
冷延鋼板の成形性と成形品の剛性におよぼす強度の影響

Effect of Strength on the Press-formability of Cold Rolled Sheets and the Rigidity of the Pressed Parts

阿部 英夫(Hideo Abe) 中川 吉左エ門(Kichizaemon Nakagawa)

要旨：

最近自動車車体の剛性向上の目的で、強度の高い冷延鋼板を使う試みがある。そこで冷延鋼板の強度がプレス成形性とプレス部品の剛性におよぼす影響について検討する。深絞り性は、ランクフォード値に強く影響を受け、これが同じならば強度の影響はほとんどない。強度の上昇は張り出し性、伸びフランジ性、ボディしわ、形状性を劣下させ、耐デントビリティを向上させる。自動車が衝突したときの衝撃持続時間は、その速度と質量の積に比例し、座屈荷重に反比例する。衝撃による変形量は速度の2乗と質量の積に比例し、座屈荷重に反比例する。衝撃変形による最大吸収エネルギーと座屈荷重は降伏点に比例する。通常の冷延鋼板の強度のひずみ速度依存性は強度が高いほど小さいので、自動車車体の衝突特性に対する高張力鋼板の効果は、衝突速度の上昇にともない減少する。

Synopsis：

A few attempts have recently been made to use high tensile strength steels to increase the rigidity of autobody. In this paper, effects are studied of the yield stress of the sheet steels on the pressformability and rigidity of pressed parts to yield the following results: The drawability is significantly improved by the increase in the Lankford value, but not by the yield stress. The increase in the yield stress decreases the formability in stretch-forming and stretch-flanging, body wrinkles, and shape-fixability, but improves the anti-dentability. The duration of impact on colliding autobody is proportional to the product of the speed and mass of the autobody, but is inversely proportional to the buckling load. The deflection is in proportion to the product of the mass and square of the speed, but is inversely proportional to the buckling load. The maximum absorbed energy and the buckling load in the clash deformation of the pressed parts are in proportion to the yield stress. Since the strain-rate sensitivity of the yield stress of the sheet steels decreases with the yield stress, this makes the use of the high tensile strength steel sheets to the autobody less effective at higher speed.

本文は次のページから閲覧できます。

冷延鋼板の成形性と成形品の剛性におよぼす強度の影響

Effect of Strength on the Press-formability of Cold Rolled
Sheets and the Rigidity of the Pressed Parts

阿 部 英 夫*

Hideo Abe

中 川 吉左エ門**

Kichizaemon Nakagawa

Synopsis :

A few attempts have recently been made to use high tensile strength steels to increase the rigidity of autobody. In this paper, effects are studied of the yield stress of the sheet steels on the pressformability and rigidity of pressed parts to yield the following results:

The drawability is significantly improved by the increase in the Lankford value, but not by the yield stress. The increase in the yield stress decreases the formability in stretch-forming and stretch-flanging, body wrinkles, and shape-fixability, but improves the anti-dentability.

The duration of impact on colliding autobody is proportional to the product of the speed and mass of the autobody, but is inversely proportional to the buckling load. The deflection is in proportion to the product of the mass and square of the speed, but is inversely proportional to the buckling load. The maximum absorbed energy and the buckling load in the clash deformation of the pressed parts are in proportion to the yield stress. Since the strain-rate sensitivity of the yield stress of the sheet steels decreases with the yield stress, this makes the use of the high tensile strength steel sheets to the autobody less effective at higher speed.

1. ま え が き

鋼材の強度上昇は一般には延性の劣下をもたらすが、合金元素の組み合わせ添加、熱処理および加工熱処理により延性、靱性の劣下の少ない高張力鋼材が開発され、建築、橋梁、機械構造用などに有効に利用されている。一方、冷延鋼板に限ればプレス成形性、形状性をよくするために、降伏点をより低くする条件のもとで製造されてきた。しかし強度が低すぎると耐デントビリティが不足するため^{1,2)}、わずかの外力によりプレス成形後の製品が永久変形するので、その防止あるいは

軽量化の目的で高張力冷延鋼板を使用する動きもあった。最近では安全自動車の開発に伴って成形品の強度向上や軽量化などの目的で高張力冷延鋼板の要請が強まった。

強度の上昇に伴う延性の劣下の程度は、その強化機構により異なるが、強度が高い材料の延性が劣るのは、冷延鋼板についても一般的法則として認められる。その一例を Fig. 1, Fig. 2 に示す。同図は種々の元素を添加した材料を用い、熱延後同じ条件で焼鈍、冷間圧延した後、普通焼鈍、脱炭焼鈍した材料の降伏点、引張り強さと全伸びの関係である。比較として、加工硬化により強度を上げた場合の強度と延性の関係をも示す。

* 技術研究所加工研究室

** 技術研究所加工研究室室長

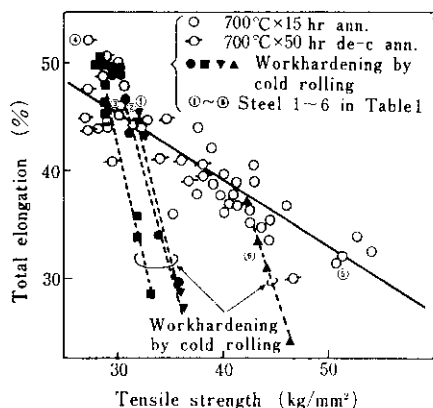


Fig. 1 Relation between tensile strength and total elongation of cold sheets

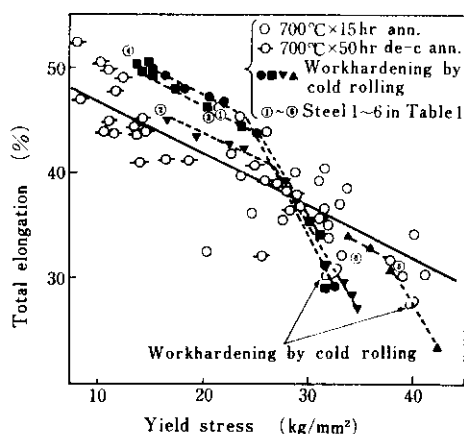


Fig. 2 Relation between yield stress and total elongation of cold sheets

加工硬化により強化した材料は他に比し、延性の劣下が著しい。このように強度が高くなるにつ

れ延性が劣り、プレス成形も難しく、これを補う型設計、プレス技術が必要となる。また、安全自動車の場合、衝突時の衝撃から乗員を守るために、(1)衝撃エネルギーをオイルダンパーか、塑性変形を利用したメカニカルダンパーにより吸収する、(2)乗員室の車体の変形を小さくするなどの必要がある。これら車体としての衝撃特性は車体構造によるところが大きい、その使用材料によっても異なる。

以上の観点から、冷延鋼板の強度がプレス成形性とプレス部品の剛性におよぼす影響について検討する。

2. 供試材と実験方法

2.1 供試材

実験に供した材料は板厚 0.8mm の冷延鋼板でその機械的性質を **Table 1** に示す。同表の Steel 1~4 は従来の市販の冷延鋼板で、Steel 5~6 は今回工場実験で試作した高張力冷延鋼板である。

また、4. の衝撃特性を調べる実験では Steel

Table 2 Heat treatment of clash test specimen

Heat treatment	Temperature time
Annealing	700°C×15hr
Normalizing	950°C×1hr
Temper	375°C×1hr
Water quench	950°C×1hr

Table 1 Mechanical properties of materials tested mainly

	Materials	Y. P. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	El. (%)	<i>n</i>	<i>r</i>
Steel 1	Rimmed steel	21.8	31.6	46	0.219	1.24
2	Al-killed steel	16.5	31.6	46	0.217	1.57
3	Decarburized steel	12.7	25.9	52	0.243	1.53
4	Rimmed steel	20.6	30.5	46	0.207	1.02
5	High tensile strength steel	37.7	50.2	31	0.182	0.90
6	High tensile strength steel	34.7	42.0	32	0.178	1.04

Y. P. : Yield stress T. S. : Tensile strength El. : Elongation
n : Workhardening exponent *r* : Lankford value

1~5を用いプレスした後 **Table 2** に示す熱処理をし実験に供した。

2.2 実験方法

プレス成形性としては、絞り性、絞り一張り出し複合成形性、伸びフランジ性、しわ不良、形状

性、張り剛性と耐デンタビリティについて調べた。各成形性試験の条件を Table 3 にまとめて示す。

衝撃特性について：板厚0.8mm、160mmφのブランクを4回の再絞り加工により40mmφの円筒容器を作成し、Table 2 に示す熱処理をした後旋盤で長さ110mmに仕上げた。円筒容器の側壁部から小型引張試験片を作成し、降伏点、引張り強さを調べた。この円筒容器を軸方向に静的および衝撃的に圧縮した。静的圧縮試験は10tオートグラフを用い、10mm/minの速度にて試験し、その荷重-変位曲線から吸収エネルギーを求めた。衝撃圧縮試験は落重試験によりおこない、ロードセルの出力をブラウン管オシログラフで測定し、その荷重-時間曲線から、衝撃持続時間と座屈荷重を求めた。落重試験条件は重量23.1kg×落下高さ4.5mと重量5.7kg×落下高さ4.5mの2条件であり、衝突時の速度は35km/hrである。

3. 成形性についての実験結果と考察

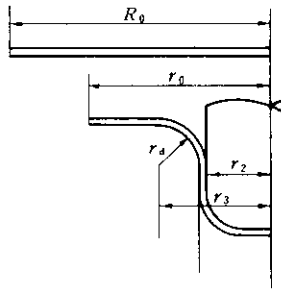
3.1 深絞り性、絞り-張り出し複合成形性

深絞り性におよぼす材料特性は、よく知られるようにランクフォード値(r 値)が支配的である²⁾。深絞り成形の塑性力学的な解析はすでに多くの研究者により厳密な計算がなされているが、ここでは簡便のための仮定をする。縮みフランジ部の板厚変化を無視した平面ひずみを仮定し、その変形抵抗は場所により変わらず、フランジ部の平均相当応力を用いる⁴⁾。材料の加工硬化則は $\sigma_{eq} = C \cdot \epsilon_{eq}^n$ を仮定する(σ_{eq} , ϵ_{eq} はそれぞれ相当応力、相当ひずみ)。また、ダイス肩部の曲げ、曲げ戻しと摩擦も考慮する⁵⁾。フランジしわを抑えるに必要な最低しわ押え力を、Romanovskyの実験式⁶⁾により求め、これがフランジ外周に集中す

Table 3 Experimental conditions of formability test

Test	Dimension of tools					Press conditions			Index to evaluate formability
	D_p (mm)	r_p (mm)	D_d (mm)	r_d (mm)		P_B (t)	Lub.	Blank (mm)	
Drawability (Circular tools)	33φ	3.0	35.4φ	3.0		0.1~1.0	#620	55~75φ	Limiting drawing ratio (L.D.R.)
Drawability (Square tools)	40□	3.0	41.9	3.0	r_c 7.0	0.5	G #790	90~100φ	Limiting blank diameter (D_B)
Shrink-stretch combined formability	80φ	40.0	81.8	5.0		10	G #790	144~192□	Maximum forming height(H_{max})
Bulge test	—	—	150	5.0	Lock bead	100	—	—	Bulge height(H_b)/Bulge diameter
Bore expanding test	80φ	40.0	81.8	5.0	Bore dia $D_0=10φ$	10	G #790	150	Bore expanding limit $\left(\frac{D-D_0}{D_0}\right) \times 100\%$
Body wrinkles	80φ	5.0	144.3	7.0	—	0~13	#620	220φ	Critical forming height without body wrinkles. H_{cr}
Shape fixability and resistance to deflection	300□	15.0	302.4	5.0	r_c 20	10~55	#620	500□	Spring back $\eta = 1 - \frac{\rho_0}{\rho}$ Deflection to external load δ_p Proportionality limit load P_e

Notations: D_p : Diameter of punch, r_p : Radius of punch shoulder, D_d : Diameter of die, r_d : Radius of die shoulder, r_c : Corner radius of die, P_B : Blank holder force, ρ_0 : Curvature radius of punch bottom, ρ : Curvature radius of pressed parts



Initial drawing ratio: $B_0 = \frac{R_0}{r_2}$

Drawing ratio in forming: $\beta_0 = \frac{r_0}{r_2}$

Die radius/thickness: $\rho_d = r_d/t$

Thickness: t

Coefficient of friction in flange region: μ_F

Coefficient of friction in die radius region: μ_d

Lankford value: r

Fig. 3 Diagram of the geometrical relationship between tools and materials

ると仮定する。Fig. 3 に示す記号を用いれば、材料がダイス肩からはなれる点の絞り応力 ($t\sigma_r$) は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} (t\sigma_r) = & \left(1 + \frac{\mu_d \pi}{2}\right) \left[\sqrt{\frac{4(2+r)}{3(2r+1)}} \cdot t \cdot C \left\{ \sqrt{\frac{2+r}{3(2r+1)}} \right. \right. \\ & \cdot \ln \left(\frac{B_0^2 - \beta_0^2 + \left(\frac{\beta_0 + 1}{2}\right)^2}{\left(\frac{\beta_0 + 1}{2}\right)^2} \right) \Bigg]^n \cdot \ln \beta_0 \\ & + \mu_F (r_2^2 B_0^2 - r_3^2) B_0 (B_0 - 1) \frac{1}{\beta_0 t} c \left(\frac{n}{e}\right)^n \\ & \times 48 \times 10^{-6} \Bigg] + \left(2 + \frac{\mu_d \pi}{2}\right) \frac{1}{4\rho_d} c \\ & \cdot \left\{ \sqrt{\frac{2+r}{3(2r+1)}} \ln \left(\frac{B_0^2 - \beta_0^2 + \left(\frac{\beta_0 + 1}{2}\right)^2}{\left(\frac{\beta_0 + 1}{2}\right)^2} \right) \right\}^n \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (1)$$

またポンチ肩での変形を平面ひずみと仮定し⁷⁾、破断応力を求めると

$$(t\sigma_r)_{\text{Break}} = t \cdot c \cdot \left\{ \sqrt{\frac{2(r+1)(r+2)}{3(2r+1)}} \right\}^{n+1} \left(\frac{n}{e}\right)^n \quad \dots\dots\dots (2)$$

(1)式の腕間絞り比 β_0 に関する最大値 (最大絞り応力) が(2)式の破断応力を超えるときの絞り比 B_0 が、限界絞り比 (L. D. R.) を与える。このように求めた L. D. R. と実測値の比較を Fig. 4 に示す。簡単化の仮定にもかかわらず、両者にはよい一致が認められる。この計算には引張試験

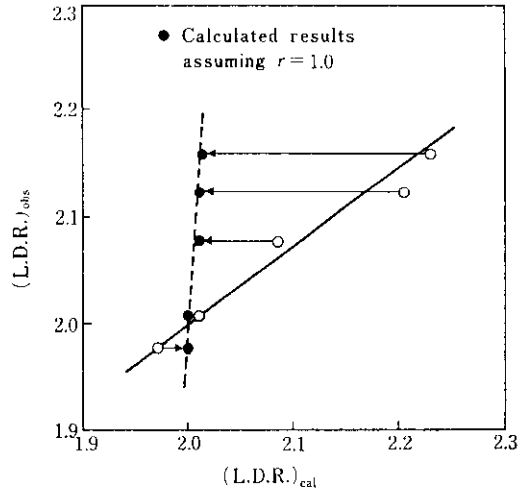


Fig. 4 Comparison between experimental and calculated data by expressions (1), (2) of limiting drawing ratio (L. D. R.)

の塑性曲線から求めた材料定数 n , c , r を用いているが、ちなみに n , c をそのまま、 r 値のみを、 $r=1.0$ として L. D. R. を計算すると、L. D. R. ≈ 2.0 となり、深絞り性はほとんど r 値によって支配されることがわかる。したがって r 値が同じであれば、強度が高いことは深絞り性に大きな悪影響はないといえる。

直径 80mm の球頭ポンチを用い、ブランクの大きさを変えることにより絞りと張り出し成形の複合度を変えた場合の最大成形深さ ($H_{\max}$) と r 値の関係を Fig. 5 に示す。同図から r 値が大き

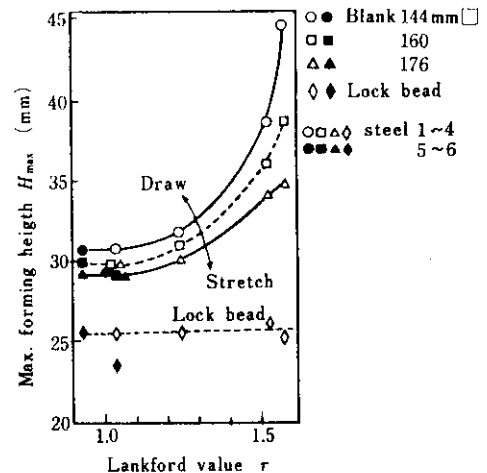


Fig. 5 Relation between shrink-stretch combined formability and Lankford value

いほど H_{max} は増大し、高張力冷延鋼板の H_{max} は、一般冷延鋼板の $H_{max}-r$ 値の関係曲線上にあり、前述のように絞り性はほぼ r 値で評価してよく、延性に対しては比較的鈍感である。blank が小さいほど絞り成分が増えるので H_{max} が増大し、それにおよぼす r 値の影響が顕著になる。また、ロックビードにより blank を固定し、張り出し成形をした場合は、 r 値の効果はなくなる。

角筒絞りの場合の実験結果を Fig. 6 に示す。円筒絞りの場合と同様に角筒絞り性も r 値で評価してよい。

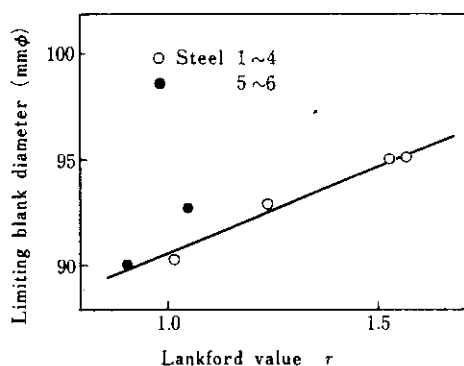


Fig. 6 Relation between the limiting blank diameter and Lankford value in forming with square tools

3.2 液圧バルジによる張り出し性

液圧バルジ成形した場合の最大バルジ高さ (H_b) と全伸びの関係を Fig. 7 に示す。全伸びが大きい材料ほど H_b が大きく、張り出し性がすぐ

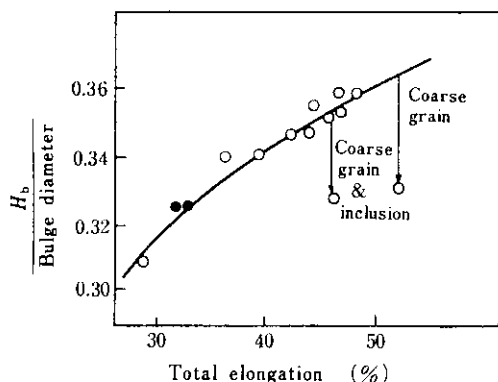


Fig. 7 Relation between bulge height (H_b) and total elongation

れている。したがって本実験に用いた高張力鋼板は延性の劣下のため、一般冷延鋼板に比し、バルジ高さが約 10% 減少している。またほかの材料に比し特に結晶粒が粗大な材料と清浄度の悪い材料は、 H_b - 全伸び関係曲線から大きくはずれバルジ高さが減少している。結晶粒がバルジ高さにおよぼす影響を Fig. 8 に示す⁹⁾。同図の試料は同じ低炭リムド鋼板からひずみ焼鈍法により集合組織がランダムに近く、結晶粒径のみを変えたものであり、結晶粒が微細である方が望ましいことがわかる。

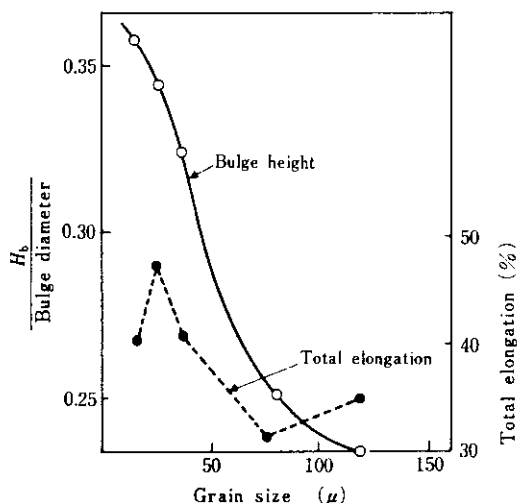


Fig. 8 Effect of grain size on the bulge height (H_b)

3.3 伸びフランジ性

伸びフランジ性におよぼす材料特性は、最小 r 値⁹⁾ (r_{min})、結晶粒径、延性 (伸び)、介在物である。本実験結果も、このような一般的傾向を示している。穴抜き率と r_{min} 、全伸びの関係を Fig. 9、Fig. 10 に示す。打ち抜きによる穴縁近傍の加工硬化とマイクロクラックにより、打ち抜き穴の穴抜き率は機械加工リーマ仕上げのそれより小さい。しかしいずれの場合にも r_{min} と全伸びが大きいほど穴抜き率が大きく、伸びフランジ性がすぐれている。Fig. 9 において穴抜き率と r_{min} の関係からはずれ穴抜き率が劣るのは、全伸びが小さい材料と結晶粒が特に粗大な材料であり、Fig. 10 において全伸びと穴抜き率の関係からはずれ

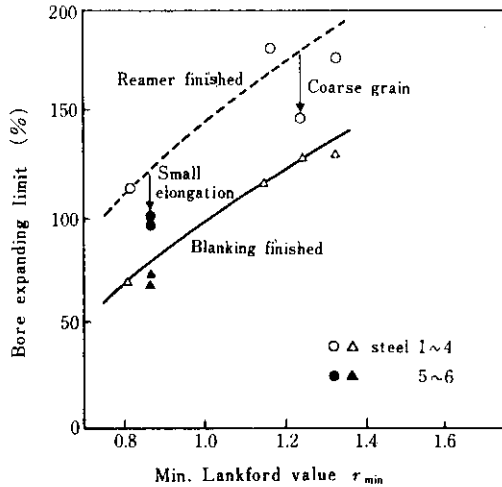


Fig. 9 Relation between bore expanding limit and minimum Lankford value (r_{min})

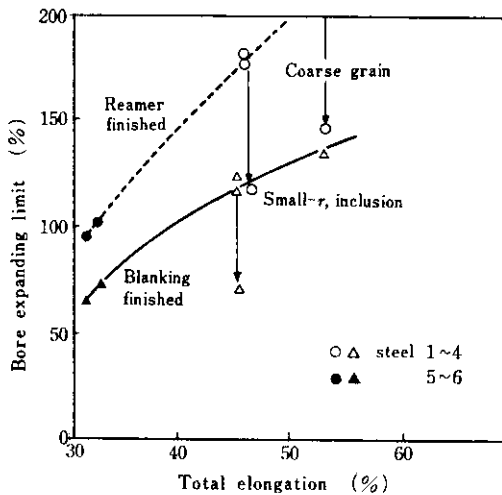


Fig. 10 Relation between bore expanding limit and total elongation

のは清浄度が悪く、 r_{min} の小さい材料と結晶粒が粗大な材料である。本実験に用いた高張力鋼板は結晶粒が細かく清浄度が良いのは有利であるが、すべて伸びが小さいため伸びフランジ性は著しく劣下して、一般冷延鋼板の穴抜き率の約50%である。したがってこのような加工はできるだけ避けるか、伸びフランジ加工度を小さくするよう工程設計すべきである。

3.4 形状性

自動車のルーフ、ボンネット、ドアウターなど小さな曲率を有する面が主要な製品面となるような部品では成形除荷時のスプリングバックが重要な問題となる。この問題はプレス形状性として吉田¹⁰⁾によって指摘されて以来、多くの研究^{11,12)}がなされ、材料特性としては降伏点が決定的であり、これが低いほどスプリングバック量が小さいことが理論および実験により裏付けられている。したがって高張力鋼板をこのような部品に用いるべきではないが、軽量化、耐デンタビリティの目的で使用する場合の資料とするため、形状性について調べた。

スプリングバック (η) を次式で定義する。

$$\eta = \frac{\left(\frac{1}{\rho_0}\right) - \left(\frac{1}{\rho}\right)}{\left(\frac{1}{\rho_0}\right)} = 1 - \frac{\rho_0}{\rho} \quad (3)$$

ただし ρ_0 : ポンチ底面の曲率半径

ρ : プレス品の曲率半径

一定しわ押え力でのスプリングバックと降伏点の関係を Fig. 11 に示す。同図から(1)降伏点が高いほど、また、曲率半径 ρ_0 が大きいほどスプリングバックは大きい。(2)スプリングバックに対する降伏点の効果は曲率半径 ρ_0 が大きいほど顕著にあらわれる。

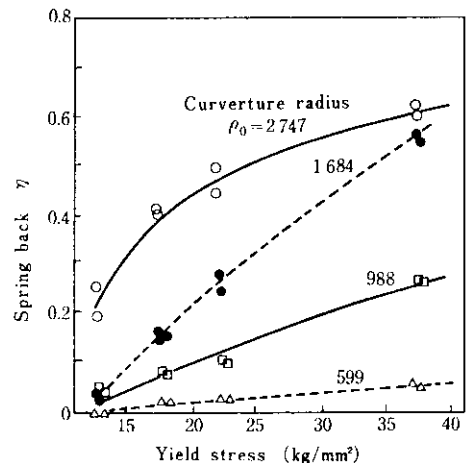


Fig. 11 Effect of yield stress on the spring back (η)

スプリングバックはビードの設置、しわ押え圧の増大などにより引張力を付加すれば小さく抑えることができる。そこでしわ押え圧とスプリングバックの関係を調べ、脱炭リムド鋼を基準にとり $\rho_0=3\,000\text{mm}$ のときは $\eta \leq 0.2$, $\rho_0=1\,500\text{mm}$ のときは $\eta \leq 0.01$ にするために必要なしわ押え圧 P_s を求めた。 P_s と降伏点の関係を Fig. 12 に示す。同図から降伏点の上昇にほぼ比例してしわ押え圧を加える必要があり、それに耐えるだけの絞り性と張り出し性が要求される。しかし一般には降伏点の上昇に伴ない r 値、伸びも劣下するので、単にフランジの拘束を強めるのみでは形状性の劣下を防ぐことはむずかしい。

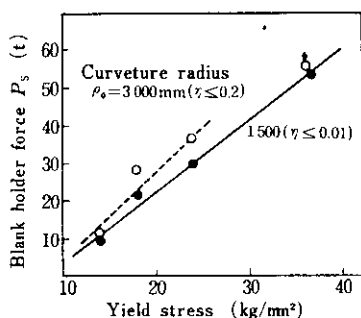


Fig. 12 Relation between yield stress and blank holder force (P_s) to constrain spring back

3.5 張り剛性と耐デントビリティ

曲率半径 ρ_0 が非常に大きな場合のプレス部品の剛性は主に弾性変形域内の剛性が問題で、これを張り剛性と呼び多くの報告がなされた^{11,12)}。これらの報告によれば、材料特性としては降伏点が高く時効硬化しないほど張り剛性が高い。一方曲率半径 ρ_0 が比較的小さい場合のそれは、塑性域まで含めた剛性が問題で、筆者¹⁾らはこれを耐デントビリティと呼び、降伏点が高く、時効硬化するほど望ましいことを示した。Butler²⁾らも同様の結論を下している。このようにプレス品の剛性に対する材料の降伏点の効果は、曲率半径の大きさにより逆効果となり、かつ両者は別々に取り扱われてきた。そこで曲率半径 $\rho=600\sim 8\,000\text{mm}$ 、降伏点 $13\sim 37\text{kg/mm}^2$ の広範囲なプレス品について調べ、剛性に対する降伏点の効果を統一的に検

討する。

プレス品の剛性を評価する量として、プレス品に加える荷重と変位曲線の比例限荷重 (P_e) と一定荷重加えたときの変位 (δ_p) を用いる。負荷荷重 (P) が小さい場合、変位 δ_p は曲率半径 ρ の増加に伴ない単調に増加するが、 P がある限度以上になると δ_p を最大にする ρ が存在する。すなわち、 ρ の増加に伴ない、みかけ上剛性が増大する領域がある。したがって、 δ_p は P が小さい範囲で剛性の評価に有効であり、予備の実験により $P \leq 5\text{kg}$ にすべきことがわかり、ここでは $P=2.5\text{kg}$ 負荷したときの変位 $\delta_{2.5}$ を採用する。

降伏点と製品曲率半径 (ρ)、 ρ と比例限荷重 (P_e)、 ρ と $\delta_{2.5}$ の関係を Fig. 13 に示す。 P_e は ρ の増加に伴ない指数関数的に減少し、 $\rho \geq 3\,000\text{mm}$ ではその効果は小さい。 ρ 一定のもとで比較すれば、 $\rho \leq 2\,500\text{mm}$ では降伏点が高いほど P_e は増大するが $\rho \geq 2\,500\text{mm}$ では降伏点の効果はほとんど認められない。 $\delta_{2.5}$ は製品曲率半径 ρ が大きいほど大きくなるが、 $\rho \geq 4\,000\text{mm}$ では ρ の影響は非常に小さい。 ρ 一定のもとで比較すると $\delta_{2.5}$ におよぼす降伏点の効果はほとんど認められない。

以上のように、降伏点、スプリングバックによる製品曲率半径 ρ を介して剛性におよぼす影響と、 ρ 一定のもとで直接剛性におよぼす影響の両方を検討した結果、降伏点が高いほど剛性が向上するのは(張り剛性が問題となる領域に相当する) $\rho \approx 1\,500\sim 3\,500\text{mm}$ の範囲に限られ、 $\rho \geq 4\,000\text{mm}$ になると降伏点の効果はあまり期待できず、板厚増加などの対策が必要となることがわかった。また、 $\rho \leq 1\,000\text{mm}$ の場合は降伏点が高いほど剛性が増大する(耐デントビリティが問題となる領域)。

3.6 しわ不良

Baldwin & Howald¹³⁾はしわ発生におよぼす材料特性の影響は小さいと報告しているが、その後、河合⁴⁾、宮川¹⁴⁾、早川¹⁵⁾は加工硬化係数 (n 値) が大きいほど、Naziri¹⁶⁾は r 値が大きいほどしわ発生がしにくいと報告している。筆者ら¹⁷⁾は、薄鋼板の軸対称成形における全ひずみ理論により

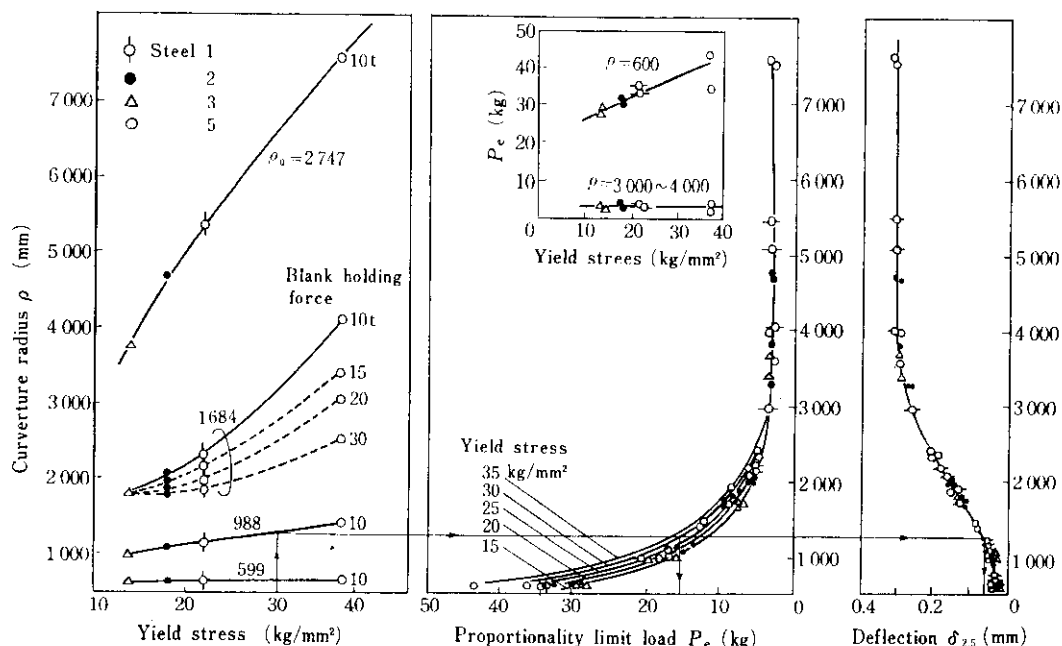


Fig. 13 Effect of yield stress and curvature radius on the rigidity of pressed parts

求めた応力とひずみの計算結果と、実測に基づき仮定したしわ波形を用いエネルギー法によりボディーしわ発生限界成形深さ (H_{cr}) を求めた。材料の加工硬化則を $\sigma_{eq} = \sigma_0 + c \cdot \epsilon_{eq}^n$ で表わし、ランクフォード値 (r 値) も考慮し、 H_{cr} におよぼす降伏点 σ_0 、塑性係数 c 、加工硬化係数 n 、 r 値の影響を明らかにした。

計算と実験結果はよい一致を示し、特に降伏点 σ_0 の影響が大きく、 σ_0 の増大に伴ない H_{cr} は顕著に減少することがわかった。 σ_0 と H_{cr} の関係を Fig. 14 に示す。本実験に用いた高張力鋼板の H_{cr} は一般冷延鋼板の約50%となる。また c は大きいほど、 n 値、 r 値は小さいほど H_{cr} は減少する。一方(2)式からもわかるように、破断力は引張強さに比例して増大するので、相対的には、しわ押え力も引張強さに比例して増すことができ、その分だけ H_{cr} は増大する。これを考慮しても、なお高張力鋼板の H_{cr} は一般冷延鋼板のそれに比し約30%減少する。

一方フランジしわの場合もボディーしわと同様に σ_0 、 c が高いほど、 r 値、 n 値は小さいほど、しわが発生しやすい。しかし Romanovsky⁹⁾、福井ら¹⁰⁾ によれば、フランジしわを抑えるに必要な

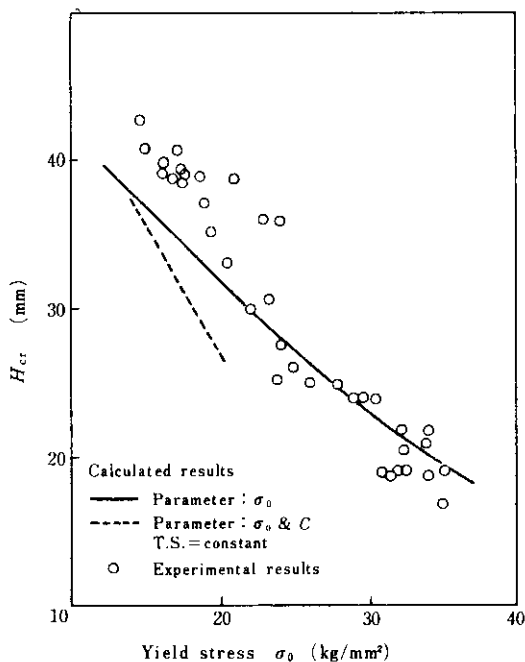


Fig. 14 Effect of yield stress on the critical forming height without body wrinkles (H_{cr})

最低しわ押え力は、降伏点または、引張り強さに比例して増せば十分である。3・1 で示したように、

Romanousky の式に従う 必要最低 しわ押え圧力を用い計算した限界絞り比は、おもに r 値に依存し c 値, n 値には鈍感である。絞り主体でフランジしわのみが対象となる部品では、 r 値が一定であれば高張力は大きな障害とはならない。

薄鋼板のプレス成形における形状不良は、座屈現象としてのしわ不良のほかに金型の幾何形状から余儀なく生じる肉あまり不良がある。筆者ら¹⁹⁾の実験によれば、引張り強さが大きいほど、顕著に肉あまり不良を生じやすくなる。

4. 耐衝撃性についての実験結果と考察

4.1 数式モデルによる計算結果

走行中の車が衝突したときの衝撃特性（力、加速度、衝撃持続時間、変形量）をもっとも単純な数式モデルを用い計算する。Fig. 15 に示すように、質量 M_1 , M_2 の物体 1, 2 が緩衝物体（バンパー、フレームなどに相当する）を介して速度 V_{01} , V_{02} で衝突したものとす。緩衝物体を y だけ変形させるに必要な力を $F(y)$ とする。物体 1, 2 の座標を両者が衝突する直前の位置をそれぞれの原点として x_1 , x_2 で表わす。

物体 1, 2 の運動方程式は

$$\frac{d^2x_1}{dt^2} = -\frac{F(y)}{M_1}, \quad \frac{d^2x_2}{dt^2} = -\frac{F(y)}{M_2} \quad (4)$$

$$\text{ここに } y \equiv x_1 - x_2, \quad M \equiv \frac{M_1 M_2}{M_1 + M_2} \quad (5)$$

(4)(5)より

$$\frac{d^2y}{dt^2} = -\frac{F(y)}{M} \quad (6)$$

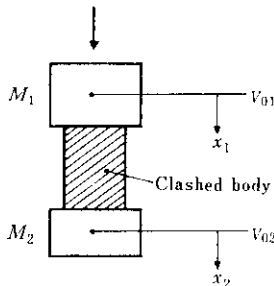


Fig. 15 Mathematical model of clash characteristics

(6)を積分すれば

$$\frac{dy}{dt} = \sqrt{2\left\{c_1 - \frac{1}{M} \int F(y) dy\right\}} \quad (7)$$

$$t = \int \frac{dy}{\sqrt{2\left\{c_1 - \frac{1}{M} \int F(y) dy\right\}}} \quad (8)$$

ここに

c_1 , c_2 は初期条件を満足させる積分定数である。(6), (7), (8)式に荷重変位関係式 $F(y)$ を与えれば速度, 加速度, 衝撃持続時間, 変形量がすべて求まる。緩衝物体の例として弾性体, 弾塑性体, 塑性座屈体について計算する。それぞれの場合の $F(y)$ は次式で与えられる。

(1)弾性体 (Fig. 16の(A))

$$F(y) = K_1 \cdot y \quad (9)$$

(2)の弾塑性体 (Fig. 16の(B))

$$F(y) = K_1 y \quad (y \leq y_e) \quad (10)$$

$$F(y) = K_1 + K_2(y - y_e) \quad (y > y_e) \quad (11)$$

(3)塑性座屈体 (Fig. 16の(C))

$$F(y) = K_1 y \quad (y < y_e) \quad (12)$$

$$F(y) = F_m + F_A \sin\left\{\frac{2\pi}{l_0}(y - y_e)\right\} \quad (y > y_e) \quad (13)$$

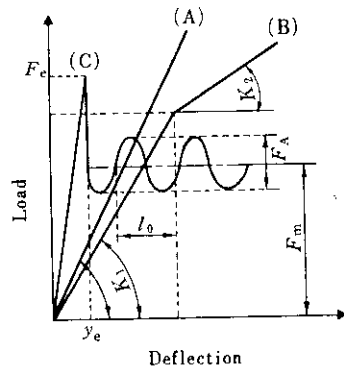


Fig. 16 Schematic diagram of relation between load and deflection

(9)~(13)式を(6)~(8)式に代入し、各衝撃特性値を求め Table 4 に示す。

数値計算例を、緩衝物体として弾性体, 弾塑性体, 塑性座屈体, 壁に衝突した場合について計算する。計算に用いた定数を Table 4 に併記し、計算結

Table 4 Expressions for calculation of clash characteristics

	Elastic body		Elastic-plastic body		Buckling body	
	$y \leq y_0$	$y > y_0$	$y \leq y_0$	$y > y_0$	$y \leq y_0$	$y > y_0$
Time : t	$t = \frac{1}{B} \sin^{-1} \frac{y}{A}$	$t = \frac{1}{B} \sin^{-1} \frac{y_0}{A} + \frac{1}{\sqrt{-c}} \left(\sin^{-1} \frac{b+2c(y-y_0)}{\sqrt{D}} - \sin^{-1} \frac{b}{\sqrt{D}} \right) (c \neq 0)$ $t = \frac{1}{B} \sin^{-1} \frac{y_0}{A} + \frac{2}{b} \sqrt{a+b(y-y_0)} - \frac{2\sqrt{a}}{b} (c=0)$	$t = \frac{1}{B} \sin^{-1} \frac{y}{A}$		$t = \frac{1}{B} \sin^{-1} \frac{y}{A}$	$t = \frac{1}{B} \sin^{-1} \frac{y_0}{A} + \left(y_0 \sqrt{a+by+c \cos \frac{2\pi}{l_0} (y-y_0)} + \left(y - y_0 \sqrt{a+by+c \cos \frac{2\pi}{l_0} (y-y_0)} \right) \right)$
Acceleration : $\frac{d^2y}{dt^2}$	$\frac{d^2y}{dt^2} = -\frac{K_1 y}{M}$	$\frac{d^2y}{dt^2} = -\frac{F_c + K_1(y-y_0)}{M}$	$\frac{d^2y}{dt^2} = -\frac{K_1 y}{M}$		$\frac{d^2y}{dt^2} = -\frac{K_1 y}{M}$	$\frac{d^2y}{dt^2} = -\frac{1}{M} \left\{ F_m + F_A \sin \frac{2\pi}{l_0} (y-y_0) \right\}$
Speed : $\frac{dy}{dt}$	$\frac{dy}{dt} = \sqrt{(V_0 - V_{02})^2 - \frac{K_1 y^2}{M}}$	$\frac{dy}{dt} = \sqrt{a+b(y-y_0)+c(y-y_0)^2}$	$\frac{dy}{dt} = \sqrt{(V_0 - V_{02})^2 - \frac{K_1 y^2}{M}}$		$\frac{dy}{dt} = \sqrt{(V_0 - V_{02})^2 - \frac{K_1 y^2}{M}}$	$\frac{dy}{dt} = \sqrt{a+by+c \cos \frac{2\pi}{l_0} (y-y_0)}$
Maximum deflection : y_0	$y_0 = \frac{V_0 - V_{02}}{\sqrt{\frac{K_1}{M}}}$	$y_0 = \frac{V_0 - V_{02}}{\sqrt{\frac{K_1}{M}}} + \frac{-b + \sqrt{b^2 - 4ac}}{2c} (c \neq 0)$ $y_0 = \frac{V_0 - V_{02}}{\sqrt{\frac{K_1}{M}}} - \frac{a}{b} (c=0)$	$y_0 = \frac{V_0 - V_{02}}{\sqrt{\frac{K_1}{M}}}$		$y_0 = \frac{V_0 - V_{02}}{\sqrt{\frac{K_1}{M}}}$	$y_0 : a + by_0 + c \cos \frac{2\pi}{l_0} (y_0 - y_0) = 0$
Impact time : t_0	$t_0 = \frac{1}{B} \sin^{-1} \frac{y_0}{A}$	$t_0 = \frac{1}{B} \sin^{-1} \frac{y_0}{A} + \frac{1}{\sqrt{-c}} \sin^{-1} \left(\frac{b+2c(y_0-y_0)}{\sqrt{D}} \right) (c \neq 0)$ $t_0 = \frac{1}{B} \sin^{-1} \frac{y_0}{A} - \frac{2}{b} \sqrt{a+by_0} (c=0)$	$t_0 = \frac{1}{B} \sin^{-1} \frac{y_0}{A}$		$t_0 = \frac{1}{B} \sin^{-1} \frac{y_0}{A}$	$t_0 = \frac{1}{B} \sin^{-1} \frac{y_0}{A} + \left(y_0 \sqrt{a+by+c \cos \frac{2\pi}{l_0} (y-y_0)} + \left(y - y_0 \sqrt{a+by+c \cos \frac{2\pi}{l_0} (y-y_0)} \right) \right)$
Appendix	$A \equiv (V_0 - V_{02}) \sqrt{\frac{M}{K_1}}$ $B \equiv \sqrt{\frac{K_1}{M}}$	$A \equiv (V_0 - V_{02}) \sqrt{\frac{M}{K_1}}$ $B \equiv \sqrt{\frac{K_1}{M}}$ $c \equiv -\frac{K_1}{M}$ $D \equiv b^2 - 4ac$	$A \equiv (V_0 - V_{02}) \sqrt{\frac{M}{K_1}}$ $B \equiv \sqrt{\frac{K_1}{M}}$		$A \equiv (V_0 - V_{02}) \sqrt{\frac{M}{K_1}}$ $B \equiv \sqrt{\frac{K_1}{M}}$	$A \equiv (V_0 - V_{02}) \sqrt{\frac{M}{K_1}}$ $B \equiv \sqrt{\frac{K_1}{M}}$ $a \equiv (V_0 - V_{02})^2 - \frac{F_c y_0}{M}$ $b \equiv -\frac{F_c}{M}$ $c \equiv -\frac{K_1}{M}$ $D \equiv b^2 - 4ac$
Data for calculation (Fig. 17, 18)	$K_1 = 10^3 \sim 10^4 (\text{kg/mm})$ $V_{02} = 0$, $M_2 = \infty$ $V_0 = 20 \sim 100 (\text{km/hr})$ $M_1 = 700 \text{ kg/G}$	$K_1 = 10^4 (\text{kg/mm})$, $K_2 = 0$, $M_2 = \infty$ $F_c = 50 \sim 200$, $M_1 = 700 (\text{kg/G})$ $V_0 = 20 \sim 100 \text{ km/h}$	$K_1 = 10^4 (\text{kg/mm})$, $K_2 = 0$, $M_2 = \infty$ $F_c = 50 \sim 200$, $M_1 = 700 (\text{kg/G})$ $V_0 = 20 \sim 100 \text{ km/h}$			
Data for calculation (Fig. 20, 21)		$K_1 = 1.92 \times 10^4 (\text{kg/mm})$, $M_2 = \infty$, $K_2 = 0$ $V_0 = 9.4 \times 10^3 (\text{mm/sec})$, $M_1 = 5.7 \text{ kg/G}$ and 23.1 kg/G				

果を Fig. 17, Fig. 18 に示す。当然のことながら車体が剛であるほど (K_1 , K_2 , F_0 が大きいほど) 変形量は小さく、衝撃持続時間は短かく、加速度は大きい。速度が早くなるほどこれらの特性におよぼす K_1 , K_2 , F_0 の影響が顕著になる。

以上の計算から車体構造としての荷重—変位曲線を求めることにより、衝撃特性がすべて明らかになる。荷重—変位関係 $F(y)$ は車体構造とそれ

を構成する材料の特性により決定されるものであるが、本報告では後者についてのみ触れ、これを薄肉円筒容器の軸方向圧縮座屈変形について検討する。座屈変形パターンは Photo. 1 に示すように、円筒軸に対し軸対称または、3回対称である。

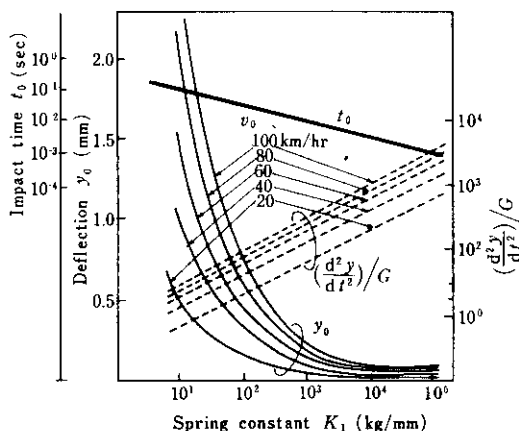


Fig. 17 Clash characteristics (elastic body)

$\left(\frac{d^2 y}{dt^2} : \text{Acceleration, } G : \text{Acceleration of gravity} \right)$
 $v_0 : \text{Initial speed}$

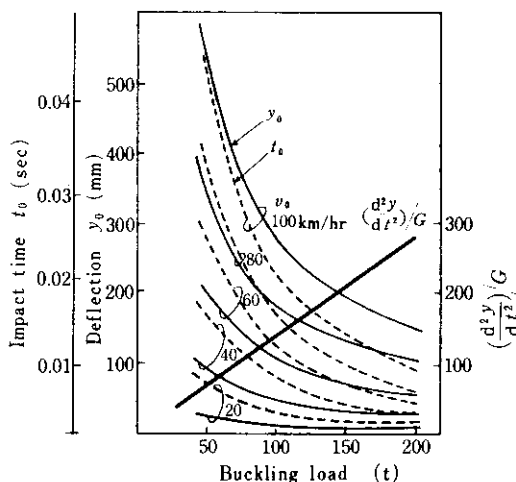


Fig. 18 Clash characteristics (elastic-plastic body)

$\left(\frac{d^2 y}{dt^2} : \text{Acceleration, } G : \text{Acceleration of gravity} \right)$



Photo. 1 Specimen clashed by the drop hammer

4.2 座屈荷重と降伏点、板厚の関係

薄肉円筒容器の軸方向圧縮座屈変形における座屈荷重と降伏点の関係を Fig. 19 に示す。両者はほぼ直線関係にあり、座屈特性におよぼす材料の塑性特性としては第1近似的に降伏点を考慮すればよい。また、座屈荷重におよぼす板厚の効果を同図にプロットする。板厚 0.6~1.0mm の範囲で板厚 0.1mm の増加は降伏点 12.5kg/mm² 増

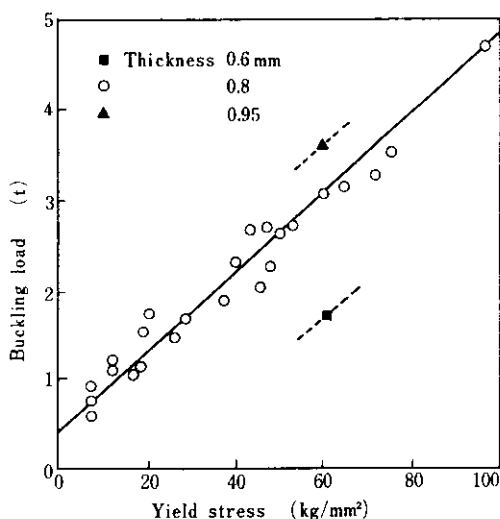


Fig. 19 Relation between buckling load and yield stress

加させることに相当する。

4.3 衝撃持続時間と変形量

Fig. 18 の計算結果からも明らかなように、衝撃持続時間と変形量は座屈荷重(すなわち降伏点)の増加に伴ない急激に減少する。これを実験的に確かめ Fig. 20, Fig. 21 に示す。本実験の円筒容器の変形は Fig. 16の(C)のタイプに属するが、これを近似的に弾完全塑性体におきかえて($F_e \equiv F_m$, $K_2=0$) 衝撃持続時間と変形量を計算する。この例題では弾性変形の寄与が小さく(V_{01}

$-V_{02})^2 \gg F_e \cdot y_e / M$ なので、衝撃持続時間(t_0)と変形量(y_0)は次式で与えられる。

$$t_0 = -\frac{2V_{01}M}{F_e}, \quad y_0 = \frac{V_{01}^2 \cdot M}{F_e} \quad (14)$$

両式から衝撃持続時間は速度と質量に比例し、座屈荷重に反比例する。衝撃による変形量は速度の2乗、質量に比例し、座屈荷重に反比例する。

(14)式による計算結果を実験値と比較して Fig. 20, Fig. 21 に示す。計算と実験は定性的に良い一致を示す。Fig. 15 のモデルはきわめて単純なモデルではあるが、衝撃特性を調べる上でかなり有用である。

4.4 座屈荷重のひずみ速度依存性

本実験における衝撃と静的圧縮による材料のひずみ速度を概算するとそれぞれ $\dot{\epsilon} \approx 10^2$, $\dot{\epsilon} \approx 10^{-2}$ で前者の方が材料の変形抵抗が大きく、座屈荷重も大きい。座屈荷重のひずみ速度依存性を Fig. 22 に示す。引張り強さが大きい材料ほど、ひずみ速度依存性が小さい。したがって衝撃変形に対し高張力鋼板を用いる効果は衝突速度の上昇に伴ない減少する。堀口²⁰⁾らは、実車の衝突実験でこれを裏付ける報告をしている。

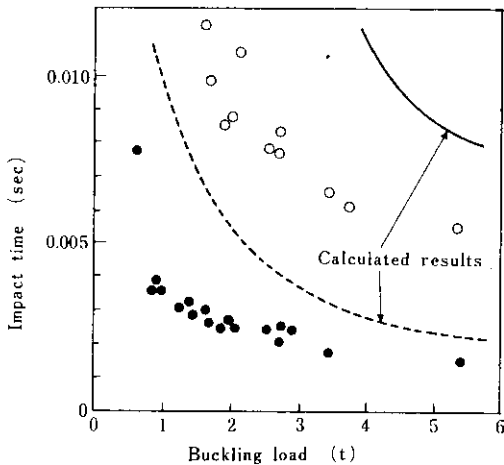


Fig. 20 Relation between buckling load and impact time

(—○— : 23.1kg × 4.5m Drop hammer)
(---●--- : 5.7kg × 4.5m //)

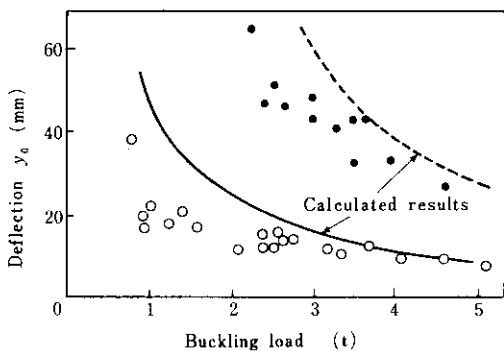


Fig. 21 Relation between deflection and buckling load

(—○— : 23.1kg × 4.5m Drop hammer)
(---●--- : 5.7kg × 4.5m //)

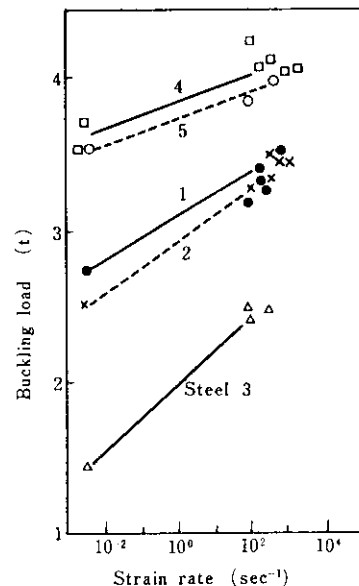


Fig. 22 Effect of strain rate on the buckling load

4.5 座屈吸収エネルギー

円筒容器が座屈変形によって吸収しうる最大のエネルギー (Q) を静的圧縮試験における荷重—変位曲線の面積から求める。 Q と降伏点の関係を Fig. 23 に示す。 Q は降伏点とほぼ直線関係にあり、これは座屈荷重が降伏点と直線関係にあることに対応するものであり、材料特性としては第1近似的に降伏点のみを考慮すればよいことを意味する。

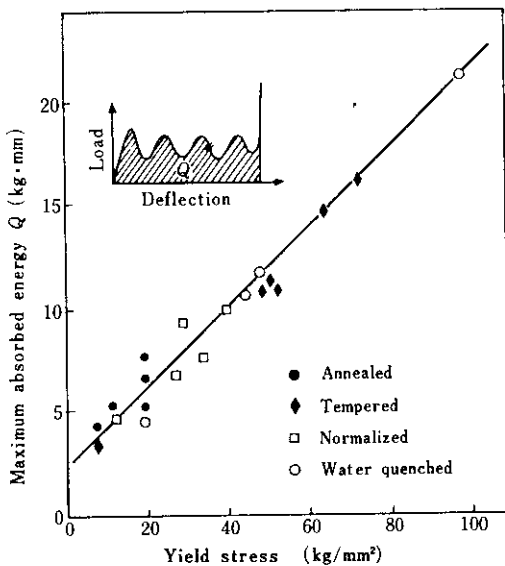


Fig. 23 Relation between yield stress and the maximum absorbed energy

5. 結 論

冷延鋼板の強度と成形性について実験検討した結果、次の結論を得た。

- (1) 絞り性は r 値で評価してよく、 r 値が同じ

であれば強度が高く、延性が低いことの影響は小さい。

- (2) 強度の上昇に伴う延性劣下のため、伸びフランジ性、張り出し性は著しく劣る。

- (3) 成形除荷時のスプリングバックは降伏点が高いほど大きくなり、その効果は曲率半径が大きいほど顕著である。スプリングバックをある一定値以下にするために必要なしわ押え力はほぼ降伏点に比例する。

- (4) 大きな曲率半径 (ρ) を有する面が主要な製品面となる部品の剛性が降伏点の低いほど向上するのは $\rho \approx 1\,500 \sim 3\,000\text{mm}$ の範囲であり (張り剛性), $\rho > 4\,000$ では降伏点に依存しない。 $\rho \leq 1\,000\text{mm}$ では降伏点が高いほど剛性が増す (耐デンタビリティー)。

- (5) 降伏点が高いほど、ボディーしわ、肉あまり不良が生じやすい。絞りが主体でフランジしわのみ対象となる部品では、 r 値が一定であれば高張力は大きな障害とはならない。

- (6) 走行中の車が衝突したときの衝撃特性を簡単な数式モデルを用い計算した。弾性変形の寄与が小さく、速度が早く、質量が大きい条件のもとでは、衝撃持続時間は速度、質量に比例し、座屈荷重に反比例する。衝撃による変形量は速度の2乗、質量に比例し、座屈荷重に反比例する。

- (7) 座屈荷重と座屈変形により吸収しうる最大のエネルギーはともに降伏点と直線関係にある。

- (8) 引張り強さが高い材料ほどひずみ速度依存性が小さい。したがって衝撃変形に対し高張力鋼板を用いる効果は衝突速度の上昇に伴ない減少する。

本研究にあたり千葉製鉄所薄板管理課、薄板研究室の関係各位の協力を得た。ここに感謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 川崎製鉄㈱：薄鋼板成形技術研究会資料、(1971)
- 2) R. D. Butler, D. North & G. M. Davies : Proc. Int. Conf. Sci. Tech. of Iron & Steel, (1971), 848
- 3) R. L. Whitely : Trans. A. S. M., 52 (1960), 154
- 4) 河合望 : 日本機械学会論文集, 26 (1960) 166, 850
- 5) 益田, 室田 : 工業塑性力学, (1961), 163, [養賢堂]

- 6) 宮川, 島宗: プレス技術, 7 (1969) 7, 161
- 7) 福田実: 塑性と加工, 5 (1964) 36, 3
- 8) 川崎製鉄㈱: 薄鋼板成形技術研究会資料, (1968)
- 9) Y. Ito, K. Hashiguchi, & N. Ohashi: Proc. Int. Conf. Sci. Tech. of Iron & Steel, (1971), 858
- 10) 吉田清太: 塑性と加工, 5 (1964) 37, 56
- 11) 阿部邦雄 (学位論文)
- 12) 高橋, 中島: 塑性と加工, 6 (1965) 58, 674
- 13) W. M. Baldwin & T. S. Howald: Trans. A. S. M., 38 (1947), 757
- 14) 宮川: 日本機械学会論文集, 23 (1957) 130, 390
- 15) 山下, 早川: 新三菱重工技報, 2 (1960) 2, 59
- 16) H. Naziri & R. Pearce: la Metallurgia, 8 (1968), 727
- 17) 阿部, 中川: 塑性と加工, 13 (1972) 143, 949
- 18) 福井, 吉田, 阿部: 理工研報告, 8 (1954) 1, 23
- 19) 日野自動車, 川崎製鉄㈱: 薄鋼板成形技術研究会資料, (1972)
- 20) 堀口他: 自動車技術会講演会前刷集, (1972), 425

