

図・本館

金属薄板の純粹張出し性
の改善に関する研究

名古屋大学図書
和 1030403

小林 政教

報告番号	乙第	3543	号
------	----	------	---

目 次

第1章 緒 論	1
第2章 純粹張出し性に及ぼす摩擦と材料特性の影響	6
2-1 緒 言	6
2-2 供試材及び引張特性値	7
2-3 純粹張出しの理論的検討	7
2-4 しゅう動式摩擦試験機による摩擦係数の測定	28
2-4-1 摩擦係数の測定法	28
2-4-2 摩擦係数値 μ の測定結果	32
2-5 帯板圧縮試験法による摩擦係数の測定	36
2-5-1 摩擦校正曲線の算出	36
2-5-2 実験方法ならびに手順	40
2-6 しゅう動式摩擦試験と帯板圧縮試験による 摩擦係数値 μ の比較	41
2-7 純粹張出し実験	41
2-7-1 純粹張出し実験装置	41
2-7-2 純粹張出し実験結果	47
2-8 結 言	51
第3章 純粹張出し性に及ぼすポンチ形状の影響 及び域差潤滑法による純粹張出し性の向上	53

3-1	緒言	53
3-2	実験条件	54
3-3	理論的検討	55
3-4	実験結果	62
3-5	域差潤滑法による純粹張出し性の向上	67
3-5-1	理論的検討	68
3-5-2	実験結果	68
3-6	結言	71
第4章 純粹張出し性に及ぼす板厚の影響		72
4-1	緒言	72
4-2	実験方法	73
4-2-1	供試材及び機械的性質	73
4-2-2	純粹張出し試験	73
4-2-3	摩擦試験	75
4-2-4	液圧バルジ試験	77
4-3	実験結果及び考察	80
4-3-1	張出し深さに及ぼす板厚、摩擦 及び材質の影響	80
4-3-2	張出し変形の進行にともなう ブランク表面の形状変化	82
4-4	理論的検討	87
4-5	破断挙動の実験的検討	91
4-6	結言	94
第5章 結論		95

付録 1	穴広げ試験によるパラメータ p , q 及び r の決定法	98
付録 2	Hosford の降伏条件におけるインデックス a の決定法	103
付録 3	板厚不整を考慮した場合の限界張出し深さ h_{Rmax} の求め方	112
付録 4	張出し実験における ε_{θ} , ε_t 及び $\varepsilon_{\theta q}$ の算出法	116
参 考 文 献	118
謝 辞	129

第1章 緒 論

塑性加工は、型による材料の拘束加工であるため量産性とある程度の精度の確保が比較的容易で近代産業には不可欠の生産加工技術として発展してきた。

その中で、板材の成形は、通常ポンチ、ダイス及び板押えの三工具を用いる加工法で⁽¹⁾⁽²⁾、自動車のボディ、航空機の機体のような大形部品⁽³⁾⁻⁽⁵⁾を初めとして、各種電子部品等の微細部品に至るまでその用途は極めて広範囲にわたっている。この三工具の全てを剛体工具で構成する方法が慣用されるが、場合によってはポンチまたはダイスのいずれかを剛体で製作し、最終的な形状をこの工具で規制し、他の一つまたは二つの工具をゴム、合成樹脂または水、油などに置換する方法が種々提案されている⁽⁶⁾⁻⁽¹³⁾。この他、板材の一部に焼きなましを加える域差焼きなまし深絞り法⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾、熱間深絞り法⁽¹⁶⁾⁻⁽¹⁸⁾、合わせ板深絞り法⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾、等多くの方法が考案されている⁽²¹⁾⁻⁽²⁶⁾。

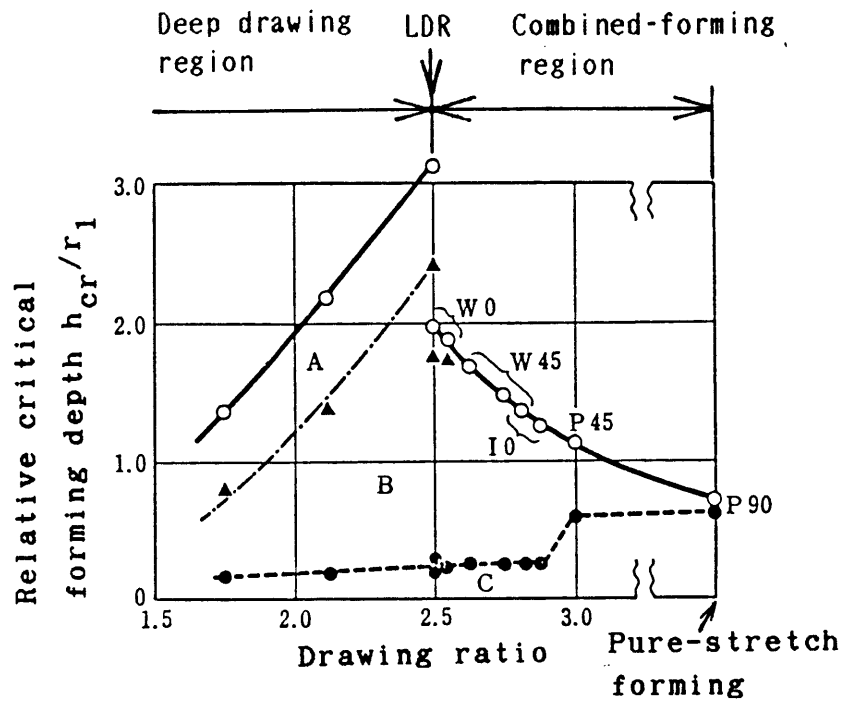
これら各種の板材成形法の開発の狙いは、成形性の向上、複雑輪郭形状製品の高精度成形、薄肉化あるいは高強度化に伴う難加工材の成形等にある。特に最近プレス成形品に形状精度のみでなく強度あるいは物理的・化学的諸機能の付与が要求されることが多く、素板の成形性の劣化は免れがたい。

このような現状を踏まえ、初めに板材成形の基本的問題について、最も単純な形状である円筒成形の場合を代表として取り上げ、その特徴及び問題点を考察してみる。ポンチがダイス開口部に位置する材料をダイス凹部へ押し込んでゆくとポンチ頭部に接触する材料（ポンチ頭部領域材料）は張出し変形を受けると同時に、フランジ部材料はダイス内に絞り込まれる。この張出し変形と絞り変形の量とタイプは、それぞれの領域における拘束条件によって支配される。これらの変形の特徴は、図1-1のように表すことができる⁽²⁷⁾⁽²⁸⁾。図の縦軸は限界成形深さ h_{0r} をポンチ半径 r_1 で除した相対限界成形深さ、横軸は絞り比を

表す。深絞り領域では、絞り比を増すにつれて、成形深さは高まって行くが、やがて限界絞り比（LDR）に到達すると破断が生ずる。そしてさらに絞り比を増加させると、複合張出し成形の領域に入り限界成形深さは減少して行く。図に示すように、成形深さは板厚及び円周方向ひずみの正負によって、縮み流入分（A）、伸び流入分（B）及び張出し成分（C）の3成分に区分される⁽²⁷⁾⁽²⁸⁾。深絞り成形ではA、B及びC成分を必ず含むので、A成分の変形領域であるフランジ部では、しわが生じ易く、その抑制が一つの要点となる⁽²⁹⁾⁻⁽³³⁾。また、深絞り性はフランジ部を絞り込むに必要な加工力とC成分領域での負担能力（破断力）の相対関係で定まるので、加工力の低減と破断力の増加が成形性向上の鍵となる。複合張出し成形ではA成分を含まず、B、C成分によって構成される。フランジ部の変形を完全に拘束した純粋張出し成形では、A及びB成分のような流入分はほとんど存在せず、C成分のみによる成形となる。従って、張出し成形では成形が進めばいずれ破断が生ずる。この破断発生時の深さ、即ち限界張出し深さを高めることが成形上の最大の要点となる。図1-1において、A、B、Cの3成分を比較してみると、成形深さの中でB、C成分の占める割合即ち素板の伸びをともなう変形成分が多いことにきづく。また、実際の板成形品では、深絞り成形よりも張出し成形によってつくられる場合もかなり多く、張出し成形性の向上が板成形において重要課題となることが理解できる。

このような張出し成形性の向上を狙いとした研究報告は数多い⁽³⁴⁾⁻⁽⁴³⁾。張出し成形性に及ぼす工具形状の影響を検討した吉田らの研究⁽⁴⁴⁾、張出し性に及ぼす材料特性の影響及び新しい張出し性評価法の検討を上述のB、C成分を考慮して行った河合、黒崎らの研究⁽²⁷⁾⁽⁴⁵⁾⁽⁴⁶⁾、張出しに適する材料開発を行った研究⁽⁴⁷⁾⁻⁽⁵⁰⁾等枚挙にいとまがない。

また、張出し性を理論的に予知しようとする研究も多数報告されている⁽⁴¹⁾⁽⁵¹⁾。その際、釣合式、構成方程式を連立させて解析解を導くことは先ず不可能であるので、数値解に頼らざるを得ない。数値解は、大別して差分法（FDM）及び有限要素法（FEM）に分けられる。



Note: Punch diameter 40 mm (Hemispherical)
 Specimen: Killed steel (Thickness is 0.8 mm)
 Lubricants: Rosin over punch head
 Mixture of graphite & tallow in flange portion
 LDR: Limiting drawing ratio
 W: Wall fracture, P: Punch profile fracture,
 I: Intermediate fracture
 Numbers added behind W, P and I denote the angle of location
 of fracture initiation to the rolling direction.

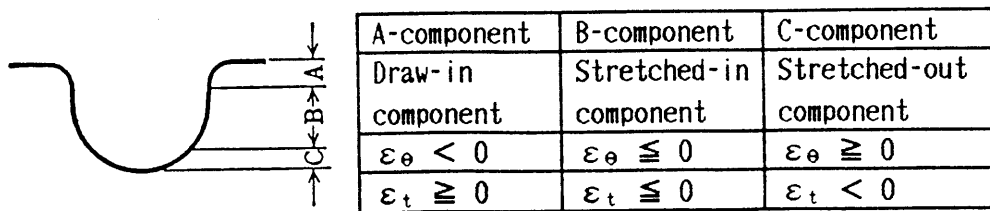


図 1 - 1 成形深さを構成する変形成分の区分

差分法として Woo⁽⁵²⁾、山田⁽⁵³⁾の方法、また板材の異方性を考慮した河合ら⁽⁵⁴⁾、小林ら⁽³⁸⁾⁽³⁹⁾⁽⁵⁵⁾⁽⁵⁶⁾、Kafutanogluら⁽⁵⁷⁾の研究がある。一方有限要素法には、Kobayashiら⁽⁵⁸⁾、Wangら⁽⁵⁹⁾の研究がある。これらの理論解によって、張出し成形中の応力、ひずみ分布、張出し力等が求められ、実験結果とある程度一致することが報告されている。上述のように、張出し成形についての実験的、理論的研究報告は多数あるが、尚次のような問題点が残されている。

第一に、張出し成形中のポンチ・ブランク間の摩擦係数 μ は、限界張出し深さに大きな影響をもつ因子の一つであるが、その見積り方法は必ずしも確立されているとはいえない。塑性加工における摩擦係数の測定法としては従来から数多くの方法が提案されている⁽⁶⁰⁾⁽⁶¹⁾。しかし、板材成形中のポンチ面における摩擦係数を直接測定した例はまだなく、今までのところ、それを推定する方法として、理論による逆算法⁽⁶²⁾⁽⁶³⁾、模擬摩擦試験法⁽⁶⁴⁾などが提案されている。これら両者の方法による値にはかなり大きな差があり、成形中のポンチ面の摩擦状態を確定するにはなお充分とは言えない。

第二に、張出し性に及ぼす加工条件の影響について、理論及び実験の両面から首尾一貫した説明は尚充分とはいえない。理論解析においては、次のようなことが問題点として考えられる。降伏条件として、Hillの異方性降伏条件が慣用されているが、実際の材料の特性を忠実に表現できないとの指摘もあり、Bassaniの降伏条件⁽⁶⁵⁾、後藤の4次降伏関数⁽⁶⁶⁾⁽⁶⁷⁾等が提案されている。また、実際のプレス成形において経験される大ひずみ範囲までの硬化則表示式にも種々の提案がある⁽³⁷⁾。多くの解析では、膜理論が用いられているが、曲げの影響を一部取り入れた検討もなされている⁽⁶⁸⁾。限界成形深さの予知については、臨界条件の選択が鍵となるが、これには慣用される拡散くびれ条件⁽⁶⁹⁾、局部くびれ条件⁽⁷⁰⁾の他に分岐条件⁽⁷¹⁾⁽⁷²⁾、初期不整を仮定するM-K理論⁽⁷³⁾等多数報告されている。しかし、従来の理論解析においては、主として変形限界線図(FLD)上で変形限界に及ぼすひずみ比の影響を考察する例が多く⁽⁷³⁾、⁽⁷⁵⁾、現実の張出し成形へ理論を適用して、工具形状、材料特性、素板形状(

特に板厚)、加工条件(特に摩擦)等の影響を実験結果と比較して検討した例は意外なほど少ない。

上述のような現状に鑑み、本研究では、簡単化のため、上述した流入分(A及びB成分)がなく、張出し成分(C成分)のみによって成形深さが定まる純粹張出し成形を取り上げ、純粹張出し性向上条件の解明を狙いとして、摩擦、材料特性、ポンチプロフィール形状、板厚等の諸因子の影響について実験的、理論的に首尾一貫した解明を行うことを目的とする。

このような試みは、上述したように、最近益々要求度が高い難加工材の張出し成形を成功させるために不可欠のものとする。

上述の目的を達成するため、本論文は次のような内容から構成される。

第1章は、緒論である。

第2章では、先ず純粹張出し性の理論的検討を行い、 n 値、 r 値という材料特性値及び摩擦係数が限界張出し深さに及ぼす影響を見積ると同時に、ひずみ分布を実測値と比較して、理論の適用性を考察する。

また、摩擦係数の大きさを2種類の摩擦試験法によって実測して、比較検討を行い、採用すべき摩擦係数値に関する考察を行う。

第3章では、張出し性に及ぼすポンチ形状及び潤滑の影響を理論及び実験の両面から究明し、張出し性向上のための最適ポンチ形状の選択方法の提案、さらに域差潤滑法なる手法の提案を行う。

第4章では、製品の薄肉化が進む現状に鑑み、薄肉化が張出し性に及ぼす影響を理論及び実験の両面から検討する。

第5章は、結論である。

第2章 純粹張出し性に及ぼす摩擦 と材料特性の影響

2-1 緒言

フランジ部を完全にクランプして行う張出し成形、いわゆる純粹張出し成形では、1回の加工で到達しうる限界の張出し深さを可能な限り高めること、すなわち張出し性の向上が一つの重要なポイントとなる。これに対し直ちに指摘しうる影響因子として、ボンチ・材料面間の摩擦、 n 値、 r 値などで表現される材料特性値およびボンチプロフィール形状が考えられる。

ボンチ面の摩擦の大小が材料特性値の影響の仕方に著しい差異を生ぜしめることを示唆する報告はみられるものの⁽⁷⁶⁾⁻⁽⁷⁹⁾、これらの因子の純粹張出し性への量的影響は必ずしも明らかにされていないようである。

この問題の究明には、まず純粹張出し成形におけるボンチ・材料面間の摩擦係数をできる限り正しく知ることが必要となる。そこで、ここでは、そのための模擬摩擦試験装置を試作した。さらに、面内異方性を考慮した帯板の圧縮試験法によっても摩擦係数を求め、比較検討した。そして球頭ボンチを用いて各種金属薄板に軸対称純粹張出し成形を加え、限界張出し深さが、ボンチ頭部の摩擦の大小と材料特性値によって、どのように変化するかをひずみ増分を用いた理論と実験の両面から検討した。そして、さらに純粹張出し性向上のための最適摩擦条件についても検討を加えた。

2-2 供試材および引張り特性値

本実験を通して用いた試験用材料は公称板厚 0.6 mm の各種軟鋼板、工業用純アルミニウム板および銅板の7種類である。それらの化学成分および表面あらさを表2-1に、引張り特性値を表2-2に示す。ただし軟鋼板はダルの仕上げの板である。

引張試験は JIS13B 号試験片を圧延方向に対し、 0° 、 45° および 90° の3方向に採取し、インストロン形万能試験機 [島津オートグラフ IS-5000 形, 最大容量 49 kN(5 tf)] を用いて、引張速度 10 mm/min で行った。

3種の軟鋼板および工業用純アルミニウム軟質材は n 値の変化が比較的小さく ($n = 0.207 \sim 0.265$)、 r 値が比較的大きく変化する ($r = 1.06 \sim 1.75$) 材種として選ばれ、また3種の工業用純アルミニウムおよびりん脱酸銅軟質材は r 値の変化が比較的小さく ($r = 0.79 \sim 1.13$)、 n 値が比較的大きく変化する ($n = 0.010 \sim 0.382$) 材種として選ばれた。

また、比較のため別シリーズの実験を行った。その実験に用いた供試材は、公称板厚 0.8 mm のキルド鋼板 (表面あらさ $R_a = 1.75 \mu\text{m}$)、リムド鋼板 ($R_a = 1.83 \mu\text{m}$)、工業用純アルミニウム軟質板 (A1100, $R_a = 0.35 \mu\text{m}$) および無酸素銅軟質板 ($R_a = 0.47 \mu\text{m}$) の4種類である。これによって、Hosford のインデックス a 及び Bassani の材料パラメータ p 、 q 及び r を求めたが、これ以外の試験方法は上述の場合とほぼ同じである。これらの材料の単軸引張特性値を表2-3に示す⁽⁸⁰⁾。

2-3 純粹張出しの理論的検討

工具・材料面間の摩擦係数および材料特性値 (r 値, n 値など) の限界張出し

表 2 - 1 供試材の化学成分及び表面あらさ

(a) Mild steel sheets

	Grade (JIS norm)	C	Si	Mn	P	S	Surface rough- ness R_{max} μm
Rimmed steel	SPCC-SD	0.007	Tr	0.34	0.013	0.018	7.3
Killed steel 1	SPCE-SD	< 0.08		< 0.40	< 0.030	< 0.030	6.7
Killed steel 2*	SPP	0.004	Tr	0.18	0.007	0.015	5.3

*Killed steel 2:Decarburized steel sheet for porcelain enameling

(b) Commercially pure aluminum sheets

	Grade (JIS norm)	Cu	Si	Fe	Mn	Mg	Zn	Ti	Al	Surface rough- ness R_{max} μm
Soft*	A1050-0	< 0.01	0.11	0.29	< 0.01	0.03	< 0.01	< 0.01	99.57	0.18
Hard	A1050-H18									0.16
1/2 Hard	A1050-H24	0.02	0.11	0.29	< 0.01	< 0.01	< 0.01	< 0.01	99.57	0.16

* Fully annealed A1050-H18 (Hard) at 350°C for one hour

(c) Copper sheet

	Grade (JIS norm)	Cu	P	Surface roughness R_{max} μm
Phosphorus-deoxidized copper sheet, Soft	DCuP1A-0	> 99.90	0.004-0.015	0.14

表2-2 供試材の引張り特性値

Metals 0.6 mm in nomi- nal thickness	Testing direction (planar an- gle to roll- ing direction)	r-value	n-value	Ultimate tensile strength S_T MPa	Total elonga- tion (nominal) e_{1T} %
Rimmed steel	0°	1.05	0.205	338.3	40.9
	45°	1.00	0.207	340.3	39.4
	90°	1.26	0.210	340.3	40.5
	Mean value	1.08	0.207	339.3	40.1
Killed steel 1	0°	1.54	0.220	309.9	43.6
	45°	1.37	0.209	322.6	40.9
	90°	1.80	0.208	310.9	41.3
	Mean value	1.52	0.211	316.8	41.6
Decarburized steel sheet for porcelain enameling	0°	1.54	0.231	282.4	50.1
	45°	1.62	0.234	286.4	48.1
	90°	2.23	0.232	281.5	47.1
	Mean value	1.75	0.233	284.4	48.3
Commercially pure aluminum sheet, Soft	0°	0.67	0.257	91.2	32.7
	45°	1.44	0.261	80.4	40.4
	90°	0.68	0.280	86.3	40.1
	Mean value	1.06	0.265	84.3	38.4
Commercially pure aluminum sheet, 1/2 Hard	0°	0.56	0.017	146.1	4.1
	45°	1.17	0.008	138.3	1.9
	90°	0.92	0.007	149.1	4.0
	Mean value	0.95	0.012	143.2	3.3
Commercially pure aluminum sheet, Hard	0°	0.45	0.016	177.5	3.5
	45°	1.43	0.017	171.6	2.3
	90°	1.22	0.017	183.4	2.5
	Mean value	1.13	0.017	176.5	2.7
Phosphorus- deoxidized copper sheet, Soft	0°	0.95	0.397	229.5	40.5
	45°	0.63	0.372	227.5	40.4
	90°	0.94	0.386	224.6	40.6
	Mean value	0.79	0.382	227.5	40.5

Each mean value is calculated by a formula $\bar{A} = (A_0 + 2A_{45} + A_{90})/4$, where A_0 , A_{45} and A_{90} are measurements in tensile specimens cut at 0, 45 and 90 deg. to the rolling direction of sheets, respectively.

表 2-3 供試材の単軸引張試験値および各種材料パラメータ

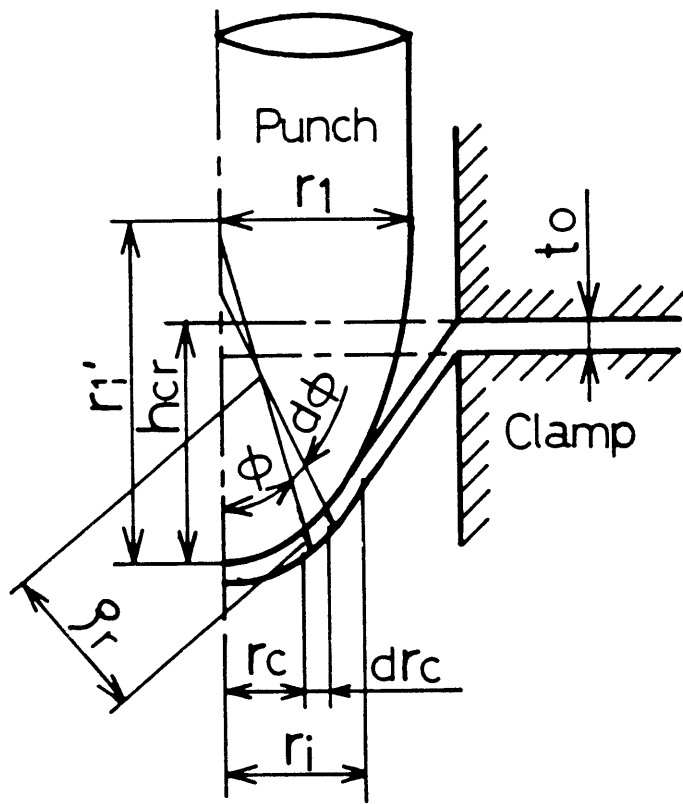
Materials	Direction	n-value**	r-value*	F MPa**	Tensile strength MPa	Total elongation %	Hosford's index a	Bassani's parameters		
								r	p	q
Killed steel	0°	0.24	1.74	543	305	37.9	8	1.44	1.20	2.90
	45°	0.22	1.33	549	316	34.5				
	90°	0.23	2.10	531	301	37.6				
	Mean	0.23	1.63	543	310	36.1				
Rimmed steel	0°	0.21	1.09	555	294	36.1	8	1.07	1.20	2.90
	45°	0.20	0.76	566	334	34.3				
	90°	0.21	1.65	553	325	38.1				
	Mean	0.21	1.07	560	322	35.7				
Commercially pure aluminum, soft	0°	0.25	0.70	159	88	30.5	8	0.77	1.10	2.80
	45°	0.26	1.00	154	84	37.2				
	90°	0.28	0.82	161	86	39.5				
	Mean	0.26	0.88	157	86	36.1				
OFHC, soft	0°	0.44	0.90	513	221	44.4	6	0.91	1.10	2.80
	45°	0.44	0.98	501	218	47.6				
	90°	0.45	1.00	509	219	48.3				
	Mean	0.44	0.97	506	219	47.0				

* : 15 % elongation, **: $\sigma = F\epsilon^n$

深さにおよぼす影響を系統的に予測するため、まず軸対称ポンチ張出しの理論解析を行ってみた。実際の純粹張出し加工では、行程の進行とともに素板とダイラジラス部の接触開始部半径は減少してゆく。 $d\varepsilon_0 = 0$ となる実質クランプ半径は、ほぼこの接触開始部位置にあたる。本研究では表2-4に示した条件によって実験を行ったが、この実験条件に対応する計算モデルは次のようである。本実験に用いた工具寸法と本実験で測定された限界張出し深さ 8~20 mm の範囲では、 $d\varepsilon_0 = 0$ となるクランプ半径位置はおよそ 25 mm となることがわかったので⁽⁵⁴⁾、図2-1に示すようにダイス内径 50 mm の幾何学的モデルを仮定して計算を行った。解析の方法は河合らの方法⁽⁵⁴⁾⁽¹²⁶⁾に準じた。

表2-4 純粹張り出しにおける実験条件

Punch diameter $2r_1$	$\phi 40$ mm
Punch profile radius r_p	20 mm(hemispherical)
Surface roughness R_{max}	0.2-0.4 μ m
Die profile radius r_d	6 mm
Die throat diameter $2r_2$	$\phi 42.5$ mm
Clamping force H	39.2 KN
Velocity of punch travel	about 0.15 mm/s
Experimental temperature	19-25 $^{\circ}$ C



r_1'/r_1 : Aspect ratio
 r_i : Radius of the contact region

図 2 - 1 数値計算に用いた純粹張出しの幾何学的モデル図

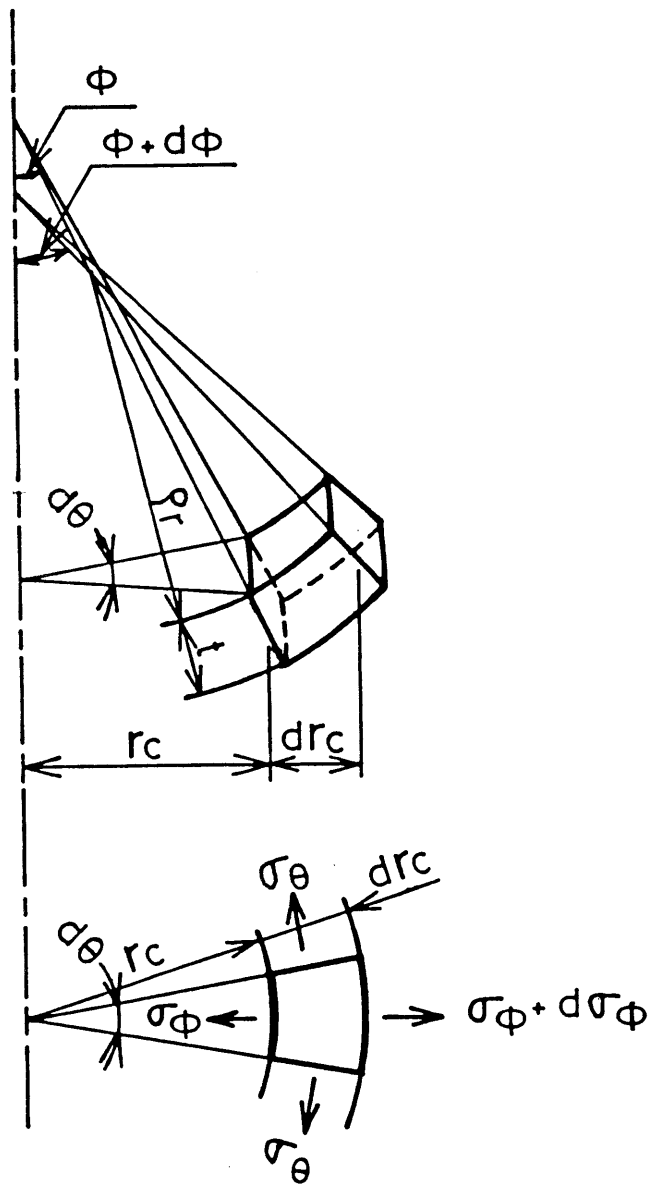


図 2 - 2 軸対称成形における応力の釣合

軸対称形状の純粹張出し成形に関する理論的解析法を以下に記す。ここに、ボンチプロフィール形状として、円弧形状をも含み得る限り一般的な表現を用いるため、だ円プロフィールボンチ表示式を採用することとした。以後、板厚方向の応力ならびにひずみの変化を無視した膜理論を採用する。また、板厚方向応力を無視した平面応力場を仮定する。

図2-2は、ボンチ面上の材料微小要素に働く応力状態を示す。

ここに用いられる記号は次のとおりである。

σ_{ϕ} , σ_{θ} : 子午線および円周方向応力

ε_{ϕ} , ε_{θ} , ε_t : 子午線, 円周および板厚方向ひずみ

$d\varepsilon_{\phi}$, $d\varepsilon_{\theta}$, $d\varepsilon_t$: ε_{ϕ} , ε_{θ} および ε_t の増分

σ_{eq} , ε_{eq} : 相当応力および相当ひずみ

$d\varepsilon_{eq}$: 相当ひずみ増分

R , r_0 : 材料要素の変形前および変形後の半径 (板厚中心)

t_0 , t : 材料要素の変形前および変形後の板厚

μ : ボンチ面-材料面間の摩擦係数

f : 塑性ポテンシャル

r : r 値 (塑性異方性係数)

n : n 値 (加工硬化指数)

F : 塑性係数

ρ_r : 要素の変形後の子午線方向曲率半径

r_1 : ボンチ半径

r_1' : ボンチ軸方向のボンチプロフィール半径
(だ円プロフィールボンチ)

r_i : 接触開始部半径 (板厚中心)

h_{cr} : 限界張出し深さ

ϕ : 要素の法線と工具対称軸とのなす角度

p, q : Bassani の降伏関数式における材料パラメーター

以下基礎式を示す。

ボンチプロフィール部における子午線方向のつりあい方程式：

$$d(t \cdot \sigma_{\phi}) = t(\sigma_{\theta} - \sigma_{\phi})dr_c / r_c + \mu t(\sigma_{\phi} + \sigma_{\theta} \cdot \rho_r \cdot \sin \phi / r_c)d\phi \quad \dots\dots\dots(2-1)$$

オーバーハング部（ボンチに接触していない壁部）では、式(2-1)において $\mu = 0$ とおく。以下の式(2-2)および(2-3)は、第3章において用いるだ円プロフィール形状ボンチに特有な関係式である。また、球頭ボンチの場合には、式中 $r_1' = r_1$ とおけばよい。

要素の変形後の半径位置 r_c :

$$r_c = r_1^2 \sin \phi / \{r_1^2 \sin^2 \phi + r_1'^2 \cos^2 \phi\}^{1/2} + (1/2)t \cdot \sin \phi \quad \dots\dots\dots(2-2)$$

要素の変形後の子午線方向曲率半径 ρ_r :

$$\rho_r = r_1^2 r_1'^2 / \{r_1^2 \sin^2 \phi + r_1'^2 \cos^2 \phi\}^{3/2} + (1/2)t \quad \dots\dots\dots(2-3)$$

ひずみ成分の定義式（適合条件式）：

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{\phi} &= \ln \{dr_c / (dR \cdot \cos \phi)\} \\ \varepsilon_{\theta} &= \ln \{r_c / R\} \\ \varepsilon_t &= \ln (t/t_0) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(2-4)$$

体積一定則：

$$\varepsilon_{\phi} + \varepsilon_{\theta} + \varepsilon_t = 0 \quad \dots\dots\dots(2-5)$$

式(2-4)を式(2-5)に代入して次式を得る。

$$d(r_c^2) = (t_0/t) \cos \phi \cdot d(R^2) \quad \dots\dots\dots(2-6)$$

純粹張出し成形の従来解析では、ほとんどの場合、Hillの異方性降伏関数に基づく流れ法則の形で異方性が表現されている⁽⁸¹⁾。しかし、Hillの異方性降伏条件式では材料性質を正確に表現できないとする説もあり、種々の降伏関数が提案されている。例えば、Bassaniの降伏関数⁽⁶⁵⁾、Hillの修正降伏関数⁽⁸²⁾、後藤の四次降伏関数⁽⁶⁶⁾⁽⁶⁷⁾などがある。ここでは、Hillの異方性降伏関数を特別の場合として包含するBassaniの降伏関数⁽⁶⁵⁾およびそれに基づく等方硬化形構成方程式を用いて、解析を行ってみた。この関数は、2軸応力下での降伏応力の予測や穴広げ成形の変形シミュレーションに有効であることが報告されている⁽⁸³⁾⁽⁸⁴⁾。それについて以下に記す。

Bassaniの降伏関数⁽⁶⁵⁾：

$$S_1^q + \alpha S_2^p = 1 + \alpha \dots\dots\dots(2-7)$$

応力-ひずみ増分関係：

$$\begin{aligned} \frac{d\varepsilon_\theta}{S_1^{q-1} - (1+2r)S_2^{p-1}} &= \frac{d\varepsilon_\phi}{S_1^{q-1} + (1+2r)S_2^{p-1}} \\ &= \frac{d\varepsilon_t}{-2S_1^{q-1}} = \frac{d\varepsilon_{\theta q}}{1 + \alpha + \alpha(p/q - 1)S_2^p} \dots\dots(2-8) \end{aligned}$$

ここに、 $S_1 = (\sigma_\phi + \sigma_\theta)/\sigma_{\theta q}$ 、 $S_2 = (\sigma_\phi - \sigma_\theta)/\sigma_{\theta q}$ 、 $\alpha = (q/p)(1 + 2r)$ であり、 p 、 q および r は材料パラメータである。式(2-7)において、 p 、 q ならびに r の組合せを変更することにより、各種の降伏曲線を表現できる⁽⁸³⁾⁽⁸⁴⁾。また特に $p = q = 2$ の場合、Hill の異方性降伏関数および応力-ひずみ増分関係に一致し、次式のようになる。

Hill の異方性材降伏条件式：

$$f = \sigma_\phi^2 - \frac{2r}{1+r} \sigma_\phi \cdot \sigma_\theta + \sigma_\theta^2 = \sigma_{\theta q}^2 \dots\dots\dots(2-7)'$$

応力-ひずみ増分関係：

$$\begin{aligned} \frac{d\varepsilon_\phi}{(1+r)\sigma_\phi - r \cdot \sigma_\theta} &= \frac{d\varepsilon_\theta}{(1+r)\sigma_\theta - r \cdot \sigma_\phi} \\ &= \frac{-d\varepsilon_t}{\sigma_\phi + \sigma_\theta} = \frac{1}{1+r} \cdot \frac{d\varepsilon_{\theta q}}{\sigma_{\theta q}} \dots\dots\dots(2-8)' \end{aligned}$$

相当ひずみ増分の定義式：

$$d\varepsilon_{\phi} = \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \left[d\varepsilon_{\phi}^2 + \frac{2r}{1+r} d\varepsilon_{\phi} \cdot d\varepsilon_{\theta} + d\varepsilon_{\theta}^2 \right]^{1/2} \dots\dots\dots(2-9)$$

ここに、相当応力 σ_{ϕ} 及び相当ひずみ増分 $d\varepsilon_{\phi}$ は単軸引張りの時 $\sigma_{\phi} = \sigma_{\theta}$ かつ $d\varepsilon_{\phi} = d\varepsilon_{\theta}$ (したがって $\varepsilon_{\phi} = \varepsilon_{\theta}$) となるように係数を定めてある。また、相当ひずみ ε_{ϕ} と相当ひずみ増分 $d\varepsilon_{\phi}$ との関係は

$$\varepsilon_{\phi} = \int d\varepsilon_{\phi} \dots\dots\dots(2-10)$$

と表示される。

相当応力 σ_{ϕ} と相当ひずみ ε_{ϕ} の間に n 乗硬化則を仮定する。

$$\sigma_{\phi} = F \cdot \varepsilon_{\phi}^n \dots\dots\dots(2-11)$$

境界条件及び初期条件は

境界条件 : クランプ位置において $d\varepsilon_{\theta} = 0$,

頂点において $d\varepsilon_{\phi} = d\varepsilon_{\theta} = -(1/2)d\varepsilon_t$

または $\sigma_{\phi} = \sigma_{\theta}$

初期条件 : $\varepsilon_{\phi} = \varepsilon_{\theta} = \varepsilon_t = 0$

これらの基礎式を用いて、以下のように差分法により数値的に純粹張出しの理論解析を行った。

(a) Hillの異方性降伏条件式を用いた場合

ここでは先ず一般的な Hill の降伏条件 式(2-7)' および応力-ひずみ増分関係 式(2-8)' を用いた場合の解法について述べる。式(2-1)および式(2-6)は、ミルンの公式を用いて差分式とし、これらと 式(2-2)~(2-4)、式(2-7)', 式(2-8)', 式(2-9)~(2-11) を連立させ、逐次近似法によって解く。解法の大要は Woo の手法⁽⁵²⁾に準拠している。まず各ステップごとにボンチ頂点部の要素に板厚ひずみ増分として、 -0.02 または -0.01 を与え接触開始部半径 r_i を適当に仮定して、クランプ位置まで解を求める。そしてクランプ位置における境界条件 $d\varepsilon_\theta = 0$ を満足しているかどうかを調べる。満足していない時は、 r_i を修正して同様の計算を繰返す。要素分割数は 200 または 425 とした。この板厚ひずみ増分量 -0.02 または -0.01 は h_{cr}/r_i の識別精度に換算すると約 ± 0.01 (張出し深さで約 ± 0.2 mm) であり、 h_{cr} の実験上の測定精度とほぼ同程度にしてある。

次に、成形限界を定める条件として、次式に示す Hill の拡散くびれ発生条件⁽⁷⁰⁾を採用した。

$$\frac{1}{\sigma_{\theta\phi}} \frac{d\sigma_{\theta\phi}}{d\varepsilon_{\theta\phi}} \leq \left\{ \sigma_\phi \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_\phi} \right)^2 + \sigma_\theta \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_\theta} \right)^2 \right\}$$

$$\left/ \left\{ \sigma_\phi \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_\phi} \right) + \sigma_\theta \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_\theta} \right) \right\} \frac{\partial f(\sigma_{\theta\phi}, 0)}{\partial \sigma_{\theta\phi}} \right.$$

.....(2-12)

すなわち、各張出し段階において、すべての分割点において求めた応力およびひずみを用いて、式(2-12)の等号成立の有無を調べ、初めて式(2-12)の等号が成立した時点の張出し深さを限界値 h_{cr} とした。なお、 h_{cr} の計算精度を高めるため、次のような補正法を用いた。すなわち拡散くびれ条件を満足したステップとその直前のステップにおける張出し深さにおいて板厚が最小となる半径位置の応力比および相当ひずみを用いて、内挿法によって、その要素が初めて拡散くびれ条件を満足するポンチ行程を求めた。

各因子の計算範囲は次のようである。ポンチ頭部・材料面間の摩擦係数 μ は $0\sim 0.4$ 、 r 値は $0.5\sim 2.0$ 、 n 値は $0.02\sim 0.2$ の範囲で、これらは実加工で現れる条件範囲を充分カバーしている。図2-3および2-4に計算結果を示す。図2-3は相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ (ここに r_1 はポンチ半径) と摩擦係数 μ との関係を n 値および r 値をパラメータとして示したものである。図2-4は相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ と r 値との関係を n 値および μ をパラメータとして示したものである。これらの図から次のような事実がわかる。

(1) 相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ が極大を示す摩擦係数 μ が存在し、その μ の大きさは $n = 0.1\sim 0.2$ の場合、 $0.1\sim 0.2$ の範囲にある。

(2) 同一の n 値に対し r 値が大きくなる程、また同一の r 値に対し n 値が大きくなる程、相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ が極大を示す摩擦係数 μ はしだいに小さくなる。

(3) n 値が大きくなると相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ は著しく増加するが、 r 値の影響は特定の摩擦係数 μ を境として逆になっている。すなわち、相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ は摩擦係数 μ の小さい範囲では r 値が大きい程大きくなり、摩擦係数 μ がある程度大きくなると r 値が小さい程大きくなる。

r 値および摩擦係数 μ の限界張出し深さへの影響の程度は n 値のそれに比較してかなり小さい。

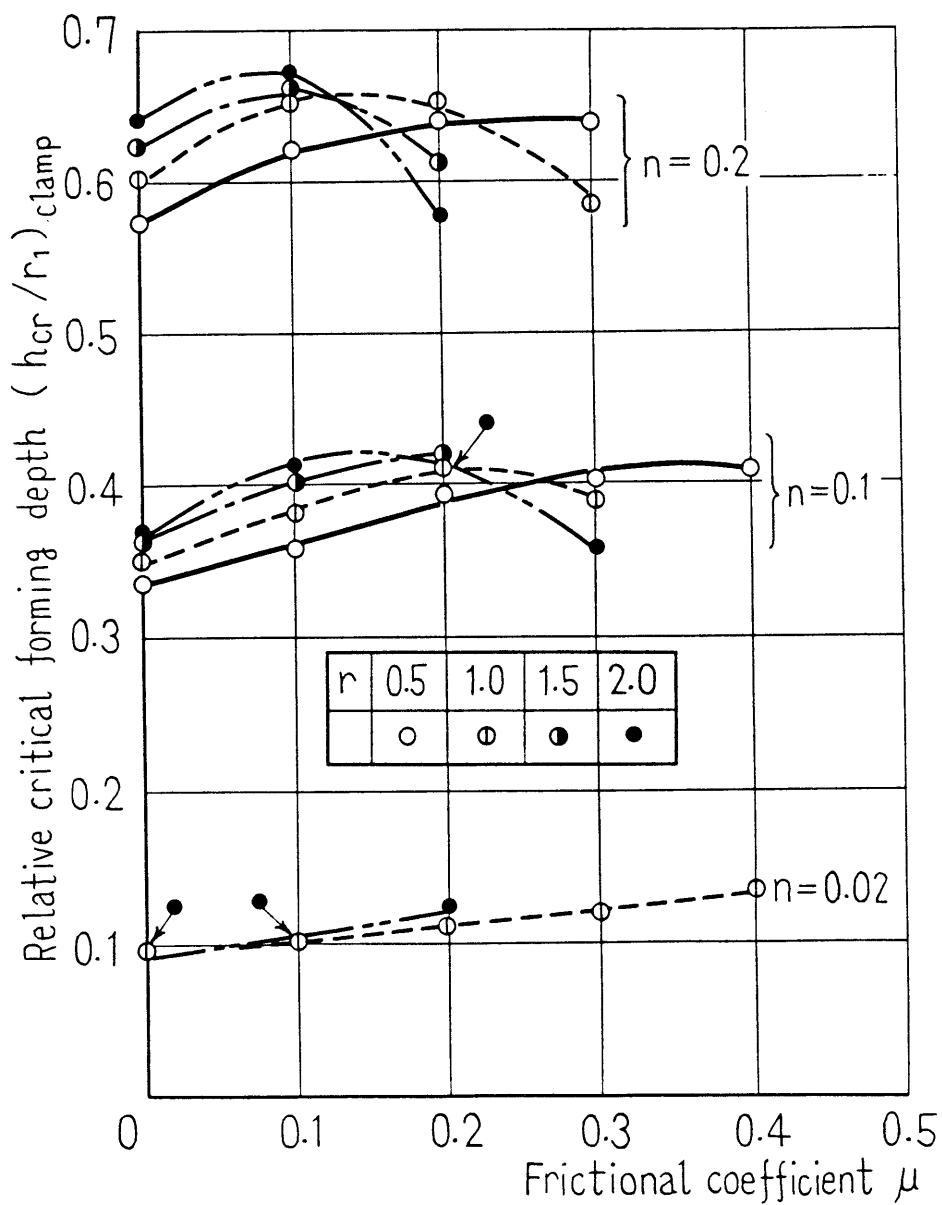


図 2-3 限界張出し深さに及ぼす μ, n, r の影響 (理論値)

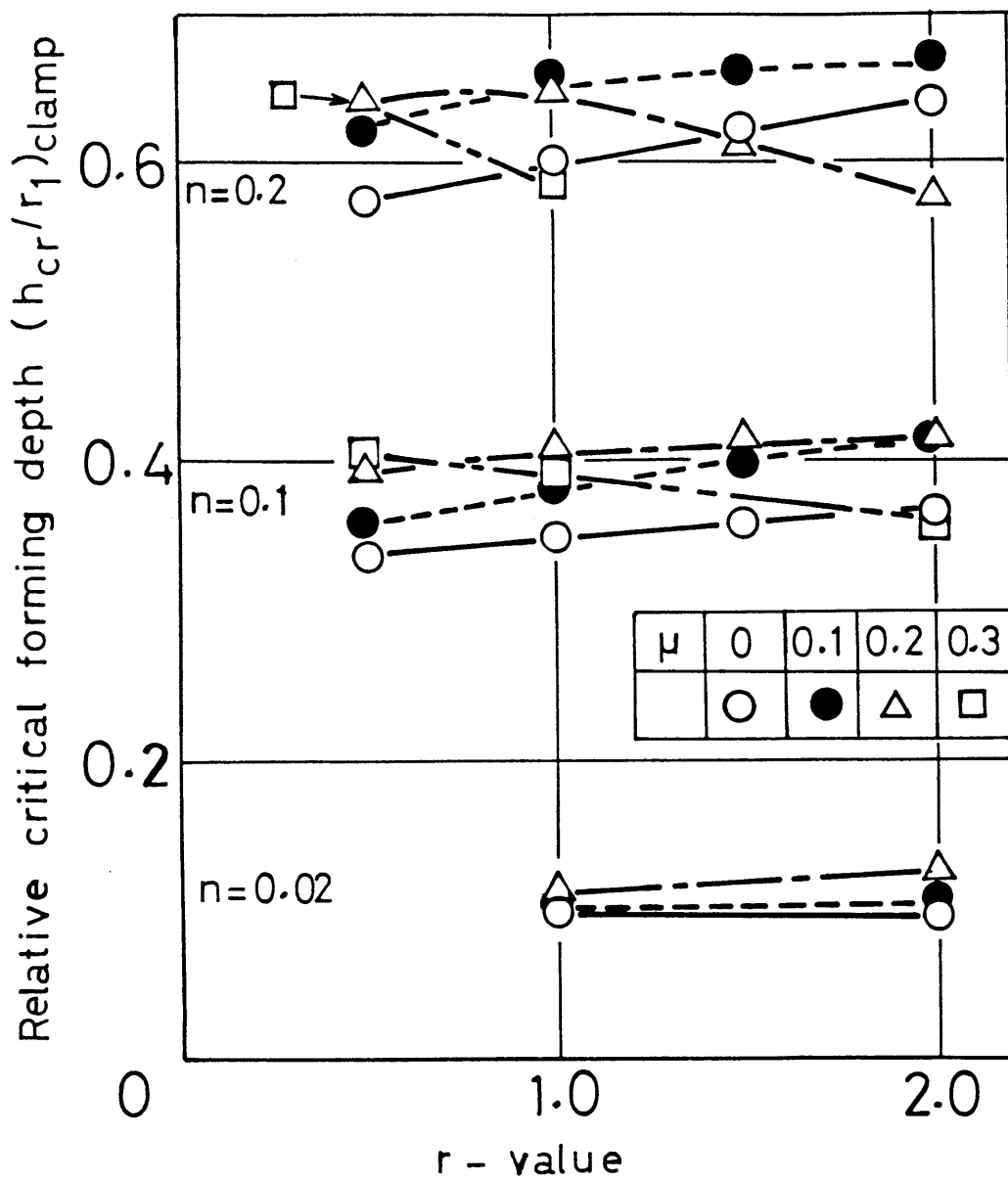
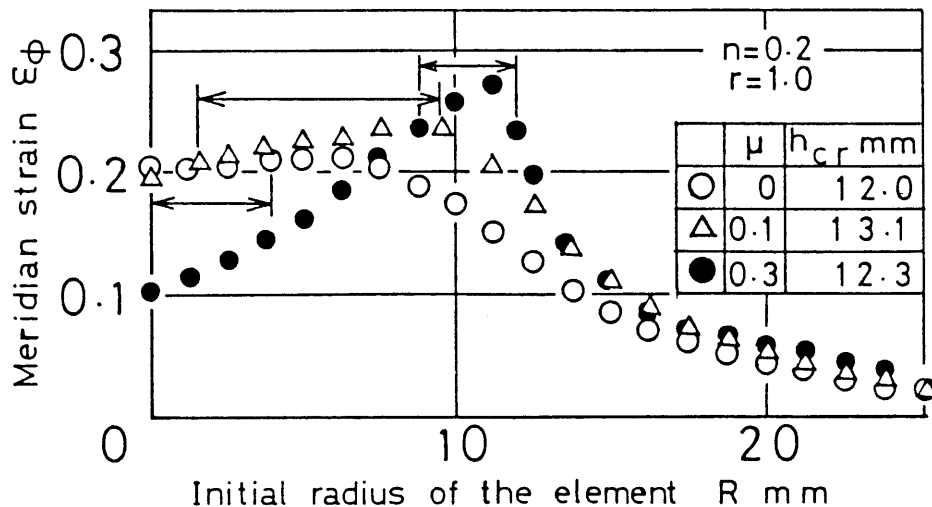


図2-4 限界張出し深さに及ぼす r 値の影響 (理論値)

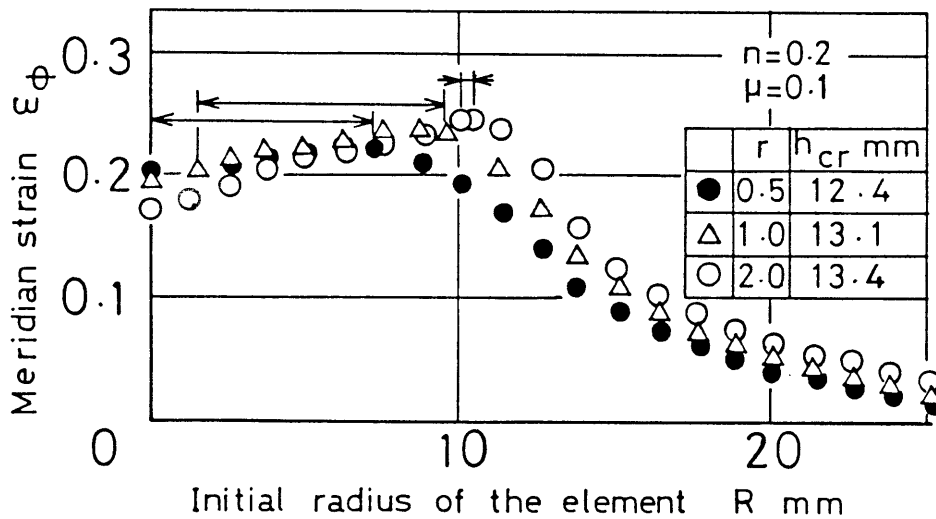
ここで上述の結果が示される意味について若干の考察を行う。そのため計算結果を次のように整理してみる。図2-5は $n = 0.2$, $r = 1.0$ の場合について拡散くびれ発生直後における子午線方向ひずみ ε_ϕ の子午線方向分布を摩擦係数 μ をパラメータとして、初期半径位置に対して示したものである。図には拡散くびれ発生条件を満たした分割要素範囲が示されているが、その範囲が多少広いように見える。しかし、一つ前のステップは相対張出し深さで ± 0.01 (張出し深さで ± 0.2 mm) 以内にあり、最大 ± 0.01 の誤差で限界張出し深さが求められたことになる。摩擦係数 μ が大きいと比較的外側にひずみが集中し、摩擦係数 μ が小さいと中心側にひずみが集中しやすくなることが看取される。



Note: At the stage immediately after the criterion of the diffuse necking was satisfied,
 \longleftrightarrow shows the elements satisfying the criterion of diffuse necking

図2-5 ε_ϕ の分布に及ぼす摩擦係数の影響 (理論値)

摩擦係数 μ が中程度の適当な大きさをとる時 (図では 0.1) 全体的に ϵ_ϕ が大きくなり、ひいて、限界張出し深さが極大を示したものと考えられる。図 2-6 は $n = 0.2$, $\mu = 0.1$ の場合について、 ϵ_ϕ の子午線方向分布を、 r 値をパラメータとして初期半径位置に対して示したものである。 r 値が大きくなる程拡散くびれ発生位置は外側に移動している⁽⁸⁵⁾⁻⁽⁸⁷⁾。ここには示さないが同様な傾向は n 値についてもみられる⁽⁷⁷⁾⁽⁸⁵⁾⁽⁸⁷⁾⁽⁸⁸⁾。従って、 r 値、 n 値が大きくなる程 μ を適度に小さくして拡散くびれ発生位置を中心側にもどすことが、全体的に ϵ_ϕ を大きくし、限界張出し深さを高める要因となる。



Note: At the stage immediately after the criterion of the diffuse necking was satisfied, $\leftarrow \rightarrow$ shows the elements satisfying the criterion of diffuse necking

図 2-6 ϵ_ϕ の分布に及ぼす r 値の影響 (理論値)

(b) Bassaniの降伏条件式を用いた場合

計算は、表2-3に示す4種類の金属薄板についてグラファイトグリース潤滑（後に示すが $\mu = 0.018$ ）の場合を対象に行った。Bassani の材料パラメータ p 、 q 及び r としては、穴広げ試験により定められる値⁽⁸⁴⁾を引用した。なお、このパラメータの定め方を付録1に示す。結果を表2-3に付記する。

計算手順は、降伏関数として式(2-7)'の代わりに式(2-7)、及び応力-ひずみ増分関係として式(2-8)'の代わりに式(2-8)を用いた以外は(a)の場合に準じている。

図2-7は上述の方法で得られた $h = 14 \sim 16$ mm における板厚ひずみ分布の計算値と実験値の比較を初期半径位置に対して示したものである。計算値には Hill の異方性降伏関数を用いた場合($\mu = 0, 0.1$)と Bassani の降伏関数を用いた場合($\mu = 0.018$) とが示されている。図2-8に、ポンチ面・材料間の摩擦係数値 μ の板厚ひずみ分布への影響を示す。計算には Hill の異方性降伏関数を用い $\mu = 0, 0.1, 0.2$ 及びおよそ $h = 13$ mm の場合が示されている。両図から以下のことが読み取れる。

板厚ひずみ分布は、ポンチ面の潤滑及び降伏関数の形によって大きな影響を受ける。そして実験結果は、Bassani の降伏関数を用いた場合の方に比較的好くあっている。このことは、限界張出し深さについても Bassani の計算値の方が定量的には一致度が多少よくなると思われるが、計算に用いられた μ の値及びひずみ硬化則が実際の場合に適合しているかどうか問題である。ここには示さないが、 n 値、 r 値および μ の影響に関する定性的な傾向は両理論において類似となる。従って、以下本研究では簡便で広く使われている Hill の異方性降伏条件式に基づいて検討を進めることにする。

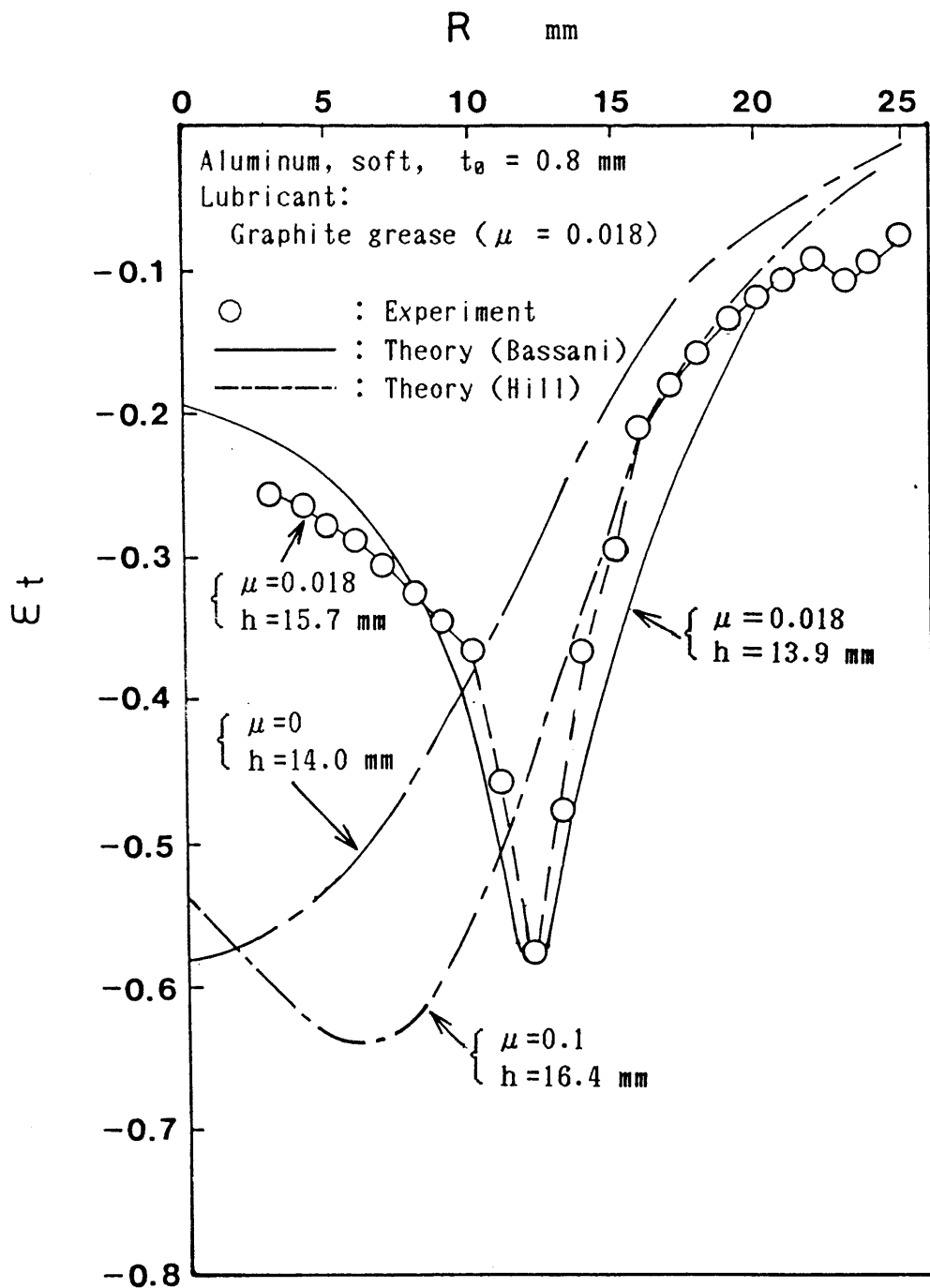


図 2-7 降伏関数によるひずみ分布への影響

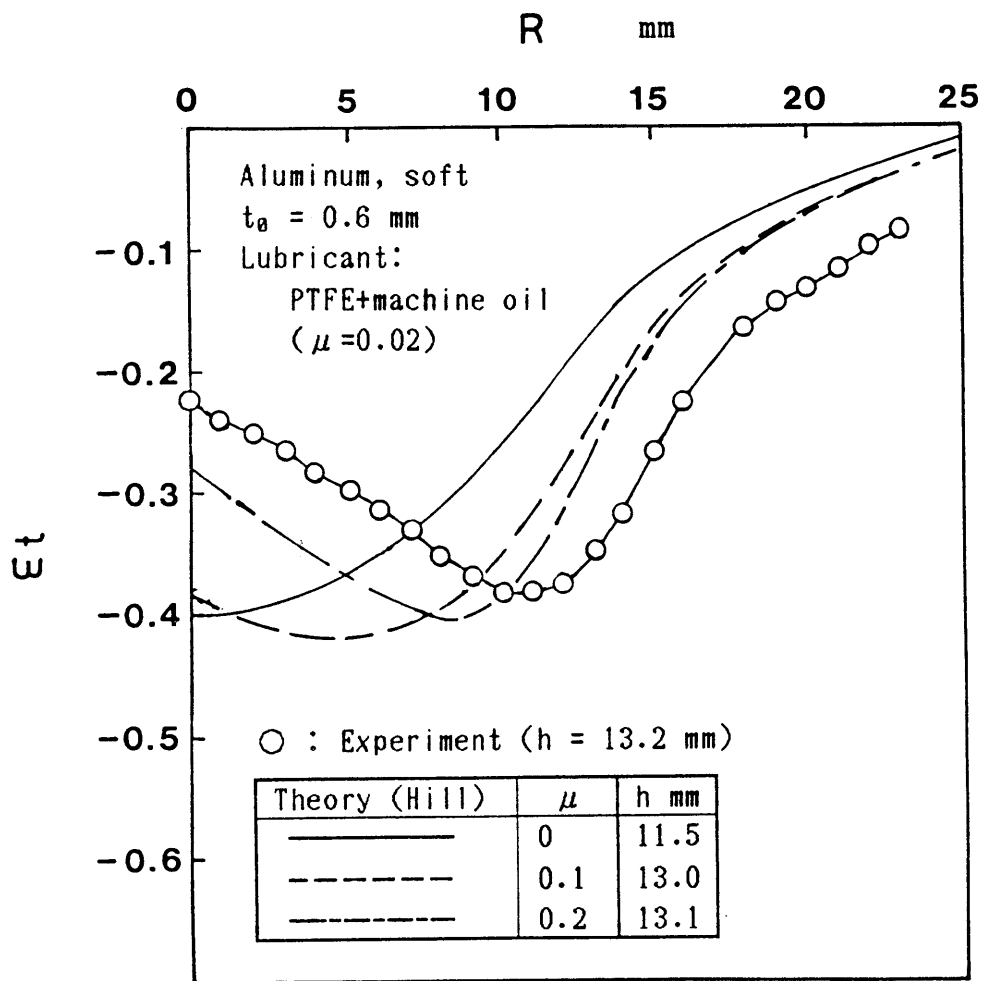


図 2 - 8 ひずみ分布におよぼす摩擦の影響
 (Hill の異方性降伏条件を用いた
 計算値と実験値の比較)

2-4 しゅう動式摩擦試験機による摩擦係数の測定

2-4-1 摩擦係数の測定法

張出し成形中におけるポンチ頭部と材料面間の相対すべり速度、すべり距離および面圧は場所と行程の関数として変化し、従って摩擦係数も同様に变化するものと考えられる。しかし、これを正しく実測した例はなく、理論による逆算法⁽⁶²⁾⁽⁶³⁾ および簡単な模擬摩擦試験法⁽⁶⁴⁾ が二、三報告されているにすぎない。

そこで、張り出し成形中のポンチと材料面間の摩擦状態をできる限り近似し得る摩擦試験装置を新たに試作し、摩擦係数の測定を試みた。図2-9は試験装置の全体図である。図2-10はこれを油圧プレスに取付けて測定している状態を示す。試験片は素板から削り出された $\phi 9.8 \pm 0.03$ mm の円板で、2箇所浅い円状凹部②にはめこまれる。試験片は、比較的加工が容易であり、精度よく加工できるため円板とした。油圧ピストン③にて所定の垂直力を負荷する。この垂直力はダイヤフラム形の荷重測定体⑤にはりつけたひずみゲージで検出される。油圧プレスのラムにシャンク⑧を固定し、自在継手④および⑦を介して摩擦工具①を一定速度で引張り、ロードセル⑥で摩擦力を測定する。また別に、インダクタンス形変位変換器をプレスラムに取付け、工具と試験片とのすべり距離を検出する。これら垂直力、摩擦力およびすべり距離はすべて電気量に変換され、ペン書きレコーダに同時記録される。

図2-11は摩擦力測定用ロードセル⑥および垂直力測定体⑤の検定結果である。それぞれの測定体について、インストロン形の万能試験機 {島津オートグラフ IS-5000形、最大容量 49 kN (5 tf)} により、力の作用する位置に検定用ジグを介して荷重を加える。その時の動ひずみ計の出力をペン書きレコーダに記録することによって検定を行った。なお、その際垂直力測定体に摩擦力を負荷し、その垂直力への干渉がないことを実験的に確認した。図に示されているように、

いずれも、負荷、除荷ともに直線性と再現性が確保され十分な測定精度が得られた。

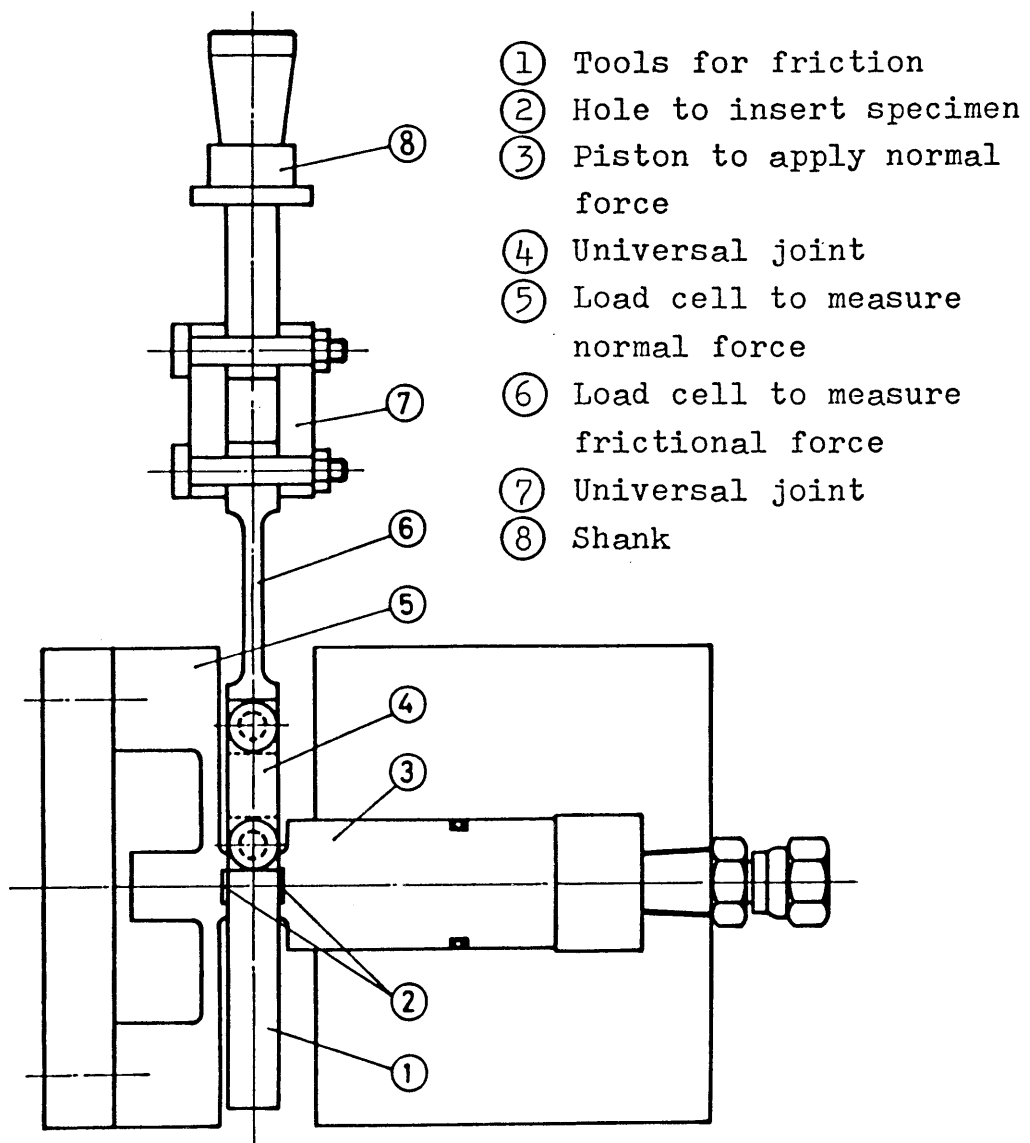


図 2 - 9 しゅう動式摩擦試験装置全体図

張出し成形中のポンチ頭部・材料面間の接触状態は、後述するように、本実験条件に対して求めた理論によれば、表2-5に示すような相対すべり速度、すべり距離および面圧になっているものと推定される。そこで、この試験装置では、それらの値をカバーしうる摩擦条件で摩擦係数を測定しうるようになっている。

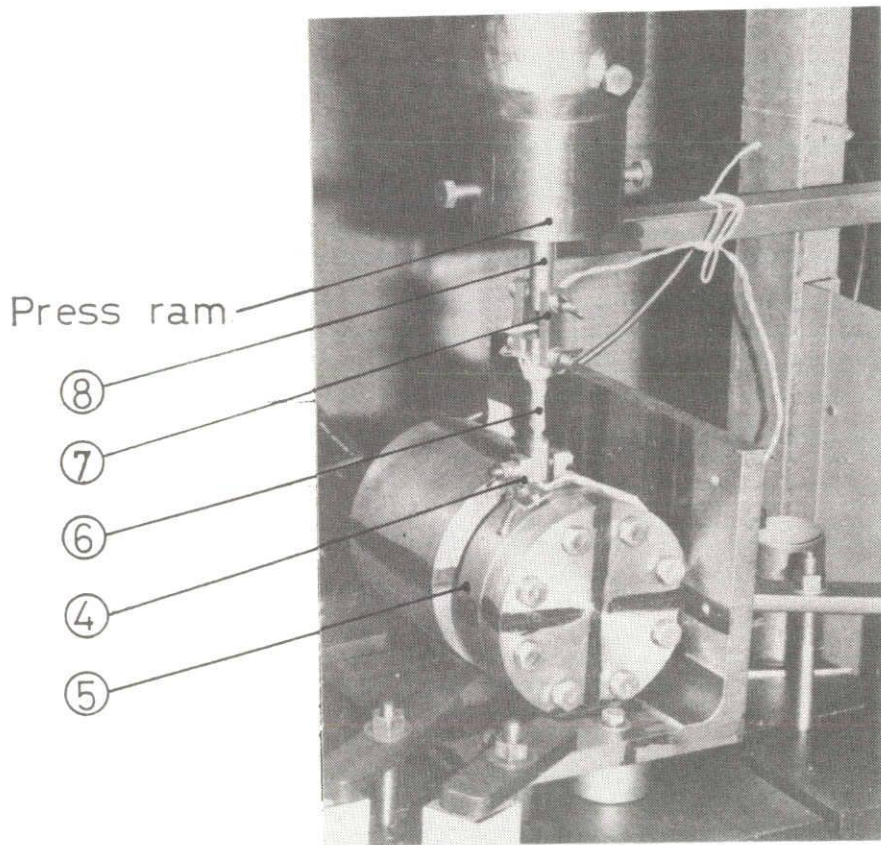


図2-10 しゅう動式摩擦試験装置

本装置では、バルク塑性変形中の摩擦係数 μ を測定しようにはなっていないが、バルク塑性変形は、それにより焼付きが生じない限り、摩擦係数 μ には直接影響しないものと考えられる。そして、境界潤滑状態が成立する限り近似的にクーロン則が成立することが確認されている⁽⁸⁹⁾⁽⁹⁸⁾。このため本実験装置が張出し加工におけるポンチ・材料面間の摩擦のシミュレーション試験としてある程度有効と考えられる。

工具には張出し用ポンチと同じ材種のSK5を用い、仕上げ方法も同じにしてある。すなわち、ホワイトアラシダム #1200, #4000 および #8000 の順にラッ

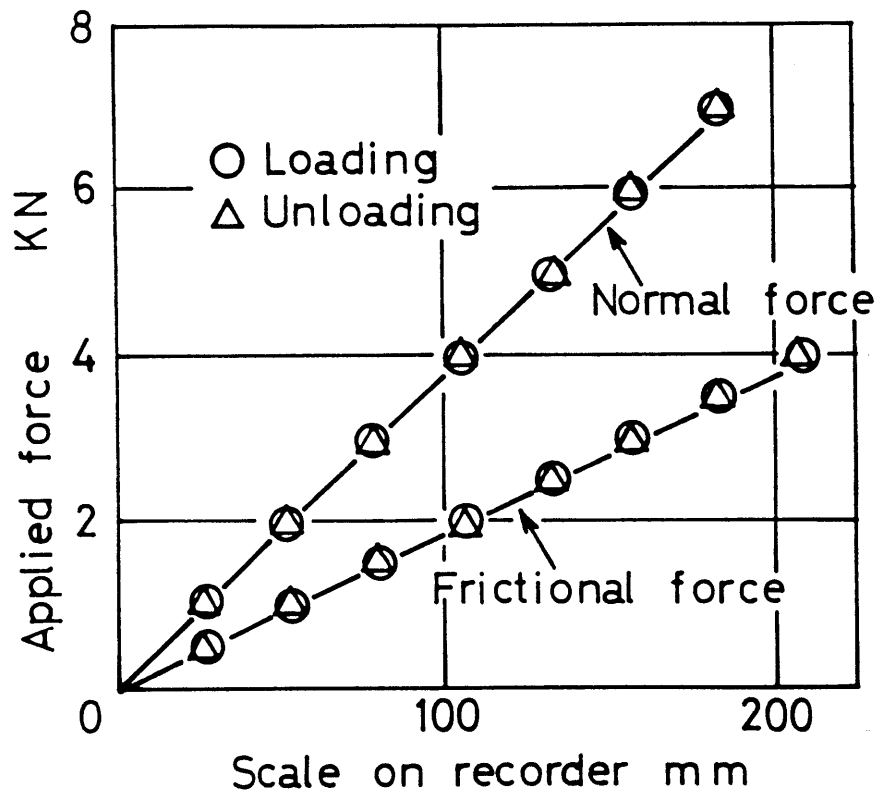


図 2-11 摩擦力測定用ロードセル及び垂直力測定体の検定線図

ブ剤を砥粒としてラッピング加工を施した。そして実験中、潤滑材の変更ごとに、ホワイトアラシダム #8000 でラッピング加工を行う。なお実験はすべて室温（19℃～25℃）において行った。

2-4-2 摩擦係数値 μ の測定結果

摩擦係数の大きさは主として温度、相対すべり速度、すべり距離および面圧によって支配されるものと考えられる。本実験では、温度は 19～25℃ と変動が比較的少ないので、温度以外の因子がとりうる量的範囲を理論計算の結果から推定してみる。

ポンチ速度を実験で用いた 0.15 mm/s とし、拡散くびれ発生時期までの張出し深さ、円周方向ひずみ、ポンチと材料面間の接触角、円周方向応力および子午線方向応力を用いて、相対すべり速度、すべり距離及び面圧を理論から算出した。それから得られた結果を表 2-5 に示す。

潤滑材としては表 2-6 に示す 4 種類を用い、できる限り広い摩擦係数範囲を実現しようように工夫した。図 2-12 は表 2-5 の条件に近い相対すべり速度 0.03 mm/s、面圧約 20 MPa（約 2 kgf/mm²）における摩擦係数 μ のすべり距離に対する変化をみたものである。松脂潤滑材を除けば、0.5～1 mm 以後のすべり距離では摩擦係数 μ はほぼ一定の値となり、かなり安定した値が得られる。これ

表 2-5 ポンチ頭部の摩擦面条件（理論値）

Relative sliding velocity	0.01-0.04 mm/s
Sliding distance	0.8-3.6 mm
Normal pressure	15.7-17.7 MPa

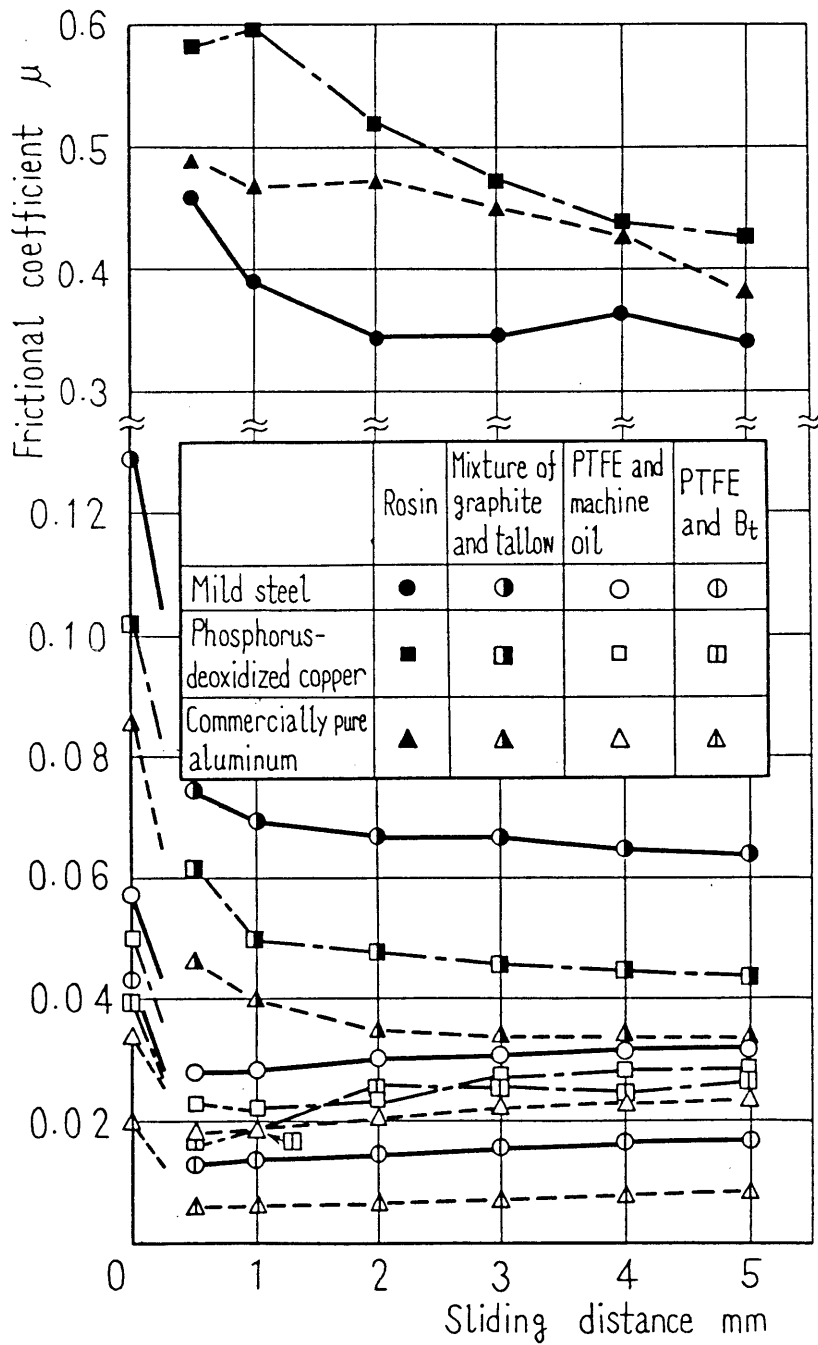
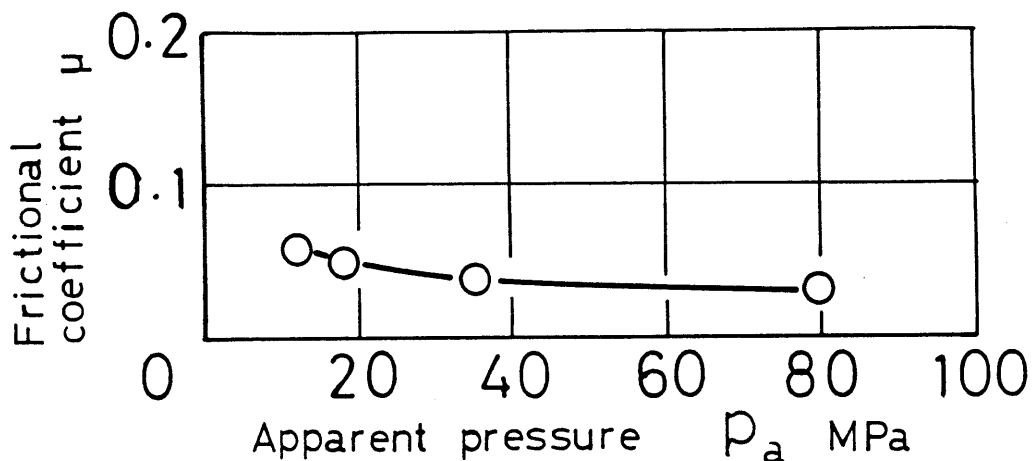


図 2 - 1 2 摩擦係数の測定

に対し松脂潤滑材の場合には、実験中、摩擦係数 μ は変動しやすく定常値を求めるのは困難であったが、すべり距離として、およそ 2 mm における値を採用した。

図 2-13 は潤滑材として牛脂黒鉛混合剤の場合を例にとって、相対すべり速度 0.03 mm/s およびすべり距離 2 mm の場合について、面圧の摩擦係数におよぼす影響をみたものである。面圧の小さい領域で摩擦係数 μ は多少増大する傾向はあるものの、その量はわずかで、みかけの平均面圧 p_a の値で 20 MPa (約 2 kgf/mm²) をこえればおよそ一定の値を示すことがわかる。他の潤滑材についてもおよそ類似の傾向が示された。



Conditions: Metal	Commercially pure aluminum sheet
Relative sliding velocity	0.03 mm/s
Sliding distance	2 mm
Lubricant	Mixture of graphite and tallow

図 2-13 摩擦係数への面圧の影響

結局、上述の表 2-5 に示した摩擦条件範囲における実験を行ってみた結果、相対すべり速度 0.03 mm/s, すべり距離 2 mm および面圧 20 MPa (約 2 kgf/mm²) とすれば、球頭ポンチによる純粹張出しの摩擦面条件に近似し、しかも、いずれの潤滑材に対しても摩擦係数を比較的安定して精度よく測定しうることがわかった。よって以後は、この条件における値を用いることとする。表 2-6 にその結果得られた摩擦係数 μ の変動範囲および平均値を示す。

2-5 帯板圧縮試験法による摩擦係数の測定

2-5-1 摩擦校正曲線の算定

塑性加工における μ の測定法には数多くの方法が考案されている⁽⁶⁰⁾⁽⁶¹⁾。摩擦係数値として、前節の方法で求めた値を用いることとしたが、ここでは比較のため Hill の帯板圧縮試験法⁽⁹¹⁾ による測定を行ってみた。この方法は、計算結果が実験条件に一致するように摩擦係数 μ を定めるもので、比較的簡便に塑性変形中の摩擦係数を求めうるという特徴を有する。従来、解析方法として Hill の摩擦校正曲線が提案されているが、これは等方性材料を対象にしているため、面内異方性を有する実際の板に適用した場合、 $\mu < 0$ となる不都合が生じることがある⁽⁹²⁾。よって、ここでは面内異方性を考慮した校正曲線を採用することにした。この場合、降伏関数として bassani 形関数⁽⁶⁵⁾ を採用する方が計算精度が高まるものと考えられるが、面内異方性を含む形式のため、計算手順が複雑になりすぎる。よってここでは、Hill の異方性降伏関数より近似度が高いとされる Hosford の関数⁽⁹³⁾ を採用し、以下のようにして校正曲線を算定した。

対象とした計算モデルを図 2-14 に示す。十分幅の狭い帯板を厚さ方向に圧縮した際に得られる公称伸びひずみ $(1-l_0)/l_0$ と公称板厚ひずみ $(t_0-t)/t_0$

(正值表示)の関係曲線を校正曲線と呼ぶことにする。ここに、 l_0 および l は初期ならびに変形後の長さ、 t_0 および t は初期ならびに変形後の厚さである。解析の際、次のような仮定を試みる。

(1) 帯板の幅は十分小さく、幅方向応力 $\sigma_x = 0$ となる。また、帯板内部のせん断応力を無視する。

(2) 圧縮工具・帯板間の摩擦はクーロン則に従う。

(3) 釣合い方程式において板幅 W の y 方向変化を無視する。

(4) 板厚 t は均一とする。

(5) 板の異方性主軸は x, y および z 軸と一致する。

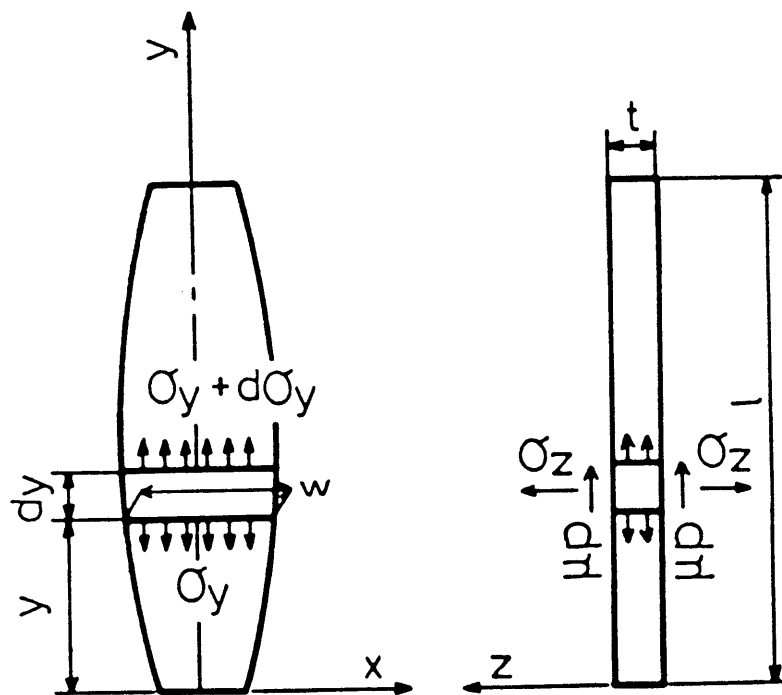


図 2 - 1 4 摩擦校正曲線の計算モデル

仮定(1)～(4)は Hill が採用したものと同一である。基礎式としては以下のものを用いた。

y 方向の釣合い方程式：

$$d\sigma_y/dy = 2\mu\sigma_z/t \quad \dots\dots\dots(2-13)$$

Hosford の降伏条件式⁽⁹³⁾：

$$A_1 |\sigma_y|^a + A_2 |\sigma_y - \sigma_z|^a + A_3 |\sigma_z|^a = \sigma_{e,q}^a \quad \dots\dots(2-14)$$

ここに、 σ_y, σ_z はそれぞれ y, z 方向の応力、 $\sigma_{e,q}$ は相当応力である。
 a, A_1, A_2 および A_3 は材料定数で、 $A_1 = 1/(1+1/r_y)$, $A_2 = 1/(1+r_y)$,
 $A_3 = 1/\{r_x(1+1/r_y)\}$ であり、 r_x, r_y はそれぞれ x, y 方向の r 値である。

$a = 2$ のとき、式(2-14)は Hill の異方性降伏関数と一致する。上式以外に、式(2-14)を塑性ポテンシャルとして導いた応力-ひずみ増分関係式および n 乗硬化形の相当応力-相当ひずみ関係式を用いた。

境界条件は $y = 0$ において $\sigma_x = \sigma_y = 0$, $\sigma_z < 0$ の単軸圧縮状態とし、差分法を用いて y の正方向へ帯板中心まで順次計算を進めた。帯板の寸法は Hill の試験片と相似形とし、初期厚さ t_0 : 初期幅 W_0 : 初期長さ $l_0 = 1:2:20$ とした ($t_0 = 0.8$ mm)。要素の分割数は 200, 1 ステップあたりの板厚ひずみ増分を -0.005 とした。いろいろの μ に対して、このようにして得られた数値解より帯板全体の公称伸びひずみと公称板厚ひずみの関係線図を作成した。各種の μ の値に対する計算結果を図 2-15 に実線で示す。

本実験に用いた材料は表 2-3 に示すものであるが、これらの校正曲線を算出するためには、降伏条件式における定数 a を定める必要がある。Hosford は当初 fcc 金属のとき $a = 8$, bcc 金属のとき $a = 6$ としたが⁽⁹³⁾、必ず

しも確立したものでないようである。この a の決定法については付録 2 に詳述する。

結果を表 2-3 に付記する。

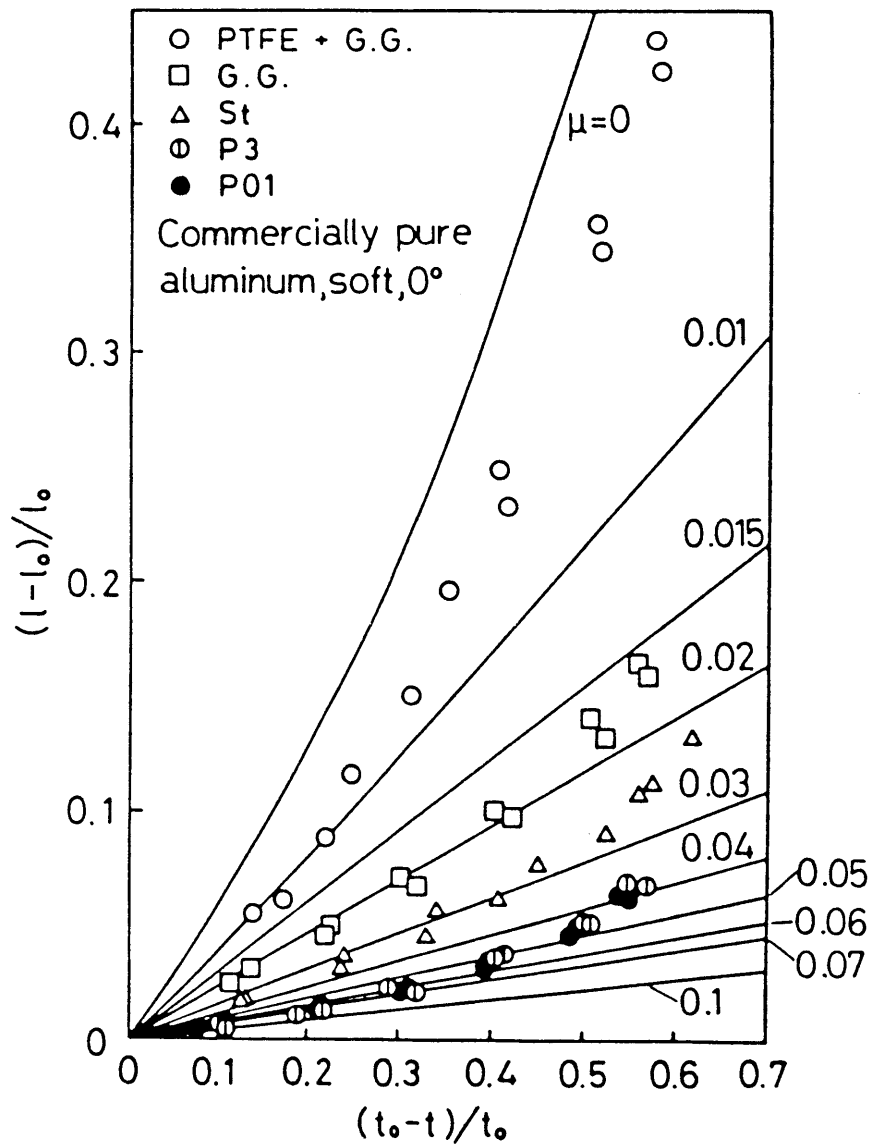


図 2-15 校正曲線と摩擦試験結果の例

2-5-2 実験方法ならびに手順

次に、実験方法及び実験手順について述べる。

本実験で用いた供試材は、表2-3に示す4種類である。また使用した潤滑剤は、テフロンシート(PTFE)にグラファイトグリースを塗布した場合、グラファイトグリースおよびパラフィン系鉱油3種類(P01, P3, St)である。1回の圧縮量を約80 μm とし、ここで試験を中断して、潤滑材を繰返し塗布しながら万能試験機(最大容量491 kN (50 tf))により約0.5 mm/min の速度で圧縮試験を行った。圧縮板(SKS3, 焼き入れ, $H_{RC} = 60$)の表面にはラップ仕上げを施した。 $R_a = 0.07 \mu\text{m}$ であった。試験片の寸法は、校正曲線の計算において述べたように、厚さ $t_0 = 0.8 \text{ mm}$, 幅 $W_0 = 1.6 \text{ mm}$, 長さ $l_0 = 16 \text{ mm}$ と きわめて小さいため、マイクロソーにより圧延方向に対して 0° および 90° の2方向から採取した。以後、圧延方向が y 方向に平行の場合 0° 試験片、直交する場合 90° 試験片と呼ぶことにする。

圧縮試験の実験結果の一例を図2-15のプロット点として示す。材料、方向、潤滑材のいろいろの組合せに対して同様の実験線図を作る。実験に最も近い計算値における μ の値を測定値とするのであるが、ここでは公称板厚ひずみ0.3において、一致する両曲線から摩擦係数 μ を定めた。一例として、グラファイトグリースの場合の μ の値を表2-7に示す。摩擦係数 μ の値に若干の方向差が見られるが、材料差は比較的少ないようである⁽⁸⁰⁾。

2-6 しゅう動式摩擦試験と帯板圧縮試験による摩擦形数値 μ の比較

上述の2つの方法によって工業用純アルミニウムの場合について求めた結果を表2-8に比較して示す。これより、両方法による摩擦係数値の間には大きな差はなくほぼ類似である。そこで、純粹張出しの摩擦係数値としては、より簡便に求め得るしゅう動式摩擦試験法による値を採用することにした。

2-7 純粹張出し実験

2-7-1 純粹張出し実験装置

図2-16はダイセットに組み込まれた純粹張出し実験装置の主要部を示すものである。ポンチ⑧は、ポンチ力測定用のダイアフラム形測定体⑨を介して

表2-7 グラファイトグリースの摩擦係数
(帯板圧縮試験法)

Materials	0°	90°	Mean
Killed steel	0.022	0.017	0.020
Rimmed steel	0.028	0.013	0.021
Commercially pure aluminum, soft	0.022	0.014	0.018
OFHC, soft	0.019	0.017	0.018

ポンチホルダ ⑩ に取付けられる。ダイベッド ① に取付けられたダイス②に装顔されたプランクに対し、板押さえ工具 ③ と油圧加圧部 ④⑤⑥ によって、板押さえ力が負荷されるようになっている。フランジ部のできるだけ内側を完全にクランプすることによって純粹張出し成形を達成するために図2-17に示すような形状寸法の二重ビードの板押さえ工具を用いた。上記ダイセットを油圧プレスによって駆動する。成形中、ポンチ力はダイアフラム形のポンチ力測定体 ⑨ にはったひずみゲージにより、ポンチ行程はダイセットのポンチホルダに取付けたインダクタンス形変位変換器により、それぞれ電氣的に検出され、X-Yレコーダに同時記録される。板押さえ力はダイアフラム形の測定体 ⑦ にはったひずみゲージによって電氣的に検出される。図2-18は、これらポンチ力測定体 ⑨ および板押さえ力測定体 ⑦ の検定結果を示すものである。いずれの検出体も、インストロン形万能試験機（島津オートグラフ IS-5000 形、最大容量

表2-8 摩擦形数値の比較

Lubricant	Strip compression test *			Sliding type test **
	0°	90°	Mean	
G.G.+ PTFE	0.006	0.002	0.004	0.006
St	0.034	0.021	0.028	0.039

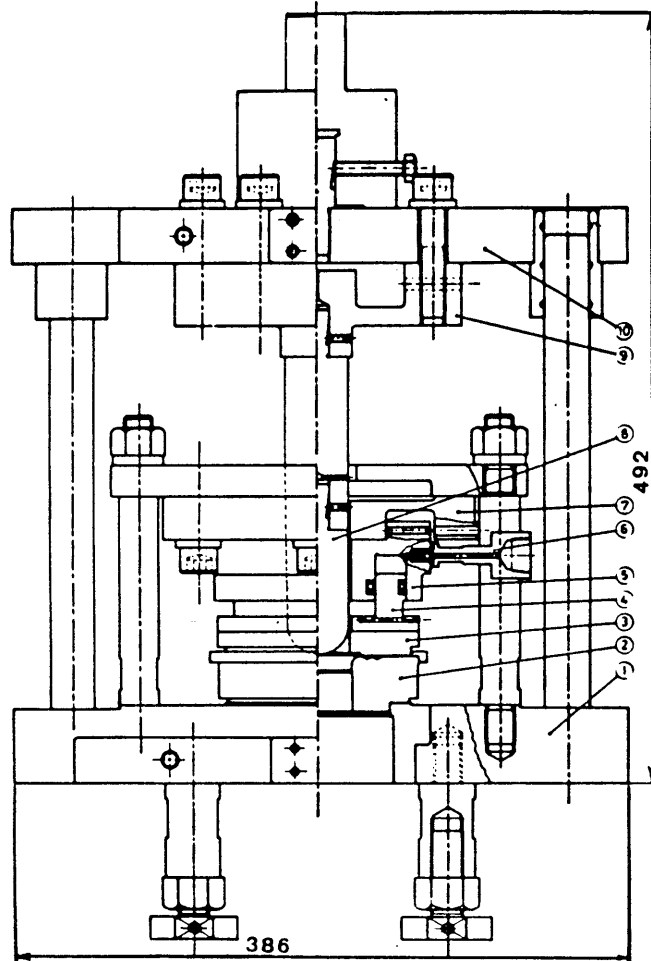
*: A1100-0, $t_0 = 0.8$ mm

** : A1050-H24, $t_0 = 3.0$ mm

G.G.: Graphite grease

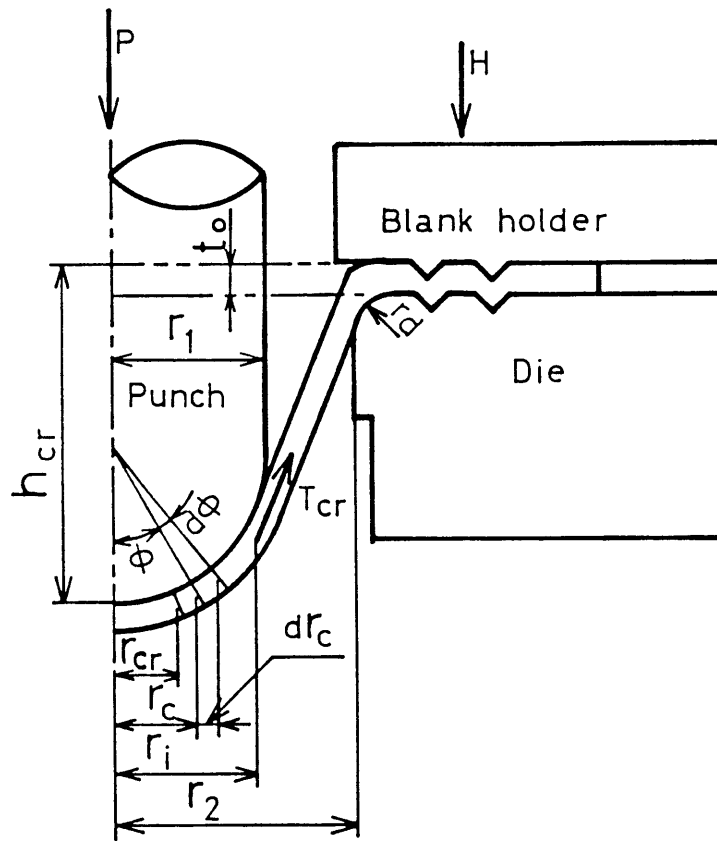
PTFE: Polytetrafluoroethylene sheet

St: Stock oil

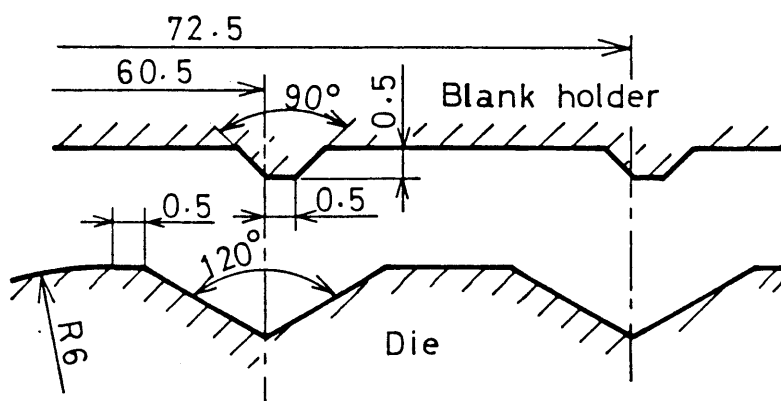


- | | |
|--------------------------------------|---------------------------------------|
| ① Die bed | ⑦ Load cell to measure clamping force |
| ② Die | ⑧ Punch |
| ③ Blank holder | ⑨ Load cell to measure punch force |
| ④ Piston to apply the clamping force | ⑩ Punch holder |
| ⑤ Cylinder | |
| ⑥ Attachment for hydraulic oil hose | |

図 2 - 1 6 純粹張出し実験装置



(a) Symbols



(b) Detail of clamping tools

図 2 - 1 7 純粹張出し成形工具

49 kN (5 tf)) によって検定した。その結果、図 2-18 に示すように負荷、除荷ともに直線性と再現性が確保され、十分な測定精度が得られた。ポンチ行程測定用変位変換器の検定結果を図 2-19 に示す。検定にはブロックゲージによってコアを移動させ、その時のレコーダ目盛を読みとる方法を用いた。その結果は、きわめて良好な直線性を示している。

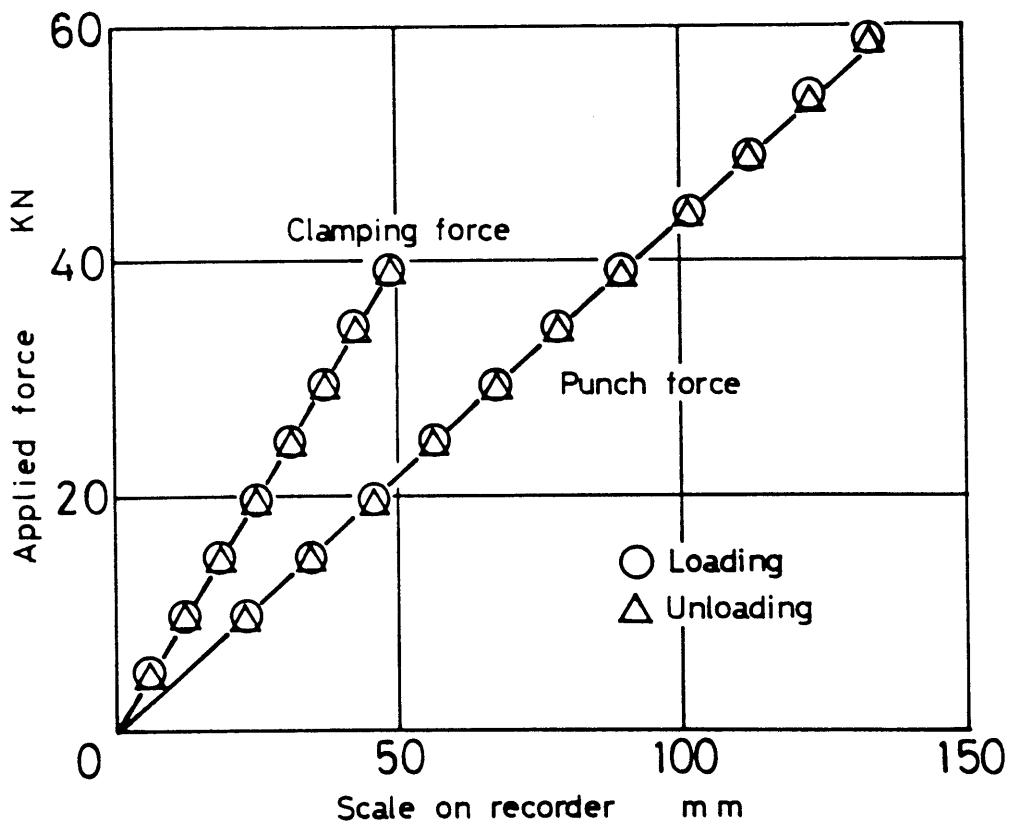


図 2-18 ポンチ力測定体及び板押え力（クランプ力）
測定体の検定線図

純粹張出しにおける実験条件を一括して表 2-4 に示す。本実験では直径 40 mm の球頭ポンチを用いる。素板の破断状態を確認するため破断直後にポンチを直ちに止め得るようにポンチ速度を約 0.15 mm/s とかなり低速度にした。

限界の張出し深さの測定には、ポンチ力-ポンチ行程の記録線図上で、ポンチ力が急激に低下するポンチ行程を読みとることによって行った。このポンチ力が低下する点は明瞭に識別でき、ほぼ 0.2 mm 以内の精度で測定されている。

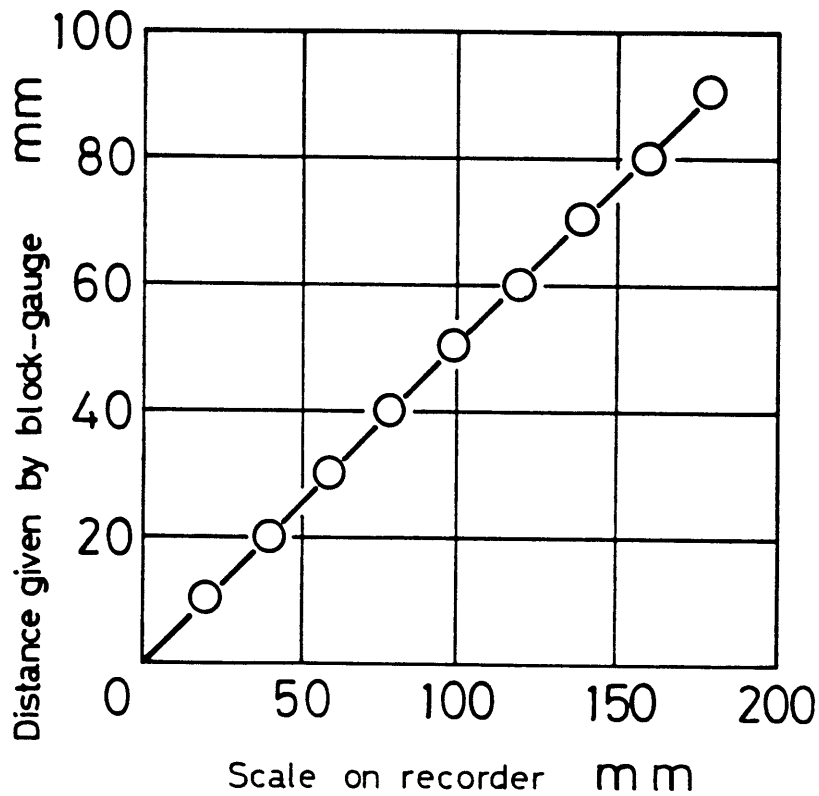


図 2-19 ポンチ行程測定用変位変換器の検定線図

2-7-2 純粹張出し実験結果

図2-20 (a) および (b) は各種材料について2-4で述べた手法で測定した摩擦係数 μ の平均値と相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ との関係を示すものである。同図(a)は n 値が比較的大きく変化する材料群について、また同図(b)は r 値が比較的大きく変化する材料群について示したものである。また図2-21は相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ に対する r 値の影響を示すものである。図2-20には張出し深さの測定値の変動範囲が示してある。温度、湿度など摩擦係数 μ に影響をおよぼす因子が実験日によって変動するため限界張出し深さのある程度のばらつきはまぬがれない。しかし短時間の間にまとめて行った実験の再現性はきわめて良好であった。これらの図から以下の事実がわかる。

(1) 相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ が極大となる摩擦係数の存在が実験によっても確認された。従来この事実が実験によって確認された例を聞かないが、この場合の摩擦係数値は非常に小さく0.01~0.03の範囲であることがわかる。前述の計算結果の0.1~0.2に比べると1けた程低い値となっている。これは、理論で採用された仮定、例えば μ が成形中一様分布し、かつ変化しないとしたこと、すなわち行程中、場所によって相対すべり速度やすべり距離が変化する(極端な場合、ポンチ頂点では零となる)ことによる μ の変化を考慮しなかったこと、構成式の近似度不足などのためと思われる。さらに、加工条件によっては拡散くびれ発生以後、破断に至るまでの変形が限界張出し深さに影響することが考えられる。

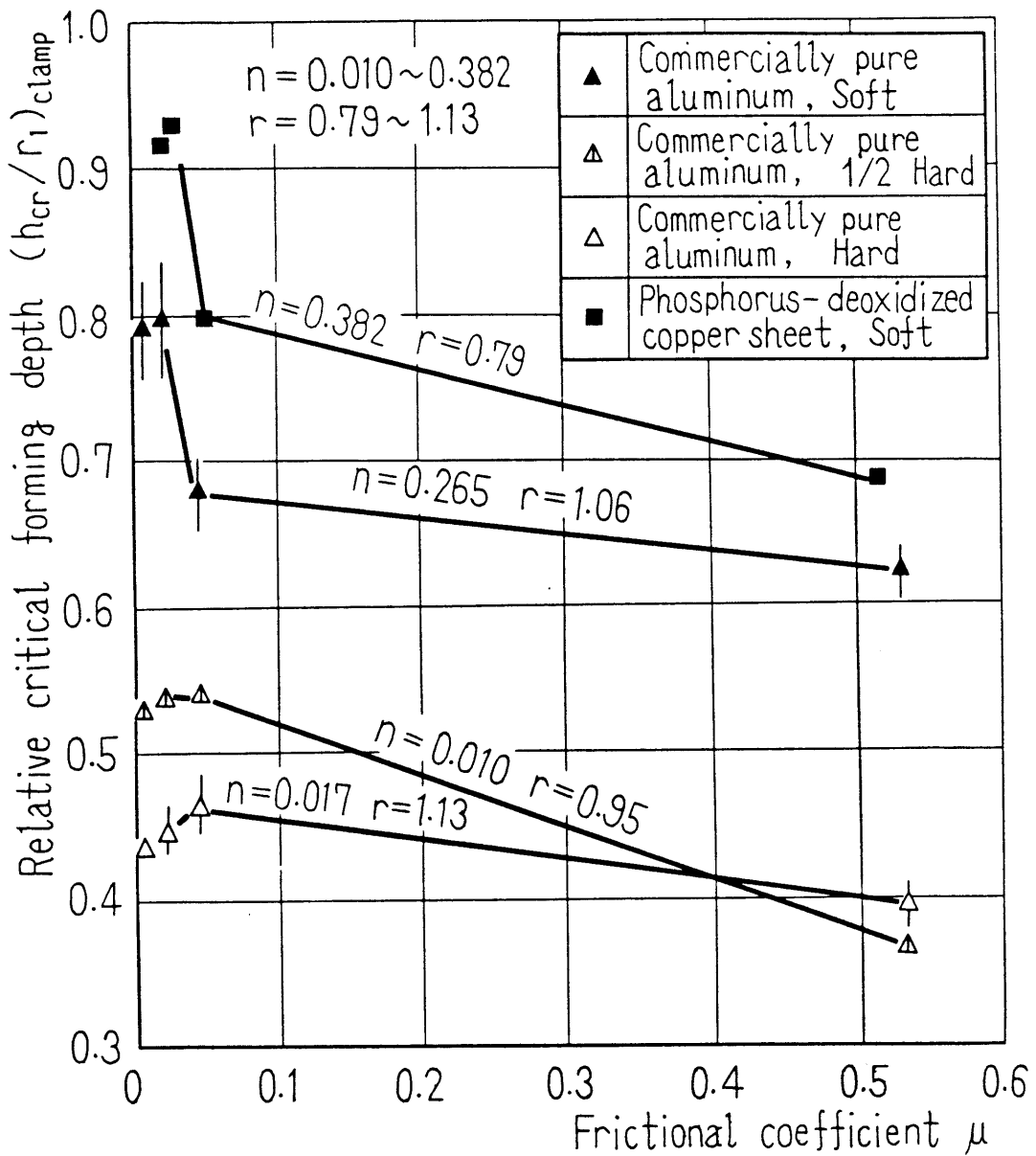


図 2 - 2 0 (a) 限界張出し深さに及ぼす摩擦係数の影響 (実験値)

(n 値の影響)

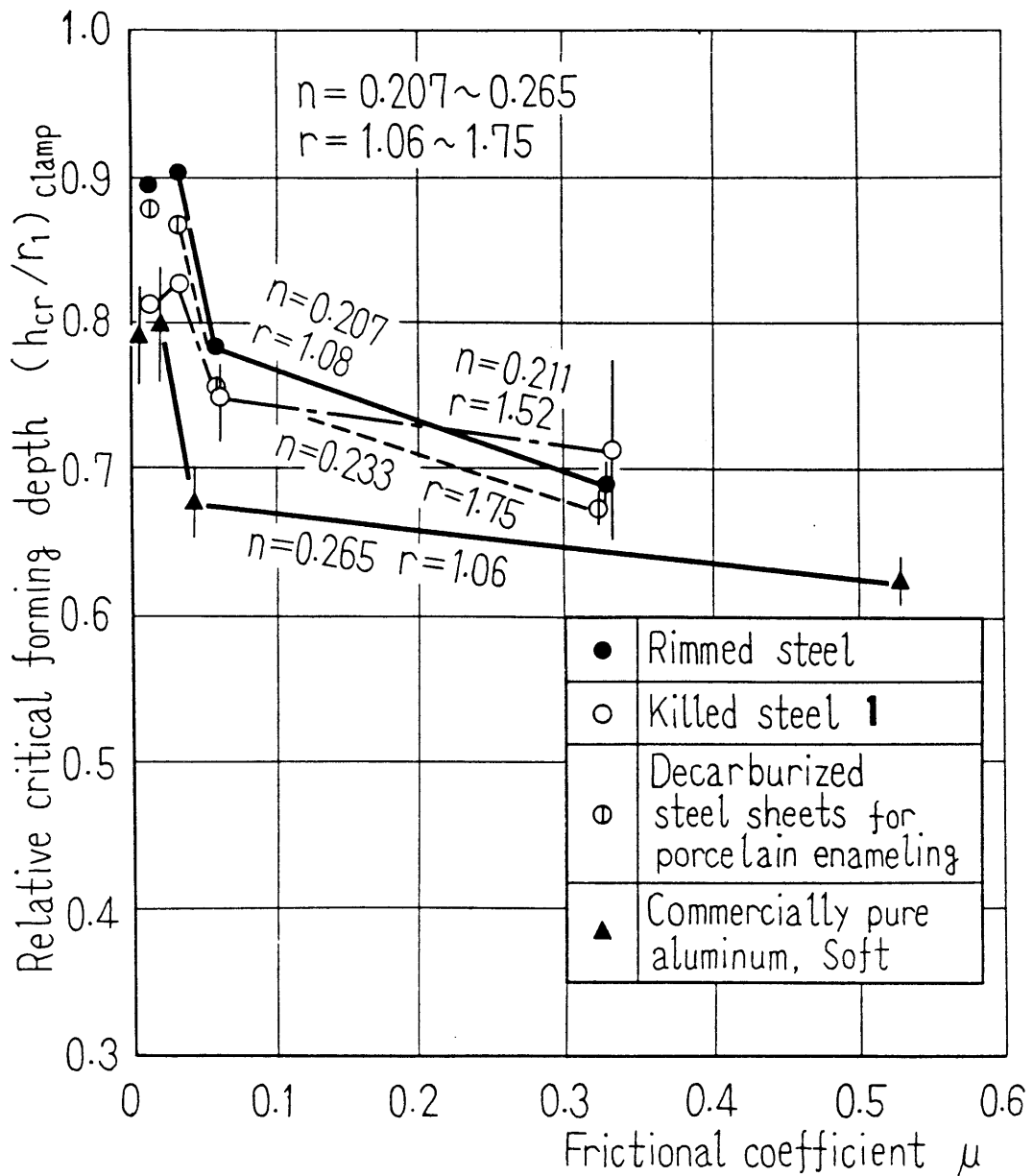
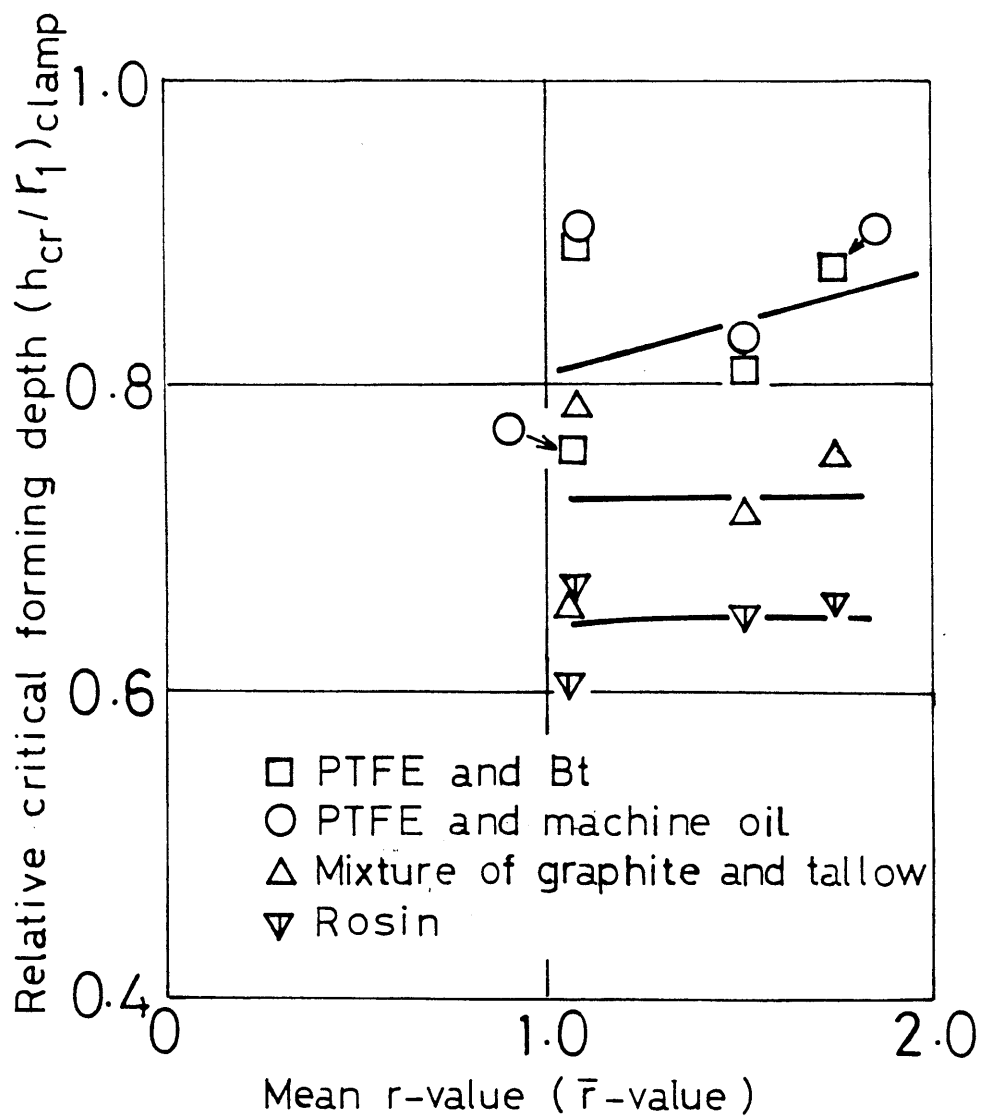


図 2 - 2 0 (b) 限界張出し深さに及ぼす摩擦係数の影響 (実験値)
(r 値の影響)



Metals: Mild steel and
commercially pure aluminum
 $\bar{n} = 0.207 - 0.265$

図 2 - 2 1 限界張出し深さに及ぼす r 値の影響 (実験値)

(2) 素板の n 値が大きくなる程相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ が極大を示す摩擦係数 μ は小さくなる傾向がうかがえる。これは理論結果と定性的に一致している。しかも、 n 値が比較的大きい場合 ($n = 0.207 \sim 0.382$)、摩擦係数 μ が $0.02 \sim 0.05$ の範囲において限界張出し深さは急激に増大している。実際の現場で張り出し加工を行う際、 n 値が 0.2 より大きな材料が使われる場合が多く、またボンチ頭部・材料面間の摩擦係数 μ は 0.05 より大きい場合が多いと思われるので、潤滑をよくすれば限界張出し深さを著しく増大させ得ることが期待できる。

(3) 図 2-21 に示すように r 値 (平均の r 値) の影響については n 値 (平均の n 値) も同時にいくらか変化しているため、かなりのばらつきがみられその影響は明らかでない。しかし図 2-4 に示された計算結果と矛盾するような傾向はみられなかった。

以上のように、結論的には計算結果は実験結果と定性的には良い一致を示す。実験では n 値、 r 値の変化範囲が独立にまた自由に選べないため材料特性値と摩擦係数 μ の影響が必ずしも明らかにされない部分もあるが、上記の計算と実験の定性的一致からみて計算によって示された前述の定性的結論は実際にもほぼ成り立つものとみて大きな間違いはないものと考えられる。

2-8 結 言

各種金属薄板の摩擦試験および純粹張出し実験を行って限界張出し深さにおよぼす工具・材料面間の摩擦係数および材料特性値 (n 値、 r 値) の影響を理論と実験の両面から検討し、以下の結論を得た。

(1) 限界張出し深さの実測値は一般に摩擦係数 μ が減少するに伴い増加してゆくが、摩擦係数 μ が $0.01 \sim 0.03$ 以下と非常に小さくなると多少低下する。すなわち限界張出し深さの向上にとって最適の摩擦係数が存在する。この傾向は理

論によっても確認された。

(2) 上述の最適摩擦係数 μ は、理論及び実験のいずれにおいても、 n 値、 r 値が大きくなる程小さくなる傾向を示す。

(3) 限界張出し深さは、 n 値が増せば例外なく増加するが、 r 値の影響は複雑である。限界張出し深さと r 値の関係は摩擦係数 μ がある程度低い場合（計算では $\mu \leq 0.1 \sim 0.2$ ）正相関、 μ がある程度高い場合逆相関となることが計算結果から推定される。この結果は実験で確認されるにはいたらなかったが、少なくとも実験結果と食違うことはないようである。しかしその影響度合いは比較的小さい。

(4) n 値が 0.2 より大きい材料では摩擦係数 μ を 0.05 より小さくすれば限界の張出し深さの格段の向上が期待できる。

第3章 純粋張出し性に及ぼすポンチ形状の影響及び域差潤滑法による純粋張出し性の向上

3-1 緒言

近年、省資源・省エネルギーの観点から、軽薄短小という言葉で代表されるように、自動車をはじめ各種機械部品の軽量化がはかられている。それには、例えば高強度材料を成形し、機械部品の強度を高めることが必要とされる⁽⁹⁴⁾⁻⁽⁹⁶⁾。金属薄板のプレス成形においては、素板の強度向上は例外なく延性の低下をもたらす、成形性の劣化を招く⁽⁹⁷⁾。従って、このような場合、ポンチプロフィール形状、ポンチ面-材料面間の潤滑、材質の選択など加工条件の最適化をはかって、成形性の劣化を防ぐことが従来にも増して必要となる。

この問題に対する一つの解答をさぐるため、2章においては球頭ポンチを用いて金属薄板の軸対称純粋張出し成形を行い、摩擦係数 μ および材料特性値（ n 値、 r 値）が純粋張出し性におよぼす影響を明らかにし、摩擦係数 μ に最適値が存在することを指摘した。しかし、ポンチ形状の成形性への影響についてはなお不明な点が残されている。ポンチプロフィール形状が変化すると、破断発生位置が変わり、これがプレス成形性に密接に関連することは、しばしば指摘されてきた⁽⁹⁸⁾⁽⁹⁹⁾。そこで、本章では、ポンチ形状を種々変更し、軸対称成形における純粋張出し性向上のための潤滑および材質条件の究明をはかることとした。ポンチ形状としては無数の形態が考えられるが、ここでは軸比により簡明に形状指定が可能な円プロフィール形状を検討の対象とした。このため、軸比の異なる6種類の回転対称円プロフィールポンチを用い、ポンチ面の摩擦および材料特性値（ n

値， r 値）が限界張出し深さにおよぼす影響をひずみ増分理論による数値解析と実験の両面から比較検討を行った。

さらに、上述の結果から、ポンチ面-材料面間の接触域内において潤滑材を塗りわけることによってひずみ分布を制御する、いわゆる域差潤滑法を着想し、これにより純粹張出し性の向上を図った⁽³⁸⁾。

3-2 実験条件

実験に使用した材料は、表2-2に示した試料と同じ公称板厚 0.6 mm の軟鋼板3種類、工業用純アルミニウム3種類およびりん脱酸銅軟質材の合計7種類である。材料の選択にあたっては、表2-2に示すように r 値、 n 値などにはできる限りの変化幅をもたせるよう配慮した。

使用した純粹張出し試験装置は、ポンチ形状以外は2章で使用した装置と同じである。工具等の加工条件を表3-1に示す。この工具を図3-1のように配置してダイセットに組み込み、油圧プレスによって駆動する。また材料のフランジ部には第2章の場合と同じく二重ビードをもった板押さえ工具により、39 kN (4 tf) の力が加えられ、完全クランプが達成されるようになっている（図2-17参照）。以後、図3-1に示す記号を用いる。

ポンチプロフィール形状としては、図3-1に示すように、ポンチ軸に関して回転対称のだ円プロフィールを有するポンチを用いる。直径 $2r_1$ は 40 mm，ポンチ軸比 r_1'/r_1 としては、0.25, 0.5, 0.75, 1.0 (球頭), 1.25 および 2.0 の6種類を採用する。ここに、軸比 r_1'/r_1 が小さい程扁平、大きいほどせん頭となり、 $r_1'/r_1 = 1.0$ の場合が球頭ポンチとなる。

ポンチ面潤滑材としては前章と同じで表2-6に示す4種類を用いた。

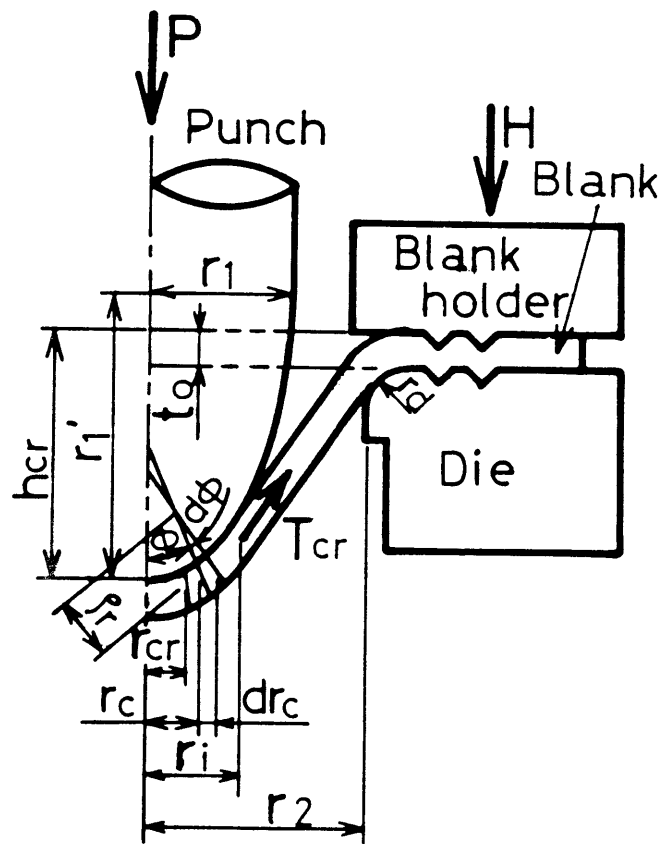
3-3 理論的検討

ポンチプロフィール形状、ポンチ面-材料面間の摩擦係数および材料特性値（ n 値、 r 値）が限界張出し深さ h_{cr} におよぼす影響を系統的に把握するため、まず初めに理論解析を試みた。ポンチ形状が異なる場合には、加工度の比較尺度として限界張出し深さは必ずしも適当ではないが、他に簡明な加工度尺度が見当たらないことおよび実用目的にはある程度有効であることを考慮してこれを用いることとした。解析における基礎式および解法は2章に詳述してある。各パラメータの計算範囲は、摩擦係数 $\mu = 0 \sim 0.6$ 、加工硬化指数 $n = 0.02 \sim 0.3$ および異方性係数 $r = 0.5 \sim 2.0$ である。

計算結果を図3-2および図3-3に示す。図3-2(a)~(f)は相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ と摩擦係数 μ の関係を n 値および r 値をパラメータとして、各ポンチ軸比 r_1'/r_1 別に示したものである。図3-3は $r = 1.0$ の

表3-1 純粹張出しにおける加工条件

Tool material		SK-5 (Carbon tool steel-5 in the JIS norm)
Punch	Diameter $2r_1$	$\phi 40$ mm
	Aspect ratio r_1'/r_1	0.25, 0.50, 0.75, 1.0, 1.25, 2.0
	Surface roughness R_{max}	0.2-0.4 μm
Die	Profile radius r_d	6 mm
	Throat diameter $2r_2$	$\phi 42.5$ mm
Clamping force H		39.2 kN (4 tf)
Velocity of punch travel		about 0.15 mm/s
Room temperature		19-25 $^{\circ}\text{C}$



r_1'/r_1 : Aspect ratio
 r_i : Radius of the contact region

図 3 - 1 純粹張出し試験における工具配置

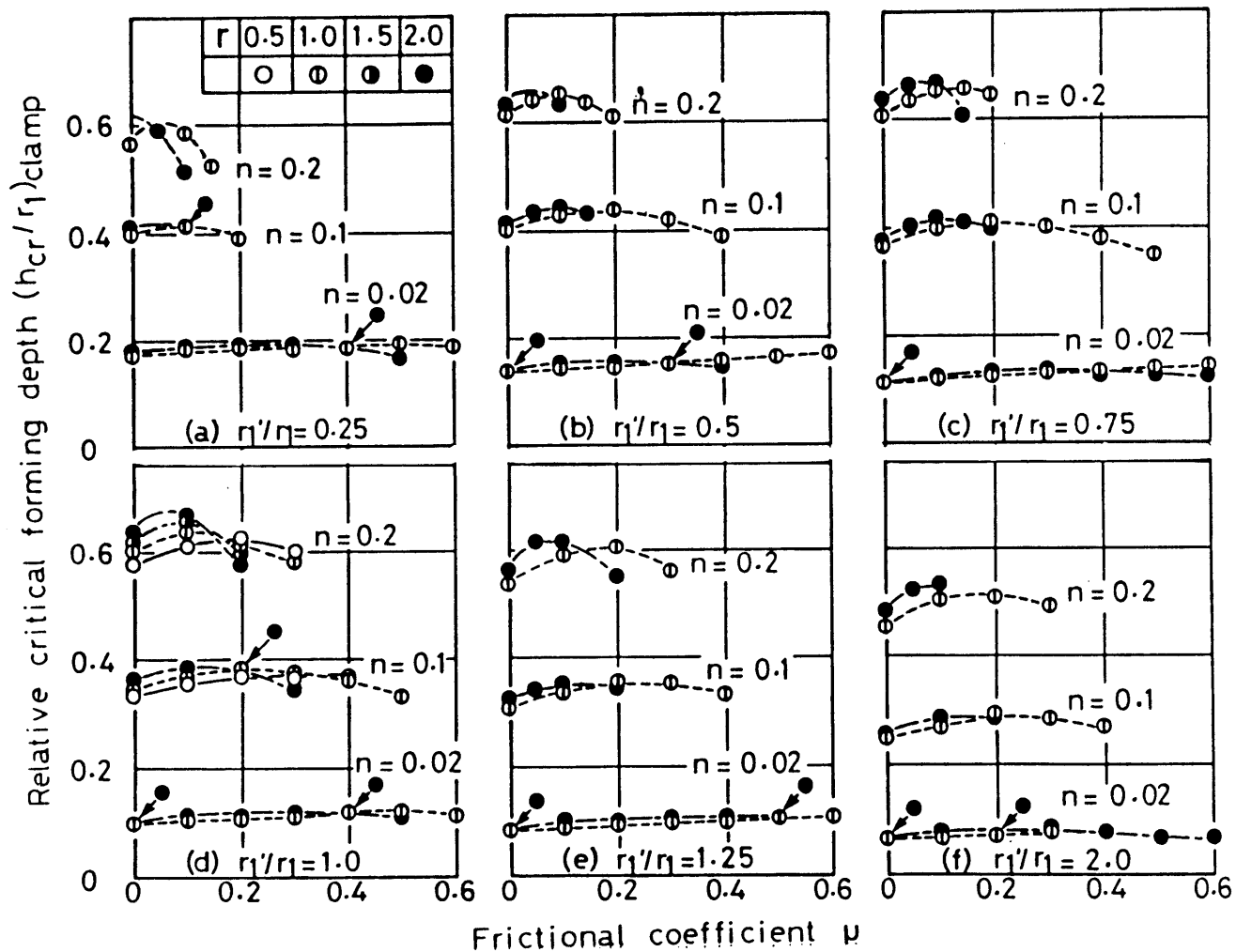


図3-2 限界張出し深さに及ぼす μ 、 n 、 r の影響(理論値)

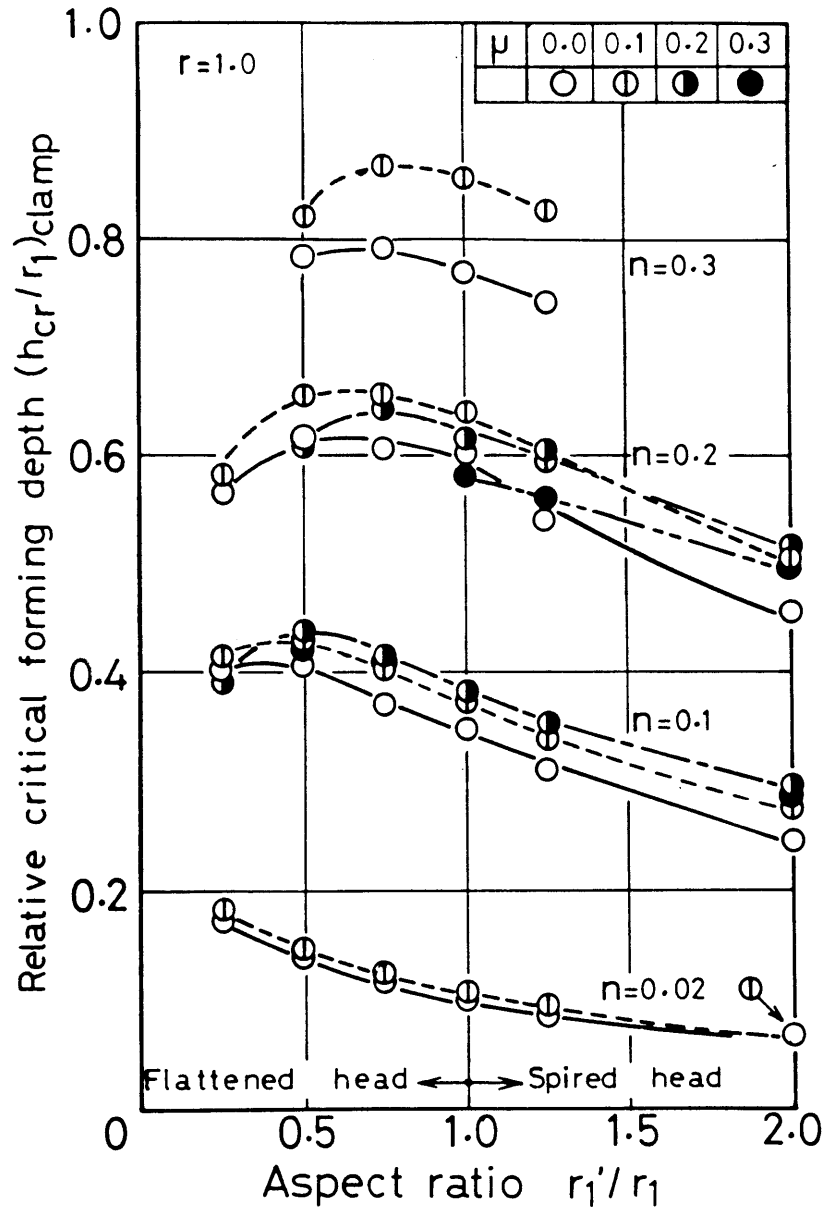


図3-3 限界張出し深さに及ぼすポンチ形状の影響 (理論値)

場合について、相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ とポンチ軸比 r_1'/r_1 の関係を n 値および μ をパラメータとして示したものである。ただし、 n 値及び r 値が大きい場合 μ が極端に小さいか ($\mu = 0$) あるいは大きいと ($\mu \geq 0.3$) ひずみ勾配、応力変化共に大きくなり、ひずみの予測が困難となるため収束条件を満足できず計算不能となることがあった。計算点が一部欠けているのはこのためである。両図から以下のことが読取れる。

(1) いずれのポンチプロフィール形状、 r 値および n 値に対しても、相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ を極大にする摩擦係数 μ が存在する。この μ の最適値はポンチプロフィールが扁平化する程 ($r_1'/r_1 \rightarrow$ 小)、また n 値および r 値が大きくなる程、小さくなる傾向にある。そして本計算条件の範囲内では、 $n = 0.1 \sim 0.2$ という通常の方法範囲に対して、最適の μ の大きさは $0.05 \sim 0.2$ 程度の大きさとなっている。

(2) 相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ を極大にするポンチプロフィール形状が存在し、これは球頭よりかなり扁平 ($r_1'/r_1 < 1.0$) となっている (図 3-3)。その最適ポンチ軸比 r_1'/r_1 は n 値、 r 値および摩擦係数 μ が大きい程大きく、すなわちせん頭側へ移る。例えば $n = 0.2$, $r = 1.0$, $\mu = 0.1 \sim 0.2$ の場合、 $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ を極大にするポンチプロフィール形状 r_1'/r_1 は $0.5 \sim 0.75$ である。

(3) n 値が増せば、限界張出し深さは著しく増大するが、 r 値の影響はきわめてわずかである。

上述 (1) および (3) の結果は、2章の球頭ポンチの場合にも見いだされており、その理由についても既に説明されているので、ここでは特にふれないことにする。上述 (2) の結果がここにおいて新しく見いだされたものであるので、これについて若干の考察を加えたい。

図 3-4 は $n = 0.2$, $r = 1.0$ および $\mu = 0.1$ の場合について、拡散くびれ発生直後における子午線方向ひずみ ε_ϕ の子午線方向分布を初期半径に対して、ポンチ軸比 r_1'/r_1 をパラメータとして示したものである。この場合、

図3-3にみるように相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ が極大となるポンチ軸比 r_1'/r_1 は 0.5 である。図において、ポンチが扁平化 (r_1'/r_1 減少) する程、 ϵ_ϕ が極大となる半径位置および拡散くびれ発生位置は外側へ移動し、中心部では逆に ϵ_ϕ は減少していることがわかる。

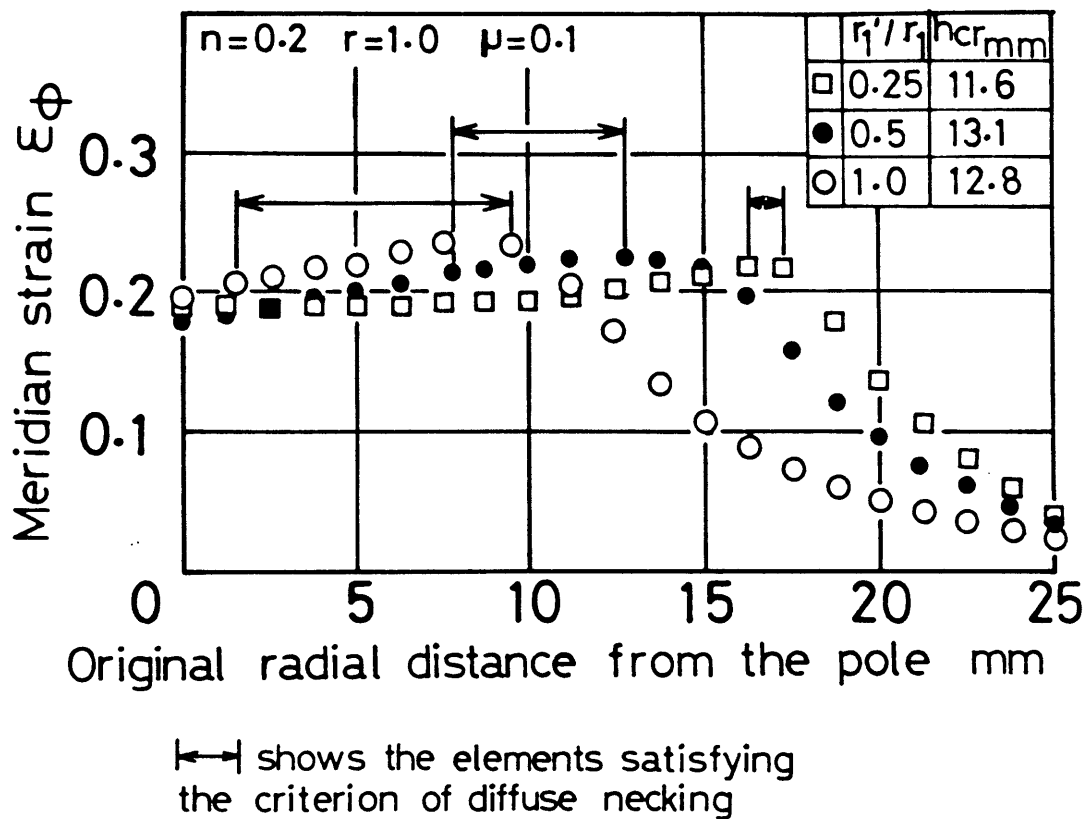


図3-4 拡散くびれ発生直後の ϵ_ϕ の分布に及ぼすポンチ形状の影響 (理論値)

図3-5は $r_1'/r_1 = 0.75$, $n = 0.2$ および $r = 1.0$ の場合について、拡散くびれ発生直後における ϵ_ϕ の子午線方向の分布を摩擦係数 μ をパラメータとして初期半径に対して示したものである。 $\mu = 0$ の低摩擦の時、 ϵ_ϕ は中心部で大きく、摩擦係数 μ の増大とともに ϵ_ϕ の極大位置半径および拡散くびれ発生位置が外側へ移動すると同時に中心部領域での ϵ_ϕ は逆に減少することがわかる。限界張出し深さ h_{cr} を高めるには、 ϵ_ϕ をポンチの全面にわたってできる限り増加させることが必要といえることができる。そのためには図3-4および図3-5の傾向からわかるように、中心部領域での ϵ_ϕ を減少させること

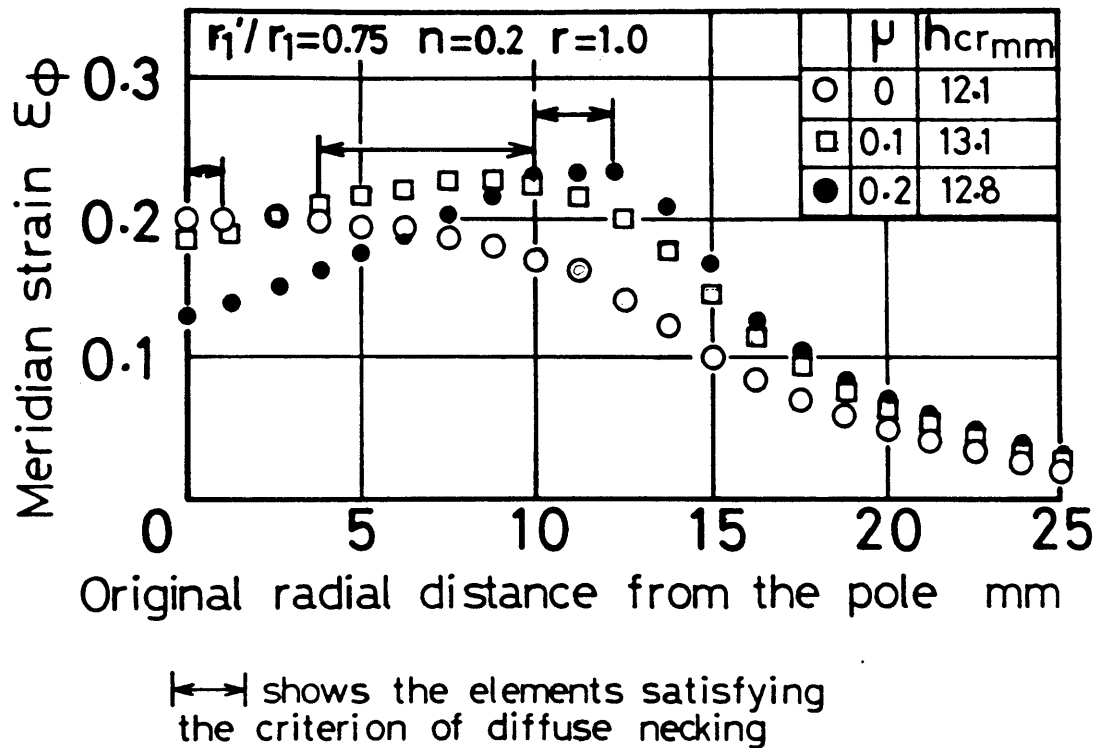


図3-5 拡散くびれ発生直後の ϵ_ϕ の分布に及ぼす摩擦係数の影響（理論値）

なく ε_{ϕ} の極大位置半径をできるだけ外側部にもちきたすことが必要である。即ち r_1'/r_1 が大きくなり、 μ が小さくなる程、そしてここには例示しなかったが、 n 値および r 値が小さくなる程、 ε_{ϕ} はポンチ中心部に集中しがちになり、その逆は ε_{ϕ} の極大値を外側にもちきたすことになるので⁽⁴⁹⁾、これらはすべて ε_{ϕ} の制御因子となる。以上のことより、結局、与えられた摩擦係数 μ 、材料特性値 n 値および r 値に対して r_1'/r_1 の最適値が出現することになるのである。

3-4 実験結果

前述の理論計算の結果を検証するため、純粹張出し実験を行った。その中から代表として3種類のポンチ軸比 $r_1'/r_1 = 0.25, 1.0$ および 2.0 に対する結果を図3-6~8に示す。これらは図3-2と比較しやすいように整理してある。それぞれの図(a)には、平均 n 値(\bar{n})が比較的大きく変化する材料群、同図(b)には平均 r 値(\bar{r})が比較的大きく変化する材料群が示されている。図3-9は図3-3と比較しやすいように整理したものである。これらの図から以下の事が看取される。

(1) 図3-6~8に示されるように相対限界張出し深さ $(h_{c,r}/r_1)_{\text{clamp}}$ が極大を示す摩擦係数 μ の存在が実験によっても認められた。ただし、極端に偏平頭もしくはせん頭ポンチの場合には最適の摩擦係数 μ の値が明瞭に見いだされない場合があるが、図3-2に示す理論値にも、いくらかその傾向はうかがえる。

摩擦係数 μ の最適値はポンチ形状、 n 値および r 値によってあまり影響されず $\mu = 0.01 \sim 0.02$ の範囲を占めている。これは理論値の $\mu = 0.05 \sim 0.2$ に比べ絶対値はかなり小さく、又変化範囲も狭い。また、摩擦係数 μ が 0.05 より小さくなると、限界張出し深さ $h_{c,r}$ の急増がみられる。この傾向は $n \geq 0.2$ および $r_1'/r_1 = 1.0$ (球頭ポンチ) の場合、より顕著となる。

▲	Commercially pure aluminum, Soft
△	Commercially pure aluminum, ½Hard
△	Commercially pure aluminum, Hard
■	Phosphorus-deoxidized copper, Soft
●	Rimmed steel
○	Killed steel
⊙	Decarburized steel sheet for porcelain enameling

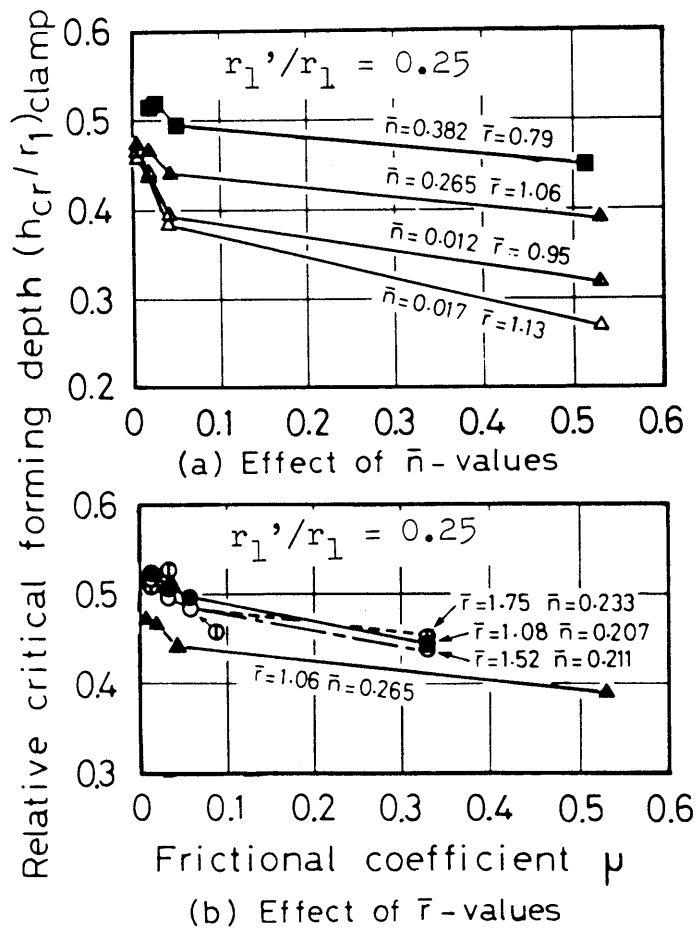
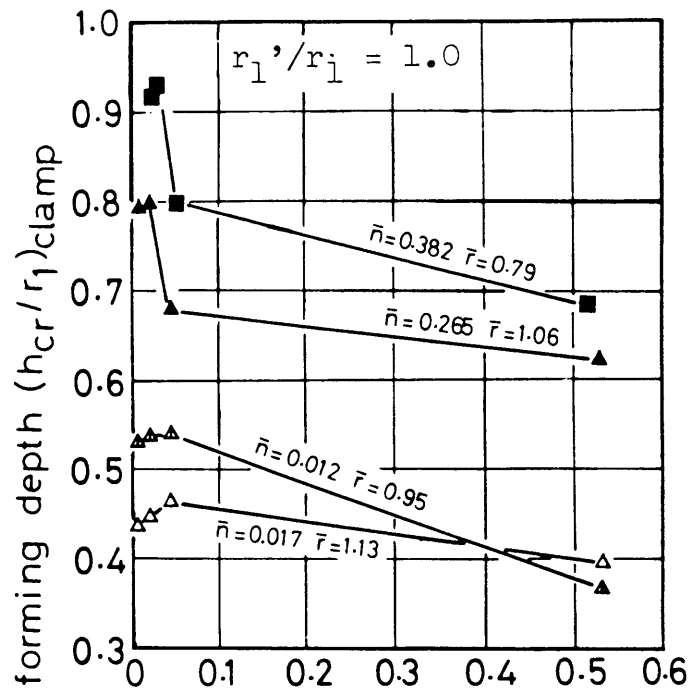
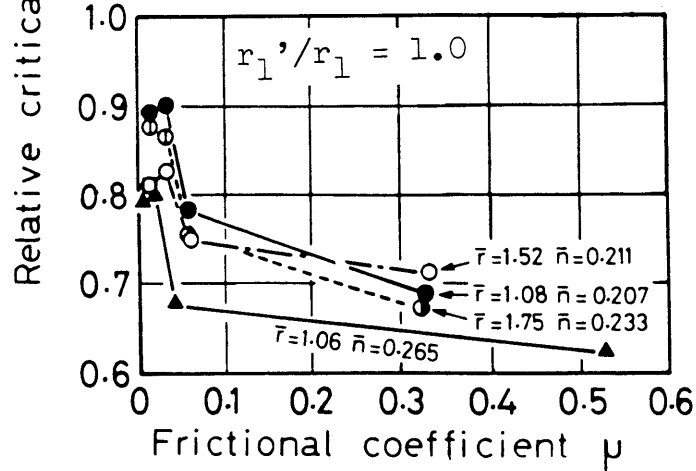


図3-6 限界張出し深さに及ぼす材料性質及び μ の影響
($r_1'/r_1 = 0.25$, 実験値)

▲	Commercially pure aluminum, Soft
△	Commercially pure aluminum, 1/2 Hard
△	Commercially pure aluminum, Hard
■	Phosphorus-deoxidized copper, Soft
●	Rimmed steel
○	Killed steel
⊙	Decarburized steel sheet for porcelain enameling



(a) Effect of \bar{n} - values



(b) Effect of \bar{r} - values

図3-7 限界張出し深さに及ぼす材料性質及び μ の影響

($r_1'/r_1 = 1.0$, 実験値)

▲	Commercially pure aluminum, Soft
△	Commercially pure aluminum, 1/2 Hard
△	Commercially pure aluminum, Hard
■	Phosphorus-deoxidized copper, Soft
●	Rimmed steel
○	Killed steel
⊙	Decarburized steel sheet for porcelain enameling

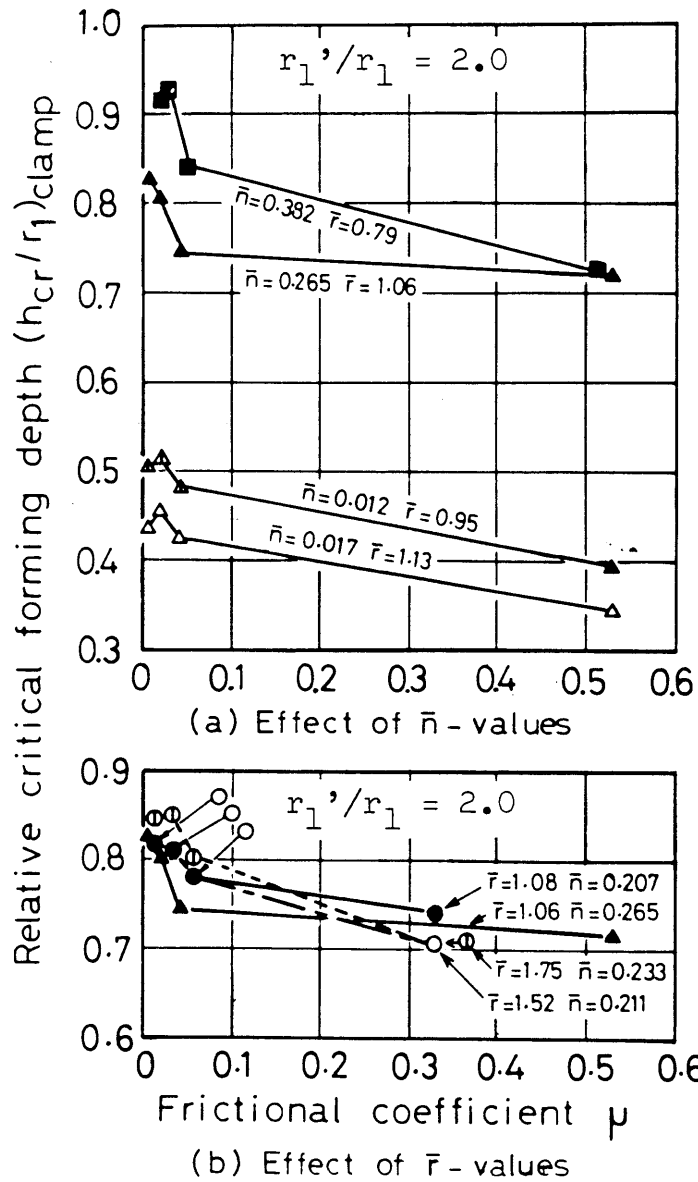


図3-8 限界張出し深さに及ぼす材料性質及び μ の影響
($r_1'/r_1 = 2.0$, 実験値)

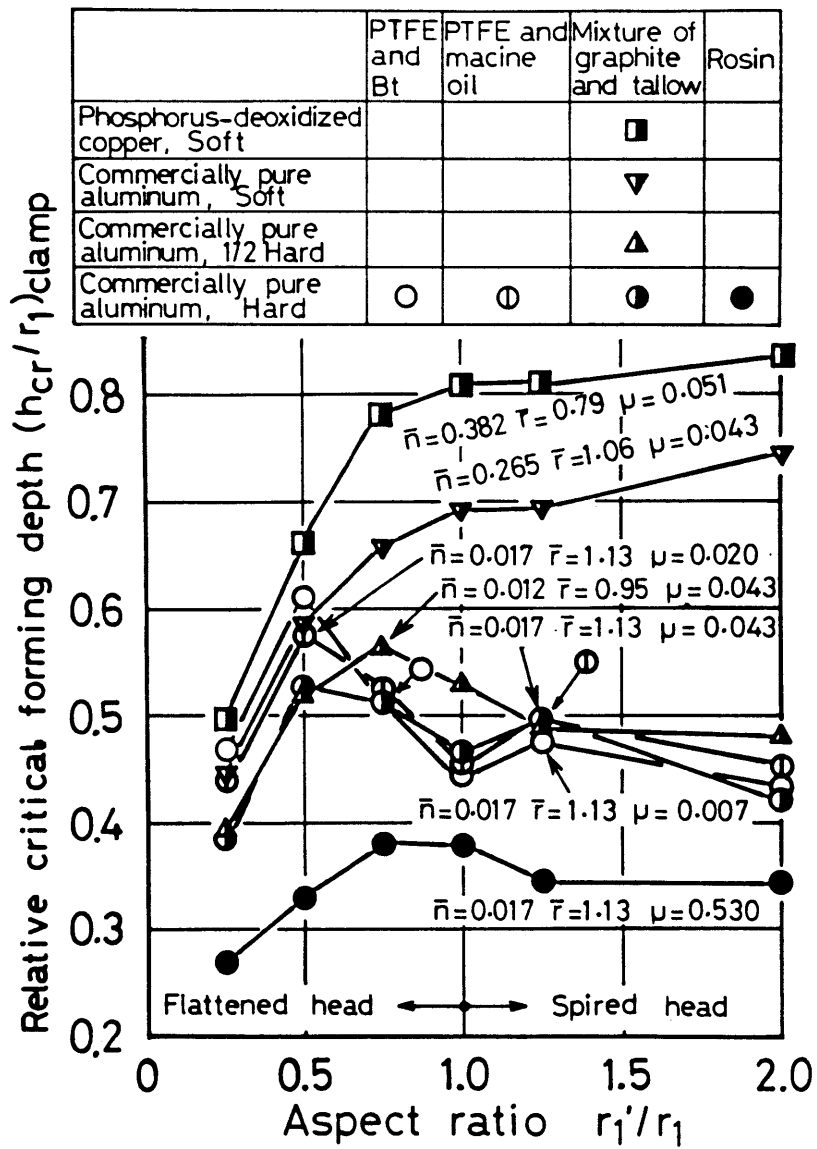


図3-9 限界張出し深さに及ぼすポンチ形状および摩擦の影響（実験値）

(2) 図3-9にみるように、 相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ を極大とするボンチプロフィール形状の存在が実験によっても認められた。 ボンチ軸比 r_1'/r_1 の最適値は、 n 値および μ が小さい程、概して小さくなっている。そして n 値が小さい場合には、球頭より偏平となるプロフィールが最適となっているが、 n 値が 0.2 より大きくなり脱酸銅軟質材および工業用純アルミニウム軟質材の場合、本実験の範囲内ではせん頭となる程 h_{cr} が増し、 r_1'/r_1 の最適値は見いだされなかった。上述の結果は、計算値と量的には必ずしも合わないが、定性的にはおおむね一致している。

(3) n 値が増せば限界張出し深さは著しく増加するが、 r 値の影響は極めてわずかである(図3-6~8)。ただし、工業用純アルミニウムの半硬質材では、 n 値は 0.012 と硬質材の n 値の 0.017 より小さいにもかかわらず限界張出し深さは若干大きくなっている。表2-2にみるように全伸びは 3.3% と硬質材の 2.7% より大きいので、むしろ全伸びで比較した方が良いのかも知れない⁽⁵⁴⁾。この両者の特異な関係は図3-9および後述図3-11にも現れている。

上述のように、理論と実験とは定性的にはおよそ一致しているが、量的にはかなりの差がみられる。この理由は、第2章において考察されている。

3-5 域差潤滑法による純粹張出し性の向上

今まで述べてきたように、純粹張出し加工において、ボンチ面と材料面間の摩擦は限界張出し深さに大きな影響をおよぼすことが分かった⁽⁵⁵⁾⁽⁵⁷⁾。図3-5に示したように、限界張出し深さを増大させるためには、ボンチ中心部の ε_ϕ をできるだけ増大させると同時に、 ε_ϕ の極大半径位置をできる限り外側へ移すことによって全体的に ε_ϕ を増大させればよいことがわかる。そこで、このようなひずみ分布状態を実現させるために次のような積極策を考えた。すなわち摩擦係数 μ を中心部領域では小さく、外側部領域では大きくすれば、ボン

チ面の全域にわたって ε_{ϕ} の進行を促進し、あわせて ε_{ϕ} の極大半径位置を外側へ移し得ることが期待される。このようになれば、限界張出し深さのいっそうの増大が図られるはずである。このいわゆる域差潤滑法の着想⁽⁹⁹⁾¹²⁷⁾について理論と実験の両面から以下検討を加えてみる。

3-5-1 理論的検討

この域差潤滑法の場合、中心部領域と外側部領域の μ 及びその境界半径位置の選び方によって、限界張出し深さ h_{cr} の増加への寄与の程度は異なると考えられる。ここでは、後述の実験に対応する計算の一例として、ポンチ軸比 $r_1'/r_1 = 0.75$, $r = 1.0$, $n = 0.02, 0.1, 0.2$ の場合について中心部領域の摩擦係数 μ を 0、外側部領域の μ を 0.5 として、その境界の初期半径 R_B を変化させて、相対限界張出し深さ $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ を計算してみた。その結果を $(h_{cr}/r_1)_{clamp}$ と R_B/r_1 の関係として、図3-10に示す。いずれの場合も限界張出し深さの向上を示す R_B の存在が認められるが、 n 値が大きくなる程 R_B の最適値は大きくなっている。

3-5-2 実験結果

上述の理論計算の結果を実験によって検証してみた。理論で得られた最適ポンチ形状に近い $r_1'/r_1 = 0.75$ のポンチを用い、ポンチ中心部領域には本実験中最低の摩擦係数を示したテフロン膜(PTFE)にブライトストック(Bt)潤滑 ($\mu = 0.007 \sim 0.023$) を適用し、外側部領域には本実験中最高の摩擦係数を示した松脂潤滑 ($\mu = 0.51 \sim 0.53$) を適用し、低摩擦潤滑材の適用初期半径 R_B を変化させて純粹張出し実験を行った。その結果を図3-11に示す。限界張出し深さ h_{cr} は R_B のある値において極大を示すようである。そして、その向上は 5~8%程度である。 R_B のこの最適値は n 値が 0.012 から 0.382 と増す

に伴い、0.6~0.8 から 1.0 へと増加している。これらの実験結果は定性的には、理論の示す結果と一致している。

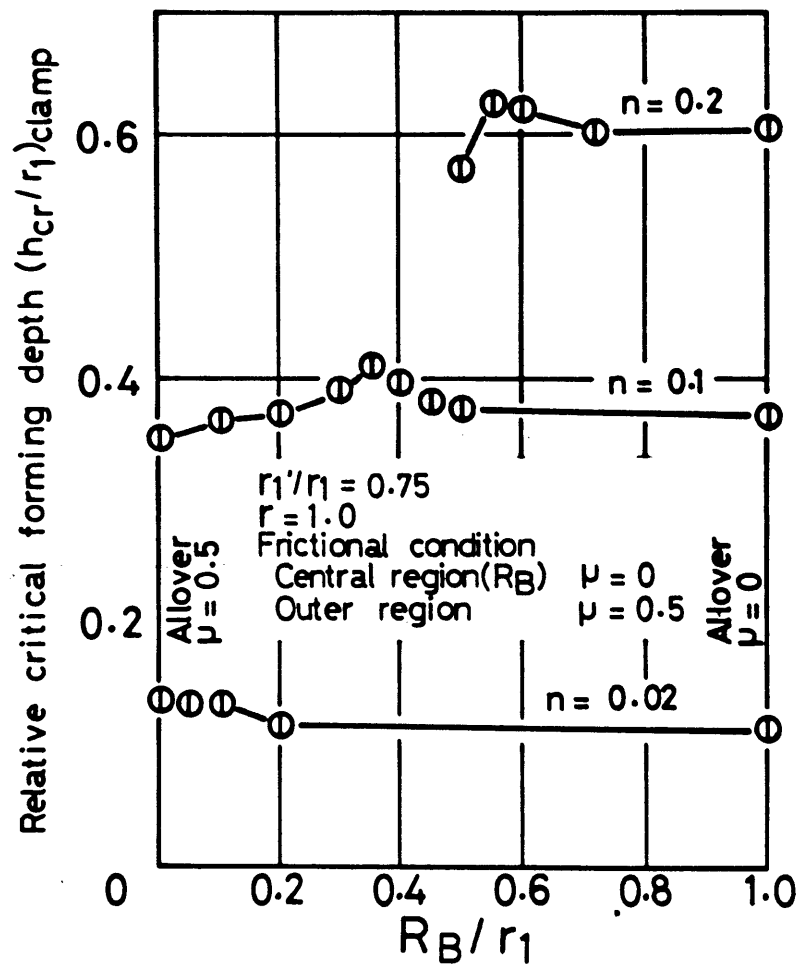


図3-10 域差潤滑法による限界張出し深さの向上（理論値）

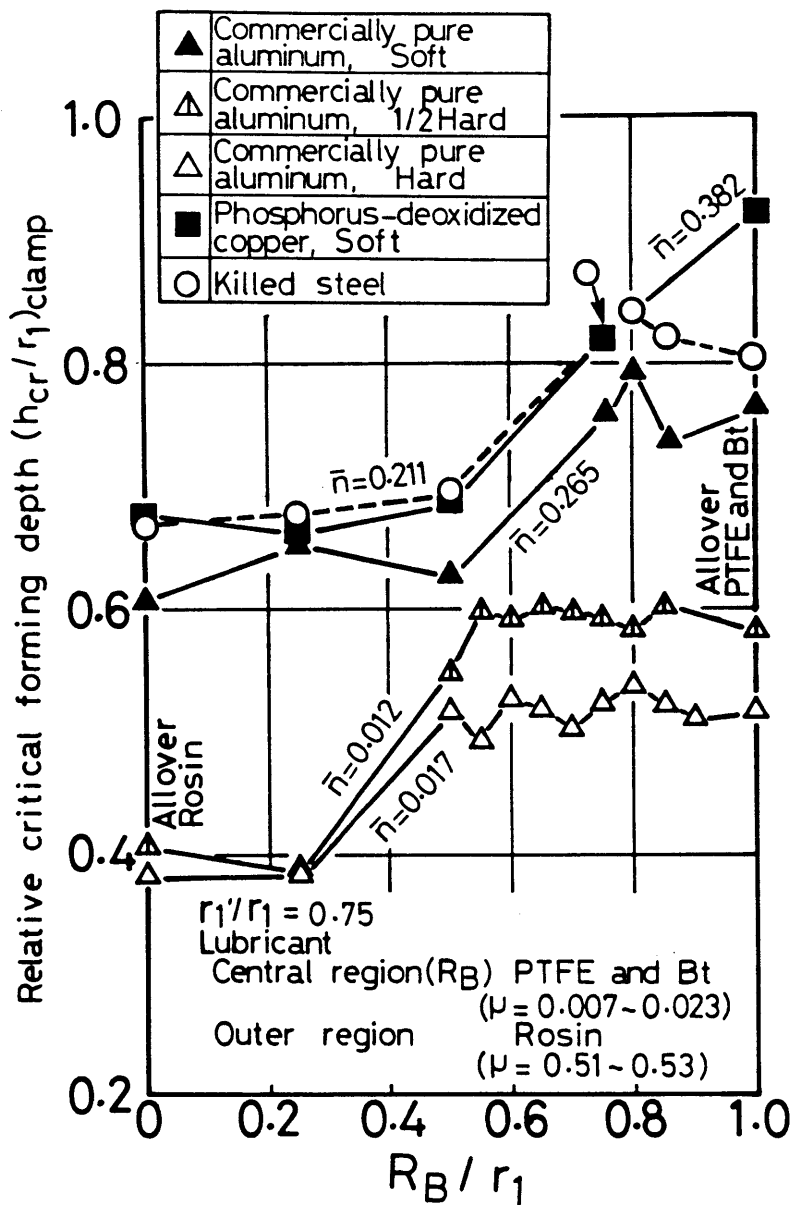


図3-11 域差潤滑法による限界張出し深さの向上（実験値）

3-6 結 言

各種だ円プロフィール形状ポンチを用い、ポンチ面-材料面間の潤滑および材料特性値（ n 値, r 値）を種々変更して金属薄板の純粋張出し性の向上条件を理論と実験の両面から検討し、以下の結論を得た。

（1）限界張出し深さを極大にする摩擦係数 μ の存在が理論と実験の両面から確かめられた。理論計算によれば、この最適値はポンチプロフィールが扁平化し、 n 値および r 値が大きくなる程、小さくなり、 $0.05 \sim 0.20$ の範囲を示した。実験でもこの定性的傾向は同じであったが、量的には μ の最適値は $0.01 \sim 0.02$ とかなり小さく、またその範囲もかなり狭いことがわかった。

（2）限界張出し深さを極大にするポンチプロフィール形状の存在が理論と実験の両面から確かめられた。理論によれば最適ポンチ形状は n 値および μ が小さい程、扁平化（ポンチ軸比が小さくなる）となるが、 $n = 0.2$, $\mu = 0.1 \sim 0.2$ という通常の範囲では、ポンチ軸比 r_1' / r_1 は $0.5 \sim 0.75$ の範囲となり球頭よりかなり扁平となることが分かった。実験結果は計算結果と定性的一致を示したが、最適となるポンチ軸比の実験値は理論値よりかなり大きく、 $n = 0.02$ で $r_1' / r_1 = 0.5 \sim 0.75$, $n \geq 0.2$ で $r_1' / r_1 = 2.0$ とかなりせん頭となることが分かった。

（3）理論及び実験のいずれにおいても、 n 値が増せば、限界張出し深さは急増するが、 r 値の影響はかなり小さいことが分かった。

（4） n 値が 0.2 より大きな軟質材では、ポンチ軸比によって多少の差はあるものの、摩擦係数 μ が 0.05 より小さくなれば、限界張出し深さが格段に向上することが実験によって確認された。

（5）ポンチ面-材料面間の接触域内で、ポンチの中心部領域を低摩擦、外側部領域を高摩擦と潤滑材を塗りわけるいわゆる域差潤滑法によって、限界張出し深さの向上が見いだされた。

第4章 純粹張出し性に及ぼす 板厚の影響

4-1 緒 言

2章及び3章では、限界張出し深さに及ぼす材料特性値、ポンチ頭部の潤滑及びポンチ形状の影響について詳細に検討した。

近年、省資源・省エネルギーの観点から、各種機械部品の軽量化が計られている。そのために、例えば機械部品の成形では、素板の強化と薄肉化が大きな課題となってきた。このように材料性質と板厚寸法が同時に変化する場合、成形性がどの様に変化するかの解明は、益々重要になってきた。特に材料の薄肉化は、破断限界の低下、しわの発生、成形性の劣化をもたらすものと考えられる。成形性や限界ひずみへの板厚の影響については、引張り試験について、宮野⁽¹⁰⁰⁾、山口ら⁽¹⁰¹⁾が、複合成形について、宮川ら⁽¹⁰²⁾、西川⁽¹⁰³⁾⁻⁽¹⁰⁵⁾が報告している。山口ら⁽¹⁰⁶⁾⁻⁽¹⁰⁸⁾は表面あらさを不整として導入する不安定条件を用いて板厚依存性を検討している。小原ら⁽¹⁰⁹⁾は実験によって、後藤ら⁽¹¹⁰⁾⁽¹¹¹⁾は理論によって変形限界線図(Forming Limit Diagram, FLD)に及ぼす板厚の影響について報告している。その他、板厚が成形性に及ぼす影響についての報告がある⁽¹¹²⁾⁻⁽¹¹⁵⁾。しかし、理論と実験の首尾一貫した解明はまだ不十分の現状である。

そこで、この章では純粹張出し深さへの板厚の影響について理論と実験の両面から検討を加える。付随してポンチ頭部の潤滑及び材質との関係についても検討を加えた。

4-2 実験方法

4-2-1 供試材及び機械的性質

使用した材料は工業用純アルミニウム（JIS規格 A1050）の軟質材及び半硬質材（H24）で、それぞれに対し板厚 0.2, 0.6 及び 1.0 mm の3種類を準備した。軟質材は、半硬質材を 350 °C、1 時間焼きなましたものである。これらの材料の単軸引張特性値を表 4-1 に示す。単軸引張りの試験方法は2章の場合と同じである。表において、半硬質材の n 値は一様伸びが非常に小さく引張り試験から求めることが困難であったので、液圧バルジ試験を別に行い、それから求まる相当応力-相当ひずみの関係から n 値を求めた。液圧バルジ試験については、4-2-4 に詳述する。また、半硬質材の板厚 0.2 及び 0.6 mm の r 値も、伸びひずみが非常に小さく引張り試験から求めることが困難であったので、CHANら⁽¹¹⁶⁾ の解析より、引張り軸とくびれ(imperfection)とのなす角度から r 値を求めた。それらの結果及び軟質材の結晶粒径の測定結果を表 4-1 にまとめて示す。これらの結果をながめると、板厚が減少すると、 r 値は多少とも増加し、全伸びはかなり低下するが、引張り強さ、 F 値、 n 値及び結晶粒径はほぼ類似の値となっていることがわかる。

4-2-2 純粋張出し試験

使用した純粋張出し実験装置は、前章までと同じである。ゲイスは穴径 43 mm、肩半径 5 mm のものを用いた。この場合も前述と同じくフランジ部を2条のビードにより完全にクランプできる。その際のクランプ力は 76 kN(7.7 tf) である。その試験条件等を表 4-2 に示す。ポンチは直径 40 mm の球頭で前述のものと同じである。

表4-1 試料の引張特性値及び結晶粒径
(工業用純アルミニウム)

	Uniaxial test						Equi-bi-axial test		Grain size
	t mm	ST+ MPa	E++ %	F MPa	n	r	F MPa	n	d mm
Half-hard	0.2	148	1.5	—	—	1.15*	168	0.100	—
Half-hard	0.6	143	3.3	—	—	0.65*	193	0.063	—
Half-hard	1.0	128	6.6	—	—	0.66	191	0.091	—
Soft	0.2	88	35.0	163	0.282	1.61	138	0.248	0.023
Soft	0.6	88	36.2	166	0.279	1.12	150	0.253	0.024
Soft	1.0	85	47.5	161	0.280	0.93	152	0.245	0.023

F- and n-value are material constants in $\sigma = F \epsilon^n$

t: Nominal thickness

+: Ultimate tensile strength

++: Total elongation (nominal strain)

*: Calculated value (reference(116))

4-2-3 摩擦試験

ブランクとポンチ間の摩擦が限界張出し深さに大きな影響をおよぼすことは2章及び3章において明らかにした。従って、板厚が変化した場合の限界張出し深さへの摩擦の影響を調べるため表4-3に示す4種類の潤滑材を用いた。そして、摩擦係数を測定するための試験装置及び測定方法は板厚が変化することを除けば2章の場合と同じである。実験条件及び摩擦係数 μ の測定結果を表4-3に示す。

表4-2 純粹張出しにおける加工条件

Tool Material	Punch and Die	SK-5 (JIS norm)
Punch	Diameter $2r_1$	40 mm
	Profile radius r_p	20 mm (hemispherical)
	Roughness R_{max}	0.8 μm
Die	Profile radius r_d	5 mm
	Aperture diameter $2r_2$	43 mm
Clamping force		76 kN (7.7 tf)
Punch travel speed		about 0.15 mm/s
Room temperature		19 ~ 25 $^{\circ}\text{C}$

表4-3 摩擦係数值 (実験値)

Conditions: Sliding distance 2 mm
 Relative sliding velocity 0.03 mm/S
 Normal pressure about 20 MPa (2 kgf/mm²)
 Specimens Commercially pure aluminum
 Soft and Half-hard
 Thickness 0.2, 0.6 and 1.0 mm

Lubricant Thickness	A1050-0			A1050-H24			Mean	
	0.2	0.6	1.0	0.2	0.6	1.0	Soft	Half-hard
PTFE* + Bt**	0.02	0.02	0.01	0.02	0.01	0.01	0.02	0.01
PTFE* + machine oil	0.03	0.03	0.02	0.03	0.04	0.02	0.03	0.03
Mixture of graphite & tallow	0.04	0.03	0.04	0.04	0.05	0.05	0.04	0.04
Rosin	0.54	0.52	0.56	0.62	0.50	0.57	0.54	0.57

*: PTFE Polytetrafluoroethylene sheet (nominal thickness, 0.05 mm)

** : Bt Bright stock (high viscosity oil)

4-2-4 液圧バルジ試験

4-2-1で説明したように、半硬質材の場合、引張試験における一様伸びひずみが非常に小さく、 n 値及び F 値を求めることが困難であったので液圧バルジ試験を行い、それから得られる相当応力-相当ひずみの間に n 乗硬化則を仮定して n 値及び F 値を求めた。液圧バルジ試験によれば、変形量を大幅に向上することが知られている⁽¹¹⁷⁾。以下その概要について述べる。

供試材は、工業用純アルミニウム軟質材及び半硬質材で、それぞれ板厚 0.2, 0.6 及び 1.0 mm である。試験用ブランクは一辺 200 mm の正方形である。ダイスは、穴径 100 mm、肩半径 4 mm である。バルジの張出し速度は、約 4 mm/min であった。破断の少し前までは、バルジ高さで 2 mm 毎に 8~15 ステップにおいてバルジ試験を中断し、部分成形ブランクの頂点における曲率と板厚を測定する。破断直前の 2 ステップは 1 mm と細かいステップで測定した。バルジ高さの測定には、しゅう動抵抗形の変位変換器を用いた。油圧測定には、豊田工機(株)製の圧力センサー(容量 500 kgf/cm²)を用いた。実験中は、バルジ高さと油圧を電気量に変換し、レコーダーに連続的に記録した。

相当応力を計算するために、頂点の曲率半径を測定する。図4-1に示すような2点接触タイプの治具を制作し、図4-2に示すように中心部にダイヤルゲージを取り付け3点接触状態で測定した。これを用いて図4-3に示すように頂点部近傍のプロフィルパラメータ h を測定し、式(4-1)により曲率半径 ρ を算出した。

$$\rho = (l^2 + h^2)/2h \quad \dots\dots\dots(4-1)$$

l はここに用いた治具では $l = 7.499$ mm ($2l = 14.998$ mm) であった。 h は最小目盛 0.001 mm のダイヤルゲージにより測定した。また、頂点の板厚も、最小目盛 0.001 mm のダイヤルゲージにて測定した。Hill の異方性降伏条件を

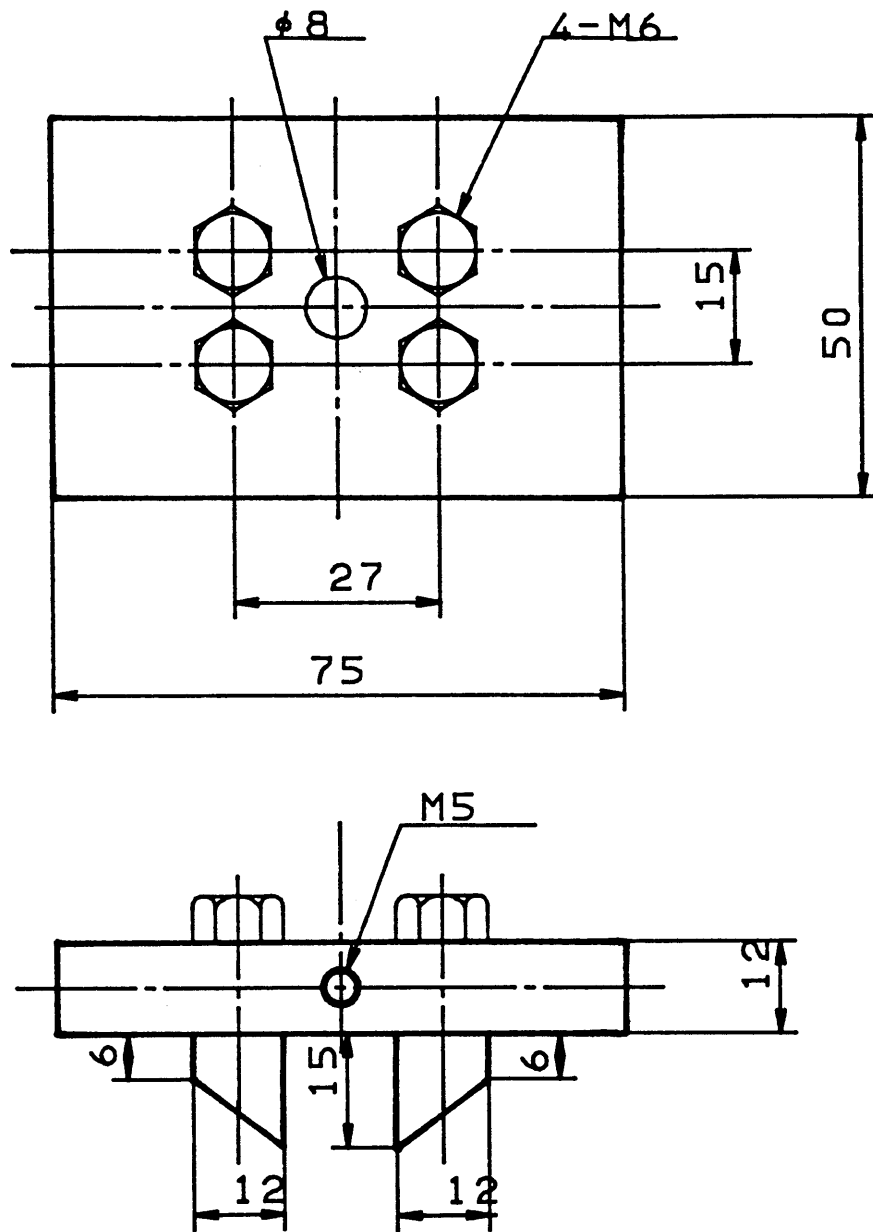


图 4 - 1 曲率半径测定用治具

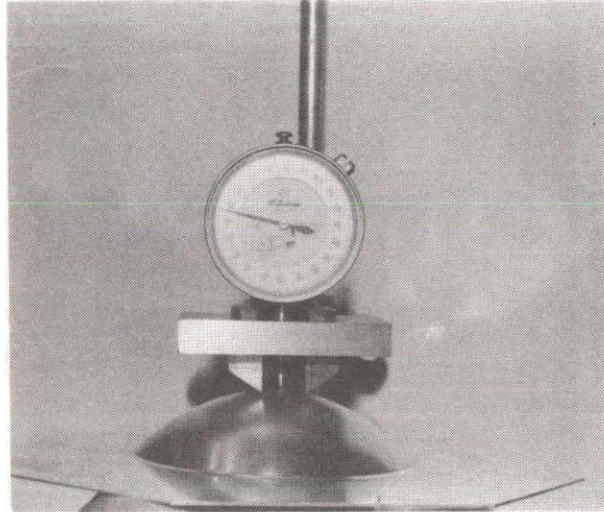


图4-2 曲率半径测定图

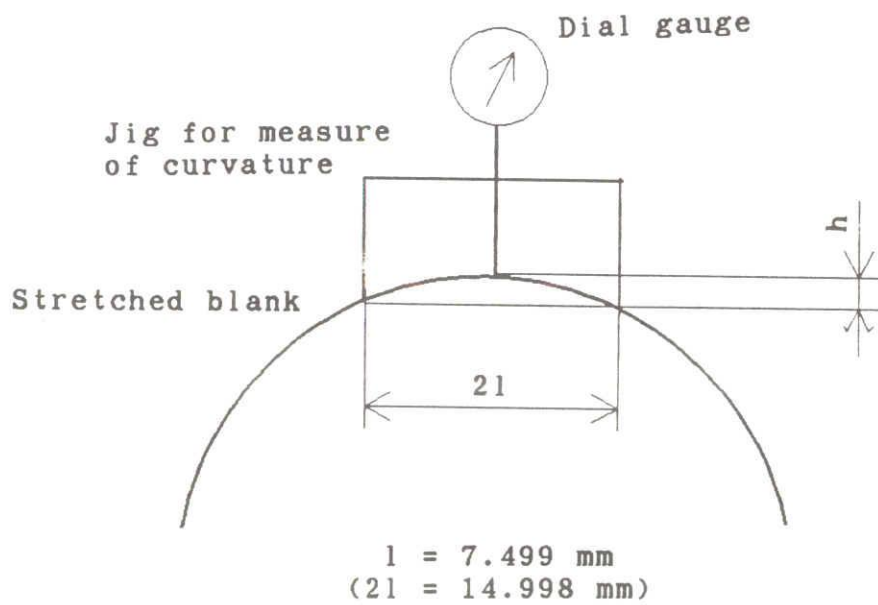


图4-3 曲率半径の測定方法

採用すると、相当応力 $\sigma_{e,q}$ は、式(4-2) により与えられる。

$$\sigma_{e,q} = (2/(1+r))^{1/2} \cdot (p\rho/2t) \quad \dots\dots\dots(4-2)$$

ここに、 r は試料の r 値、 p は油圧、 ρ は頂点の曲率半径及び t は頂点の板厚である。

次に相当ひずみ $\varepsilon_{e,q}$ は式(4-3) によって与えられる。

$$\varepsilon_{e,q} = ((1+r)/2)^{1/2} \cdot |\varepsilon_t| \quad \dots\dots\dots(4-3)$$

これらの相当応力 $\sigma_{e,q}$ と相当ひずみ $\varepsilon_{e,q}$ の間に n 乗硬化則を仮定してバルジ試験による n 値及び F 値を求めた。結果を表 4-1 に付記する。

4-3 実験結果及び考察

4-3-1 張出し深さにおよぼす板厚、摩擦及び材質の影響

図 4-4 は、テフロン膜にマシン油を塗布した潤滑によって軟質材を張出した場合に得られたポンチ力-ポンチ行程線図の一例を示したものである。板厚 1.0 mm の場合、ポンチ力は最大点⑨に到達した後、直ちに急激に低下する。この急激低下点⑩の張出し深さを $(h_{c,r})_{exp}$ と表示し、張出し性の検討対象とした。この時点で、ブランクに板厚方向に貫通した亀裂が目視により観察できた。⑨と⑩の行程差は極めて小さく、第一近似としては両者は同一とみなすことができる。図に示したように、板厚が異なっても、同様な結果が示されている。

図 4-5 は 限界張出し深さ $(h_{c,r})_{exp}$ と板厚との関係を各潤滑材についてみたものである。図では $(h_{c,r})_{exp}$ をポンチ半径 $r_1 (= 20 \text{ mm})$ で除して無次元

化してある。 図4-5によれば材質及び潤滑材によらず板厚が薄くなれば、限界張出し深さは減少しているが、この結果はよく知られた事実である⁽¹⁰¹⁾。

また、 $(h_{cr})_{exp}/r_1$ を摩擦係数 μ に対して示したのが図4-6である。軟質材の場合、比較的低摩擦領域で、張出し深さを極大にする摩擦係数 μ が存在し、この最適 μ は板厚が大なるほど多少小さくなる傾向を示している。これに対して、半硬質材の場合、板厚が大きいほど、この最適 μ は逆に増加するように見えるが、これはそれほど明瞭でない。

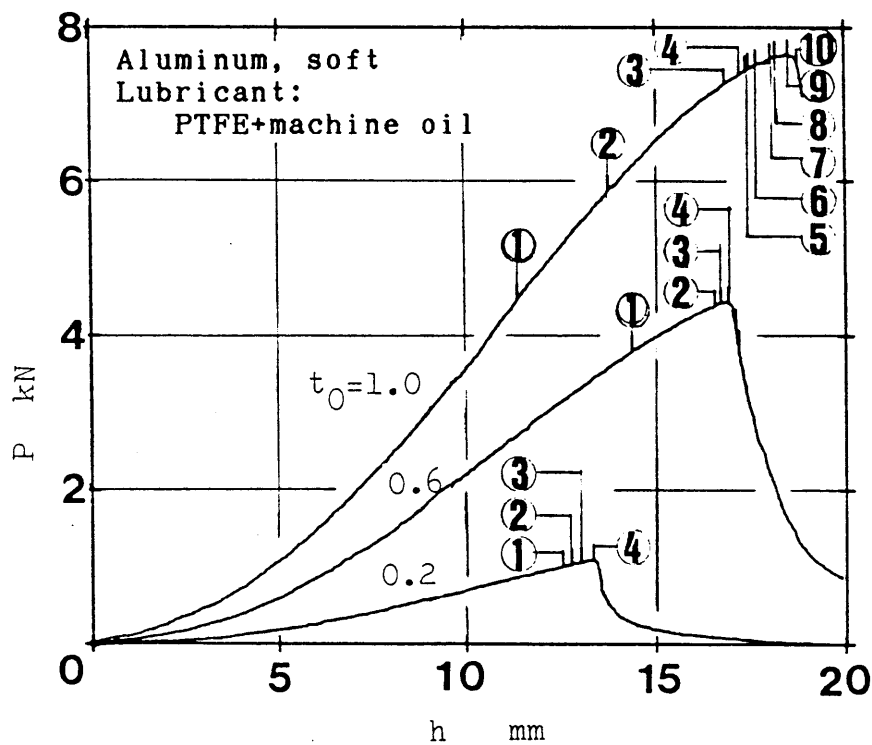


図4-4 ポンチカーボンチ行程線図(実験)

4-3-2 張出し変形の進行にともなうブランク表面の形状変化

本実験では、破断に先行してくびれがほとんどの場合観察された。そのくびれ発生過程を明らかにするために、張出し変形の進行に伴うブランク表面の形状変化を詳細に観察してみた。図4-7は図4-4で $t_0 = 1.0 \text{ mm}$ の場合について、破断予定部の表面プロファイルの変化を表面あらさ計によりトレースした結果

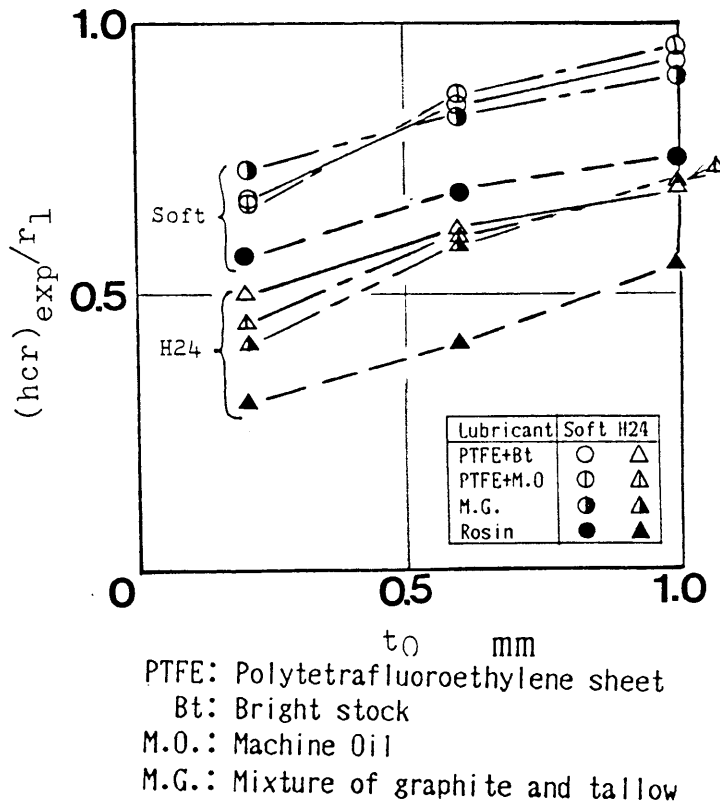


図4-5 限界張出し深さに及ぼす板厚、摩擦及び材質の影響

の一例を示す。図中の破線は、板表面を球面と仮定した場合の仮想曲線を示している。また、図に付記する番号は、図4-4に示すポンチカーボン行程曲線に付記する番号と対応している。図4-7より、次のことがわかる。張出し変形の進行とともに表面はしだいに粗面化してくる。そして粗面化と同時にいわゆる短波長のあらさと異なる、長波長の凹凸曲線が出現してくる。この長波長の凹凸がくびれに発展し、ついには破断亀裂に至る。このような結果は Tadrosら⁽¹¹⁸⁾ または小林ら⁽¹¹⁹⁾ によっても報告されている。なお、ブランク内面では、外表面に比べ、この長波長の凹凸は多少遅れて発生し、その大きさも比較的小さい。

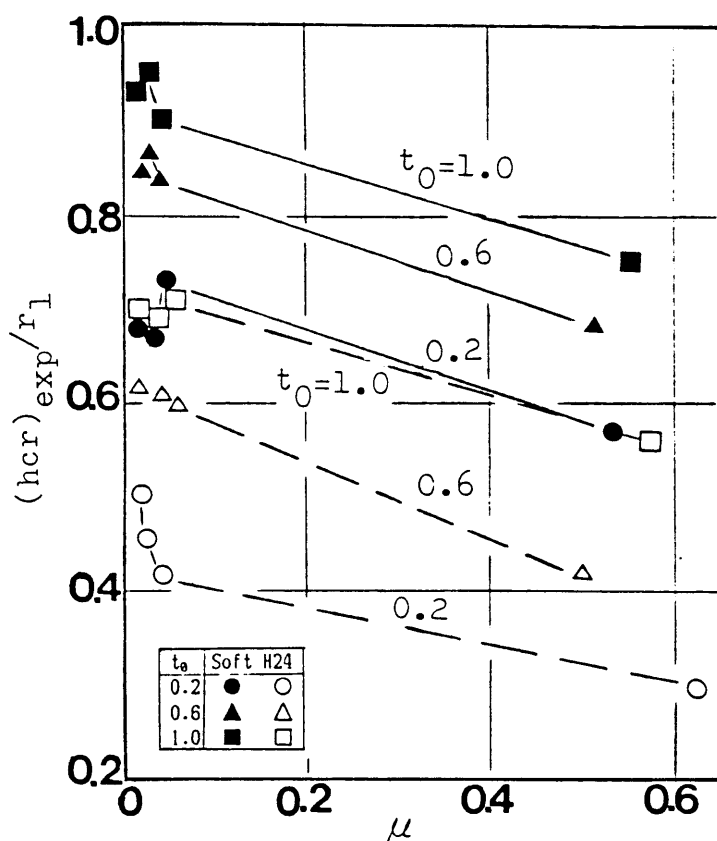
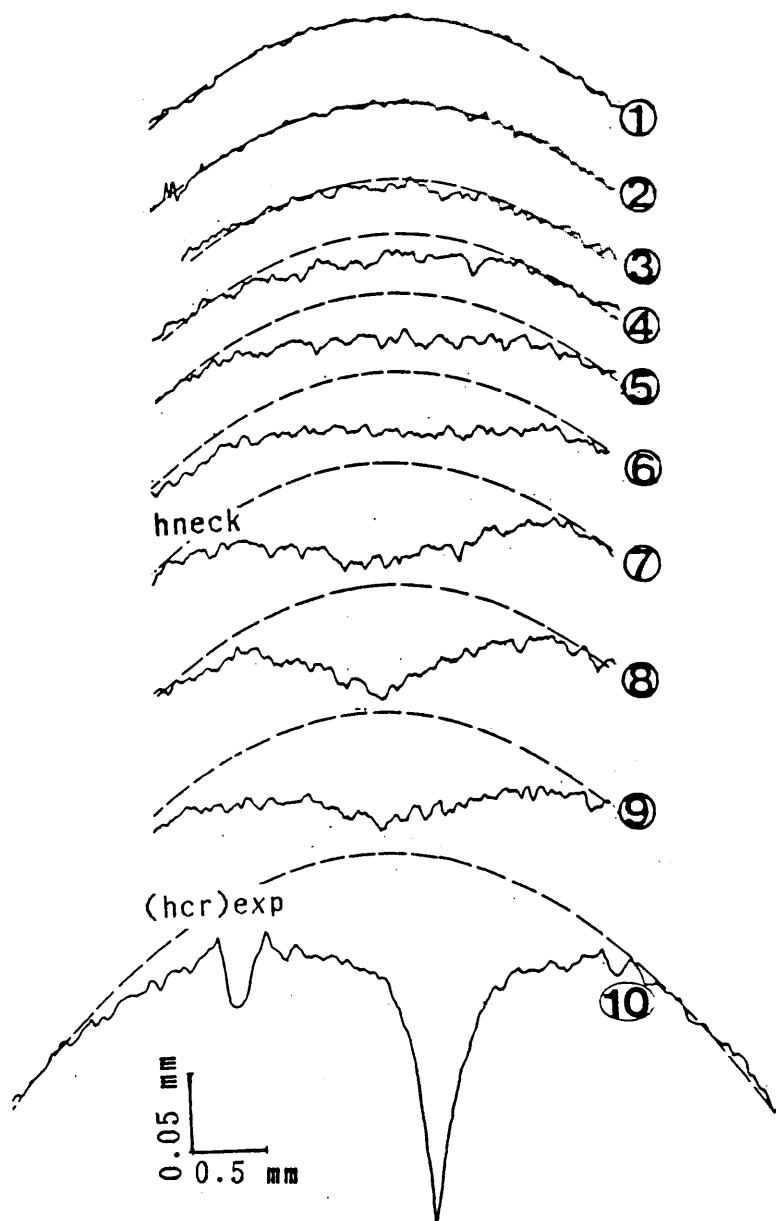


図4-6 限界張出し深さに及ぼす摩擦の影響



A1050-0 $t_0 = 1.0 \text{ mm}$
 Location is range of 12 ~ 14 mm from pole
 h_{neck} : Punch travel at necking (experiment)
 $(h_{\text{cr}})_{\text{exp}}$: Punch travel at fracture

図4-7 張出し変形に伴うブランクの表面プロファイルの変化

従来、純粹張出し性を論ずる場合、限界張出し深さとして、荷重最大時もしくは、目視によるくびれ発生時の深さが採用されてきた。ここでは、前述の $(h_{cr})_{exp}$ 以外に、くびれ発生時の張出し深さ h_{neck} を図4-7に示すプロフィール変化から求め、検討の対象とした。図4-8は、図4-7に示したあらさプロフィールの一部をモデル化して示すものである。厚さ方向及び幅方向における仮想曲線からのずれの量を D 及び W とする。また、 W のほぼ中央に現れるくぼみの幅及び深さ寸法をそれぞれ Wg 及び Dg と表示する。これらが、前述の長波長の凹凸である。図4-7の変形過程をみると、第4行程において、ブラック外表面プロフィールは、仮想曲線からずれ始め、長波長の凹凸が発生し、以後 D 、 W 共に増して成長していく。これはいわゆる拡散くびれといわれるものと考えられるが、これが発生する行程の同定は必ずしも容易ではない。また、さらに第7行程以後になると、 Wg はほぼ一定で Dg が顕著に増加して行く。このような状態を局部くびれ発生とみなして、この行程を h_{neck} とした。他の材質、板厚の場合もほぼこれに準じて、 h_{neck} を求めることができた。

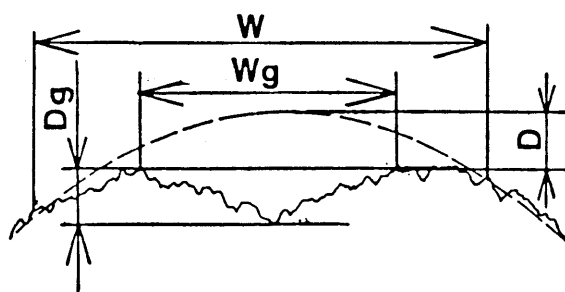


図4-8 表面プロフィールのモデル図

図4-9は、一例として、テフロン膜にマシン油を塗布した場合の、 $(h_{cr})_{exp}/r_1$ 及び h_{neck}/r_1 の板厚依存性を示すものである。 h_{neck} は $(h_{cr})_{exp}$ に比べ僅かに小さく、くびれ発生後直ちに破断することがわかる。この結果は、潤滑材が異なっても定性的には同様であった。

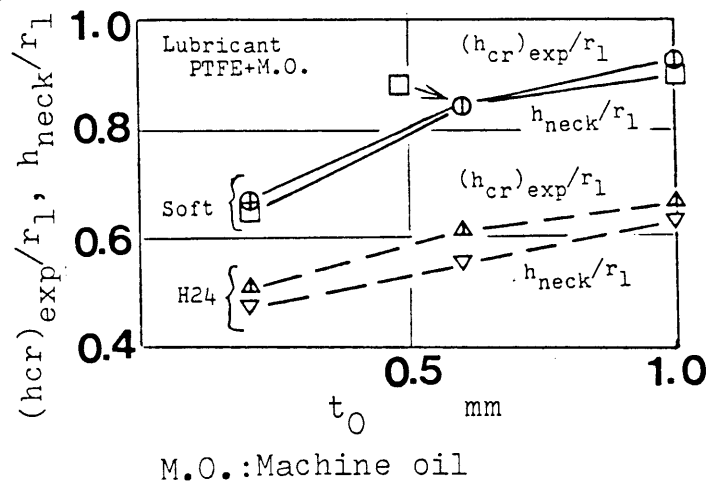


図4-9 限界張出し深さに及ぼす板厚の影響(実験)

4-4 理論的検討

限界張出し深さの板厚依存性について、理論的に納得の行く説明を行った報告はまだないようである。そこで本節では、限界張出し深さの板厚依存性を理論計算するため、簡便でありしかも広く採用されている、次の3つの試みを採用してみる。

(1) h_{diff}

拡散くびれ発生時の張出し深さ h_{diff} を求めるため、2章に詳述したように、Hill の異方性降伏条件⁽⁸¹⁾と Hill の拡散くびれ条件⁽⁷⁰⁾を用いて、数値解析を行う。計算は2章で述べた方法に準じている。尚、計算の際の F 及び n 値については、表4-1の等二軸引張試験値を用いた。この計算では、膜理論を用いているため、後に示すように板厚依存性は、原理的に求められない。そこで、板厚依存性に対する考え方として現在提案されている次の2つの考え方について以下検討する。

(2) h_{Rmax}

山口ら⁽¹⁰⁷⁾の考え方に従って、表面あらさを初期不整因子と解釈して計算を行う。まず、Hill の拡散くびれ発生行程を求める。その行程以後は拡散くびれ発生部の表面あらさを初期不整として、くびれが成長して行き、このくびれ部にひずみ集中が生じた時点を臨界条件とする M-K 理論⁽⁷³⁾によって限界ひずみを求める。そして 拡散くびれ発生部において、拡散くびれ発生時の板厚ひずみと、この M-K 理論による限界ひずみとの和を純粹張出しにおける限界ひずみとし、そのひずみに対応する張出し深さを h_{Rmax} と表示する。 h_{Rmax} の求め方を付録3に記す。その場合の初期不整係数 f_0 は、次式によって計算される。

$$f_0 = 1 - 2 \cdot R_{\max} / t_0 \quad \dots\dots\dots(4-4)$$

また、拡散くびれ発生部の表面あらさは、図4-10に示すように破断予定部の相当ひずみと表面あらさの関係を行程を追って実測した線図から求める。図によると、(a)軟質材および(b)半硬質材の場合とも多少のばらつきはあるものの、この関係は材質によって定まり、板厚の影響はさほど受けないようである。張出し部の相当ひずみの求め方は付録4に記す。

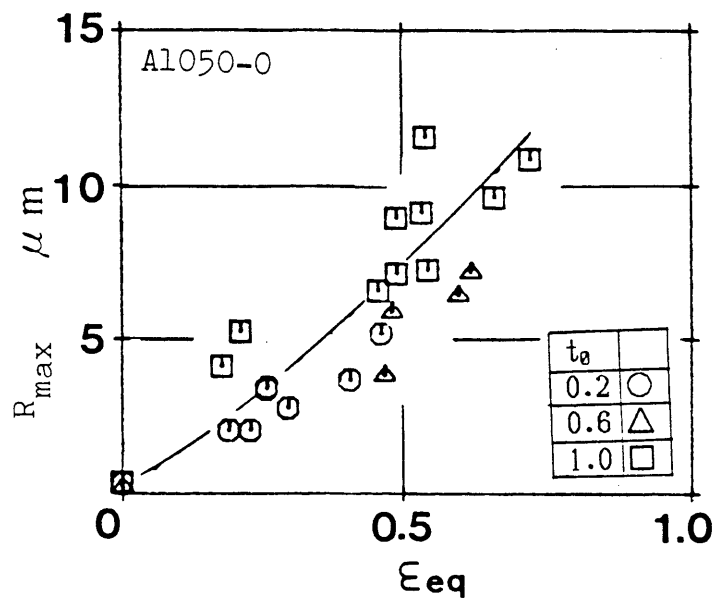
(3) h_G

半径方向一様引張りを受ける円板の板厚方向拡散分岐条件を3次元解として求めると、限界ひずみがほぼ板厚の2乗に依存するという、Needlemanら⁽¹²⁰⁾の報告がある。この結果を用い、後藤ら⁽¹¹¹⁾は、板厚依存性を式(4-5)のように仮定した。そこで、張出し中の板厚の一部が、このひずみに達するまでの張出し深さを h_G と表示する。

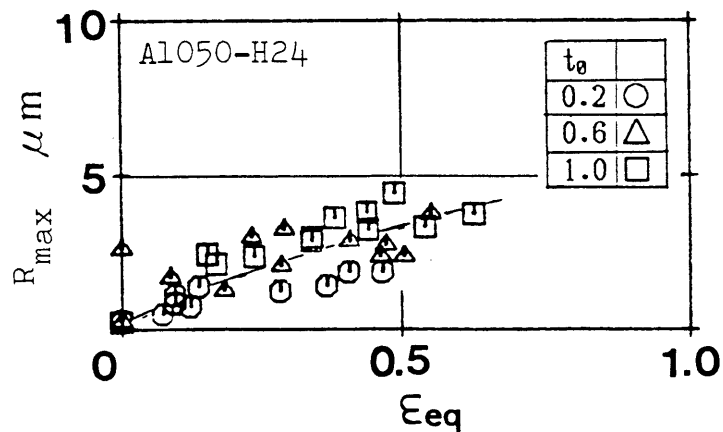
$$(\varepsilon_1)_{cr} = ((\varepsilon_1)_{cr})_{t=t^*} \cdot (1 + \xi(t^2 - t^{*2})) \quad \dots\dots\dots(4-5)$$

ここに、 t^* は規準板厚、 $((\varepsilon_1)_{cr})_{t=t^*}$ は規準板厚での限界ひずみ(最大主ひずみ)で実験から求められる。 ξ は応力状態によって定まる正の定数である。ここでは、 $t^* = 0.6 \text{ mm}$ 、 $\xi = 0.412$ (等二軸変形)として計算した⁽¹¹¹⁾。

図4-11は、上述の h_{diff} 、 $h_{R_{\max}}$ 、及び h_G の計算値の板厚依存性を示すものである。同図(a)は軟質材、(b)は半硬質材の場合である。また図には、 $(h_{cr})_{exp}$ (実験値)も併せ示す。図において $h_{R_{\max}}$ 、 h_G のいずれも、定性的には板厚依存性を示しているが、 h_{diff} は板厚依存性を示さない。また、定量的には、軟質材の場合には、 $h_{R_{\max}}$ が実験値に比較的よくあっている。

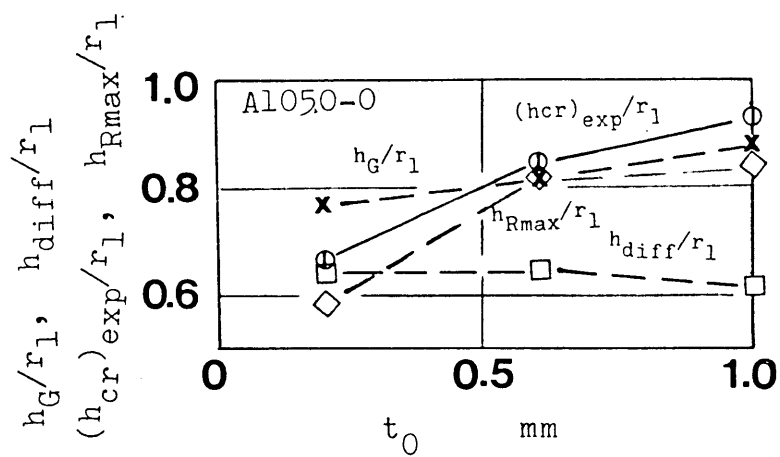


(a) Soft aluminum

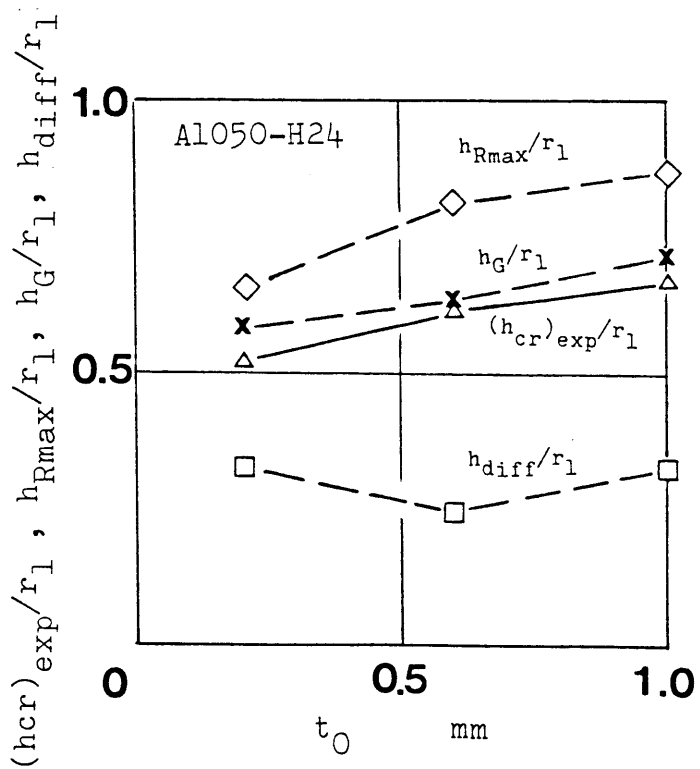


(b) Half-hard aluminum

図4-10 破断予定部の R_{max} と ϵ_{eq} との関係



(a) Soft aluminum



(b) Half-hard aluminum

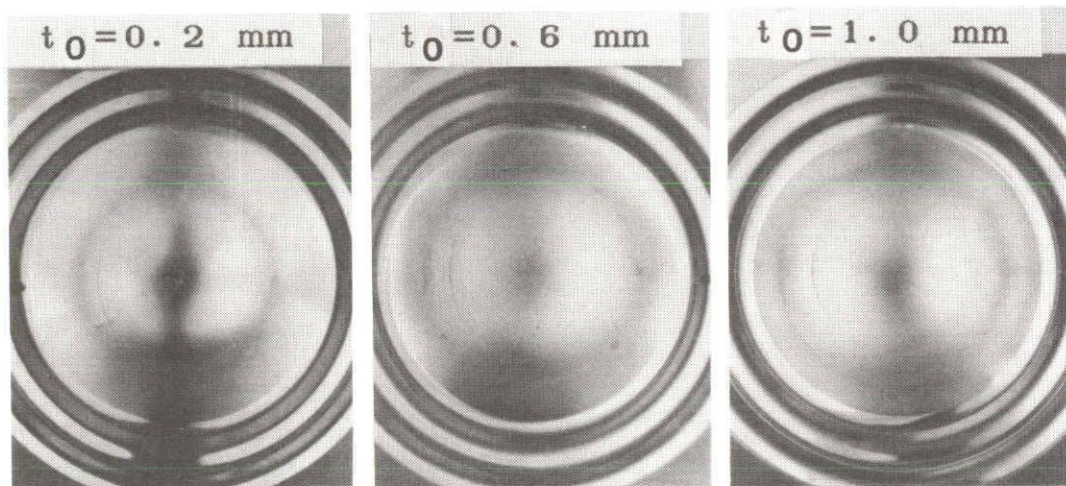
図4-11 各種臨界条件による限界張出し深さの比較

一方、半硬質材の場合、 h_{Rmax} は実験値に比べかなり大きくなっているが、 h_G は比較的よくあっている。このような理論と実験の対応関係は、結局理論に用いた仮定と実際に現れる破断現象との対応関係に帰せられるものと考え、以下実際に現れる破断現象を詳しく調べてみた。

4-5 破断挙動の実験的検討

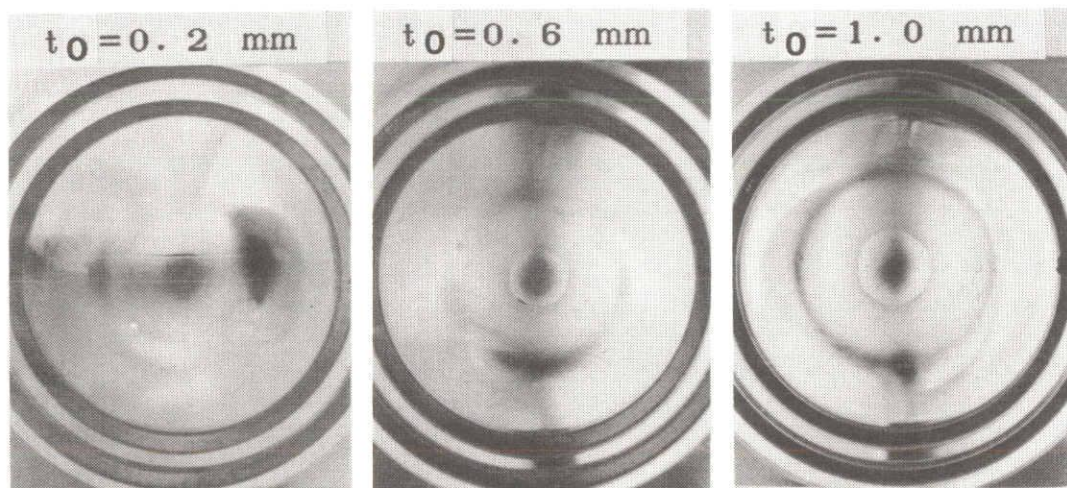
ブランクが破断した瞬間の外観写真を潤滑材としてPTFE+マシン油の場合を例にとって図4-12に示す。軟質材の場合は、いずれの板厚においても、ポンチ頭部の全域にわたって大きな変形を生じた後、円弧状のくびれが発生し、そこから破断亀裂が生じている。これは、 h_{Rmax} を求めた仮定に類似するものである。一方、半硬質材の場合、板厚 0.2 mm では、圧延方向に亀裂が走り、くびれとは認めがたいものであるが、0.6, 1.0 mm と厚くなるにしたがって、はち巻状のくびれが認められる。

図4-13に、ブランク破面をほぼ垂直方向から撮影した走査電子顕微鏡写真を示す。軟質材の場合には、いずれも顕著なくびれ変形を生じた後、dimple-type の破面（くびれ形破断）を呈して破断している。他方、半硬質材の場合は、板厚 0.6 mm 及び 1.0 mm では外観的にはくびれが生じていたが、破面にはせん断破壊の様相が認められる。板厚 0.2 mm の場合はせん断破壊の様相がさらに顕著となっている⁽¹²¹⁾⁻⁽¹²³⁾。このことは、前述の h_{Rmax} の計算の際の仮定、即ち、拡散くびれから表面あらさ不整によるくびれ成長という仮定とはなじみ難いものである。また h_G の計算結果が実験結果と比較的よく一致したことについての物理的意味は明らかでない。



(a) A1050-0

→ RD

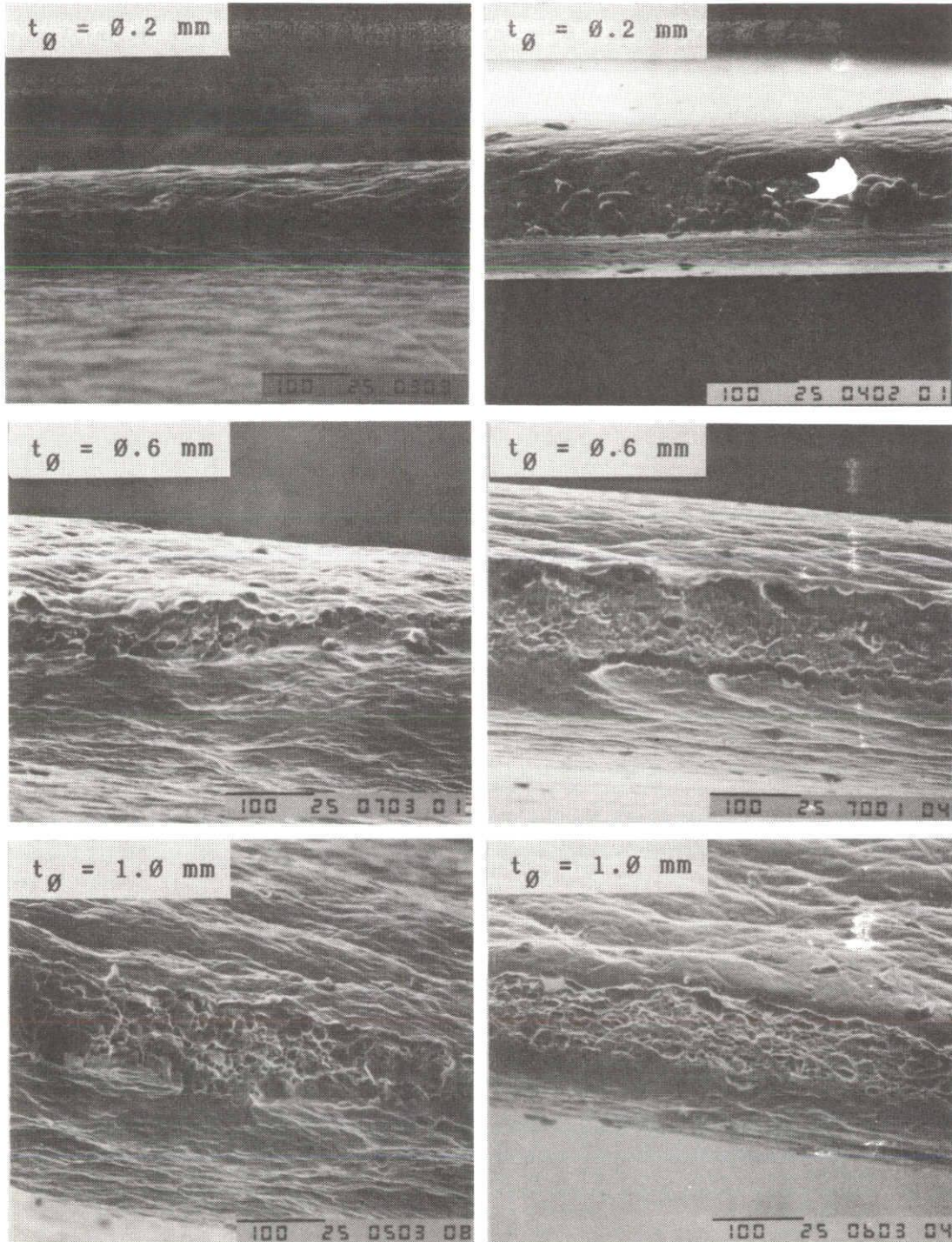


(b) A1050-H24

→ RD

Lubricant: PTFE+machine oil

図4-12 ブランク破断部外観写真



A1050-0

A1050-H24

Lubricant: PTFE+machine oil

図4-13 破断面のSEM写真

4-6 結 言

工業用純アルミニウム薄板の純粹張出し深さに及ぼす、板厚、ポンチ面の潤滑および材質の影響について調べ、以下の結論を得た。

(1) 限界張出し深さとして、張出し荷重急減行程における深さが明確に求められ、ここではこの値を検討対象とした。この時期に、破断亀裂が板厚方向に貫通することが認められた。しかし、局部くびれ発生時の深さは、これより僅かに小さく、局部くびれ発生直後に破断亀裂が発生することがわかった。

(2) 材質及び潤滑材によらず板厚が薄くなれば限界張出し深さは減少する。

(3) 限界張出し深さを極大にする最適の摩擦係数 μ が存在する。そしてこの最適 μ は板厚によって僅かに変化する。しかし、最適 μ の変化は微小で、軟質材では板厚の増加によって最適 μ は低下し、半硬質材ではその逆となる。

(4) Hill の拡散くびれ発生条件、M-K理論を用いた山口の方法及び後藤の式を用いて、限界張出し深さを計算したところ、軟質材については、山口の方法が実験値と比較的よく一致した。これは理論に用いた仮定が実験に現れた現象に比較的よく類似したためと思われる。半硬質材については、後藤の式が比較的良い一致を示した。Hill の拡散くびれ条件による計算結果は、板厚依存性を示さない。

第5章 結 論

金属薄板のプレス加工の一つである純粹張り出し成形を対象として、限界張り出し深さに及ぼす、潤滑、材料特性値（ n 値、 r 値など）、工具形状及び板厚の影響について、理論的ならびに実験的に検討を行った。その結果、理論及び実験の両面から首尾一貫して張り出し性向上条件を明らかにすることができた。結論を要約すると以下のようなになる。

はじめに、限界張り出し深さにおよぼす工具・材料面間の摩擦係数および材料特性値（ n 値、 r 値）の影響を理論と実験の両面から検討し、以下の結論を得た。

（1）限界張り出し深さの実測値は一般に摩擦係数 μ が減少するに伴い増加してゆくが、摩擦係数 μ が 0.01~0.03 以下になると多少低下する。すなわち限界張り出し深さの向上にとって最適の摩擦係数が存在する。この傾向は理論によっても確認された。そして、この最適摩擦係数 μ は、 n 値、 r 値によって影響をうけ、 n 値、 r 値が大きくなる程多少とも小さくなる傾向を示した。

（2）限界張り出し深さは、 n 値が増せば例外なく増加するが、 r 値の影響は複雑であり、摩擦係数 μ がある程度低い場合（計算では $\mu \leq 0.1 \sim 0.2$ ）正相関、 μ がある程度高い場合逆相関となることが計算結果から推定された。この結果は実験で確認されるにはいたらなかったが、少なくとも実験結果と食違うことはなかった。しかしその影響度合いは n 値に比べ著しく小さい。

（3） n 値が 0.2 より大きい材料では摩擦係数 μ が 0.05 より小さくなれば限界の張り出し深さの格段の向上が期待されることがわかった。

次に、工具形状の影響について、各種回転対称な円プロフィールポンチを用いて、理論的ならびに実験的な検討を行い、以下の結論を得た。

(4) ポンチプロフィール形状が異なっても限界張出し深さを極大にする摩擦係数 μ の存在が理論と実験の両面から確かめられた。理論計算によれば、この最適値はポンチプロフィールが偏平化し、 n 値および r 値が大きくなる程、小さくなり、 $0.05 \sim 0.20$ の範囲を示したが、実験では $0.01 \sim 0.02$ とかなり小さくまた最適範囲もかなり狭いことがわかった。

さらに、限界張出し深さを極大にするポンチプロフィール形状の存在が理論と実験の両面から確かめられた。理論によれば最適ポンチ形状は n 値および μ が小さい程、偏平化（ポンチ軸比が小さくなる）するが、 $n = 0.2$, $\mu = 0.1 \sim 0.2$

という通常の範囲では、最適のポンチ軸比 r_1' / r_1 は $0.5 \sim 0.75$ の範囲となり球頭よりかなり偏平となることが分かった。実験結果は計算結果と定性的な一致を示したが、最適となるポンチ軸比の実験値は理論値よりかなり大きく、 $n = 0.02$ で $r_1' / r_1 = 0.5 \sim 0.75$, $n \geq 0.2$ で $r_1' / r_1 = 2.0$ となりかなりせん頭側に寄ることが分かった。

(5) n 値が増加すれば、限界張出し深さは急増することが認められた。しかし、 r 値による限界張り出し深さの増大はほとんど認められなかった。また、 n 値が 0.2 より大きな軟質材では、ポンチ軸比によって多少の差はあるものの、摩擦係数 μ が 0.05 より小さくなれば、限界張出し深さが格段に向上することが実験によって確認された。

(6) ポンチ面-材料面間の接触域内で、ポンチの中心部領域を低摩擦、外側部領域を高摩擦と潤滑材を塗りわけるいわゆる域差潤滑法によって、限界張出し深さを $5 \sim 8\%$ 程度増大させることが出来た。この限界張り出し深さが向上する最適の中心部の低摩擦適用半径 R_0 は、 n 値の増加とともに大きくなることが計算により示され、実験によって確認された。

次に、限界張出し深さに及ぼす、板厚、ポンチ面の潤滑および材質の影響について調べ、以下の結論を得た。

(7) いずれの板厚においても、前述と同じく限界張出し深さとして、張出し

荷重急減行程における深さが明確に求められ、この時点で、破断亀裂が板厚方向に貫通することが認められた。しかし、局部くびれ発生時の張り出し深さは、これより僅かに小さく、局部くびれ発生直後に破断亀裂が発生することがわかった。

(8) 材質及び潤滑材によらず板厚が薄くなれば限界張出し深さはかなり減少する。

(9) 限界張出し深さを極大にする最適摩擦係数 μ が存在する。そしてこの最適摩擦係数 μ は板厚によって変化する。すなわち最適 μ に板厚依存性が現れることが認められた。そして、この最適摩擦係数 μ は、軟質材の場合、板厚が厚くなるほど、小さくなる傾向を示した。

(10) Hill の拡散くびれ発生条件、M-K 理論を用いた山口の方法及び後藤の式を用いて、限界張出し深さを計算したところ、軟質材については、山口の方法が実験値と比較的よく一致した。これは理論に用いた仮定が実験に現れた現象にある程度類似したためと思われる。半硬質材については、後藤の式が比較的良い一致を示した。Hill の拡散くびれ条件による計算結果は、板厚依存性を示さない。

付録 1 穴広げ試験によるパラメータ p, q 及び r の決定法

Bassani の降伏条件及び応力-ひずみ増分関係に用いられているパラメータ p, q 及び r の決定法について以下述べる。手順の概要は以下のようなものである。数値解析により穴縁から半径方向への板厚ひずみ分布を材料パラメータ p, q の数種類の組合せに対して求めておき、穴広げ試験から実験的に求まる同様の板厚ひずみ分布に最もよく一致する材料パラメータ p, q の組合せを選ぶ。

(1) 数値解析

付図 1-1 は、平頭ポンチの平頭部に初期外径 $2B_0$ 、初期穴径 $2A_0$ の穴あき円板を想定し、それぞれ $2A$ 、 $2B$ まで軸対称穴広げ成形した状態を示す。座標としては、中心 O を原点とする極座標 (r, θ) を採用する。直径 $2B_0$ の円周部に、半径方向応力 σ_r の均一分布を仮定する。

以下基礎式を示す。

Bassani の降伏関数は次式によって表せる。

$$S_1^q + \alpha S_2^p = 1 + \alpha \quad \dots\dots\dots(2-7)$$

ここに、 $S_1 = (\sigma_r + \sigma_\theta)/\sigma_{e,q}$ 、 $S_2 = (\sigma_r - \sigma_\theta)/\sigma_{e,q}$ 、 $\alpha = (q/p)$
($1 + 2r$) であり、p, q および r は材料パラメーターである。

上記降伏関数を塑性ポテンシャルとして、次の応力-ひずみ増分関係が導かれる。

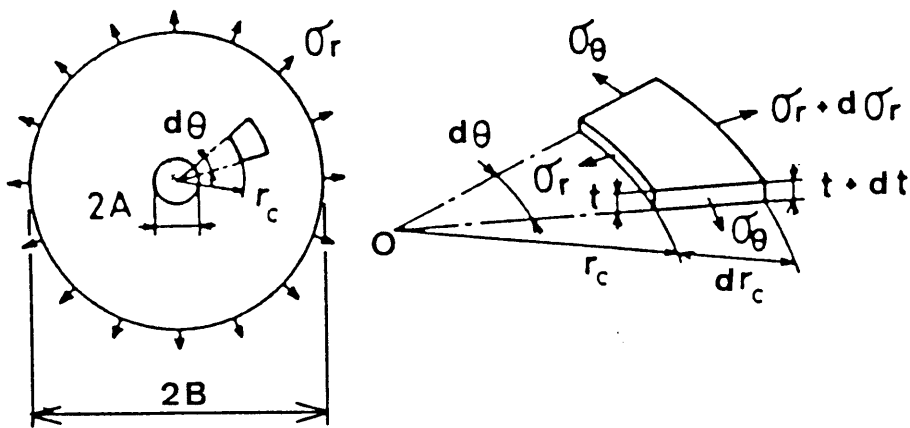
$$\frac{d\varepsilon_{\theta}}{S_1^{q-1} - (1+2r)S_2^{p-1}} = \frac{d\varepsilon_r}{S_1^{q-1} + (1+2r)S_2^{p-1}}$$

$$= \frac{d\varepsilon_t}{-2S_1^{q-1}} = \frac{d\varepsilon_{\theta q}}{1 + \alpha + \alpha(p/q - 1)S_2^p} \quad \dots(\text{付1-1})$$

付図 1 - 1 に示すような扇形微小要素に対する半径方向釣合式は次のようになる。

$$d(t\sigma_r)/dr_c + t(\sigma_r - \sigma_{\theta})/r_c = 0 \quad \dots\dots\dots(\text{付1-2})$$

ここに、 R, r_c は変形前後における微小要素の半径である。



付図 1 - 1 穴広げ変形解析に用いた計算モデル

体積一定則は次のように表せる。

$$dr_c/dR = t_0 \cdot R / (t \cdot r_c) \quad \dots\dots\dots(\text{付1-3})$$

ここに、 t_0 、 t は変形前後の板厚である。

相当応力－相当ひずみ関係として、 n 乗硬化則を仮定する。

$$\sigma_{e_q} = F(\int d\varepsilon_{e_q})^n \quad \dots\dots\dots(\text{付1-4})$$

ひずみ成分は次のように定義される。（適合条件式）

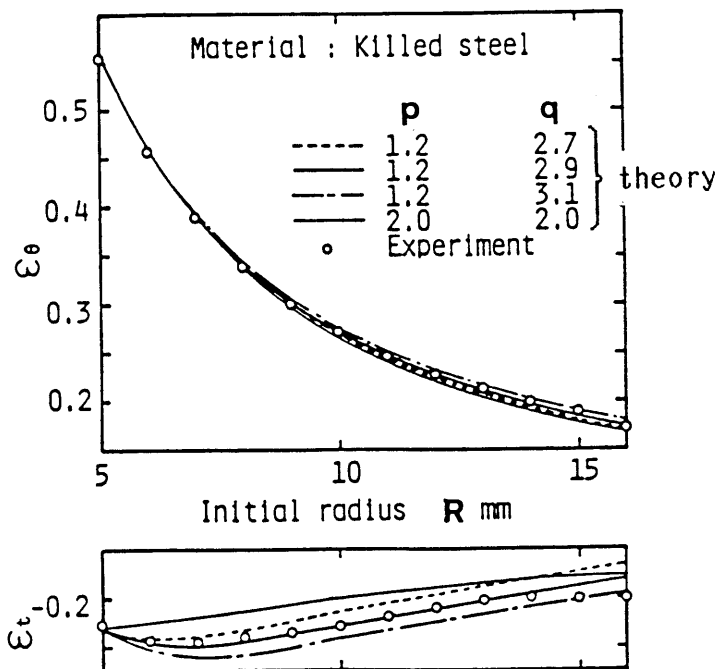
$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= \ln (dr_c/dR) \\ \varepsilon_\theta &= \ln (r_c/R) \\ \varepsilon_t &= \ln (t/t_0) \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(\text{付1-5})$$

板厚方向応力 $\sigma_t = 0$ なる平面応力場及び境界条件として穴縁に単軸引張り応力条件 ($\sigma_r = 0$, $\sigma_\theta > 0$) を仮定し、ひずみ増分理論を採用して差分法により p および q の種々の組合せについて穴縁の板厚ひずみを加工進度として ε_θ 及び ε_t の半径方向分布の数値解を求める。その際、実験条件に合わせて初期の穴径 $2A_0 = 10 \text{ mm}$, 初期外径 $2B_0 = 32 \text{ mm}$, 初期板厚 $t_0 = 0.8 \text{ mm}$ とした。また、 n 値は表 2-3 の各供試材に対する値を用い、 r 値は後述の穴広げ試験から求まる値を採用した。そして、付図 1-2 に示すような初期半径位置に対する ε_θ 及び ε_t の分布を描いておく⁽⁸³⁾⁽¹²⁴⁾。図は、キルド鋼で、穴縁における板厚ひずみ $\varepsilon_t = -0.23$ の場合を示すが、これは後述の実験によって分かるが、穴縁に亀裂が発生する直前の板厚ひずみである。

(2) 実験方法

供試材は表 2-3 に示したキルド鋼、 リムド鋼、 工業用純アルミニウム (A1100) 軟質材及び無酸素銅軟質材の 4 種類である。

実験には、平頭ポンチ (直径 40 mm、肩半径 4 mm) を用いて穴あき円板 (初期の穴径 $2A_0 = 10$ mm, 初期外径 100 mm) の張出しを行った。ポンチ頭部には P T F E + グラファイトグリースによる潤滑を施した。



付図 1-2 ひずみ分布

(3) パラメータ p、q の決定法

材料パラメータ p 及び q の決定は以下の手法による。すなわち、キルド鋼の場合を例示した付図 1-2 に示すように、穴縁に亀裂が発生する直前、すなわち $\varepsilon_t = -0.23$ まで穴広げ試験を行い、 ε_t の分布を実測する。そして付図 1-2 に示すように、数値解析による ε_t の結果のうち、実験値に最もよく一致する p、q の組合せを選び材料定数とする。

(4) r 値の測定法

穴縁は単軸応力状態にあるから、この場所におけるひずみの3成分 ε_θ 、 ε_r 、 ε_t のうちいずれか二つを測定すれば、体積一定則を適用することにより、r 値を求めることができる。そこで、いま穴縁における ε_t と ε_θ の測定値（板面内の平均値）から、下記の式（付1-6）により r 値の算出を行う。 ε_θ の算出には、圧延方向に対し、 0° 、 45° 、 90° 及び 135° の4方向において、内側マイクロメータにより穴径を測定し、その平均値を用いる。板厚の測定には、先端の丸み半径 0.5 mm の端子を備えたダイヤルゲージ（最小目盛 0.001 mm）を用いた。そして、穴縁から 0.5, 1.5, 2.5, 3.5, 4.5 mm の5箇所を選び、これら各点の板厚ひずみ分布を穴縁に外挿することによって穴縁の板厚ひずみを求めた。さらに、板面内8方向で同様の方法で測定し、その平均値を採用した⁽⁸⁴⁾ (124)。

$$r = -(\varepsilon_\theta + \varepsilon_t) / \varepsilon_t \quad \dots\dots\dots(\text{付1-6})$$

付録 2 Hosford の降伏条件に おけるインデックス a の決定法

Hosford の降伏条件式(2-14)に使われているインデックス a の決定法について以下に記す。手順の概要は次のようである。平面ひずみ圧縮試験による板厚方向圧縮降伏応力 σ_p と、円板の単軸圧縮試験による降伏応力 σ_b との比の値を数種類の a を変えて計算しておく。そして、ある大きさの圧縮ひずみに対する実験値を求め、両者に最も近い条件から a を定める

(1) σ_p / σ_b の計算値

三軸応力表示をした Hosford の降伏条件は式(付2-1)のように表示できる。

$$C_1 |\sigma_y - \sigma_z|^a + C_2 |\sigma_z - \sigma_x|^a + C_3 |\sigma_x - \sigma_y|^a = \sigma_{eq}^a$$

.....(付2-1)

ここに、

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= 1/\{r_x(1+1/r_y)\} \\ C_2 &= 1/(1+r_y) \\ C_3 &= 1/(1+1/r_y) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(付2-2)$$

であり、 r_x 及び r_y は、それぞれ x 及び y 方向の r 値である。

これを塑性ポテンシャルとして応力-ひずみ増分関係式(付2-3)が導かれる。

$$\begin{aligned} & \frac{d\varepsilon_x}{C_3 |\sigma_x - \sigma_y|^{a-1} - C_2 |\sigma_z - \sigma_x|^{a-1}} \\ &= \frac{d\varepsilon_y}{C_1 |\sigma_y - \sigma_z|^{a-1} - C_3 |\sigma_x - \sigma_y|^{a-1}} \\ &= \frac{d\varepsilon_z}{C_2 |\sigma_z - \sigma_x|^{a-1} - C_1 |\sigma_y - \sigma_z|^{a-1}} = \frac{d\varepsilon_{eq}}{\sigma_{eq}^{a-1}} \end{aligned}$$

.....(付2-3)

上述の式から $d\varepsilon_x = 0$ となる平面ひずみ状態での板厚方向圧縮降伏応力 σ_p と単軸圧縮降伏応力 σ_b との比を以下のようにして求める。

初めに、 σ_p の計算方法について述べる。ここに、計算条件として、付図2-1に示すような工具配置及び座標系の平面ひずみ圧縮を考える。試験片及び工具の寸法等は後述の実験のところで述べる。

式(付2-3)において、平面ひずみ条件 $d\varepsilon_x = 0$ から次の関係が得られる。

$$C_3 |\sigma_x - \sigma_y|^{a-1} - C_2 |\sigma_z - \sigma_x|^{a-1} = 0$$

今、 $\sigma_y = 0$ と仮定すれば、上式は

$$C_3 |\sigma_x|^{a-1} = C_2 |\sigma_z - \sigma_x|^{a-1} \quad \text{.....(付2-4)}$$

となる。一方、式(付2-1)に $\sigma_y = 0$ を代入して

$$C_1 |\sigma_z|^a + C_2 |\sigma_z - \sigma_x|^a + C_3 |\sigma_x|^a = \sigma_{eq}^a$$

$$|\sigma_z|^a = (\alpha^a \cdot \sigma_{eq}^a) / \{C_1 \alpha^a + C_2 (\alpha - 1)^a + C_3\} \dots\dots\dots(\text{付2-5})$$

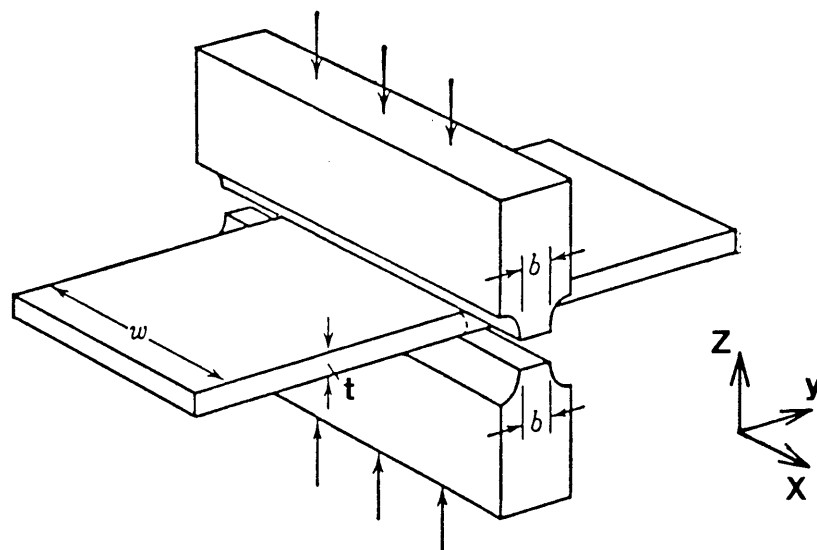
ここに、 $\alpha = \sigma_z / \sigma_x$ ($\alpha > 1$) であり、式(付2-4)より

$$\alpha = 1 + r_y^{(1/(a-1))} \dots\dots\dots(\text{付2-6})$$

となる。さらに、式(付2-2)及び式(付2-6)を式(付2-5)に代入すると

$$|\sigma_z / \sigma_{eq}| = (r_x + r_y)^{1/a} / \{r_x(1-A)^a + r_y + r_x \cdot r_y \cdot A^a\}^{1/a} \dots\dots\dots(\text{付2-7})$$

となる。ここに、 $A = 1 / \{1 + r_y^{1/(a-1)}\}$ である。



付図 2 - 1 平面ひずみ圧縮試験と押し込み工具

一方、 σ_z は次式で与えられる。

$$\sigma_z = -\sigma_p \quad (\sigma_p > 0) \quad \dots\dots\dots(\text{付2-8})$$

次に、単軸圧縮降伏応力 σ_b の計算法方法について述べる。

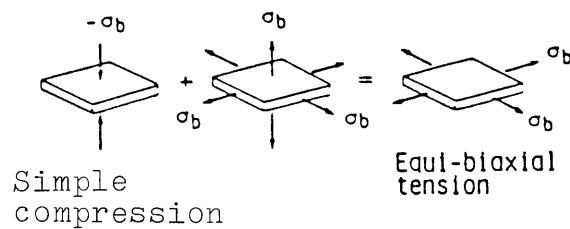
いま材料の降伏が静水圧応力に依存しないと仮定すると、付図2-2に示すように板厚方向の単軸圧縮の応力状態は、等二軸引張りの応力状態と等価と見なせる。そこで、単軸圧縮降伏応力 σ_b は、式(付2-1)に等二軸引張り条件 ($\sigma_x = \sigma_y = \sigma_b$, $\sigma_z = 0$) を代入することによって、求めることができる。

式(付2-1)に $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_b$ 及び $\sigma_z = 0$ の条件を代入して次式を得る。

$$(C_1 + C_2) |\sigma_b|^a = \sigma_{eq}^a$$

式(付2-2)を代入して

$$|\sigma_b|^a = \sigma_{eq}^a$$



付図2-2 等価な応力状態

ここで、 $\sigma_b > 0$ であるから次式が導かれる。

$$\sigma_b = \sigma_{\sigma} \dots\dots\dots(付2-9)$$

式(付2-7)、式(付2-8)及び式(付2-9)から σ_p / σ_b は次式のように導かれる。

$$\sigma_p / \sigma_b = (r_x + r_y)^{1/a} / \{r_x(1-A)^a + r_y + r_x r_y A^a\}^{1/a} \dots\dots(付2-10)$$

式(付2-10)より $a = 2, 6, 8$ にたいして σ_p / σ_b を算出しておく。計算結果を付表2-2に示す。その際の供試材の r 値は表2-3に示す単軸引張りの値を用いた。

(2) 実験方法

付図2-1は、平面ひずみ圧縮の試験方法及び押し込み工具を示す。平面ひずみ圧縮には、幅40 mm (付図2-2の W) \times 長さ60 mm の長方形板に、幅 $b = 1.6$ mm (= $2t_0$) の長方形断面の突起を有する一対の工具(高さ1 mm) (試験片幅/工具幅 = 25) を付図2-1のように配置して圧縮試験を行う。これにより、予備実験を行い平面ひずみ条件 (幅ひずみ $\varepsilon_x = 0$) が充分成立することを確認した。

単軸圧縮試験片には、直径40 mm の円板を4枚重ね合わせ接着したものを用い、板厚方向の圧縮試験を行う。圧縮試験には REH-50 形万能試験機 (最大容量490 kN (50 tf)) を用い、板厚ひずみでほぼ $d\varepsilon_t = -0.04$ 毎に試験を中断してテフロンシートとグラフアイトグリースにより繰返し潤滑した。この潤滑条件での摩擦係数 μ は本論文2-5に示した帯板圧縮試験によれば、 $\mu \approx 0.007$ と極めて小さいことが分かる。このような低摩擦の圧縮試験では、応力測定値への摩擦の影響が極めて小さい (約 1.5 %) ことが分かっている⁽⁸³⁾。

これらの圧縮試験により得られた応力-ひずみ関係の一例を付図2-3に示す。図中に示す曲線は実験関係にべき乗則 $\sigma_b = F_b \cdot |\epsilon_{tb}|^{n_b}$ あるいは $\sigma_p = F_p \cdot |\epsilon_{tp}|^{n_p}$ を適用した場合の近似曲線である。これから、実験結果はべき乗則によって比較的精度よく近似できることが分かる。付表2-1に、各種材料について最小二乗法により定めた n_b , F_b , n_p 及び F_p の値を示す。

付表2-1 供試材の圧縮試験値と Hosford のインデックス a

Materials	Direction	Through-thickness compression		Plane-strain compression		Hosford's index a
		n_b	$F_b(\text{MPa})$	n_p	$F_p(\text{MPa})$	
Killed steel	0°	0.24	665	0.18	650	8
	45°			0.16	628	
	90°			0.20	671	
	Mean			0.18	644	
Rimmed steel	0°	0.20	588	0.25	734	8
	45°			0.24	705	
	90°			0.25	711	
	Mean			0.25	714	
Commercially pure aluminum, soft	0°	0.23	147	0.22	156	8
	45°			0.25	170	
	90°			0.25	164	
	Mean			0.24	165	
OFHC, soft	0°	0.41	461	0.44	571	6
	45°			0.46	582	
	90°			0.44	557	
	Mean			0.45	573	

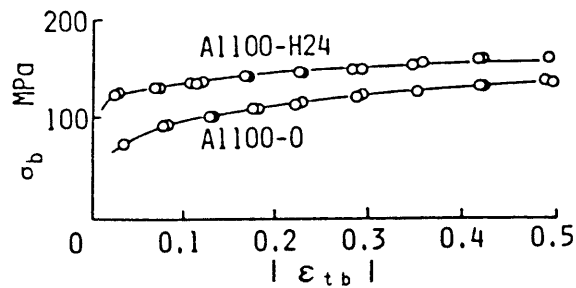
$$t_0 = 0.8 \text{ mm}$$

$$\sigma_b = F_b \cdot |\epsilon_{tb}|^{n_b}$$

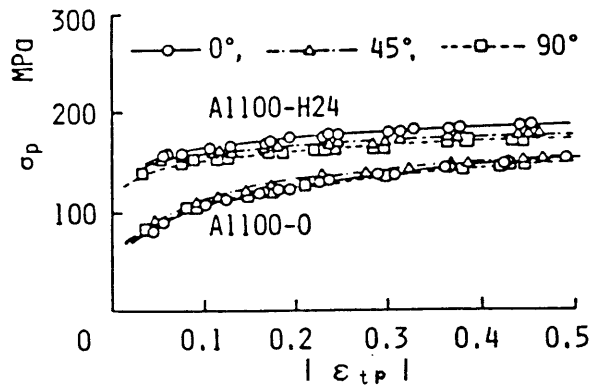
$$\sigma_p = F_p \cdot |\epsilon_{tp}|^{n_p}$$

(3) インデックス a の決定

実験による σ_p / σ_b の比の値は次のようにして求めた。付図2-3に示した応力-ひずみ関係より、単軸圧縮板厚ひずみ $|\epsilon_{tb}| = 0.25$ における応力 σ_b を求める。一方、下記の式(付2-11)から、単軸圧縮試験の場合と塑性仕事



(a) Simple compression



(b) Plane-strain compression

付図2-3 圧縮試験による応力-ひずみ関係

等しくなるような平面圧縮板厚ひずみ $|\varepsilon_{tp}|$ を求め、付図 2-3 からそのひずみに対応する σ_p を求め σ_p/σ_b を算出した。付表 2-2 に σ_p/σ_b の計算値と実測値を示す。これから、両者がもっとも近い条件となるような a を定め Hosford のインデックスとした。

結果を付表 2-1 及び表 2-3 に付記する。

$$\int \sigma_{eq} d\varepsilon_{eq} = - \int \sigma_b d\varepsilon_{tb} = - \int \sigma_p d\varepsilon_{tp} \dots\dots(付2-11)$$

付表 2-2 σ_p / σ_b の計算値と実測値

Direction	0 °				90 °			
Materials a	2	6	8	Ex.	2	6	8	Ex.
Killed steel	1.082	1.099	1.077	1.026	1.118	1.132	1.102	1.037
Rimmed steel	1.085	1.084	1.065	1.155	1.185	1.157	1.120	1.126
A1100-0 *	1.157	1.104	1.079	1.057	1.210	1.132	1.100	1.077
OFHC, soft **	1.145	1.107	1.083	1.143	1.176	1.127	1.097	1.123

Ex.: Experimental results

*: A1100-0 Commercially pure aluminum, soft

** : OFHC, soft Oxygen-free copper sheet, soft

付録3 板厚不整を考慮した場合の限界張出し深さ h_{Rmax} の求め方

本論文4-4で述べた h_{Rmax} の求め方について以下に記す。手順の概要は次のようである。本論文2-3で述べた方法によって純粹張出し成形に対して数値解析を拡散くびれ発生以後にも続けて行い、板厚ひずみと張出し深さの関係線図を描いておく。一方、拡散くびれ発生行程における表面あらさを初期不整として M-K理論を用いてみぞ部 G (付図3-1) にひずみが集中する時点までのA部の板厚ひずみ (付図3-1) ϵ_{tA} を求める。そして純粹張出しの数値解析から求まる拡散くびれ発生時の板厚ひずみ ϵ_{td} と M-K理論による板厚ひずみ ϵ_{tA} との和 ($\epsilon_{td} + \epsilon_{tA}$) を張出し成形における限界ひずみとみなす。そして、前述の板厚ひずみと張出し深さの関係線図において、この限界ひずみ ($\epsilon_{td} + \epsilon_{tA}$) に対応する張出し深さを限界張出し深さと仮定し、 h_{Rmax} とする。

(1) 数値解析による純粹張出し深さ

解法は本論文2-3に述べてある。ここでは、拡散くびれ発生以後も計算を進め、板厚ひずみと張出し深さとの関係線図を描いておく。

(2) M-K理論による限界ひずみの計算

拡散くびれ発生時点におけるブランクの表面あらさによる板厚不整を想定して、付図3-1に示すような板厚均一領域A、板厚不均一領域(みぞ部)Gをもつ試験片を計算モデルとし、Marciniakら⁽⁷³⁾の仮定を適用して解析を行う。このA

及びG領域において応力ならびにひずみは、一様に分布すると仮定する。図のように最大主応力方向をx軸に一致するように座標軸を選ぶ。

ここで、 $\sigma_z = 0$ の平面応力場において、次の条件を仮定する。

(1)A領域においては、常にひずみ増分比が一定の比例負荷である。すなわち、

$$a = d\varepsilon_y / d\varepsilon_x = \text{一定} \quad \dots\dots\dots(\text{付3-1})$$

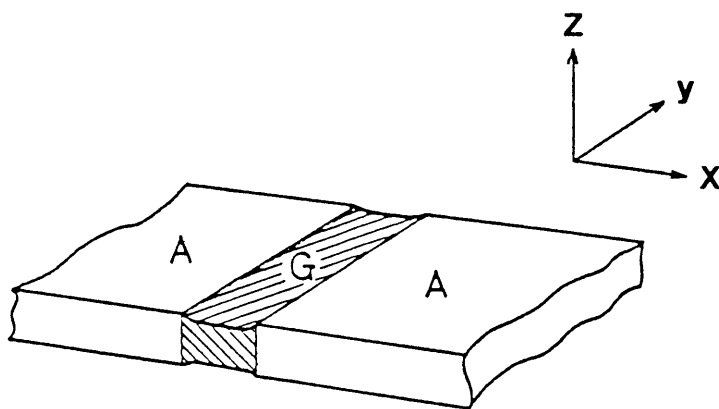
(2)A及びGの両領域においてy軸方向ひずみ増分 $d\varepsilon_y$ が等しい、すなわち

$$d\varepsilon_{yA} = d\varepsilon_{yG} \quad \dots\dots\dots(\text{付3-2})$$

ここに、添字A及びGは、それぞれA及びG領域を表す。

以下基礎式を示す。

x軸方向の釣合から、次式が成立する。



付図3-1 Marciniak の仮定を示す幾何学的モデル

$$t_A \sigma_{xA} = t_G \sigma_{xG} \quad \dots\dots\dots(\text{付3-3})$$

Hill の異方性降伏条件式：

$$\sigma_x^2 - \frac{2r}{1+r} \sigma_x \cdot \sigma_y + \sigma_y^2 = \sigma_{\text{eq}}^2 \quad \dots\dots\dots(\text{付3-4})$$

応力-ひずみ増分関係：

$$\begin{aligned} \frac{d\varepsilon_x}{(1+r)\sigma_x - r \cdot \sigma_y} &= \frac{d\varepsilon_y}{(1+r)\sigma_y - r \cdot \sigma_x} \\ &= \frac{-d\varepsilon_z}{\sigma_x + \sigma_y} = \frac{1}{1+r} \cdot \frac{d\varepsilon_{\text{eq}}}{\sigma_{\text{eq}}} \quad \dots\dots\dots(\text{付3-5}) \end{aligned}$$

相当ひずみ増分の定義式：

$$\begin{aligned} d\varepsilon_{\text{eq}} &= \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \left[d\varepsilon_x^2 + \frac{2r}{1+r} d\varepsilon_x \cdot d\varepsilon_y + d\varepsilon_y^2 \right]^{1/2} \\ &\dots\dots\dots(\text{付3-6}) \end{aligned}$$

ここに、相当応力 σ_{eq} 及び相当ひずみ増分 $d\varepsilon_{\text{eq}}$ は単軸引張りの時 $\sigma_{\text{eq}} = \sigma_x$ かつ $d\varepsilon_{\text{eq}} = d\varepsilon_x$ (したがって $\varepsilon_{\text{eq}} = \varepsilon_x$) となるように係数を定めてある。また、相当ひずみ ε_{eq} と相当ひずみ増分 $d\varepsilon_{\text{eq}}$ との関係は

$$\varepsilon_{\text{eq}} = \int d\varepsilon_{\text{eq}} \quad \dots\dots\dots(2-10)$$

と表示される。

相当応力 $\sigma_{e,q}$ と相当ひずみ $\varepsilon_{e,q}$ の間に次式を仮定する。

$$\sigma_{e,q} = F \cdot (\varepsilon_s + \varepsilon_{e,q})^n \quad \dots\dots\dots(\text{付3-7})$$

ここに、 ε_s は正值のパラメータで、ここでは拡散くびれ発生時点の相当ひずみを採用する。

式(付3-3)に式(付3-1) ~ 式(付3-2)並びに式(付3-4) ~ 式(付3-7)を代入し、Newton-Rapson 法を用いて数値解析を行う。その際、初期不整係数 f_0 は拡散くびれ発生時点のブランクの表面あらさ R_{max} を用いて式(4-4)で与えられる。

$$f_0 = 1 - 2 \cdot R_{max} / t_0 \quad \dots\dots\dots(4-4)$$

計算ステップとして、G部の相当ひずみ増分 $d\varepsilon_{e,qG} = 0.01$ を与える。そして、A部の相当ひずみ増分が $d\varepsilon_{e,qA} \leq 0.00001$ となったとき、それ以後一様変形領域Aでは、変形は事実上進展せず、みぞ部にひずみが集中すると考える。その時点におけるA部の板厚ひずみをM-K理論による限界板厚ひずみとみなし ε_{tA} とする。

(3) $h_{R_{max}}$ の決定法

$h_{R_{max}}$ は以下のようにして求めた。拡散くびれ発生時の板厚ひずみ ε_{td} と前述したM-K理論から求まる限界ひずみ ε_{tA} との和 ($\varepsilon_{td} + \varepsilon_{tA}$) を純粹張出しにおける限界板厚ひずみとみなす。そして、(1)で述べたような純粹張出しにおける板厚ひずみと張出し深さとの関係線図を用い、($\varepsilon_{td} + \varepsilon_{tA}$)に対応する張出し深さを求め、限界張出し深さとする。

付録4 張出し実験における ε_{θ} 、 ε_t 及び $\varepsilon_{\theta q}$ の算出法

図4-7には、張出し変形の各ステップ毎にブランクの表面あらしが示されている。これから図4-10に示すような、 R_{max} と $\varepsilon_{\theta q}$ の関係を見いだすのに、円周方向ひずみ ε_{θ} 及び板厚方向ひずみ ε_t の実測が必要となる。そうすれば、相当ひずみ $\varepsilon_{\theta q}$ は次式により算出される。

Hillの異方性降伏条件より

$$\varepsilon_{\theta q} = \{(1+r)/(1+2r)\}^{1/2} \{2\varepsilon_{\theta}^2 + 2\varepsilon_{\theta}\varepsilon_t + (1+r)\varepsilon_t^2\}^{1/2} \quad \dots(\text{付4-1})$$

となる。

このようにして求めた $\varepsilon_{\theta q}$ と別にあらし計により測定した表面あらしとの関係を図4-10の(a)及び(b)に示す。

ここで、 ε_{θ} 、 ε_t の測定方法は次のようである。ブランクに付図4-1に示すような1mm間隔の同心円と、22.5°間隔の放射状のサークルパターンを電解腐食法により印刷する。(エリクセン社製、シートメタルマーキング装置、190型)そして、張出し変形の各行程毎に、同心円の直径を測定し次式により円周ひずみ ε_{θ} を算出する。

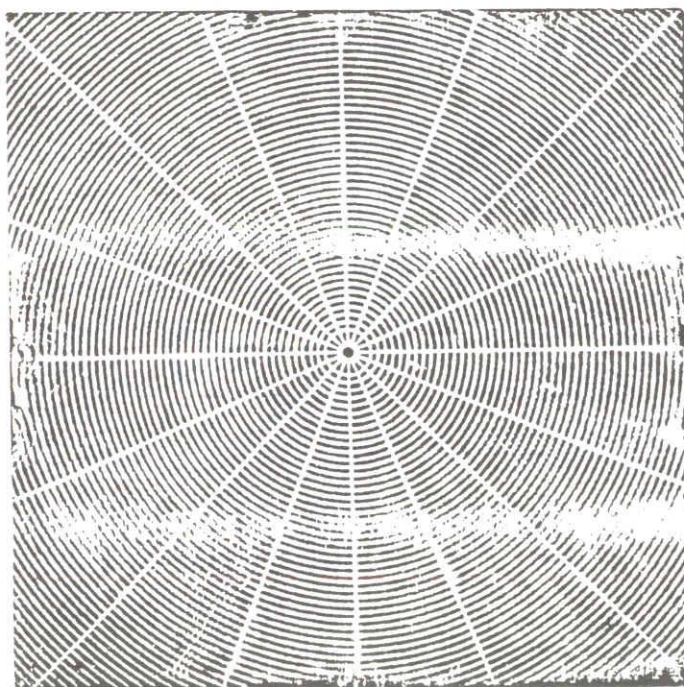
$$\varepsilon_{\theta} = \ln(2r/2R) \quad \dots\dots\dots(\text{付4-2})$$

ここに、 R 、 r は、変形前後の各同心円の直径である。

また板厚ひずみは、同心円と放射線との交点近傍における変形前後の板厚の変

化から次式により算出する。

$$\varepsilon_t = \ln(t/t_0) \quad \dots\dots\dots(付4-3)$$



付図4-1 ひずみ測定用サークルパターン

参 考 文 献

- (1) 吉田，講義「薄板のプレス成形」薄板の塑性加工(1) 総論，塑性と加工，18-199(1977)，642-649.
- (2) 藤倉，アルミニウムの薄板成形，軽金属，30-11(1980)，664-675.
- (3) 小林・村田・石垣，自動車車体外板プレス成形における破断部変形状態(第1報)，塑性と加工，10-106(1969)，793-800.
- (4) 青木・花井，薄鋼板の大寸法プレス成形における特徴，機械の研究，29-5(1977)，31-36.
- (5) 橋本・阿部・佐藤・入江，超深絞り性を有する自動車用高張力冷延鋼板，プレス技術，19-13，76-80.
- (6) 福田・山口，ゴムタワを用いた円筒深絞りの解析，日本機械学会論文集(第3部)，36-289(1970)，1581-1588.
- (7) Hessler H. P. and Broderick J. E., Possibilities and Limitations of the Marform Process, MACHINERY, 57-6(1951), 159.
- (8) Pankin W., Grundlagen des Hydraulischen Tiefziens(Hydroform) und Hydraulische Tiefzieheinrichtungen, Werkstattstechnik und Maschinenbau, 47-6(1957), 295.
- (9) 春日・野崎，圧力潤滑深絞り法(第1報 機構概念、特性および可能性)，日本機械学会論文集，24-146(1958)，720.
- (10) 春日・野崎，圧力潤滑深絞り法(第2報 ポンチ頭部における材料の変形)，日本機械学会論文集，24-146(1958)，729.
- (11) 春日・近藤，圧力潤滑深絞り法(第3報 創成液圧)，日本機械学会論文集，26-169(1960)，1290.
- (12) 春日・堤，圧力潤滑深絞り法(第4報 創成油圧と油圧管制)，日本機械

- 学会論文集, 30-214(1964), 711.
- (13) 春日・堤, 圧力潤滑深絞り法 (第5報 油圧プレスによる準作業規模における実験), 日本機械学会論文集, 30-214(1964), 720.
 - (14) Naeder E. G., Differential Annealing, ENGINEERING, 181-4694 (1956), 48.
 - (15) 戸沢, 周辺軟化深絞り法, マシナリー, 22-1(1959), 161.
 - (16) 宮川, 高温深絞り法, 日本機械学会誌, 62-484(1959), 713.
 - (17) 戸沢, 周辺加熱深絞り法, 塑性と加工, 1-1(1960), 23-28.
 - (18) Lenz D., Untersuchung eines Neuen Warmtiefzieh Verfahrens, Archiv. fur das Eisenhuttenwesen, 22-718(1951), 215.
 - (19) 平岩、近藤, 合わせ板の深絞りに関する研究(第1報, 変形中の相互作用の検討), 日本機械学会論文集 (第3部), 40-336(1974-8), 2398-2406.
 - (20) 平岩、近藤, 合わせ板の深絞りに関する研究(第2報, 最適部材組合せ条件の検討), 日本機械学会論文集 (第3部), 42-360(1976-8), 2625-2631.
 - (21) 中村・中川, 注目される対向液圧成形法の応用と各種成形実例, フォリ技術 19-9(1981), 60.
 - (22) Ei-Sebaie M. E. and Mellor P. B., Plastic Instability Conditions When Deep-Drawing into a High Pressure Medium, Int. J. of Mechanical Science, 15(1973), 485.
 - (23) Bensmann G. und Ziegler W., Möglichkeiten und Weiterentwicklung des Hydromechanischen Tiefziehens, Werkstatt und Betrieb, 114-9 (1981), 679.
 - (24) 河合・後藤・松田, フォリ成形における加工誘起変態の利用, 昭48年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1973), 191-194.
 - (25) Mellor P. B., Deep-Drawing and Redrawing of Thin Sheet Materials Sheet Metal Industries, (1977-12), 1180-1188.
 - (26) Chung S. V. and Swift H. W., An Experimental Investigation into

- the Redrawing of Cylindrical Shells, Proc. Inst. Mech. Engrs.,
166(1952), 437.
- (27) 河合・後藤・黒崎, ρ 以成形性評価尺度に対する一つの考え方 --- 金属円板の絞り-張出し ---, 精密機械, 41-4(1975), 351-357.
- (28) 河合, 塑性加工学, 朝倉書店(1988), 188.
- (29) Siebel E., Der Niederhalterdruck beim Tiefziehen, Stahl und Eisen 74-3(1954), 155.
- (30) 宮川, 深絞り加工におけるしわの発生について(第2報、平面ダイスについての実験), 日本機械学会論文集, 23-130(1957), 399.
- (31) 河合, 深絞りのしわに関する限界条件(第3報, 限界しわ押さえ圧力の予知), 日本機械学会論文集(第3部), 26-166, 864-873.
- (32) 河合・平岩, 深絞りにおけるしわの抑制条件, 塑性と加工, 2-10(1961), 707-714.
- (33) 河合, 薄板の ρ 以成形(4)(II-3)しわの力学, 塑性と加工, 18-203(1977-12), 1016-1026.
- (34) 井関・室田, 薄板の ρ 以張出しに関する研究, 昭55年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1980), 403-406.
- (35) 久保寺・中岡・渡辺・天満, 薄鋼板の張出し成形性に関する二,三の検討, 塑性と加工, 7-68(1969), 455-463.
- (36) 中島・菊間・長島, 薄鋼板のネックング現象と張出し性, 日本金属学会会報, 6(1967), 699-710.
- (37) Wang N. M., Large Plastic Deformation of a Circular Sheet Caused by Punch Stretching, Trans. of the ASME: Journal of Applied Mechanics, (1970), 431-440.
- (38) 小林・黒崎・河合, 金属薄板の純粹張出し性向上条件(主として ρ 以形状の影響), 日本機械学会論文集(C編), 48-426(1982), 278-287.
- (39) Kobayashi M., Kurosaki Y. and Kawai N., Working Conditions for

- Improving Pure Stretchability of Sheet Metals (The Effect of Punch Profile), Bulletin of the Japan Society of Mechanical Engineers, 25-208(1982), 1634-1642.
- (40) 河合・済木・平手, 18-8 ステンレス鋼板の加工誘起変態による張出し性の向上, 塑性と加工, 17-190(1976), 899-906.
- (41) Ghosh A. K. and Hecker S. S., Failure in Thin Sheets Stretched Over Rigid Punches, Metallurgical Transactions A, 6(1975), 1065-1074.
- (42) Keeler S. P. and Backofen W. A., Plastic Instability and Fracture in Sheets Stretched Over Rigid Punches, Transactions of the American Society for Metals, 56(1963), 25.
- (43) Woo D. M., The Stretch-Forming Test, The Engineer, 26(1965), 876-880.
- (44) 吉田ほか6名, 横断面形状の違いが純粋張出し特性へ及ぼす影響, 理化学研究所報告(Reports Inst. Phys. & Chem. Res.(IPCR)) 42-4(1966), 182-202.
- (45) 黒崎, プレ成形性評価因子の変遷とその将来, 日本機械学会誌, 83-744 (1980-11), 1334-1339.
- (46) 黒崎, 金属薄板の絞り・張出し性評価尺度, 塑性と加工, 21-230(1980), 189-196.
- (47) 武智, 自動車用高強度鋼板の製造技術, 鉄と鋼, 68-9(1982), 1244.
- (48) 武智, 自動車用鋼板の発展について -Al キルド鋼から dual phase 鋼まで-, 日本金属学会会報, 23-11(1984), 896.
- (49) 佐藤・小原, 深絞り用冷延鋼板の最新動向, プレ技術, 22-13(1984), 30.
- (50) Gladman T., Dual-Phase and Other Formable Steels, Metals Technology, 10(1983), 274-281.
- (51) Chakrabarty J., A Theory of Stretch Forming Over Hemispherical

- Punch Heads, Int. J. of Mechanical Science, 12(1970), 315-325.
- (52) Woo D. M., Analysis of the Cup-Drawing Process, Journal of Mechanical Engineering Science, 6-2(1964), 116-131.
- (53) 山田, 金属板材の成形性に関する研究, 東京大学生産技術研究所報告, 11-5, 240-289.
- (54) 河合・後藤・黒崎, フォリ成形における金属薄板の変形挙動と材料特性 (円板の絞り・張出しにおける成形性支配因子の検討), 日本機械学会論文集 (第3部), 40-338(1974), 2956-2965.
- (55) 小林・黒崎・河合, 金属薄板の純粋張出し性におよぼす摩擦と材料特性の影響, 日本機械学会論文集 (C編), 45-393(1979), 584-592.
- (56) Kobayashi M., Kurosaki Y. and Kawai N., Influences of Friction and Metal Properties on Pure Stretchability of Sheet Metals, Trans. of the American Society for Metals, 102-2(1980), 142-150.
- (57) Kaftanoglu B. and Alexander J. M., On Quasistatic Axisymmetrical Stretch Forming, Int. J. of Mechanical Science, 12(1970), 1065-1084.
- (58) Kobayashi S. and Kim J. H., Deformation Analysis of Axisymmetric Sheet Metal Forming Processes by the Rigid-Plastic Finite Element Method, Plenum Press, (1978), 341.
- (59) Wang N. M. and Wenner L. M., Elastic-Viscoplastic Analysis of Simple Stretch Forming Problems, PLENUM PRESS, (1978), 367.
- (60) 高橋, 金属円板の静水圧による張出し変形の解析 (第2報, 実験と理論解析の比較), 日本機械学会論文集 (第1部), 36-289(1970), 1444-1451.
- (61) 後藤・成田, 球頭成形における工具摩擦, 昭52年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1977), 219-222.
- (62) 山田, 球頭成形による深絞りと摩擦係数の推定, 生産研究, 13-7(1961), 217-224.

- (63) Kaftanoglu B., Determination of Coefficient of Friction under Conditions of Deep-Drawing and Stretch Forming, *Wear*, 25(1973), 177-189.
- (64) 日本機械学会塑性加工研究会, 塑性加工の摩擦測定方法について, 塑性と加工, 9-87(1968), 252-280.
- (65) Bassani J. L., Yield Characterization of Metals with Transversely Isotropic Plastic Properties, *Int. J. of Mechanical Science*, 19(1977), 651-660.
- (66) 後藤, 4次降伏関数の導入による直交異方性理論の改良(平面応力) 1, 塑性と加工, 19-208(1978), 377.
- (67) 後藤, 4次降伏関数の導入による直交異方性理論の改良(平面応力) 2, 塑性と加工, 19-210(1978), 598.
- (68) 永井, 円板の静水圧による張出し変形における曲げおよびせん断変形の影響, 塑性と加工, 16-174(1975), 577-584.
- (69) Swift H. W., Plastic Instability under Plane Stress, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1(1952), 1-18.
- (70) Hill R., On Discontinuous Plastic States, with Special Reference to Localized Necking in Thin Sheets, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1(1952), 19-30.
- (71) Stören S. and Rice J. R., Localized Necking in Thin Sheets, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 23(1975), 421-441.
- (72) 林, 塑性不安定を考慮してみる, 塑性と加工, 22-244(1981), 425-432.
- (73) Marciniak Z. and Kuczynski K., Limit Strain in the Processes of Stretch-Forming Sheet Metal, *Int. J. of Mechanical Science*, 9(1967), 609-620.
- (74) Marciniak, Kuczynski and Pokora, Influence of the Plastic

- Properties of a Material on the Forming Limit Diagram for Sheet Metal in Tension, International Journal of Mechanical Science, 15(1973), 780-805.
- (75) 山口・西村・高倉・福田, 変形の進行に伴う板厚の不均一さの進展 (表面あれを考慮した金属薄板の変形限界評価 I), 塑性と加工, 21-231(1980), 315-322.
- (76) 吉田・宮内・小森田, 薄板の σ で成形限におよぼす潤滑効果, 日本機械学会誌, 69-568(1966), 591-600.
- (77) 小森田・宮内・吉田, 数値解析による軸対称純粋張り出し諸特性の研究(第1報), 理化学研究所報告, 42-4(1966), 139-158.
- (78) 宮内・小森田・吉田, 薄板の張り出し成形と張り出し性に関する総合的考察, 塑性と加工, 9-86(1968), 139-150.
- (79) 田辺, 塩ビ鋼板の張り出し性, 42回 塑性加工シンポジウム, 33-43.
- (80) 黒崎・松本・小林, 金属薄板の降伏特性と σ で成形性(純粋張り出し成形の検討), 日本機械学会論文集 (C編), 53-494(1987), 1-6.
- (81) Hill R., A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals, Proc. of the Royal Society, Series A: Math. & Phy. Sci. 193(1948), 281-297.
- (82) Parmer A. and Mellor P. B., Predictions of Limit Strains in Sheet Metal Using a More General Yield Criterion, Int. J. of Mechanical Science, 20(1978), 385.
- (83) 黒崎・常盤・村井, 金属薄板の異方性降伏関数と σ で成形性(bassani形関数による検討), 日本機械学会論文集 (C編), 52-473(1986), 380-386.
- (84) 黒崎・仲野・松本, 金属薄板の降伏特性と σ で成形性(穴広げ成形の検討), 昭61年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1986), 63-66.
- (85) 河合・平岩・荒川, 深絞りにおける荷重負担部材料の変形と強さ (第1報、破断挙動の一般的特徴), 日本機械学会論文集 (第3部), 36-284(1970),

- 681-688.
- (86) Kawai N., Hiraiwa M. and Arakawa M., Deformation and Strength of Metal over Punch in Sheet Metal Drawing (1st Report, General Feature of the Fracture), Bulletin of the Japan Society of Mechanical Engineers, 13-66(1970), 1513-1521.
- (87) 林, 薄板の塑性不安定問題についての考察, 塑性と加工, 10-107(1969), 917-927.
- (88) 吉田ほか8名, 深絞りの張り出し成形に関する実験的考察 平底ポンチによる張り出し性試験の提案, 理化学研究所報告, 41-5(1965), 208-232.
- (89) 河合、近藤、中村, 塑性変形金属の表面における摩擦機構 (第1報、深絞り摩擦試験機による検討), 日本機械学会論文集 (第3部), 39-326(1973), 3181-3189.
- (90) Kawai N., Kondou K. and Nakamura T., The Frictional Mechanism on Surface of Metals Plastically Deformed (1st Report, Examination by means of the Sheet), Bulletin of the Japan Society of Mechanical Engineers, 17-108(1974), 803-809.
- (91) Hill R., On the Inhomogeneous Deformation of a Plastic Lamina in a Compression Test, Philosophical Magazine, 41-319(1950), 733-744.
- (92) 黒崎・常盤・村井, 金属薄板の異方性降伏関数とプレス成形性(第1報 圧縮試験における摩擦係数の見積り), 昭59年度塑性加工春季講演会講演論文集 (1984), 469-472.
- (93) Vial C. and Hosford W. F., Yield Loci Anisotropic Sheet Metals, International Journal of Mechanical Science, 25-12(1983), 899-915.
- (94) 塩川, 高張力鋼板でプレス加工はどう変わるか 高張力鋼板と成形上の問題点, プレス技術, 20-8, 20-23.

- (95) 高橋, 高張力鋼板でプレス加工はどう変わるか 高張力鋼板の適用とプレス加工性 表面処理高張力鋼板, プレス技術, 20-8, 38-43.
- (96) 武智, 最近の自動車用高張力鋼板の特徴と性能, 機械の研究, 33-2 (1981), 25-28.
- (97) Painter M. J. and Pearce R., Formability of High-Strength, Low-Alloy Sheet Steels, Metals Technology, (1975), 62-65.
- (98) 河合・平岩, 深絞りにおける破断条件, 日本機械学会誌, 67-542(1964), 431-439.
- (99) 河合・平岩・荒川, 深絞り性におよぼすホップ形状の影響, 塑性と加工, 8-72(1967), 28-33.
- (100) 宮野, アルミニウム板材の機械的性質におよぼす板厚の影響, 塑性と加工, 1-4 (1960), 335-337.
- (101) 山口・高倉・吹上・福田, アルミニウム極薄板の引張り試験片の形状と寸法, 塑性と加工, 17-191(1976), 995-1002.
- (102) 宮川・西村, 銅板のEリング試験に関する二,三の実験, 塑性と加工, 7-68, (1966), 481-485.
- (103) 西川, 張出し加工限界におよぼす板厚および金型寸法の影響 張出し加工に関する研究 I, 塑性と加工, 13-140, (1972), 655-660.
- (104) 西川, 素板の変形におよぼす板厚および金型寸法の影響 張出し加工に関する研究 II, 塑性と加工, 13-142(1972), 809-813.
- (105) 西川, フランクの余力におよぼす金型寸法の影響 張出し加工に関する研究III 塑性と加工, 13-143(1972), 893-898.
- (106) Yamaguchi, Nishimura, Takakura and Fukuda, Thickness Dependence of Limit Strains in Sheet Metal Forming, Proc. of the 4th Int. Conf. on Production Engineering, (1980), 155-160.
- (107) 山口・西村・高倉・福田, 一軸引張りにおける不安定ひずみの板厚依存性 (表面あれを考慮した金属薄板の変形限界評価 II), 塑性と加工, 21-237

- (1980), 909-916.
- (108) 山口・西村・高倉・福田, 変形の進行に伴う板厚の不均一さの進展 (表面あれを考慮した金属薄板の変形限界評価 I), 塑性と加工, 21-231(1980), 315-322.
- (109) 小原・勝田・青木, 10507アルミニウム板の成形限界曲線に対する変形経路および板厚の影響, 軽金属, 31-9(1981), 602-607.
- (110) 後藤・三浦・田中, 黄銅板の二次変形限界ひずみ, 日本機械学会論文集 (A編), 53-490(1987), 1137-1143.
- (111) 後藤・佐藤・田中, 金属薄板の二次変形限界ひずみの板厚依存性, 塑性と加工, 27-301(1986), 268-272.
- (112) 田阪・泉・沢井・貝田, 熱延鋼板の σ で成型性に及ぼす材料特性及び板厚の影響(1), 塑性と加工, 16-169(1975), 165-170.
- (113) 田阪・泉・沢井・貝田, 熱延鋼板の σ で成型性に及ぼす材料特性及び板厚の影響(2), 塑性と加工, 16-171(1975), 352-356.
- (114) 松居・村田, σ で成型性に及ぼす板厚の影響, 昭60年度塑性加工春季講演会講演論文集,(1985), 125-128.
- (115) 中野・上野・金原, 薄板 σ で成形における寸法, 形状効果, 塑性と加工, 13-141(1972), 745-750.
- (116) Chan K. S., Koss D. A. and Ghosh A. K., Localized Necking of Sheet at Negative Minor Strains, Metallurgical Transactions A, 15A-2,(1984), 323-329.
- (117) 吉田・吉井・小森田・白田, 硬化強度の変形様式依存性(硬化異方性 X)とその成形性評価への応用-薄板の加工硬化挙動の変形様式依存に関する実験的研究-, 塑性と加工, 11-114(1970), 513-521.
- (118) Tadros A. K. and Mellor P. B., An Experimental Study of the In-Plane Stretching of Sheet Metal, Int. J. of Mechanical Science, 20(1978), 121-133.

- (119) 小林・石垣, プレス成形におけるはだ荒れ成長挙動および変形限界, 塑性と加工, 15-158(1974), 197-205.
- (120) Needleman A. and Tvergaard V., Necking of Biaxially Stretched Elastic-Plastic Circular Plates, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 25(1977), 159-183.
- (121) Rao R. S. and Alexander J. M., Fractographic Study of Mechanisms of Fracture in Cropping Thin-Walled Steel Tubes, Metals Technology, 10(1983), 14-19.
- (122) Beaver P. W., Localized Thinning, Fracture and Formability of Aluminium Sheet Alloys in Biaxial Tension, J. of Mechanical Working Technology, 7-126(1982), 215-231.
- (123) 福井・中西・平山, 張出し変形における延性破壊機構のフラクテグラフィによる研究, 日本機械学会論文集 (A編), 53-491(1987), 1340-1346.
- (124) 黒崎・海野, 穴広げ試験における金属薄板の塑性異方性挙動, 日本機械学会論文集 (C編), 51-462(1985), 409.
- (125) 松本, CAD のためのプレス成形シミュレーションに関する研究, (1987), 30, 修士論文(三重大学).
- (126) 黒崎, 金属薄板のプレス成形性評価に関する研究, (1976), 博士論文.
- (127) 河合・平岩・荒川・福間, 張り出し変形の制御による深絞り性の向上, 塑性と加工, 6-57(1965), 557-562.

謝 辞

本研究の終わりに臨み、長年にわたって懇切なご指導を賜りました名古屋大学工学部 河合望 教授に心より感謝申し上げます。また本論文をまとめるにあたり、多大な御教示と御助言を賜りました名古屋大学工学部 近藤一義 教授、ならびに 山口勝美 教授に厚く御礼申し上げます。

さらに、研究を遂行するにあたり、終始懇切なる御指導及び御鞭撻をいただきました三重大学工学部 黒崎靖 教授に心より感謝申し上げます。

また、種々の御助言をいただきました名古屋大学工学部 森敏彦 助教授、ならびに 林伸和 助手に心から御礼申し上げます。そして種々の便宜をはかっていただきました名古屋大学工学部 皆川清 技官、その他塑性加工研究室の方々に厚く御礼申し上げます。

また、不断の励ましをいただきました 静岡大学工学部 中村保 教授及び 岐阜大学工学部 堂田邦明 助教授 に厚く御礼申し上げます。

そして、種々の励ましや助言をいただきました 愛知技術短期大学 河口勤次 教授（元豊田工業高等専門学校教授）および 愛知技術短期大学 山田寿勝 学長（元豊田工業高等専門学校教授）に厚く御礼申し上げます。ならびに、終始変わらぬ励ましをいただきました 豊田工業高等専門学校 岩田幸二 校長を初めとして多くの関係者の方々に厚く御礼申し上げます。

最後に、実験遂行に際して多大なご協力をいただきました豊田工業高等専門学校機械工学科塑性加工研究室に所属された学生諸氏に深く感謝の意を表します。