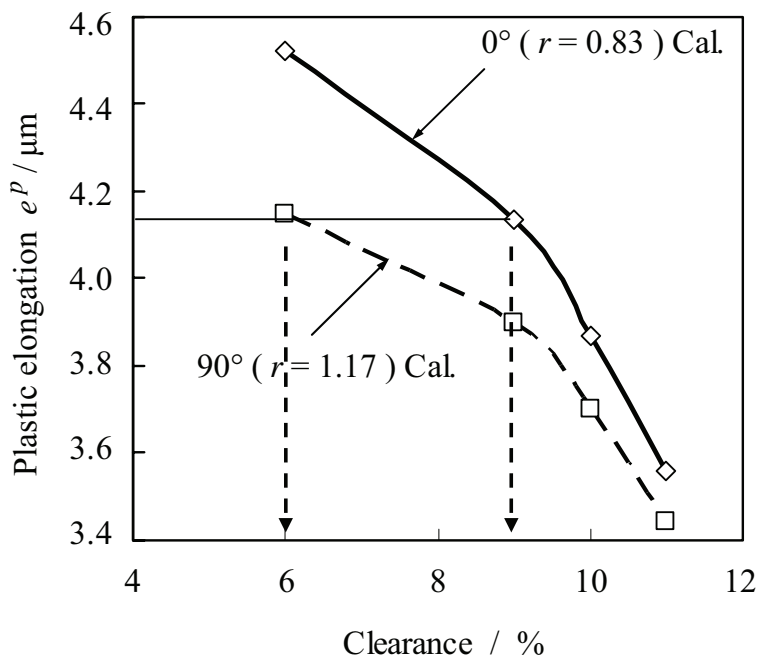


Fig. 4.10 クリアランスと塑性伸びの関係に対する r 値の影響

Fig.4.11 に楕円パンチによる塑性伸びの計算結果を示す。 0° と 90° の寸法差は他

のどの真円パンチよりも小さく、結果としてほぼ真円が得られると予想できる。楕円パンチの寸法差が少し大きかったのか、改善は過剰になり逆の楕円傾向が残っているが、真円化に対する一定の効果があることが見て取れる。塑性伸びは $4.2\mu\text{m}$ 以下になる予定であったが、 $4.2\sim 4.3\mu\text{m}$ となり少し大きくなっている。これらの結果は計算上の数値合わせでさえも、容易にはコントロールできないことを意味している。今回の楕円パンチの設定は $10\mu\text{m}$ の寸法差であったので実際にはそれ以下の寸法差に正解値があると考えられ、これらを勘案した推奨値は楕円寸法差は $9\sim 10\mu\text{m}$ であると判断する。

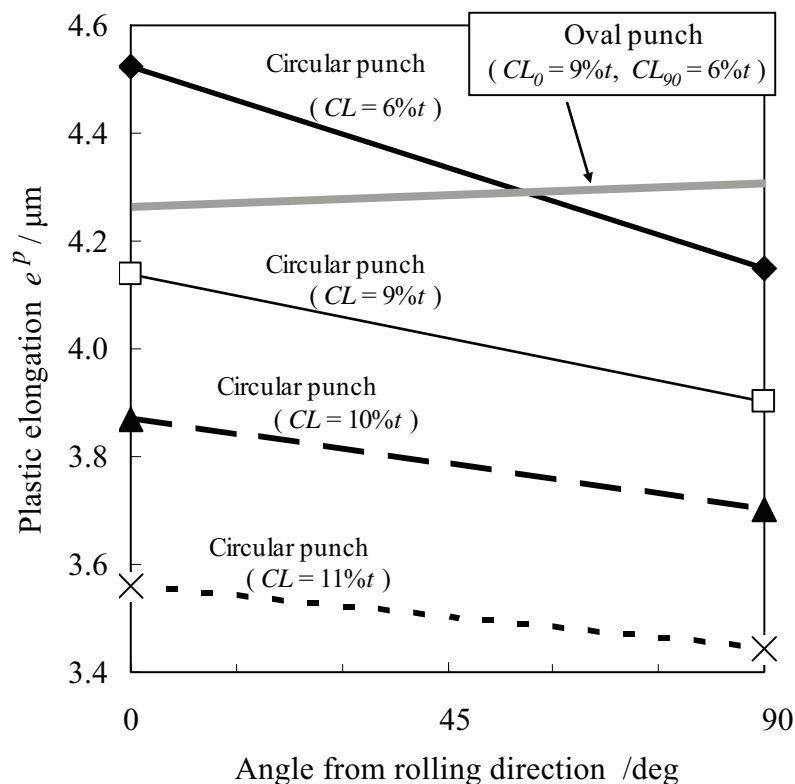
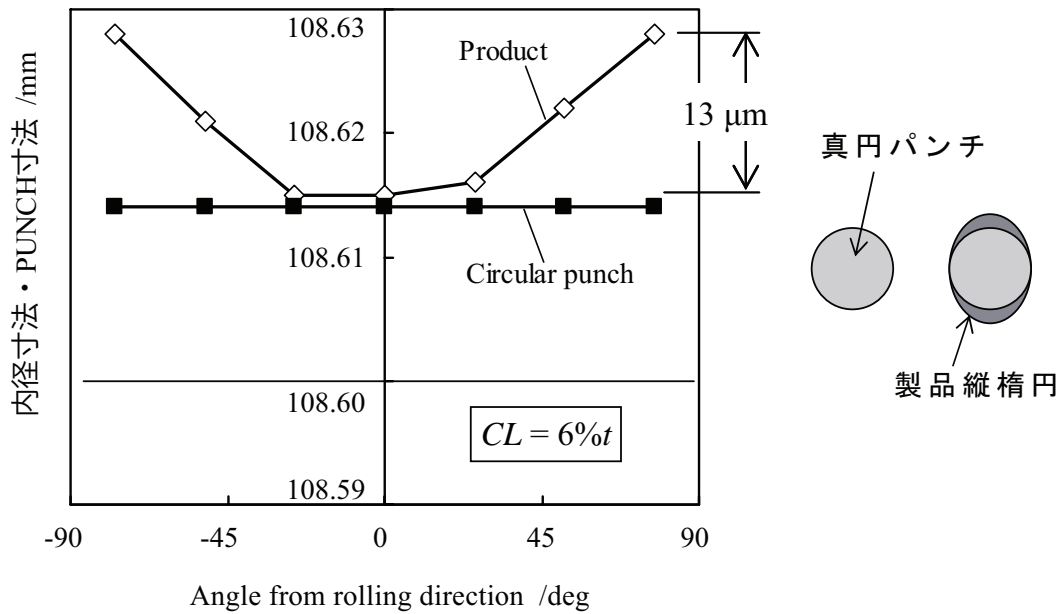


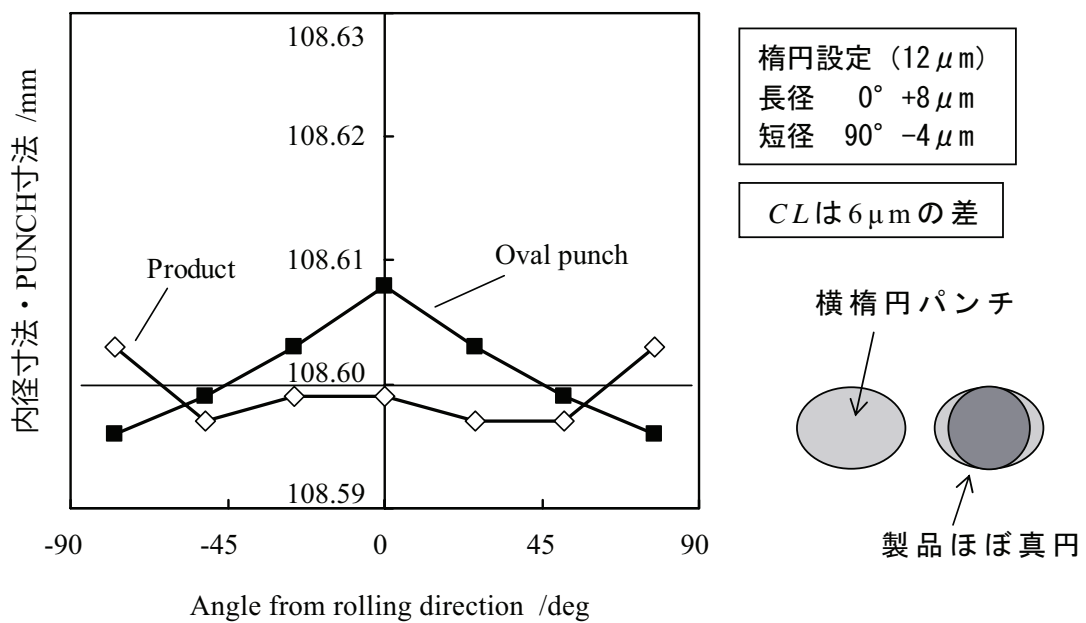
Fig. 4.11 楕円パンチによる塑性伸び計算結果

Fig.4.12 に実製品における楕円化とその改善例を示す。(a) は真円パンチ ($CL=6\%t$) で打抜いたステータの内径寸法において 90° 方向が $13\mu\text{m}$ 大きくなったものである (縦

楕円). この改善策として楕円パンチを採用したのが (b) であり, 楕円の設定は, 0° が直径で $12\mu\text{m}$ 大きい (片側クリアランスで $6\mu\text{m}$ 大きい) 横楕円形状である. 打抜き後の製品寸法をみると, 90° がまだ若干大きいものの全体としてはほぼ真円に仕上がっている. 製品寸法から判断してもう少しの楕円化を行えば, より真円形状が得られたものと考えられ, 正解値があるとすれば楕円補正值 $8\sim 10\mu\text{m}$ であると考えられる. この結果は上述の計算値におけるモデル推奨値と同程度であり, 予測モデルが実製品においても同じ手法で適用可能であると判断できる.



(a) 真円パンチにおける製品楕円化



(b) 楕円パンチにおける製品真円化

Fig. 4.12 実製品における楕円パンチによる真円化

4.5 打抜き工程の影響

モータコアには多種多様な形状があるが⁵⁷⁻⁵⁹⁾、順送り金型の打抜き工程では Fig.?? に示すようにスロット抜き後に内径打抜きを行うケースが多い。この場合、ステータコアのティース部は Fig.4.14 に示すように擬似的な単軸引張状態となるため、これまで検討してきた二軸引張状態とは異なる様相を呈す可能性がある。

ここでは打抜き工程の順序による寸法変化の影響を見るため、解析モデルとしてスリット付き素材を用い、円形打抜き加工における寸法変化、及び楕円化について検討を行った。

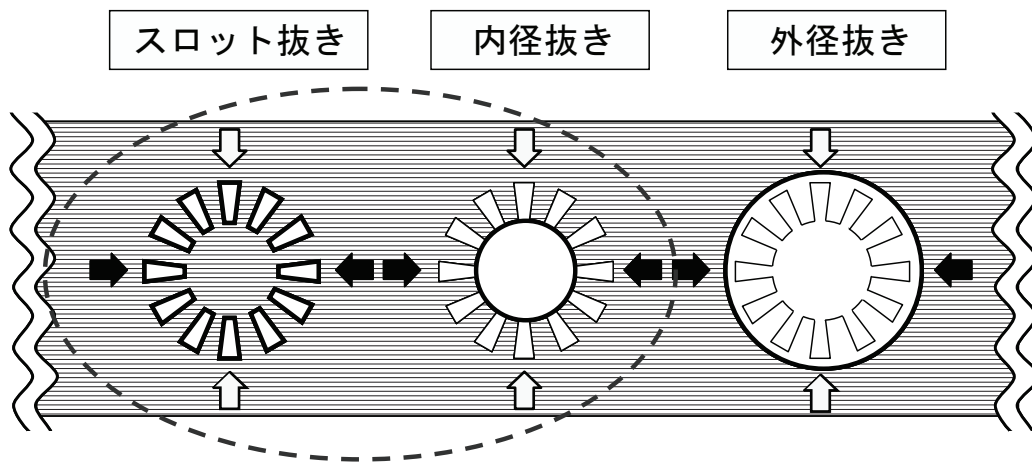


Fig. 4.13 モータコア打抜き工程

Fig.4.15 は数値解析に用いたスリットモデルの形状を示す。素材以外の条件は第3章で使用したのと同じ設定の面内異方性モデルとした。

Fig.4.16 に $CL = 9\%$ の破断直前における最大主応力分布を示す。無垢素材は部分に応力が集中しているが、スリット素材はティース回りに高い応力分散しているのがわかる。無垢材料の分布と比較するとかなり異なる様相を呈しており、面全体に応力が広がって

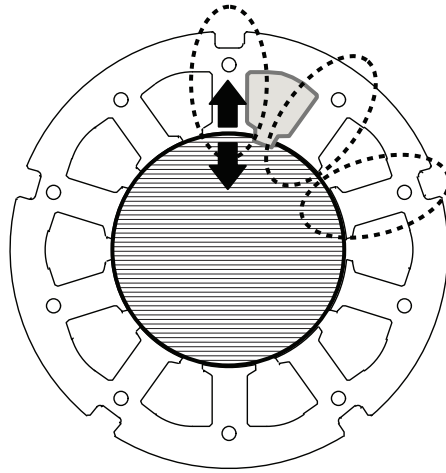


Fig. 4.14 モータコア製品の打抜き時の荷重方向（ティース部は単軸引張り）

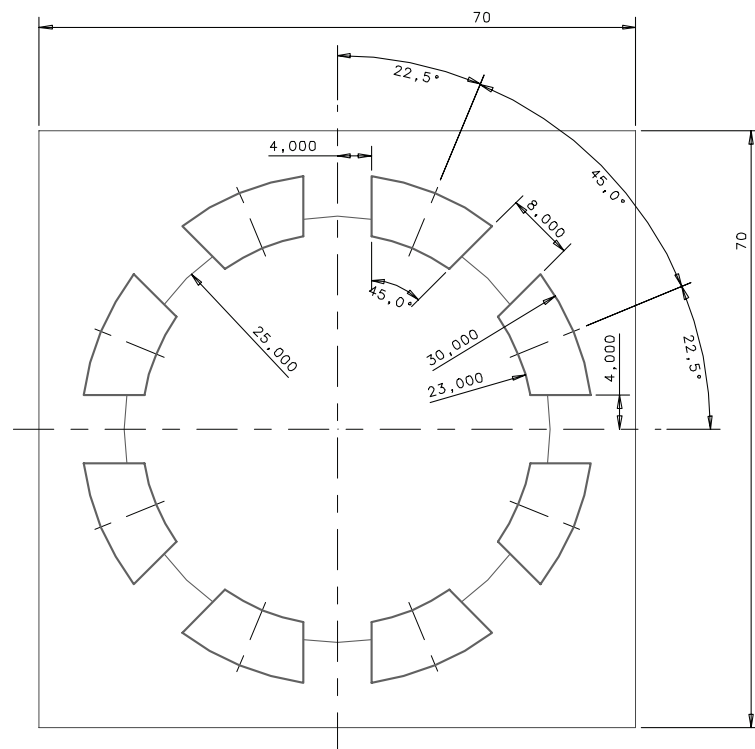


Fig. 4.15 解析に使用したスリット素材形状（シェル要素 1/4 モデル）

る。クリアランスに対する塑性伸びを Fig.4.17 に示す。スリットなしに比べて、スリットモデルは塑性伸びが大きくなった。伸びの大きさとしてはスリットなしの2倍程度であり、円周方向の拘束が無い分塑性変形し易いといえる。 r 値の影響はスリットなしと同様の傾向を示し、本手法が製品形状を考慮したモデルにも転用できることを示唆している。

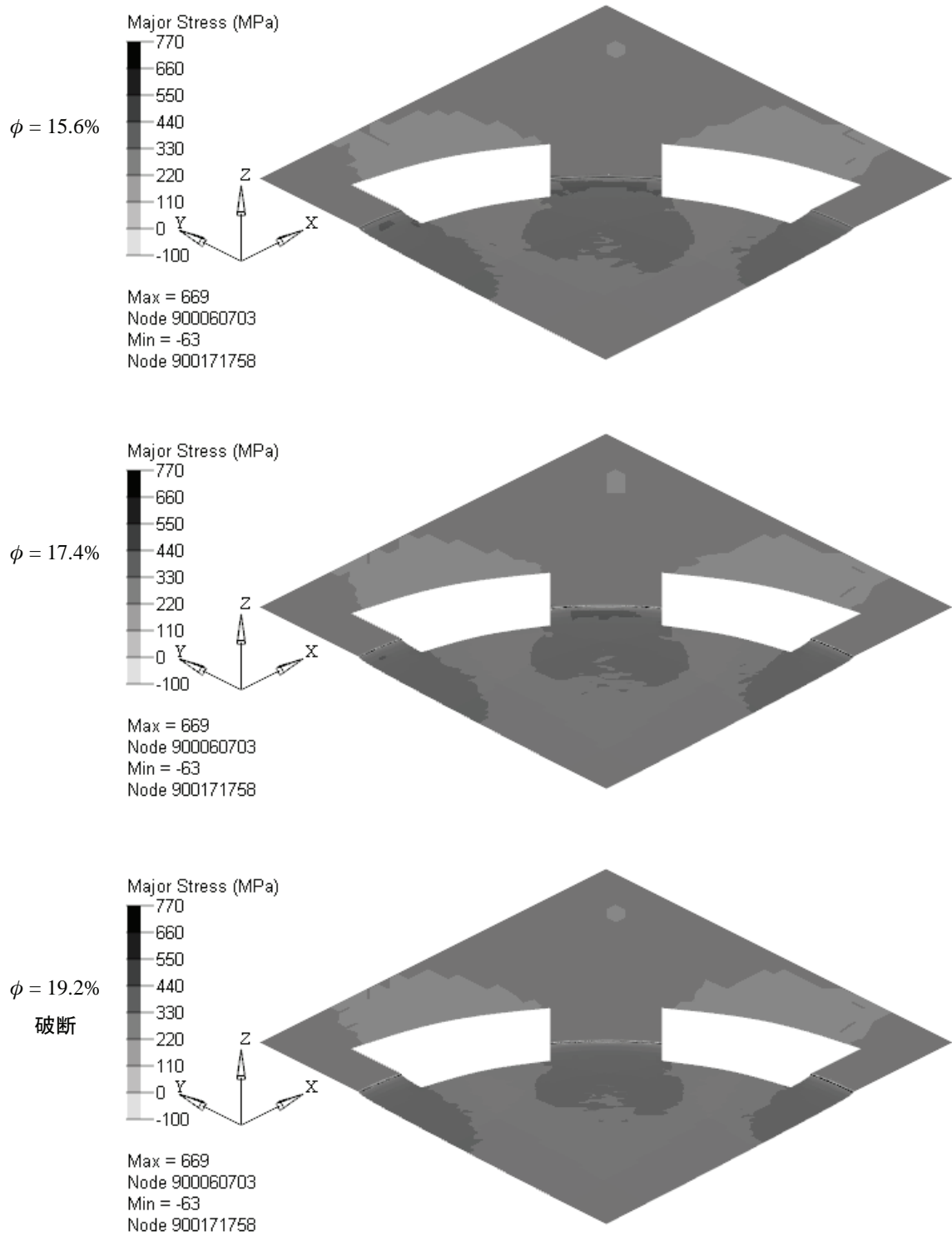


Fig. 4.16 スリットあり面内異方性モデルの最大主応力分布
($CL = 9\%$) $X : 0^\circ$, $Y : 90^\circ$

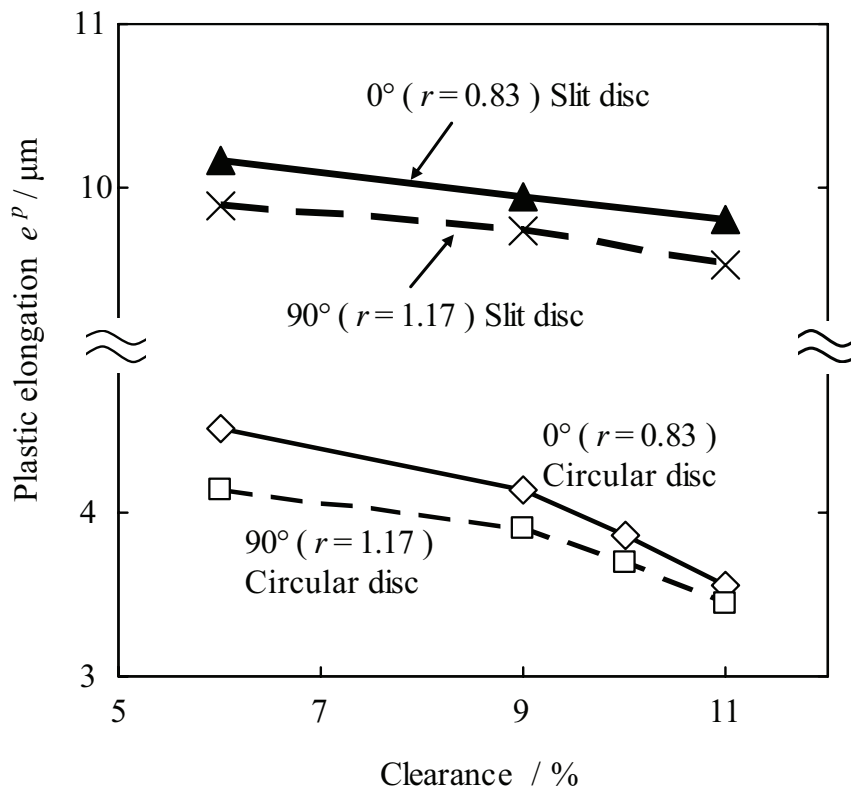


Fig. 4.17 塑性伸びに対するスリット形状の影響

4.6 まとめ

解析結果と実験結果の比較により手法の妥当性の確認を行った。また、楕円パンチの有効性、及び製品形状の影響について検討を行った。得られた知見をまとめると以下のようになる。

1. 面内異方性材料を検討するとき、 45° 方向の r 値の大きさは重要で、これを含めた 3 方向の組合せによる検討が必要である。
2. 面内異方性モデルにおいて r 値が大きい方は、塑性域全域で半径方向応力が大きくなり、周方向応力はダイ側で小さくなる。塑性ひずみが大きいにもかかわらず、 r 値大で破断時の塑性伸びが小さいのは、応力が大きいために破断に早く達するからであると考えられる。
3. 実験と計算の絶対値が大きく異なる原因として、計算値が破断前の状態で評価している点と、シェル要素での板の表裏応力差によるわん曲表現が不十分である点が挙げられ、そのため計算値が過小評価になっていると考えられる。
4. 計算値と実験値が 1 対 1 の関係にあるので、計算上の寸法変化を実形状の寸法変化に変換可能であり、本手法を用いることにより、打抜き後の製品の楕円化現象を抑制するために利用可能と判断できる。
5. 実製品における楕円パンチの適用例と比較すると、実績値とモデル推奨値は同程度であり、予測モデルが実製品においても同じ手法で適用可能であると判断できる。

6. 打抜き工程の順番による寸法変化の影響を見るため、解析モデルとしてスリット付き素材を検討したところ、塑性伸びは大きくなるが、 r 値の影響はスリットなしと同様の傾向を示し、本手法が製品形状を考慮したモデルにも転用できることを示唆している。

第5章

結論

せん断加工による切断法は、一般的に言って切削、研削切断等の他の切断法に比べれば精度的には劣ることは避けられないものの、加工能力がずば抜けて高いので大量生産には欠くことのできない加工方法である。また、せん断加工は変形部が局所に集中するため、その数値解析には非常に細かいメッシングが必要で、さらに破断分離を伴う加工方法であるため取扱いが難しい。したがって、従来の研究では平面ひずみあるいは軸対称モデルを用いた2次元解析が主流であり、評価対象は専らせん断／破断／バリといった切口面の性状、あるいは刃物工具の負荷状態の評価であった。そのため、せん断製品の寸法精度に関する研究は未だに実験結果の説明、解釈を主とするいわば「定性的」なものがほとんどであった。さらに地球温暖化対策や環境保護のため省エネルギーの推進が求められている中、モータの高効率化は省エネルギー推進の重要な手段であり、モータコアの製品精度はもちろんのこと、被加工材である電磁鋼板も打抜き加工にとって条件が厳しいものとなってきており、電磁鋼板の機械的特性を考慮した製品寸法を予測することはとても意義のあることである。そこで今回、生産現場での適用を念頭に、簡易的な計算で寸法変化の傾向を把握可能とすることを目的とした寸法変化予測モデルを開発した。このモデルの特徴は、

(1) 面内方向の変形挙動に着目することにより、寸法変化を表現することを可能にしたこと

(2) その導出方法は基本的理論をベースに構築されているため、汎用性が高く実際の生産現場への適用が容易であること

さらにその結果、

(3) 破断点の近似方法や Shell 要素の使用により、無用に節点数／要素数を増大させることのないモデル化方法であるため、解析コストを大きく引き下げることができたこと

などが挙げられる。そして、従来の慣用せん断法を大きく変えることなく本研究の適用が可能であり、多大な労力を費やしてきた金型調整時間の短縮が可能となり、産業界の国際競争力向上にも一役買うものである。

以下に本研究で得られた結果を総括する。

第2章

丸穴打抜き試験により、製品寸法変化に対する、材料異方性と拘束異方性の影響を調査したところ、楕円化現象には材料異方性起因部と拘束異方性起因部が存在した。打抜き製品と穴あけ製品で楕円傾向が逆になり、この原因は、機械的性質の異方性と塑性伸びの方向によって説明することが出来た。拘束条件も製品寸法変化に影響し、打抜き製品はわん曲による変化が大きい。順送り金型のような方向によって拘束条件が変化する場合、拘束条件が強い方が寸法変化の影響を受け、打抜き製品も穴あけ製品も楕円化が促進すると予想された。

第3章

円形打抜き時の楕円化メカニズムの解明のため、FEM 解析によって得られる面内の応力ひずみ状態から寸法変化を表現する手法を考案した。材料のせん断分離位置と塑性伸び量が製品寸法に影響しているため、それらを組み合わせることで打抜き製品と穴あけ製品寸法変化を表現できる。クリアランスの大きさはせん断分離の位置と塑性伸びに影響し、クリアランスが大きいほど塑性伸びが小さくなる。面内異方性パラメータ r 値はせん断開始のタイミングと塑性ひずみ増分に影響し、打抜きパンチに接触する部分の材料変形を等二軸引張りとは仮定すれば、 r 値が小さいほど塑性伸びが大きくなる。

第4章

解析結果と実験結果の比較により手法の妥当性の確認を行った。面内異方性材料を検討するとき、 45° 方向の r 値の大きさは重要で、これを含めた3方向の組合せによる検討が必要であった。また面内異方性モデルにおいて r 値が大きい方は、塑性域全域で半径方向応力が大きくなり、周方向応力はダイ側で小さくなる。塑性ひずみが大きいにもかかわらず、 r 値大で破断時の塑性伸びが小さいのは、応力が大きいために破断に早く達するからであると考えられた。

実験と計算の絶対値が異なる原因として、計算値が破断前の状態で評価している点と、シェル要素での板の表裏応力差によるわん曲表現が不十分である点が挙げられ、そのため計算は過小評価になっていた。しかしながら、計算値と実験値が1対1の関係にあることがわかったので、計算上の寸法変化を実形状の寸法変化に変換可能であり、本手法を用いることにより、打抜き後の製品の楕円化現象を抑制するために利用可能と判断した。

実製品における楕円パンチの適用例と比較すると、実績値とモデル推奨値は同程度であり、予測モデルが実製品においても同じ手法で適用可能であると判断できた。さらに実製品形状に見立てたスリット付き素材を検討したところ、塑性伸びは大きくなるが、 r 値の影響はスリットなしと同様の傾向を示し、本手法が製品形状を考慮したモデルにも転用できることを確認した。

参考文献

- 1) 富士経済調査報告書. 電力使用機器の消費電力に関する現状と近未来の動向調査.
Technical report, 2009.
- 2) 本田厚人, 千田邦浩, 定廣健一. 川鉄技報, Vol. 34-3, pp. 138–139, 2002.
- 3) 河野雅昭, 千田邦浩, 早川康之. 川鉄技報, Vol. 35-1, pp. 1–6, 2003.
- 4) 河野雅昭, 河野正樹, 本田厚人, 藤田明男, 小森ゆか. 特許公開資料, 特開 2001-234302,
, 2001.
- 5) 河野雅昭, 河野正樹, 港武彦, 佐藤圭司, 藤山寿郎. 特許公開資料, 特開 2003-197414, ,
2003.
- 6) 今村猛, 寺島敬, 早川康之. JFE 技報, Vol. 8, pp. 7–10, jun 2005.
- 7) 開道力, 小川俊文, 有田吉宏, 山崎二郎, 宍戸祐司. 日本応用磁気学会誌, Vol. 31-4,
pp. 316–321, 2007.
- 8) 立野一郎. 鉄と鋼, Vol. 90-1, pp. 81–88, 1990.
- 9) 藤崎敬介, 平山隆, 根本泰. 新日鉄技報, Vol. 379, pp. 70–74, 2003.
- 10) 藪本政男, 開道力, 脇坂岳顕, 久保田猛, 鈴木規之. 新日鉄技報, Vol. 378, pp. 51–54,
2003.

- 11) 日本塑性加工学会（編）．わかりやすいプレス加工, pp. 1-19,113-124. 日刊工業新聞社, 2000.
- 12) 日本塑性加工学会（編）．せん断加工—プレス加工の基本技術—, 塑性加工技術シリーズ, 第12巻, pp. 8-67. コロナ社, 第1992版, 1992.
- 13) 日本塑性加工学会（編）．塑性加工用語辞典. コロナ社, 1998.
- 14) 古閑伸裕, 青木勇. プレス打抜き加工, p. 47. 基礎から学ぶ実践プレス加工シリーズ. 日刊工業新聞社, 2002.
- 15) 中川威雄. ファインブラッキング精密打抜きの理論と実際, pp. 39-46. 日刊工業新聞社, 1998.
- 16) 高石和年, 前田禎三. 塑性と加工, Vol. 21-36, pp. 784-791, 1980.
- 17) 尾崎龍夫, 竹増光家. 塑性と加工, Vol. 33-396, pp. 10-16, 1994.
- 18) 小森和武. 塑性と加工, Vol. 38-433, pp. 129-134, 1997.
- 19) 湯川伸樹, 犬飼佳彦, 吉田佳典, 石川孝司, 神馬敬. 塑性と加工, Vol. 39-454, pp. 1129-1133, 1998.
- 20) 村川正夫, ポンパンギャオタティップ, 神雅彦, 古閑伸裕. 平11 塑加春講論, pp. 502-503, 1999.
- 21) 田中徹, 萩原世也, 只野裕一, 吉村修平, 稲田拓真, 森孝信, 瀧脇健二. 塑性と加工, Vol. 51-588, pp. 50-54, 2010.
- 22) 竹増光家, 尾崎龍夫, 山崎進. 塑性と加工, Vol. 36-418, pp. 1318-1323, 1995.
- 23) Y. Song, X. Xiaolong, Z. Jie, Z. Zhen. *J. Mater. Process. Technol*, Vol. 187-188, pp. 169-172, 2007.

-
- 24) N. Hatanaka, K. Yamaguchi, N. Takakura. *J. Mater. Process. Technol*, Vol. 139, pp. 64–70, 2003.
- 25) 村川正夫, ポンパンギャオタテ IPP, 神雅彦, 古閑伸裕. 50 回塑加連講論, pp. 373–374, 1999.
- 26) 小川隆樹, 田中徹, 吉村修平, 只野裕一, 萩原世也. 59 回塑加連講論, pp. 301–302, 2008.
- 27) 村川正夫, ポンパンギャオタテ IPP, 神雅彦, 古閑伸裕. 50 回塑加連講論, pp. 371–372, 1999.
- 28) 前田禎三, 中川威雄, 村上功, 茅野茂. せん断製品の精度について. 機誌, Vol. 67-542, pp. 423–430, 1964.
- 29) 前田禎三, 田村公男. 機誌, Vol. 62-489, pp. 1415–1422, 1959.
- 30) 神馬敬, 足立達也. 塑性と加工, Vol. 33-379, pp. 898–903, 1992.
- 31) 大和久重雄. JIS 鉄鋼材料入門, pp. 152–157. 大河出版, 1978.
- 32) 新日本製鉄 (編). 鉄の未来が見える本, pp. 100–119. 日本実業出版社, 2007.
- 33) 新日本製鉄電磁鋼板技術部 (編). 図解わかる電磁鋼板. 新日鐵, 2001. Cat. No. DE101.
- 34) 有田吉宏, 牛神義行. 材料とプロセス, Vol. 19-463, p. 3, 2003.
- 35) 千田邦浩, 石田昌義, 中須洋一, 八木正昭. 電気学会論文誌 A, Vol. 125-3, pp. 241–246, 2005.
- 36) モーターコア 50 年史編集企画委員会 (編). モーターコア 50 年史, pp. 284–301. (財) 三井金型振興財団, (株) 三井ハイテック, 2000.

- 37) 新日本製鐵カタログ：方向性電磁鋼帯, 1988. Cat. No. De105.
- 38) 新日本製鐵カタログ：無方向性電磁鋼帯, 1988. Cat. No. De106.
- 39) T. Matsunaga, T. Kawabe, Y. Mizugaki. *Steel Res. Int.*, Vol. Special Edition Vol. 1, pp. 106–111, 2008.
- 40) 桑原利彦. 塑性と加工, Vol. 41-470, pp. 199–203, 2000.
- 41) 吉田佳典, 湯川伸樹, 石川孝司, 細野定一, 村瀬道德. 塑性と加工, Vol. 44-510, pp. 735–749, 2003.
- 42) 吉田佳典, 村瀬泰章, 湯川伸樹, 石川孝司. 塑性と加工, Vol. 46-532, pp. 392–396, 2005.
- 43) 高石和年. 平 13 塑加春講論, pp. 165–166, 2001.
- 44) M.G. Cockcroft, D.J. Latham. *J. Inst. Metals*, Vol. 96, pp. 33–39, 2008.
- 45) 宅田裕彦, 小澤慶祐, 浜孝之, 吉田亨, 新田淳. 塑性と加工, Vol. 49-572, pp. 886–890, 2008.
- 46) 吉田広明, 岡島琢磨, 八田武士, 藤原正尚, 伊藤樹一. 電気製鋼, Vol. 78-3, pp. 267–274, 2007.
- 47) 宅田裕彦, 蟹江智文, 磯貝栄志, 吉田亨. 鉄と鋼, Vol. 91-6, pp. 553–559, 2005.
- 48) V. Tvergaard. *Int. J. Fract.*, Vol. 17, pp. 389–407, 1981.
- 49) 日本塑性加工学会 (編). 材料加工の計算力学, 塑性加工技術シリーズ, 第 1 巻, pp. 41–44. コロナ社, 1992.
- 50) 後藤學. 塑性と加工, Vol. 38-434, pp. 200–205, 1997.
- 51) 池田聡, 桑原利彦. 鉄と鋼, Vol. 90-12, pp. 1016–1022, 2004.

-
- 52) 桑原利彦. 塑性と加工, Vol. 41-471, pp. 313-318, 2000.
- 53) 桑原利彦, 池田聡. 塑性と加工, Vol. 40-457, pp. 145-149, 1999.
- 54) 桑原利彦, 堀内義雅, 上間直幸, ヤナジージェルハイモヴァ. 塑性と加工, Vol. 48-558, pp. 630-634, 2007.
- 55) 大上哲郎, 橋本浩二, 栗山幸久, 潮田浩作. 鉄と鋼, Vol. 93-11, pp. 709-714, 2007.
- 56) 上森武, 倉光徹, 三登悠司, 日野隆太郎, 中哲夫, 吉田総仁. 塑性と加工, Vol. 50-576, pp. 39-43, 2009.
- 57) 見城尚志, 佐渡友茂. イラスト・図解小型モータのすべて. 技術評論社, 2001.
- 58) 谷腰欣司. モータのはなし. 日刊工業新聞社, 1990.
- 59) 内田隆裕. モーターがわかる本. オーム社, 2000.
- 60) 川並高雄, 関口秀夫, 斉藤正美, 廣井徹磨. 基礎塑性加工学 (第2版), pp. 145-151. 森北出版, 2004.

付録 A

塑性ひずみの求め方

本研究では節 (3.4.3) に示したように塑性ひずみの各節点データを半径方向に積分して塑性伸びを算出している。塑性ひずみの導出にあたっては以下の塑性力学の基礎理論のうち、ひずみ増分理論（プラントル＝ロイスの式）を用いて行った。ここでは、全ひずみ理論（ヘンキーの式）およびひずみ増分理論について説明する。^{49,60)}

A.0.1 全ひずみ理論

例として Fig.A.1(a) に示すような単軸圧縮の場合を考える。各方向のひずみを、塑性変形におけるひずみという意味で ε_1^p , ε_2^p , ε_3^p とする。応力状態は $\sigma_1 = -\sigma$, $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$

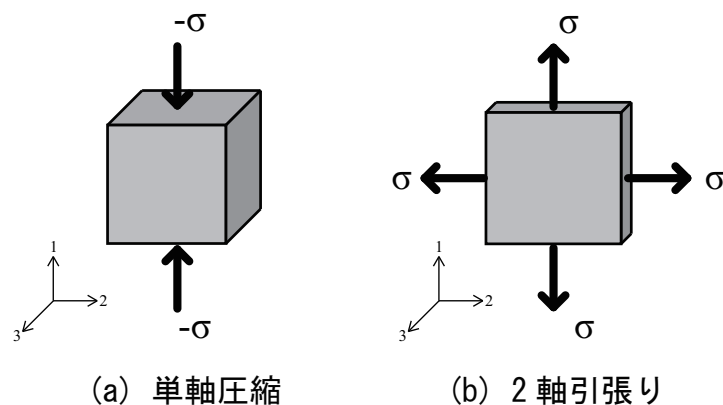


Fig. A.1 比例負荷の例

である。方向 1 のひずみを $\varepsilon_1^p = -\varepsilon^p$ とし、材料の等方性を仮定すると、体積一定則から $\varepsilon_2^p = \varepsilon_3^p = \varepsilon^p/2$ となる。つまり、 $\varepsilon_1^p : \varepsilon_2^p : \varepsilon_3^p = -1 : 1/2 : 1/2$ である。

次に、偏差応力を求めると、それぞれ $-2\sigma/3$, $\sigma/3$, $\sigma/3$ となり、 $\sigma'_1 : \sigma'_2 : \sigma'_3$ もやはり $-1 : 1/2 : 1/2$ となる。同様の検討を Fig.A.1(b) に示す二軸引張り状態に適用すると、 $\varepsilon_1^p : \varepsilon_2^p : \varepsilon_3^p = \sigma'_1 : \sigma'_2 : \sigma'_3 = 1 : 1 : -2$ となる。これらはほんの一例であるが、塑性変形では一般に塑性ひずみ比と偏差応力の比が一致する。

ところが、この場合の体積（塑性）ひずみ $\varepsilon_m^p (= (\varepsilon_1^p + \varepsilon_2^p + \varepsilon_3^p)/3)$ は体積一定則から 0 となるので、偏差（塑性）ひずみ ($\varepsilon_1^p - \varepsilon_m^p = \varepsilon_1^{p'}$ など) と塑性ひずみ (ε_1^p など) は等しい。つまり塑性変形の場合も、フックの法則と同様、「偏差ひずみの比と偏差応力の比は一致する」、あるいは「偏差ひずみは偏差応力に比例する」といえるのである。比例定数は今のところ不明であるので、単に λ としておく。すると、塑性変形における応力-ひずみ関係式は次のように表すことができる。

$$\frac{\varepsilon_1^p}{\sigma'_1} = \frac{\varepsilon_2^p}{\sigma'_2} = \frac{\varepsilon_3^p}{\sigma'_3} = \lambda \quad (\text{A.1})$$

この式をヘンキー（Hencky）の応力-ひずみ関係式といい、後述のように比例負荷の条件つきではあるが、金属の塑性という性質を表す簡便な式として一般的に知られている。

さらに式 (A.1) を書き直して主方向を座標系に選べば、

$$\begin{aligned} \varepsilon_1^p &= \frac{2}{3}\lambda\left\{\sigma_1 - \frac{1}{2}(\sigma_2 + \sigma_3)\right\} \\ \varepsilon_2^p &= \frac{2}{3}\lambda\left\{\sigma_2 - \frac{1}{2}(\sigma_3 + \sigma_1)\right\} \\ \varepsilon_3^p &= \frac{2}{3}\lambda\left\{\sigma_3 - \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2)\right\} \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

となる。式 (A.2) を，フックの法則の式と比較すると，ポアソン比 ν に相当する値が 0.5 となるのは，体積一定則が成立するためである。ここで，比例定数 λ の値を決定するために，今一度式 (A.2) を変形すると，

$$\begin{aligned}(\varepsilon_1^p - \varepsilon_2^p) &= (\sigma_1 - \varepsilon_2)\lambda \\(\varepsilon_2^p - \varepsilon_3^p) &= (\sigma_2 - \varepsilon_3)\lambda \\(\varepsilon_3^p - \varepsilon_1^p) &= (\sigma_3 - \varepsilon_1)\lambda\end{aligned}\tag{A.3}$$

また，材料がミーゼスの降伏条件を満たすとすれば，相当応力 σ_{eq} は，

$$\sigma_{eq}^2 = \frac{1}{2}\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}\tag{A.4}$$

と表されるので，これに式 (A.2) を代入すると，

$$\sigma_{eq}^2 = \frac{1}{2}\left(\frac{1}{\lambda}\right)^2\{(\varepsilon_1^p - \varepsilon_2^p)^2 + (\varepsilon_2^p - \varepsilon_3^p)^2 + (\varepsilon_3^p - \varepsilon_1^p)^2\}\tag{A.5}$$

となる。右辺 $\{$ の中は， $(9/2)\varepsilon_{eq}^2$ (ε_{eq} : 相当ひずみ) に等しいので，

$$\sigma_{eq}^2 = \frac{1}{2}\left(\frac{1}{\lambda}\right)^2 \frac{9}{2} \varepsilon_{eq}^2\tag{A.6}$$

これから，

$$\lambda = \frac{3}{2} \frac{\varepsilon_{eq}}{\sigma_{eq}}\tag{A.7}$$

の関係が得られる。ここで Fig.A.2 は一般的な金属に対する $\varepsilon_{eq} - \sigma_{eq}$ 曲線を示しているが，比 $\varepsilon_{eq}/\sigma_{eq}$ は，変形が塑性曲線ではなく直線 OB に沿って進行したと仮定したときの

傾きに等しい。この傾きは、変形量 (ε_{eq}) が変わると変化していくものであり、一定値を持たない。弾性変形の場合は変形の本質上一定値 (E :直線 OA の傾き) となる。変形機構の差 (線形と非線形) がこの違いに表れているといえる。

このことは理論の致命傷にはならないが、式 (A.2) が適用できるのはひずみ成分の比 $\varepsilon_1^p : \varepsilon_2^p : \varepsilon_3^p$ が加工中に変化しない場合、すなわち比例負荷の場合であることに留意しなければならない。

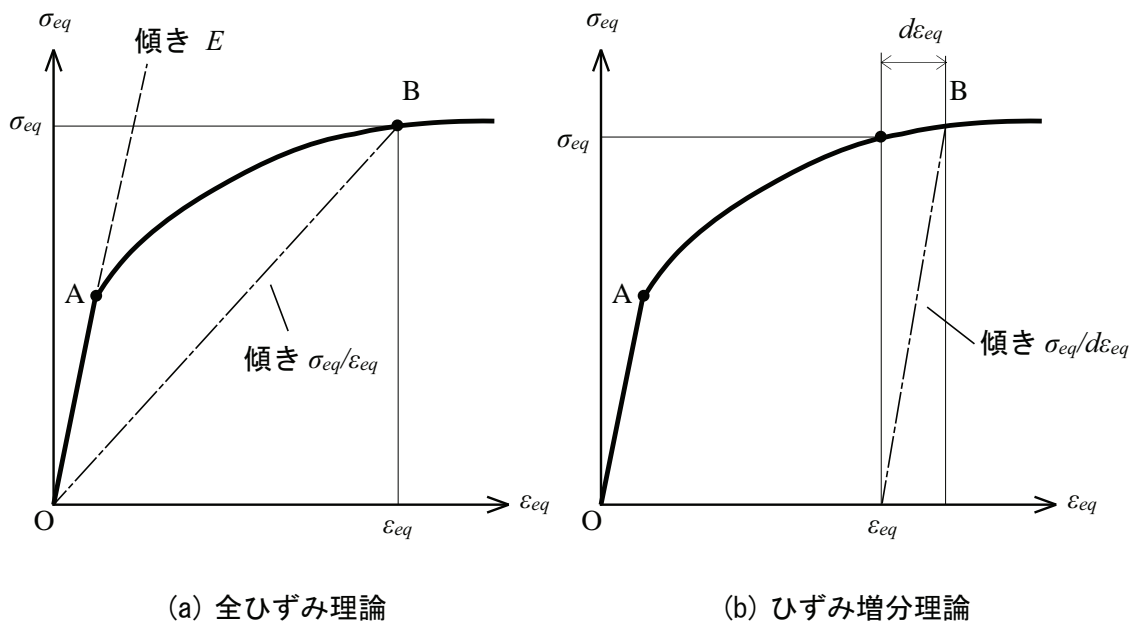


Fig. A.2 一般的な金属における $\varepsilon_{eq} - \sigma_{eq}$ 曲線

A.0.2 ひずみ増分理論

(a) ルイスの式

ひずみ比が時々刻々と変化するような加工の場合は、微小なひずみの変化分 (増分) $d\varepsilon_1^p, d\varepsilon_2^p, d\varepsilon_3^p$ と偏差応力が比例関係になる。そのときの比例定数を $(2/3) d\lambda (= d\varepsilon_{eq}/\sigma_{eq})$ (Fig.A.2(b) 参照) とし、式 (A.2) に対応して記述すれば、

$$\begin{aligned}
d\varepsilon_1^p &= \frac{2}{3}d\lambda\left\{\sigma_1 - \frac{1}{2}(\sigma_2 + \sigma_3)\right\} \\
d\varepsilon_2^p &= \frac{2}{3}d\lambda\left\{\sigma_2 - \frac{1}{2}(\sigma_3 + \sigma_1)\right\} \\
d\varepsilon_3^p &= \frac{2}{3}d\lambda\left\{\sigma_3 - \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2)\right\}
\end{aligned} \tag{A.8}$$

となる。式 (A.1) に対応して書き直せば、

$$\frac{d\varepsilon_1^p}{\sigma'_1} = \frac{d\varepsilon_2^p}{\sigma'_2} = \frac{d\varepsilon_3^p}{\sigma'_3} = d\lambda \tag{A.9}$$

となる。また、せん断ひずみが存在する座標系に書き改めれば、

$$\frac{d\varepsilon_x^p}{\sigma'_x} = \frac{d\varepsilon_y^p}{\sigma'_y} = \frac{d\varepsilon_z^p}{\sigma'_z} = \frac{d\varepsilon_{yz}^p}{\tau'_{yz}} = \frac{d\varepsilon_{zx}^p}{\tau'_{zx}} = \frac{d\varepsilon_{xy}^p}{\tau'_{xy}} = d\lambda \tag{A.10}$$

となる。式 (A.10) をルイス (Reuss) の応力—ひずみ関係式といい、これに基づく塑性理論をひずみ増分理論 (incremental strain theory または flow theory) という。この式は、比例負荷が成り立つ成り立たないにかかわらず適用することができるので、より一般性のある式といえる。

$d\lambda$ は式 (A.7) の増分形である式 (A.11) で表すことができる。これと式 (A.10) を用いれば垂直応力、相当応力、相当ひずみ増分を用いて塑性ひずみを求めることができる。

$$d\lambda = \frac{3}{2} \frac{d\varepsilon_{eq}}{\sigma_{eq}} \tag{A.11}$$

付録 B

主使用記号の説明

B_m	: 磁束密度	[Wb·m ⁻²]
CL	: クリアランス	[% , % t]
CL_θ	: θ 方向のクリアランス	[% , % t]
D	: ダメージ値	[MPa]
d_D	: ダイ直径	[mm]
D_f	: ダメージ値の限界値	[MPa]
D_{max}	: 最大ダメージ値	[MPa]
D'_{max}	: スプライン補間後の最大ダメージ値	[MPa]
d_P	: パンチ直径	[mm]
$d\varepsilon_{eq}$: 相当ひずみ増分	[-]
$d\varepsilon^P$: 塑性ひずみ増分	[-]
E	: ヤング率	[MPa]

e^p	: 塑性伸び	[μm]
e_{cal}^p	: 塑性伸び計算値	[μm]
e_{exp}^p	: 塑性伸び実験値	[μm]
F	: F 値	[MPa]
f	: 周波数	[Hz]
g_r	: 比重	[-]
G_i	: ロータとステータの i 方向ギャップ	[μm]
H	: 磁界, 磁場の強さ	[$\text{A}\cdot\text{m}^{-1}$]
M	: 打抜き加工時の曲げモーメント	[N·m]
n	: 加工硬化指数, n 値	[-]
p	: 解析で設定した板押え圧力	[MPa, $\text{N}\cdot\text{mm}^{-2}$]
P_b	: 打抜き荷重	[N]
P_c	: 逆押え荷重	[N]
P_h	: 板押え荷重	[N]
r	: 塑性異方性係数, 塑性ひずみ比, r 値	[-]
R_D	: ダイ刃先半径	[mm]
R_P	: パンチ刃先半径	[mm]

r_θ	: θ 方向の r 値	[-]
$S_j(x)$: スプライン曲線 を構成する各 3 次元曲線	
T	: 長手方向に働く 引張力	[N]
t	: 被加工材の板厚 , 板材の厚さ	[mm]
t_0	: 初期の板厚	[mm]
w	: 板材の幅	[mm]
w_0	: 初期の板幅	[mm]
W_e	: 渦電流損	[W·kg ⁻¹]
W_h	: ヒステリシス損	[W·kg ⁻¹]
x	: パンチ中心からの距離	[mm]
x_f	: 延性破壊条件式より導いた破断位置	[mm]
Δd_D	: 打抜き製品の寸法変化量	[mm, μm]
Δd_P	: 穴あけ製品の寸法変化量	[mm, μm]
ΔL	: 長手方向寸法変化量	[mm, μm]
$\bar{\varepsilon}, \varepsilon_{eq}$: 相当ひずみ	[-]
ε^e	: 弾性ひずみ	[-]
ε^p	: 塑性ひずみ	[-]

$\bar{\varepsilon}_f$: 破壊時の相当ひずみ	[-]
$\bar{\varepsilon}_i$: 破壊の核発生時の相当ひずみ	[-]
ε_1	: 長手方向ひずみ	[-]
ε^p	: 塑性ひずみ	[-]
$\varepsilon^{p'}$: 偏差 (塑性) ひずみ	[-]
$\varepsilon_m^{p'}$: 体積 (塑性) ひずみ	[-]
ε_r^p	: 要素の回転を考慮した面内方向塑性ひずみ	[-]
ε_r	: 半径方向ひずみ	[-]
ε_t	: 板厚方向ひずみ	[-]
ε_w	: 幅方向ひずみ	[-]
ε_θ	: 円周方向ひずみ	[-]
ν	: ポアソン比	[-]
ρ	: 電気抵抗	[Ω]
σ'	: 偏差応力	[MPa]
$\bar{\sigma}, \sigma_{eq}$: 相当応力	[MPa]
σ_m	: 平均応力	[MPa]
σ_{max}	: 最大主応力	[MPa]

σ_r : 板面内の半径方向応力 [MPa]

σ_{ri} : 板面内の半径方向応力の i 成分 [MPa]

σ_y : 降伏点 [MPa]

σ_θ : 板面内の円周方向応力 [MPa]

ϕ : 板厚に対する押し込み率 [%]

謝辞

本論文は、著者が（株）三井ハイテックに在職しながら、社会人学生として九州工業大学大学院博士後期課程に在籍し、その中での研究成果をまとめたものです。

本研究を行なうにあたり、御指導、御鞭撻を頂き、懇切なる御助言を賜りました九州工業大学工学研究院 機械知能工学研究系 水垣善夫 教授に謹んで感謝の意を表します。

また、研究計画および問題点の解決まで終始全面的な御指導と詳細にわたる御教示を賜りました同 河部徹 准教授に深く感謝致します。本論文を作成するにあたり、御多忙の中、有益な御指導、御示唆を頂きました同 物質工学研究系 恵良秀則 教授、同 廣田健治 准教授に厚く御礼申し上げます。また、国際学会における英語論文の校正と発表練習にご協力頂いた（株）三井ハイテック 竹井雅彦 グループ長に厚く御礼申し上げます。

筆者に博士後期課程への入学を支援して下さった（株）三井ハイテック 三井康誠 社長、同 技術本部 石松憲治 本部長、本研究の機会を与えて下さった同 金型事業本部 石田義一本部長、栗山正則 副本部長、本研究が論文の形になるまで終始励まして頂いた同 梅田和彦 部長、藤田剛克 グループ長に深く感謝致します。そして、本研究におけるテスト金型の製作に全面的に御協力頂きました同 金型事業部の皆様に感謝の意を表します。

本研究を進めるにあたり、数値計算に御尽力を頂いた、九州工業大学工学府 塑性工学研究室の西岡朋洋 君、松尾雄太 君をはじめ諸氏に心から御礼申し上げます。

皆様の後支援に感謝し、ここに深く御礼申し上げます。

2011年2月

松 永 尚

本論文に関する発表論文

- ①論文題目 : 「電磁鋼板打抜き時の寸法変化に関する研究」
著者 : 松永尚, 河部徹, 水垣善夫
発表誌名 : 第 58 回塑性加工連合講演会講演論文集 (2007), pp.41 - 42
本論文との対応 : 第 2 章
- ②論文題目 : 「Research on Dimensional Change in Silicon Steel Blanking」
著者 : Matsunaga, T., Kawabe, T. and Mizugaki, Y.
発表誌名 : Steel Res. Int. 79 (2008), Special Edition, Vol. 1, 106 - 111.
本論文との対応 : 第 2 章
- ③論文題目 : 「電磁鋼板打抜き時の寸法変化に関する研究 (第 2 報)」
著者 : 松永尚, 河部徹, 水垣善夫
発表誌名 : 平成 21 年度塑性加工春季講演会講演論文集 (2009), pp.121-122
本論文との対応 : 第 3 章
- ④論文題目 : 「円形打抜き加工における製品寸法変化と楕円形状予測モデル」
著者 : 松永尚, 河部徹, 水垣善夫
発表誌名 : 塑性と加工 (掲載決定)
本論文との対応 : 第 3, 4 章