

技術資料

高強度鋼板を用いたハット型構造部材の高速変形特性

大 楠 洋* 原 健 治**

Dynamic Deformation Characteristics of Hat Square Column in High Strength Steel Sheets.

Hiroshi Oogusu, Kenji Hara

Synopsis :

In order to obtain the guideline of optimum material and structure design for automotive body, we examined dynamic tensile characteristics of steel sheets. Also, the dynamic collapse behavior and the impact energy absorbing capability of hat square column modeled on a front side member were analyzed by using dynamic axial collapse tests and finite element method (FEM) simulations.

We obtained the results as follows :

- (1) The dynamic tensile strength increases, and the dynamic/static ratio of tensile strength decreases with the increase of quasi-static tensile strength of steel sheet.
- (2) The impact absorbed energy of hat square column is considerably affected by the plate thickness and the quasi-static tensile strength of steel sheet. However, the difference in material structure have little effect.
- (3) The impact absorbed energy of hat square column decreases with the increase of spot welding pitch.
- (4) In case of hat square columns produced by the draw bending method, the effect of the processing history is small to the offset impact energy absorption because of the mutual influence of the strain hardening and the plate thickness decrease.

1. 緒 言

自動車メーカーでは、車体軽量化と衝突安全性を両立させるため、高強度鋼板の適用が拡大している。

衝突時における車体構造部材の変形は、その形状や部位によってさまざまであるが、その代表的モードは軸方向の圧潰変形とそれに垂直な方向での曲げ変形に大別される。乗員保護の観点からみると、衝突時に乗員に伝わる衝撃エネルギーを低減すること、ならびに乗員の存在空間を確保することが必須になる。前者は、図1に示すように、前面衝突時にフロントサイドメンバーと呼ばれる構造部材を用いて塑性変形させることにより、限られた変形領域内で効率的に衝撃エネルギーを吸収すること

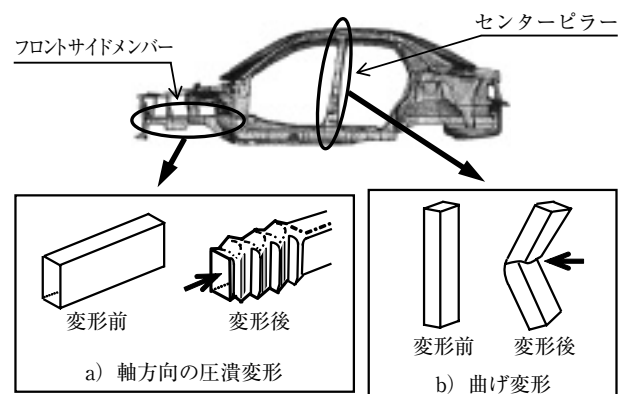


図1 自動車衝突時における各構造部材の変形挙動

Fig.1 Deformation behavior of automotive body parts in impact.

*技術研究所 加工技術研究部 加工第二研究チーム 主任研究員

**技術研究所 加工技術研究部 上席専門部員

で達成され、後者は、センターピラーに代表されるキャビン側面の構造部材を強化して曲げ変形を極力抑えることによって達成される^{1,2)}。

これら対象部位の構造部材は衝突時に高速変形を伴い、例えばフロントサイドメンバーのように前面衝突時に軸圧潰される部位では、最もひずみが集中する図1a)に示す角筒の角部で600~1,000/s程度のひずみ速度に達する^{2,3)}ことから、動的強度が高く、衝撃吸収能に優れた鋼板の開発が行われてきた。現在、車体構造部材に採用されている高強度鋼板として、フロントサイドメンバーには440~590MPa級の合金化溶融亜鉛めっき鋼板(以下、GA鋼板と記す)が、またセンターピラーには590~980MPa級の冷延鋼板の適用が主流⁴⁾となっており、当社においても590および980MPa級の高加工性GA鋼板を開発⁵⁾した。

衝撃吸収能については、これまで冶金学的な検討が多く行われており、DP (Dual Phase: フェライトとマルテンサイトの2相組織) 鋼やTRIP (Transformation Induced Plasticity: フェライト, ベイナイトと残留オーステナイトの複合組織) 鋼が優れるという報告^{6,7)}や、材料組織による差はない^{8,9)}などの報告例があるが、必ずしも統一的な見解は得られていない。

一方、最近の車体構造部材を設計の観点からみると、自動車車体の衝突安全性の向上、軽量化と製造コスト削減などを同時に満足させるため、構造のみでなく、材料、プレス成形方法や溶接方法など、衝撃吸収能に影響を及ぼすさまざまな因子を考慮した構造部材の設計が注目されており、多面的な最適化設計が行われている¹⁰⁾。ただし、実構造部材の評価のみによる最適化設計では開発工期の長期化を招き易いため、形状の多様性を排除したハット型構造部材(以下、ハット型部材と記す)を用いた落錘型軸圧潰試験やFEM(有限要素法: Finite Element Method)解析による評価が前面衝突試験の簡易的検討手法として多用されている¹¹⁾。

そこで本研究では、衝撃吸収能に優れた鋼板の選定や、車体構造部材の設計を行う上での指針を得るため、高速引張試験を行い、鋼板の高速変形特性を調査した。また、落錘型軸圧潰試験とFEM解析により、フロントサイドメンバーを模擬したハット型部材の衝撃吸収能に及ぼす影響因子の検討を行った。

2. 供試材

引張強さが440~980MPa級で、材料組織と板厚が異なる6種類のGA鋼板(片面当たりのめっき付着量45g/m²)

を供試材とした。供試材の化学成分と材料組織を表1に、板厚と機械的性質を表2にそれぞれ示す。鋼板を高強度化するための手段により、供試材を分類すると、Si, Mn, Pなどの元素を利用した固溶強化鋼, Ti, Nbなどの炭窒化物を利用した析出強化鋼, ならびに硬質なマルテンサイト相を利用したDP鋼の3種類である。材料組織でみると、フェライト+パーライト(F+P)とフェライト+マルテンサイト(F+M)の2種類に大別される。ここで、表1に示す鋼種CはTiとNbを含有しているものの、材料組織はF+Mであり、DP鋼として分類される。

表1 供試材の化学成分と材料組織

Table 1 Chemical compositions and material structure of galvanized steel sheets used

鋼種	化学成分(mass%)						材料組織
	C	Si	Mn	P	Ti	Nb	
A 固溶強化鋼	0.15	0.01	1.02	0.015	-	-	F+P
B 析出強化鋼	0.14	0.10	1.62	0.019	0.02	0.04	F+P
C DP鋼	0.08	0.03	2.07	0.013	0.02	0.05	F+M
D DP鋼	0.10	1.15	1.40	0.012	-	-	F+M
E DP鋼	0.11	1.48	1.33	0.014	-	-	F+M
F DP鋼	0.17	1.14	2.25	0.017	-	-	F+M

*): F: フェライト, P: パーライト, M: マルテンサイト

表2 供試材の機械的性質

Table 2 Mechanical properties of galvanized steel sheets used

鋼種	板厚(mm)	降伏強さ(MPa)	引張強さ(MPa)	均一伸び(%)	全伸び(%)
A	1.4	319	456	15	36
B	1.4	488	592	13	28
C	1.6	407	600	16	28
D	1.6	383	620	13	30
E	1.4	390	644	14	29
F	1.4	541	975	12	19

衝撃吸収能に及ぼす材料組織の影響を調査するため、590MPa級の析出強化鋼(鋼種B)とDP鋼(鋼種E)の2種類を用いた。DP鋼は析出強化鋼に比べて降伏強さが低い。一方、板厚の影響を調査するため、590MPa級DP鋼は1.4mm(鋼種E)に加えて1.6mm(鋼種C)

も準備した。

3. 鋼板の高速変形特性

3.1 試験方法

本研究では $2 \times 10^{-3} \sim 4 \times 10^2$ /sのひずみ速度における鋼板の基本的な機械的性質を調査するため、静的引張試験と高速引張試験を行った。

図2に高速引張試験片の形状を示す。高速引張試験(7×10^{-2} , 2×10^1 , 4×10^2 /sの3水準)用の小型試験片の形状は平行部幅5.4mm, 平行部長さ15mmとしたが, 一部の静的引張試験(2×10^{-3} /s)ではJISZ2201規定の5号試験片を用いた。試験片はすべて圧延方向に採取した。

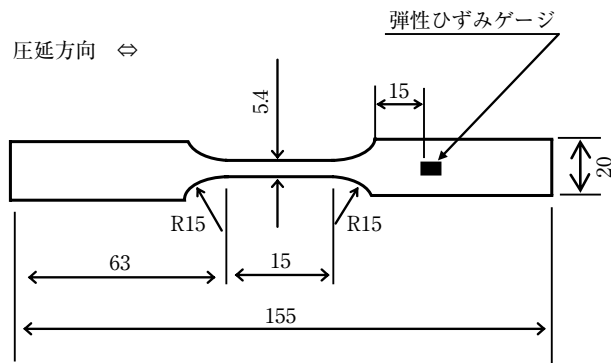


図2 高速引張試験片の形状
Fig. 2 Configuration of dynamic tensile specimen.

高速引張試験は、 $2 \times 10^{-3} \sim 10$ m/sの負荷速度で引張試験が可能で、容量10kNの油圧サーボ式高速引張試験装置¹²⁾を用いた。本装置は、高速条件下で一定速度を確保するため、クロスヘッドに100mmの助走区間を設けたスライダ機構部を有する。負荷速度が高速になると、測定波形に応力波が重畳して真の荷重よりも高い値を示すといった問題を生じるため、荷重測定には試験片掴み部(弾性変形部)の表裏に貼り付けた弾性ひずみゲージを用いた。また、ひずみ測定は試験片平行部に貼り付けた塑性ひずみゲージで行った。なお、塑性ひずみゲージの最大測定量が10%程度であるため、10%以降はひずみ速度一定と仮定してクロスヘッド変位を代用した。

一方、静的引張試験は、100kN引張試験機を使用し、標点間距離50mmの伸び計を用いてひずみ量の測定を行った。

3.2 試験結果

図3に代表的な例として、440MPa級固溶強化鋼(鋼種A)と980MPa級DP鋼(鋼種F)における公称応力-公称ひずみ曲線を比較して示す。どちらの鋼種とも、ひずみ速度が 2×10^{-3} /sから 4×10^2 /sに上昇すると変形応力は大きくなる。

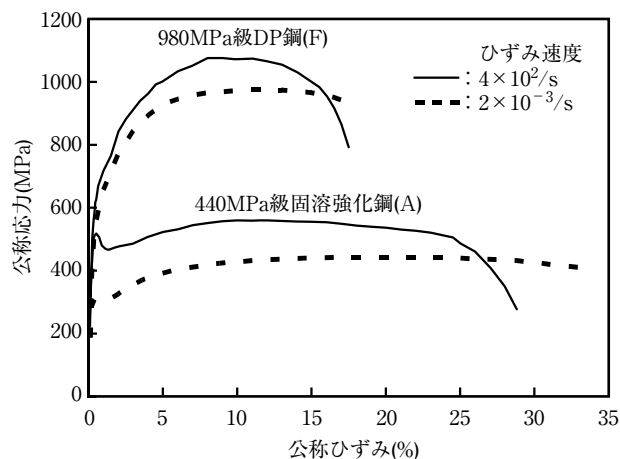


図3 静的および高速引張試験で得られた応力-ひずみ曲線
Fig. 3 Nominal stress-strain curves for quasi-static and dynamic tensile tests.

図4に引張強さに及ぼすひずみ速度の影響を示す。引張強さは、ひずみ速度の増加とともに上昇するが、鋼種間の大小関係はひずみ速度が増加しても変化しない。

図5にひずみ速度 10^{-3} /sの静的引張強さとひずみ速度 10^3 /sの動的引張強さの比(以下、静動比と記す)と静的引

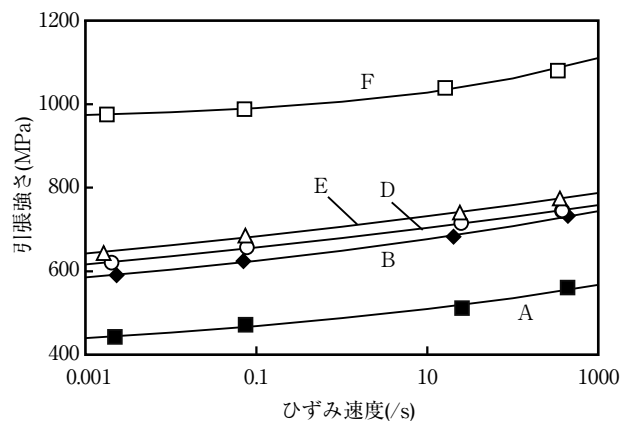


図4 鋼の引張強さに及ぼすひずみ速度の影響
Fig. 4 Effect of strain rate on tensile strength of steels.

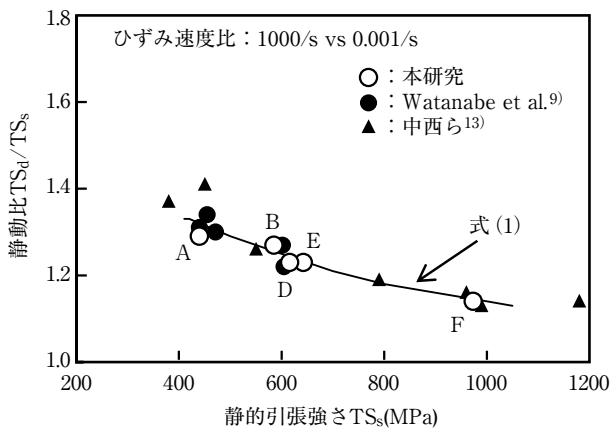


図5 静的引張強さと静動比の関係

Fig. 5 Relation between quasi-static tensile strength and dynamic/static ratio of tensile strength.

張強さの関係を文献値^{9,13)}と比較して示す。ここで、本研究の静動比は、図4に実線で示した鋼種ごとの引張強さに対するひずみ速度の関係を表わす実験式より、 $10^{-3}/s$ の静的引張強さと $10^3/s$ の動的引張強さの値をそれぞれ算出して求めたものである。本研究で得られた静動比は材料組織の違いに依存せず、静的引張強さの増加につれて単調に低下する。

図5に示した結果をもとに、静的引張強さ (TS_s) と動的引張強さ (TS_d) の関係を整理すると、式(1)が得られる。ここで、実験式の導出では、同一方式の高速引張試験装置を用いたWatanabeら⁹⁾のデータも併せて用いた。

$$TS_d = 3.89 \times TS_s^{0.82} \dots\dots\dots (1)$$

動的引張強さは静的引張強さの約0.8乗の依存性を有するが、これは、鋼の静的引張強さが上昇するにつれてひずみ速度の感受性は低下することを表している。

4. ハット型部材の衝撃吸収能

4.1 試験・解析方法

落錘型軸圧潰試験とFEM解析によるハット型部材の衝撃吸収能の評価方法を以下に述べる。

4.1.1 落錘型軸圧潰試験

図6に試験で用いたハット型部材の形状と試験装置の概略を示す。本部材は440および590MPa級のGA鋼板を供試材とし、V曲げ成形したハット板と背面板を接合したもので、軸方向長さは300mmである。フランジ部の接合は溶接間隔を30, 45, 65mmの3水準(基準条件:

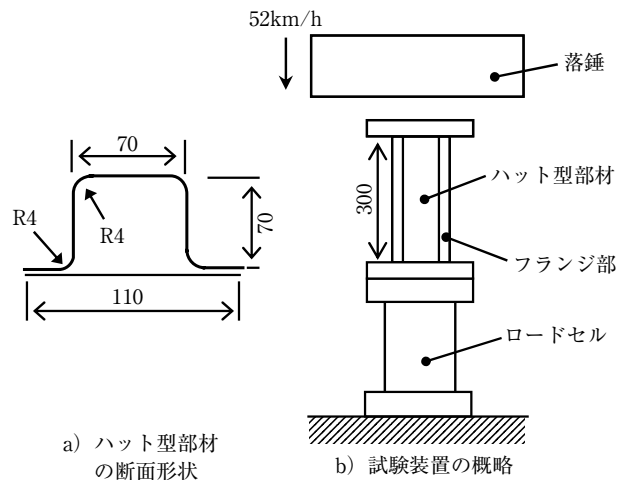


図6 落錘型軸圧潰試験の概略

Fig. 6 Schematic illustration of dynamic axial collapse test.

30mm)と変えて、ナゲット径 $5.3\sqrt{t}$ mm (t :板厚)前後の条件でスポット溶接を行った。また比較として、フランジ部の長手方向に対して連続的にレーザー溶接したものを製作した。

本試験は、質量190kgもしくは290kgの落錘を11.2mの高さから自由落下させてハット型部材を軸圧潰変形させるもので、落錘の衝突初速度は52km/h(実測値)である。試験中は部材直下に設置したロードセルと、落錘の移動距離を計測するレーザー変位計を用い、部材圧潰中の荷重と変位を連続測定した。ハット型部材の衝撃吸収能を評価する指標としては、試験で得られた荷重-変位曲線(いわゆる、荷重応答曲線)をもとに、荷重を180mmまで積分して求めた衝撃吸収エネルギーを採用した。

一部の鋼種では、落錘型軸圧潰試験との比較のため、1,000kN万能試験機を用いて約0.1mm/sの試験速度で静的軸圧潰試験を実施した。

4.1.2 FEM解析

解析には汎用の動的陽解法FEMソフトウェアであるLS-DYNAを用いた。解析で取り扱う衝突現象は、落錘型軸圧潰試験を再現させるため、ロードセルを想定した剛体壁の上に置かれたハット型部材に、試験と同一条件で落錘を衝突させる現象とした。そこで、軸圧潰中の荷重変化は剛体壁が受ける反力の値を出力させた。

ハット型部材本体は対称性を利用して半分をモデル化し、等方弾塑性体の3次元シェル要素を用いて約5mm角サイズに分割した。要素数はハット板と背面板で計2,400要素である。材料の変形特性は、3.1節の引張試験で

得られたデータをもとに、加工硬化挙動をSwift型のn乗硬化則で近似し、かつ、ひずみ速度の影響をCowper-Symondsの式で表現した式(2)の形に定式化²⁾して解析を行った。

$$\sigma = F \cdot (\epsilon_0 + \epsilon)^n \cdot \{1 + (\dot{\epsilon}/D)^{1/P}\} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 σ は真応力、 ϵ は真塑性ひずみ、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度、 F, n, ϵ_0, D および P は引張試験で得られる材料固有の定数である。

溶接部のモデル化は、背面板とハット板の2枚の板で構成されるフランジ部の一定間隔に配置した節点同士を、剛体ビーム要素で連結して表現した。V曲げ成形したハット板のコーナー部における加工履歴は無視した。

これに合わせて、自動車のメンバー類の製造において主流であるドロワーベンド成形(プランクホルダーでフランジ部を拘束するハット曲げ成形)¹⁴⁾がV曲げ成形に比べて大きな加工履歴を受けることから、同加工方法を想定した成形と衝突の連成解析¹⁵⁾を行って、加工履歴の影響も調査した。

連成解析では、成形解析で得られたハット板内の要素ごとの板厚と相当塑性ひずみのデータを、別途作成した衝突解析用のハット型部材形状モデルの対応するそれぞれの要素に引き継ぎ、初期値として入力した。

4.2 ハット型部材の軸圧潰変形挙動

図7に52km/hの衝突初速度で軸圧潰したハット型部材の変形形状について、試験結果と解析結果を比較し

て示す。供試材は板厚1.4mmの590MPa級析出強化鋼(鋼種B)である。衝突後のハット型部材は、蛇腹状に折り畳むように座屈変形しており、試験と解析は良く一致する。

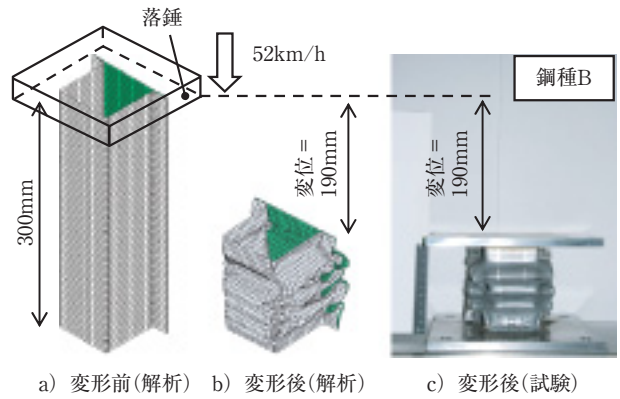


図7 軸圧潰試験後におけるハット型部材の変形形状の一例
Fig.7 Typical deformed shape of hat square column after dynamic axial collapse test.

図8に同一条件で得られた荷重応答曲線と衝撃吸収エネルギーの推移を示す。荷重応答曲線は衝突初期に最大の荷重ピークを示して急減した後、一定高さレベルの荷重ピークが周期的に現れる様子がみられる。この荷重変動はハット型部材の変形とともに順次発生する座屈の周期と対応している。衝撃吸収エネルギーは部材の変形につれてほぼ単調に増大するが、この衝撃吸収エネルギー

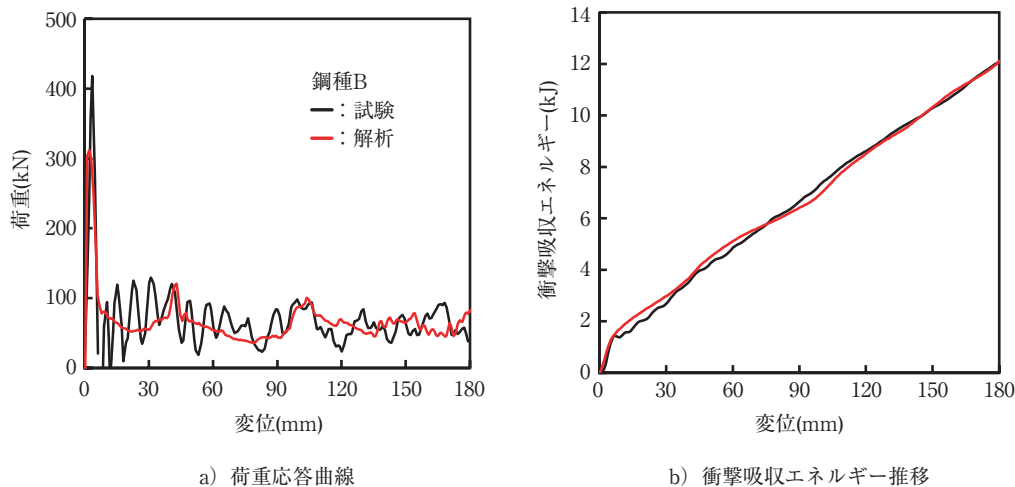


図8 ハット型部材の荷重応答曲線と衝撃吸収エネルギー推移の一例
Fig.8 Typical impact load response curve and impact absorbed energy transition of hat square column.

一が大きいほど、ハット型部材の衝撃吸収能は高い。

4.3 衝撃吸収能に及ぼす各影響因子の検討

4.3.1 材料特性の影響

図9にハット型部材の衝撃吸収エネルギーに及ぼす鋼板の静的引張強さの影響に関する試験結果を示す。図中には、吸収エネルギーの静動比も併記した。供試材は440および590MPa級で、板厚が1.4mmと同一の鋼板(鋼種A, B, E)である。衝撃吸収エネルギーは、鋼板の静的引張強さの増加につれて線形に増大するが、析出強化鋼(鋼種B)とDP鋼(鋼種E)の衝撃吸収エネルギーは同等であり、鋼板の材料組織の影響は明確には認められない。この傾向は、Watanabeら⁹⁾や佐藤ら¹⁶⁾の報告とも一致する。一方、ハット型部材の吸収エネルギーの静動比は鋼板の静的引張強さの増加に伴って減少しており、ハット型部材の吸収エネルギーに対するひずみ速度の感受性は、静的引張強さの上昇につれて低下する傾向がある。

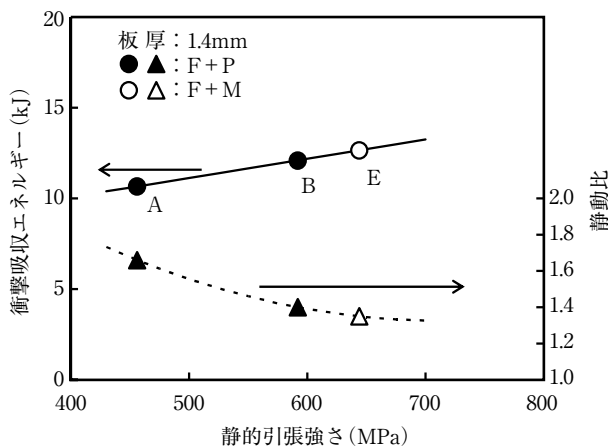


図9 落錘型軸圧潰試験における衝撃吸収エネルギーと静的引張強さの関係

Fig. 9 Relation between impact absorbed energy in dynamic axial collapse tests and quasi-static tensile strength.

本研究では衝撃吸収エネルギーに及ぼす材料組織の影響は認められなかったが、その原因について以下に考察した。

ハット型部材が180mm軸圧潰した時点でのハット型部材全体の平均的なひずみ量を明らかにするため、FEM解析を活用して試算を行った。鋼種A, B, Eのいずれの場合も、相当塑性ひずみは約0.12であり、鋼板の均一伸びに相当する値にまで達している。この試算

結果は、本研究で用いたハット型部材の衝撃吸収エネルギーは、降伏強さではなく、引張強さを用いて整理することが妥当であることを示唆している。したがって、降伏強さの異なる析出強化鋼とDP鋼でも同程度の衝撃吸収エネルギーが得られたものと考えられる。なお、DP鋼は衝撃吸収能に優れるとの報告も見られるが、これはDP鋼が固溶強化鋼や析出強化鋼に比べて予加工+塗装焼付け処理(通常、170℃×20minの熱処理)による強度上昇量大きいこと¹⁷⁾が影響したものと考えられる。

図10にFEM解析で得られた衝撃吸収エネルギー(E_{ab})に及ぼす板厚(t)と静的引張強さ(TS_S)の影響を、試験結果と比較して示す。図中の実線(式(3))が解析で得られた推定式である。

$$E_{ab} = K \cdot t^{1.69} \cdot TS_S^{0.74} \dots \dots \dots (3)$$

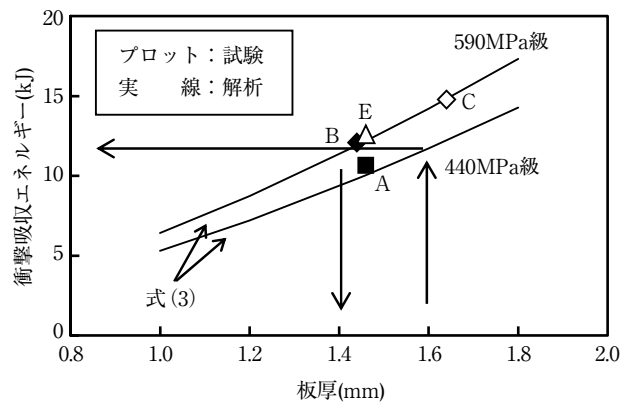


図10 衝撃吸収エネルギーに及ぼす板厚と引張強さの影響

Fig.10 Effect of thickness and quasi-static tensile strength on the impact absorbed energy.

ここで、 K はハット型部材サイズなどの影響を含む定数である。試験で得られたプロットは、この実線上にほぼ分布し、解析結果とも良く一致する。式(3)より、鋼板の板厚や静的引張強さの増加につれて衝撃吸収エネルギーは増加するが、引張強さに比べて板厚の影響の方が大きいことが分かる。

最後に、得られた結果をもとに、式(3)の具体的な活用として、鋼板の高強度化による軽量化効果について試算を行った。例えば、衝撃吸収能が要求される部材に板厚1.6mmの440MPa級鋼板が使用されている場合、剛性の低下に支障のない限り、590MPa級鋼板への置き換えで約10%の軽量化が期待できる。

4.3.2 スポット溶接間隔の影響

自動車構造部材は多くの場合、薄鋼板を用いてプレス成形された部品をスポット溶接して組み立てられることから、衝撃吸収能に及ぼすスポット溶接間隔の影響を調査した。

図11に65mm間隔でフランジ部を接合したスポット溶接部材とレーザー溶接した連続溶接部材を用いた軸圧潰試験後の変形形状をそれぞれ比較して示す。供試材は板厚1.4mmの590MPa級DP鋼（鋼種E）である。座屈形態はどちらの部材も蛇腹状に軸圧潰する変形モードであるが、フランジ部の変形挙動に差異が認められる。すなわち、連続溶接部材はハット板と背面板の2枚の板で構成されるフランジ部が折り重なるように座屈しているのに対して、スポット溶接部材はフランジ拘束力が低下することで2枚の板が追従せず、スポット溶接点以外の板同士が離れて隙間が発生する状況が観察される。



a) スポット溶接部材



b) 連続溶接部材

図11 スポット溶接部材と連続溶接部材における変形形状の比較
Fig.11 Comparison of deformed shapes between spot welded hat square column and continuous welded hat square column.

図12に衝撃吸収エネルギーに及ぼすスポット溶接間隔の影響に関する試験結果を、解析結果と比較して示す。スポット溶接間隔が大きくなるほどフランジ拘束力が低下するため、部材の衝撃吸収エネルギーは小さくなり、65mm間隔で溶接した場合は連続溶接したものに比べて17%低下する。この傾向はSatoら¹⁸⁾の軸圧潰試験結果とも一致する。図中の解析値は試験結果とも比較的良く一致している。

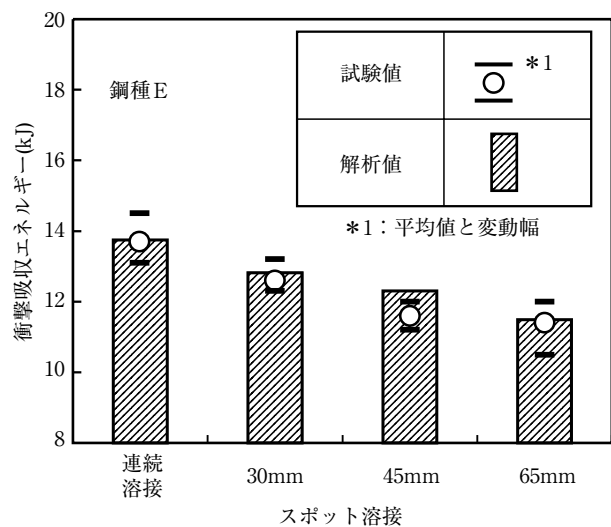


図12 衝撃吸収エネルギーに及ぼすスポット溶接間隔の影響

Fig.12 Effect of spot welding pitch on the impact absorbed energy.

4.3.3 加工履歴の影響

自動車のメンバー類の製造において主流であるドロワーバンド成形の工程を経て組み立てられた構造部材を想定し、衝撃吸収エネルギーに及ぼす加工履歴（加工硬化と板厚減少）の影響について調査した。

まず始めに、衝突解析に加工履歴データを引き継ぐため、事前実施した成形解析によるハット板の板厚分布とハット板表層における相当塑性ひずみ分布の一例を図13に示す。成形解析は、590MPa級DP鋼（鋼種E、寸法260×300×t1.4mm）を用い、下死点近傍（ストローク65～70mm）でブランクホルダー力（BHF）を上昇させるダブルアクションを実施した例である。

ハット縦壁部では、ブランクホルダーにより素材の流入が制限され、この縦壁部に張力が働くことで板厚減少を生じるが、図13a)に示すように、大きな板厚減少はフランジ部側の縦壁部末端（濃い青色を示す領域）に集中している。一方、図13b)に示す相当塑性ひずみ分布からは、ハット縦壁部表層では、ダイ肩部を素材が通過

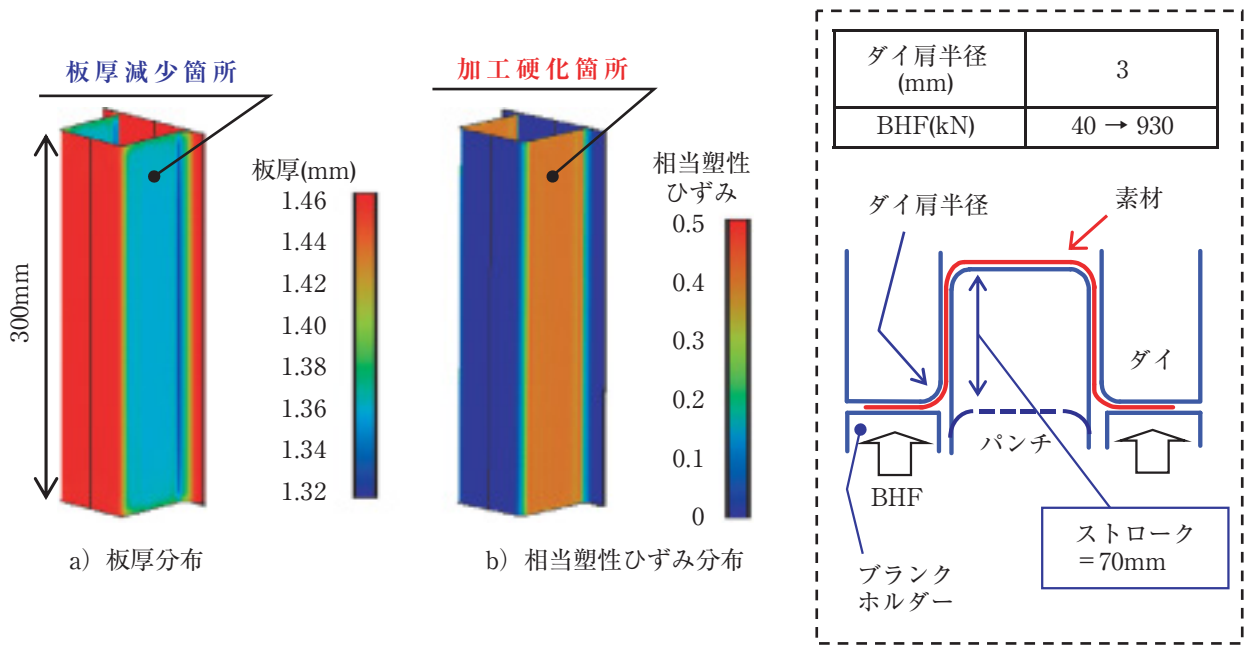


図13 ドローバンド成形後における板厚分布と相当塑性ひずみ分布の解析結果の一例
 Fig.13 Typical distributions of calculated thickness and equivalent plastic strain after draw bending.

した際の曲げ・曲げ戻しと板厚減少に起因した加工硬化が生じていることが確認できる。

成形解析結果を検証するため、ハット型部材のフランジ部長さに対して、1/10倍に縮尺した小型試験片（鋼種E、寸法200×30×t1.4mm）を供試材とし、エリクセン試験装置によるハット曲げ成形試験を行い、成形後の板厚分布を調査した。図14に試験結果をFEM解析結果と比較して示す。成形条件はダイ肩半径3mm、ストローク40mmで、BHFを4kN（ストローク0～35mm）か

ら93kN（35～40mm）に変更するダブルアクションである。ハット縦壁部の平均的な板厚減少率は試験値で約8%であり、解析結果とほぼ一致する。

図15はダイ肩半径とBHF条件を変化させた時の衝撃吸収エネルギーを縦壁部の平均板厚減少率で整理した結果を示す。縦壁部の板厚減少率によらず、いずれの成形条件においても、衝撃吸収エネルギーはほぼ一定であり、加工履歴の影響は小さい。この傾向は、590MPa級DP

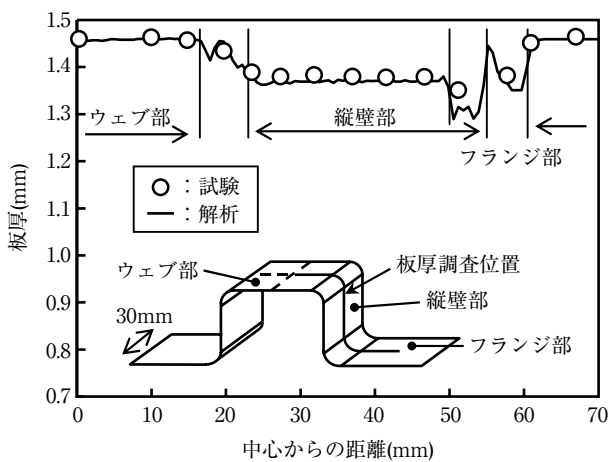


図14 ハット曲げ成形後の板厚分布（鋼種E）
 Fig.14 Thickness distribution after draw bending.

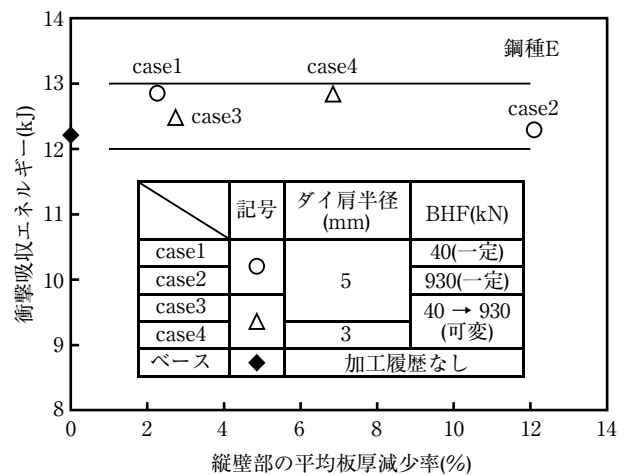


図15 衝撃吸収エネルギーに及ぼすドローバンド成形条件の影響
 Fig.15 Effect of draw bending conditions on the impact absorbed energy.

鋼を用いた軸圧潰試験とFEM連成解析による吉武¹⁹⁾の調査結果とも一致する。

FEM解析の結果、加工履歴の影響は小さいものと推定されたが、その原因について以下に考察した。

図16に衝撃吸収エネルギーに及ぼす加工硬化および板厚減少の影響を示す。なお、成形条件はダイ肩半径3mmでダブルアクションを実施したケースを想定する。この結果より、加工履歴の影響が小さいのは、加工硬化に伴う強度上昇と板厚減少による強度低下の相互作用でほぼ相殺されたことが原因していることが分かる。

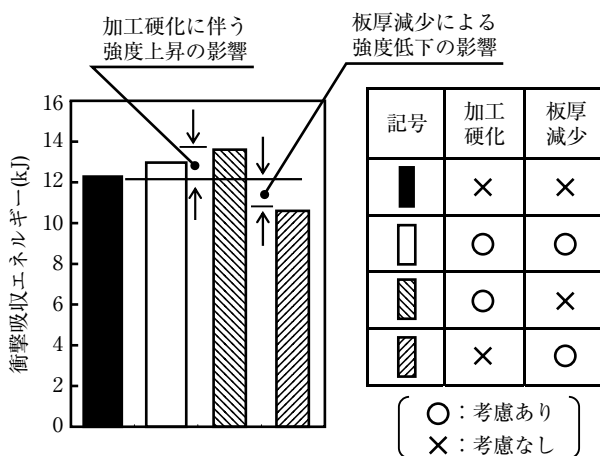


図16 衝撃吸収エネルギーに及ぼす加工履歴の影響 (鋼種E, 成形条件case4)

Fig.16 Effect of the strain hardening and the thickness decrease after draw bending on the impact absorbed energy.

5. 結 言

衝撃吸収能に優れた鋼板の選定や、車体構造部材を設計する上での指針を得るため、高速引張試験を行い、鋼板の高速変形特性について検討した。また、落錘型軸圧潰試験と衝突FEM解析により、フロントサイドメンバーを模擬したハット型部材の衝撃圧潰変形挙動と衝撃吸収能に及ぼす因子の影響を調査し、以下の知見を得た。

- (1) 鋼板の引張強さは、ひずみ速度の上昇とともに増加する。ただし、高強度化するほど静動比 (ひずみ速度 $10^{-3}/s$ の静的引張強さと $10^3/s$ の動的引張強さの比) は低下し、ひずみ速度の感受性は小さくなる。
- (2) ハット型部材の衝撃吸収エネルギーは鋼板の板厚と引張強さに大きく支配されるが、材料組織の影響は小さい。

(3) ハット型部材を構成するハット板と背面板の溶接部では、スポット溶接点間隔が大きくなるほど衝撃吸収エネルギーは低下する。

(4) ドローバンド成形で製造されたハット型部材の場合、加工硬化と板厚減少の相互効果でほぼ相殺されるため、衝撃吸収エネルギーに及ぼす加工履歴の影響は小さい。

参考文献

- 1) 大坂邦明, 森健雄: 自動車の衝突安全性と高張力鋼板の高速変形特性, 日本鉄鋼協会, 東京, (1997), 9.
- 2) A.Uenishi, M.Suehiro, Y.Kuriyama and M.Usuda: IBEC '96, Automotive Body Interior & Safety Systems, Automotive Technology Group Inc., Michigan, (1996), 89.
- 3) T.Hira, J.Hiramoto and K.Sakata: Kawasaki Steel Giho, 33 (2001), 66.
- 4) 鶴原吉郎, 狩集浩志: 日経メカニカル, 590 (2003), 79.
- 5) S.Hironaka, K.Hosomi, H.Tanaka and T.Matsumoto: Nisshin Steel Tech. Rep., 87 (2006), 27.
- 6) 高橋学, 上西朗弘, 栗山幸久, 岸田宏司: 自動車の衝突安全性と高張力鋼板の高速変形特性, 日本鉄鋼協会, 東京, (1997), 41.
- 7) 三浦和哉, 高木周作, 比良隆明, 古君修, 小原隆史, 谷村真治: 自動車の衝突安全性と高張力鋼板の高速変形特性, 日本鉄鋼協会, 東京, (1997), 57.
- 8) A.Yoshitake, K.Sato, Y.Hosoya, T.Okita, K.Iwase and T.Yokoyama: NKK Tech. Rep., 157 (1997), 21.
- 9) K.Watanabe, T.Yamano and J.Iwaya: 22nd Biennial Congress IDDRG 2002, Nagoya, (2002), 193.
- 10) 中澤嘉明, 田村憲司, 吉田経尊, 高木勝利, 加納光寿: 自動車技術会春季大会学術講演会前刷集, 26-05 (2005), 20055063, 9.
- 11) S.Furusako, A.Uenishi and Y.Miyazaki: Nippon Steel Tech. Rep., 385 (2006), 32.
- 12) 吉武明英: 自動車用材料の高速変形に関する研究会成果報告書, 日本鉄鋼協会, 東京, (2001), 5.
- 13) 中西栄三郎, 板橋正章, 河田幸三: 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集, 920-72 (1992), 519.
- 14) 日本塑性加工学会編: 塑性加工技術シリーズ14「曲げ加工」, コロナ社, 東京, (1995), 67.
- 15) 麻寧緒, 梅津康義: 平成12年度塑性加工春季講演会, (2000), 17.
- 16) K.Sato, T.Hira and A.Yoshitake: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., 534 (2005), 641.
- 17) 渡辺憲一, 岩谷二郎, 岡野洋一郎: 自動車の衝突安全性と高張力鋼板の高速変形特性, 日本鉄鋼協会, 東京, (1997), 73.
- 18) K.Sato, A.Yoshitake, Y.Hosoya and T.Yokoyama: IBEC '97, Interior, Safety & Environment, Automotive Technology Group Inc., Michigan, (1997), 1.
- 19) A.Yoshitake: Bull. Iron Steel Inst. Jpn., 10 (2005), 309.