

樹脂複合鋼板のプレス成形性

東北大学工学部精密工学科

助教授 伊藤耿一

(昭和63年度研究開発助成 AF-88012)

1. 研究の背景

制振鋼板のコア樹脂の変形抵抗はスキン鋼板のそれにくらべて1桁以上も小さい値である。そのためプレス成形過程の中で、上下のスキン鋼板がほぼ同じ変形をする場合には単一構造の鋼板と考えても差し支えないが、上下の鋼板が相対的に異なった変形をする場合には、樹脂層と鋼板の変形抵抗に差があることによって上下の鋼板に相対的なずれが生じ、またこれに対抗する樹脂からのせん断応力が樹脂層とスキン層の界面に沿って内部応力として分布することになる。これが要因となって、制振鋼板のプレス成形で次のような固有な現象が生ずる。

(1) V曲げ・U曲げのフランジ折れ曲がり(かもめ現象)

(2) 端曲げ、絞りフランジ縁、あるいは打ち抜き工程が先行する曲げ、絞り加工などにおける端ずれ、穴ずれ

(3) 絞りにおけるフランジしわ、ボディしわなどは、板厚に対する曲げ剛性の面内変形に対する比が普通鋼板とは異なり、樹脂のせん断変形抵抗値の影響を受ける。

(4) 工具面との接触摩擦抵抗と樹脂のせん断変形抵抗との違いにより相対ずれを生じて、ひずみ分布を変えることにより破断限界が変わり得る。また、破断に先行する局所くびれは上下鋼板の同一箇所に同時に発生することは一般にあり得ないので、破断に至るくびれ部のひずみの成長に樹脂特性の影響を受ける。

これらの諸現象と樹脂の変形抵抗との関連を説明することが要請される。

2. 研究目的

本研究は制振鋼板の成形限界を律する現象や成形不良現象の発生するメカニズムを解明し、制振鋼板の成形性に関する特徴を普通鋼板のそれと対比させて明かにし良好な成形品を得るための条件を確立することを目的とする。前節で述べたように成形に関連する積層板としての制振鋼板固有の諸現象はコア樹脂のせん断変形抵抗特性の影響を受けると考えられるからそれを定めることを試みる一方で、制振鋼板の成形限界はそのコア樹脂のせん断変形抵抗値との関連に着目して考察する。

この目的を達成するための本研究の構成と概要は以下の通りである。

・制振鋼板の絞り性、特に破断による絞り限界に及ぼす樹脂のせん断変形抵抗値について実験的に検討しさらに破断限界ひずみを予測する解析モデルを提案し破断限界ひずみに及ぼす樹脂のせん断変形抵抗値の影響を定量的に考察する。

・制振鋼板の成形性に大きな影響を与える樹脂のせん断変形抵抗を定めるためのねじり試験機を試作し、いくつかの樹脂についてひずみ速度を変えて、せん断応力せん断ひずみ線図を求め、各ひずみ速度一定の曲線についてRamberg-Osgood型の加工硬化曲線として整理をするとともに、せん断変形抵抗に及ぼすひずみ速度の影響を明らかにする。

・樹脂をコアにした積層板の深絞りのフランジしわの発生規準と樹脂特性の関連を明らかにするための解析モデルを提案しました。これを実験によって確認するためにしわ押さえ制御出来る試験装置を試作する。

2. 軸対称深絞り加工における破断ひずみに及ぼす

樹脂変形抵抗の影響

2. 1 実験条件

スキン板厚0.8mm、コア厚み0.05mmで、使用温度が室温付近の常温型Rと100℃付近で使われる高温型Hの2種類の制振鋼板と間にテフロンをはさんで2枚のスキン用鋼板を重ねたものについて円筒絞り実験を行った、成形時温度(約20°)では常温型Rより樹脂高温型Hの変形抵抗の方が明らかに高い、用いた工具の寸法はポンチの直径32mm、肩半径50mm、ダイス穴径37mm、肩半径8mm、で潤滑剤としてはマシン油を用いた。

2. 2 実験結果

図1はブランク直径と最大ポンチ力ないしは破

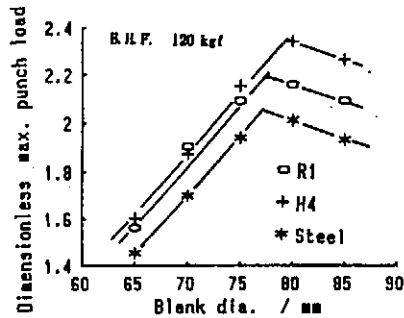


図1 最大ポンチ力及び破断力

断力との関係を示している。最大ポンチ力に関してはテフロン挟みの場合よりもR, H4の方が大きい、RとHの間には大きな差は見られない。破断力については明らかに樹脂の変形抵抗の大きいHが最大で、R、テフロン挟みの順で小さくなっている。最大ポンチ力を結んだ曲線と破断力を結んだ曲線との交点に対応するブランク径が耐破断絞り限界とみなせば、樹脂の変形抵抗の大きいHの絞り限界が最大で、R、テフロン挟みの順で小さくなっている。テフロン挟みを樹脂の変形抵抗が0に相当するとみなせば、耐破断力はコア樹脂の変形抵抗とともに増大する結果となっている。

樹脂の変形抵抗力の増大が深絞り性に及ぼす影響としては

(1) ダイスおよびポンチ肩部における曲げ戻しによるポンチ力の増加(深絞り性低下の要因)

(2) ポンチ肩部での耐破断力の増大(深絞り性向上の要因)が考えられるが、ここでの結果からは(2)の効果の方が大きいと結論できる。

破断が円周に沿って大きく広がらないうちに加工を止めたものではポンチに接していない外側のスキン鋼板には明瞭な局所くびれが認められたが、ポンチに接している内側のスキン鋼板には認められなかった。したがって破断箇所できびれ発生後、破断に至るまでに両側鋼板の間に相対ずれが生じ、これに対する樹脂のせん断変形抵抗がくびれの進展を抑制する効果によって耐破断力が向上するものと思われる。

2. 3 修正M-K理論による破断限界ひずみの解析

深絞りにおける破断におよぼす樹脂の機械的性質の影響をみるために、従来のM-Kモデルに若干の修正を加えた簡易解析を行なった。⁹⁾ 樹脂の弾性率および降伏応力の破断限界ひずみに及ぼす影響を図2に示す。

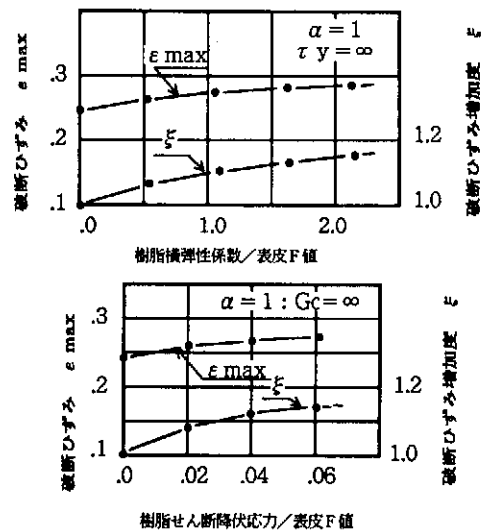


図2 破断ひずみに及ぼす樹脂特性の影響(修正M-Kモデルによる計算)

3. コア樹脂のせん断変形特性の同定

樹脂をコアにした複合鋼板のプレス成形性は樹脂のせん断変形特性の影響を強く受けることがこれまでの研究で明らかにされた。そこでコア樹脂

のせん断変形特性を定めることが重要な課題となる。

従来、慣用的にはせん断接着強度が成形性評価の一つの指標として採用されてきた。これは比較的簡便に試験を行なうことができ、得られたせん断接着強度は両側スキン鋼板の変形量の差が大きくスキン鋼板と樹脂層の界面の剥離が事実上の成形限界になる場合には直接的に成形性評価の指標となると考えられる。しかし破断やしわ発生による成形限界あるいは曲げ加工におけるフランジ折れ曲がりなどのような不良現象ではそこに至るまでの変形特性すなわち樹脂のせん断応力-せん断ひずみ曲線あるいはせん断形成抵抗がこれらの現象を支配するはずである。

一方、高温型の樹脂については樹脂単体の変形特性は引張り試験によっても求められているが、樹脂のせん断変形特性を単軸引張り応力ひずみ曲線から予測し得るような一般的な構成式は未だ確立されていないと思われる。制振鋼板の成形性評価に直接関与するのはおおむね単純せん断に近い応力状態における樹脂の変形特性である。そこで単純せん断の一樣応力場は薄肉円管のねじりによって実現できることに着目して、制振鋼板と同じ状態で樹脂をサンドウィッチしたリングのねじり試験により樹脂のせん断応力-せん断曲線を求めることを試みた。そのために試作した試験機の概要と試作機による試験結果の一部について報告する。

3.1 ねじり試験機の概要

制振鋼板のコア部と同じく0.05mm厚の樹脂を4mm厚の制振鋼板のスキン用鋼板でサンドウィッチしたリングを試験片とした。その両側の互いに90度をなす溝を介して一方を試験機の駆動側、他方を固定軸に結合してトルクを伝達し試験片の樹脂部にせん断変形を与える。

試験機本体の概要と計測制御系のブロック図を図3に示す。駆動モーターは、パルス制御ダイレクトドライブ直流サーボモーターを使用、減速機ハーモニックドライブにより1/100に減速して

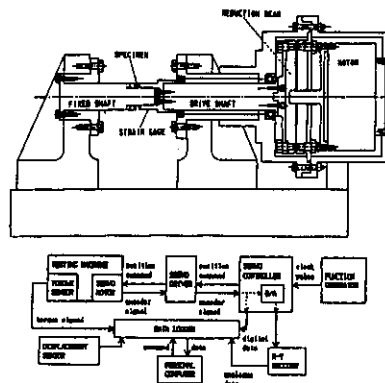


図3 ねじり試験機とその計測制御系ブロック図

試料リングの一方を回転する。モーターの定格トルクは20N・m, 最大回転数2.4rps, 位置決め精度655,360p/rev, である。所定のひずみ速度に対応した周波数のパルスを発振器から自作のコントローラ回路を経由してサーボドライバーに与えることによりモーターの回転速度を制御する。また、試料の固定側および駆動側リングの回転変位を微小変位計で検出しこの相対変位より樹脂厚を0.05mm、リングの平均半径を15mmとしてせん断ひずみに換算した。一方、トルクは駆動軸の一部に接着したひずみゲージにより検出した。これらの測定量はすべてデータロガー（江藤電気製：キャダック100）のインターバル計測機能により自動計測され GPIB 通信によりパーソナルコンピュータ（日本電気製：PC9801-VX）に転送される。データロガーの A/D 変換時間は 50ms/ch である。

3.2 試験結果

表1に示す高温型の2種類および中温型、常温型

表1 ねじり試験試料

Type	Symbol	Kind of resin	Shear adhesion strength /MPa	Peak temp. /°C
High temperature	H1	iso-butylene	8	80
	H2	urethan	16	80
Middle temp.	M	urethan	11	60
Room temp.	R	iso-butylene		30

の各1種類のせん断変形特性についてのひずみ速度の影響について試験した。結果の1部を図4に示す。

・せん断変形特性の樹脂間の比較

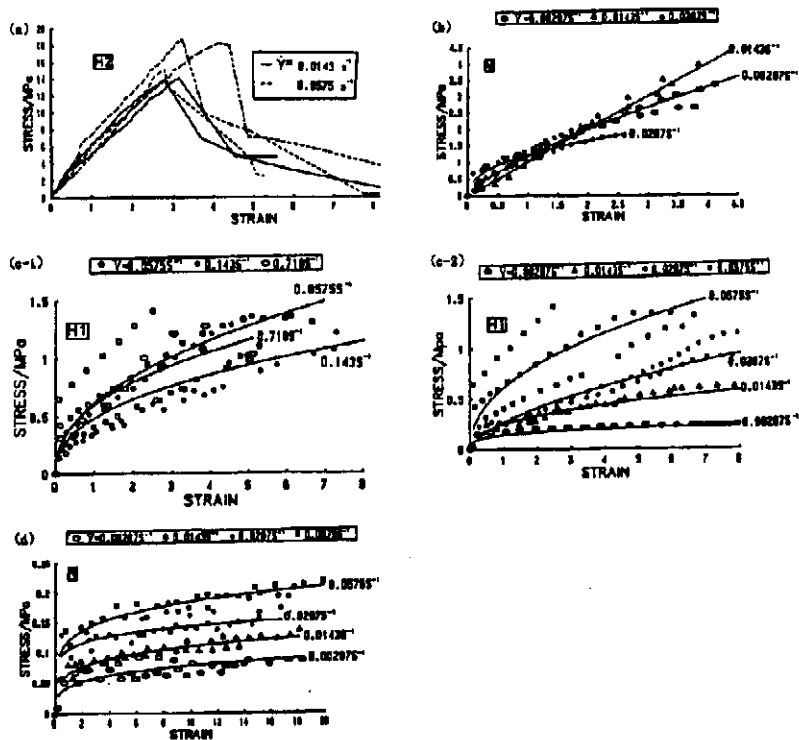


図4 ねじり試験による樹脂のせん断応力-せん断ひずみ曲線

(1) のポリウレタン系樹脂H2およびMでは加工硬化は著しく線形硬化（加工硬化率一定）とみなせる。ひずみ速度は比較的小さい。

(2) ポリイソブチレン系樹脂H1,Rではポリウレタン系よりも加工硬化率が低くまた変形とともに低下している、ひずみ速度依存性は大きい、はその感度が著しい。全体として樹脂のせん断変形特性は樹脂によって互いに異なり統一的なモデルで表現できないが、同一の化学構造をもつ樹脂同志はたとえガラス転位点温度が互いに異なっても類似の特徴を持つことが考えられる。このことから樹脂の変形特性も化学構造によって整理できることが示唆されるがそのためには高分子の化学構造に立脚した樹脂の変形のメカニズムを説明することが期待される。

・ひずみ速度感受性指数

ここでは $\dot{\gamma} = 0.0574/s$ 以下のひずみ速度範囲でひずみ速度の影響が顕著であったH1、およびRについてのひずみ速度の影響を定量的に整理をし

てみる。

ひずみ速度一定のせん断応力-せん断ひずみ曲線のデータを

$$\tau = F \dot{\gamma}^n \quad (F, n \text{ は定数}) \quad (1)$$

なるRamberg-Osgood型の硬化則で最小自乗近似をして得られた各ひずみ速度に対するF値と硬化指数nは表2に示す。また、それらの近似曲線群は図4に実験値と対応させて描いてある。速度及び温度の影響を取り入れた構成式として最近よく引用されるPerzyna型粘塑性構成式では変形応力に対するひずみとひずみ速度の寄与を和の形で分離しているのでひずみ速度一定の応力ひずみ曲線はひずみ速度によらず同一のn値とならねばならない。常温用Rについては各ひずみ速度の値に

表2 ねじり試験によるn値とF値

Strain rate/s ⁻¹	High temperature type		Room temperature type	
	F-value/MPa	n-value	F-value/MPa	n-value
0.00297	0.16	0.20	0.06	0.19
0.0143	0.20	0.42	0.07	0.22
0.0097	0.27	0.61	0.10	0.14
0.0273	0.06	0.45	0.13	0.17

ついて一定の応力ひずみ曲線が互いにほぼ平行移動しているためPerzyna型が適合しそうであるが、高温型H1に対する結果ではn値はひずみ速度とともに増大しておりPerzyna型は明らかに適合しない。

すなわち、H1ではひずみ速度の影響は主に加工硬化率の変化として現われているように見える。そこで両者のひずみ速度感受性を評価するために超塑性材などによく用いられる。

$$\tau = f(\gamma) \dot{\gamma}^m \quad (2)$$

なる構成式におけるひずみ速度感度指数m値を求めた結果を図5に示す。

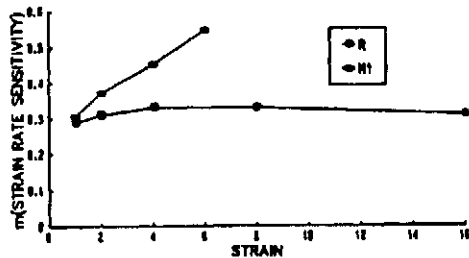


図5 予ひずみとm値の関係

Rについてはひずみ値に関係なくほぼ一定のm値となっているがH1については変形応力のひずみ速度感度はひずみ値と共に増加する傾向が認められる。従って、式(2)の表現でも不十分と思われる。しかしR、H1とも比較的低ひずみ速度域でもm値は0.3以上あり変形応力のひずみ速度感度が高いことは明らかであり、制振鋼板の成形性は加工速度の影響をかなり受けることが推定される。尚ポリウレタン系の高温型H2および中温型のMについては特にデータのばらつきが大きく今回実験した温度、ひずみ速度の範囲ではせん断応力のひずみ速度感受性について定量的な考察をすることはできなかった。

4. 深絞りのフランジしわ発生限界に及ぼす樹脂特性の影響

フランジしわ発生限界は、基本的には、積層板

としての面内変形抵抗に対する曲げ変形抵抗の相対的な大きさによって定まるので、コア樹脂のせん断剛性の影響を強く受けると考えられる。また、深絞りフランジ部のしわはブランクホルダーによりしわの成長過程に無関係な一定の値の抑制力のもとで発生すると考えられる。このような一定のしわ押え力を受ける場合のしわは飛び越し座屈として生じることを著者の一人は示し、その発生条件としてのエネルギー規準を提案して、深絞りのフランジしわの解析にも適用してきた。一方、制振鋼板のV曲げ加工の解析において両側スキン鋼板の界面の相対ずれに着目した解析モデルを提案したが、それによれば制振鋼板の曲げ剛性は構成材料の剛性と寸法のみで一義的に定まらず相対ずれの分布を通してたわみ波形に依存するという特徴がある。そこでこのモデルを2次元的な曲げ変形に拡張した関係を飛び越しエネルギー規準に適用して、制振鋼板のコア樹脂のせん断剛性のフランジしわ発生に及ぼす影響を明らかにするための解析をおこなった。

4.1 解析モデル

図6に示すような平面ダイスによる円筒絞り加工途上におけるフランジ部のみを対象とする。

4.2 飛び越しエネルギー規準

基本状態からしわが発生すると、試料外縁のしわの頂上でブランクホルダー及びダイス面から一定の反力 Q_0 をしわ抑制力として受ける。このようなしわの振幅に無関係な一定の力を抑制力として受ける場合の座屈は円周方向のしわ数Nなるしわ

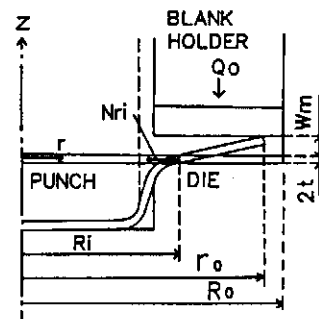


図6 解析モデル

波型 $w(r, \theta)$ に対して飛び越しエネルギー規準は次式で与えられる。

$$U(w) = NA(w) W_m^2 + Q_0 W_m \quad (1)$$

ここに、 W_m は最大しわ高さを表わし、 $A(w)$ はしわの半波長当りのひずみエネルギーであり次式で定義される。

$$A = \iint \left\{ -\delta M r \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} - \delta M \theta \left(\frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} + r \frac{\partial w}{\partial r} \right) \frac{1}{r^2} \right. \\ \left. + 2\delta M r \left(\frac{\partial w}{\partial \theta} - \frac{w}{r} \right) \frac{1}{r} + N r \left(\frac{\partial w}{\partial r} \right)^2 \right. \\ \left. + \frac{N \theta}{r^2} \left(\frac{\partial w}{\partial \theta} \right)^2 \right\} r dr d\theta \quad (2)$$

$$w = w / w_m$$

飛び越し座屈基準 U_{max} および W_{mo} は式 (1)、(2) より次式であたえられることがわかる。

$$U_{max} = -Q_0^2 / 4NA \quad (3)$$

$$W_{mo} = -Q_0 / NA \quad (5)$$

4.3 しわ波形と曲げモーメントの関係

樹脂層のせん断ひずみ

$$\gamma_{xz} = \Delta x / t_c, \quad \gamma_{yz} = \Delta y / t_c \quad (6)$$

t_c : 樹脂層の厚み

鋼板の応力増分とひずみ増分の関係式

$$\sigma_{xz} = a \varepsilon_{xz} + h \varepsilon_{yz}, \quad \delta \tau_{xz} = G \gamma_{xz} \\ \sigma_{yz} = h \varepsilon_{xz} + b \varepsilon_{yz} \quad (7)$$

樹脂層のせん断応力せん断ひずみの関係式

$$\tau_{zx} = Gc \frac{\Delta x}{t_c}, \quad \tau_{zy} = Gc \frac{\Delta y}{t_c} \quad (8)$$

相対ずれと曲率の関係

$$\frac{\partial \Delta y}{\partial y} = \mu y t \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \quad (9)$$

$$\mu y = \frac{h(\lambda y)}{(\lambda y)^2}, \quad (\lambda y)^2 = \frac{2Gc \lambda y^2}{bt_c} \quad (10)$$

$$\frac{\partial \Delta x}{\partial y} + \frac{\partial \Delta y}{\partial x} = (\mu x + \mu y) t \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \quad (11)$$

曲げモーメントとしわ波形の関係

$$M_r = a t^3 \left(\frac{\mu r}{2} - \frac{2}{3} \right) \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} \\ + h t^3 \left(\frac{\mu}{2} - \frac{2}{3} \right) \left(\frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial r} \right) \quad (12)$$

$$M_\theta = h t^3 \left(\frac{\mu r}{2} - \frac{2}{3} \right) \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} \\ + b t^3 \left(\frac{\mu}{2} - \frac{2}{3} \right) \left(\frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial r} \right) \quad (13)$$

$$M_r = G t^3 \left(\frac{\mu r + \mu}{2} - \frac{3}{4} \right) \left(\frac{1}{r} \frac{\partial^2 w}{\partial r \partial \theta} - \frac{1}{r^2} \frac{\partial w}{\partial \theta} \right)$$

4.4 数値計算とその結果

樹脂のせん断剛性率 Gc のフランジしわ発生への影響を見る目的で、これを主たるパラメータとし、市販の制振鋼板を対象とした表3に示す諸条件で数値計算を行った結果を以下の図に示す。

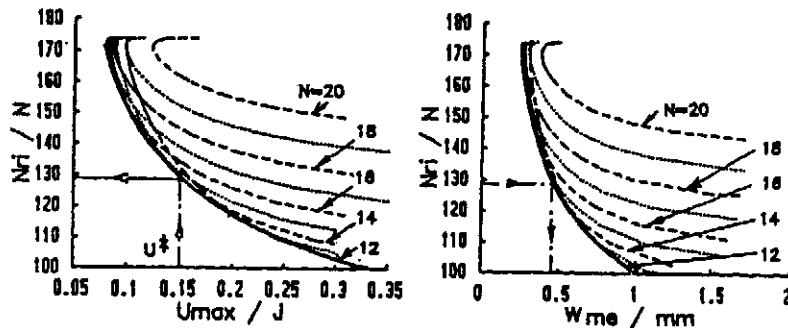


図7 飛越エネルギーとしわ高さ

表3 各試料の Gc 値

試料名	Gc (MPa)
R	0.36
M	11.1
H1	18.7
H2	25.3
H3	19.4

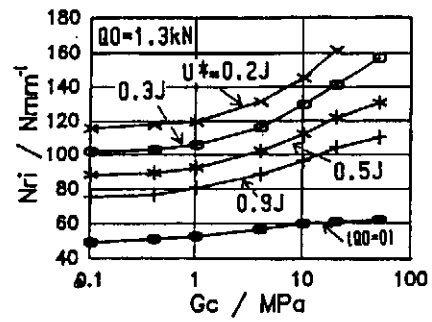


図8 コア樹脂の弾性率としわ発生点の関係

文献

- 1) 伊藤耿一、佐川武俊：第39回塑性加工連合講

演会 (1988)