

博 士 論 文

ホットスタンピングプロセスによる
高強度薄鋼板の成形技術に関する研究

金沢大学大学院自然科学研究科
機械科学専攻

学籍番号	1824032006
氏 名	楠見 和久
主任指導教員名	潮田 浩作
提出年月	2019 年 1 月

目 次

第 1 章 緒言	1
1. 1 本研究の背景	1
1. 1. 1 社会からの自動車車体軽量化の要請	1
1. 1. 2 高強度鋼板の適用拡大と冷間プレスにおける課題	7
1. 1. 3 ホットスタンピング工法について	12
1. 2 ホットスタンピング工法の成形性に関する従来研究と課題	23
1. 2. 1 板材成形での成形分類	23
1. 2. 2 ホットスタンピング工法でのプレス成形性研究に関する 従来知見と課題	28
1. 3 本研究の目的と構成	32
第 1 章の参考文献	34
第 2 章 ホットスタンピング工法による優れた形状凍結性発現機構	38
2. 1 緒言	38
2. 2 実験方法	40
2. 2. 1 供試材	40
2. 2. 2 成形条件	42
2. 2. 3 形状凍結性の評価	46
2. 2. 4 熱間引張強度	48
2. 2. 5 数値解析方法	49
2. 3 実験結果および考察	50
2. 3. 1 ホットスタンピングと冷間プレスの形状凍結性の比較	50
2. 3. 2 形状凍結性におよぼす成形開始温度と鋼種の影響	53
2. 3. 3 形状凍結性におよぼす熱間引張強度の影響	55
2. 3. 4 数値解析による成形後、冷却中の応力状態の変化の予測	57

2.3.5	ホットスタンピングによるおける優れた形状凍結性発現機構	64
2.4	結言	65
	第2章の参考文献	66
第3章 ホットスタンピング工法における張出し成形性におよぼす		
	成形条件の影響	67
3.1	緒言	67
3.2	実験方法および数値解析方法	68
3.2.1	供試材	68
3.2.2	工具	70
3.2.3	成形条件	72
3.2.4	数値解析方法	73
3.3	実験結果および考察	74
3.3.1	ホットスタンピング工法における張出し成形限界高さ	74
3.3.2	成形後の板厚分布と断面硬さ分布	79
3.3.3	数値解析を用いた張出し成形性におよぼす成形条件の影響	
	に関する一考察	89
3.4	結言	98
	第3章の参考文献	99
第4章 ホットスタンピング工法におけるドローバンド成形性に		
	およぼす成形条件の影響	100
4.1	緒言	100
4.2	実験方法	103
4.2.1	ドローバンド成形方法	103
4.2.2	熱間チムケン試験方法	104
4.2.3	ドローバンド成形の数値解析方法	110
4.3	実験結果および考察	111

4.3.1	ドローベンドでの成形可否におよぼす成形条件の影響	111
4.3.2	ホットスタンピングに適した潤滑剤の検討	118
4.3.3	成形解析結果とドローベンド成形性支配要因	123
4.4	結言	128
	第4章の参考文献	129
	第5章 ホットスタンピング工法における円筒深絞り性	
	ーしわ押さえ方法および限界絞り比の検討ー	130
5.1	緒言	130
5.2	実験方法	131
5.2.1	ホットスタンピングに適したしわ押さえ方法の検討	131
5.2.2	ギャップサポートを用いた場合のホットスタンピングでの 限界絞り比の検討	135
5.3	実験結果および考察	138
5.3.1	ホットスタンピングの深絞り性におよぼすしわ押さえ方法の影響	138
5.3.2	ホットスタンピングでの円筒深絞りにおける限界絞り比の検討	146
5.4	緒言	157
	第5章の参考文献	159
	第6章 総括	160
6.1	本研究で得られた結論	160
6.2	本研究の総括	165
	第6章の参考文献	167
	謝辞	168

第 1 章 緒言

1.1 本研究の背景

1.1.1 社会からの自動車車体軽量化の要請

地球温暖化の原因物質と考えられている二酸化炭素の排出量削減は、主な移動手段・輸送手段の一つである自動車においても最も重要な課題の一つとなっている。まず、1970年代にオイルショックを経て、エネルギー消費抑制の観点からアメリカにて制定された企業平均燃費（CAFE：Corporate Average Fuel Economy）規制を代表とする燃費規制が始まった^{1),2)}。その後、1997年の気候変動枠組み条約第3回締約国会議（COP3）にて締結された「京都議定書」により、二酸化炭素排出量の各国の規制がさらに強化される方向に進んでいる³⁾。Fig. 1-1に日本、欧州、米国、中国の二酸化炭素排出量の規制値を示す⁴⁾。先行している欧州では2015年の130g/kmから2021年には95g/kmと大幅な削減が計画されており、各国もこれと同様のさらなる規制強化が進んでいる。燃費向上の手段としては、エンジンの効率向上や各種駆動部品の損失低減、モーターを利用した新動力源の導入等と並び、車体の軽量化は走行時の消費エネルギーを直接的に低減するために重要な手段であると考えられている¹⁾。

また、交通事故での死傷者削減のため衝突安全性の向上も求められている。実際の事故の分析から事故を再現する衝突試験が法規制化されているが、法規制よりもさらに厳しい条件での衝突試験により衝突安全性能がNCAP（New Car Assessment Program）として評価され、公開されている⁵⁾。Fig. 1-2に日本で実施されているJNCAPでの乗員保護に関する試験条件の模式図、Table 1-1に各種衝突試験の開始年を示す⁶⁾。1995年からフルラップ前面衝突試験が開始され、その後に側面衝突試験やオフセット前面衝突試験等が加えられている。Table 1-2には各国の乗員保護に関するNCAPの試験内容を示す⁷⁾。日本には無い試験や条件が厳しい試験もあり、さらに強化の方向にある。このような背景のもと、衝突安全性向上の一つの手段とし

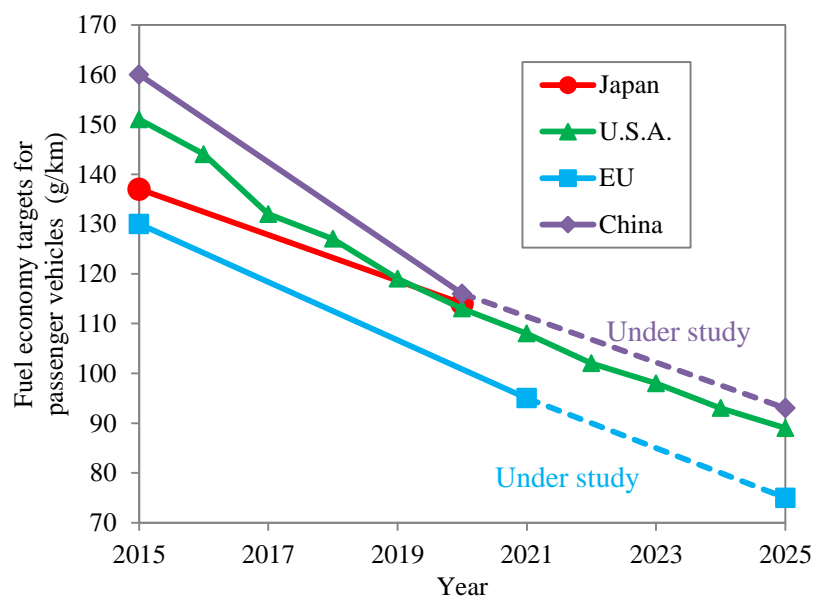
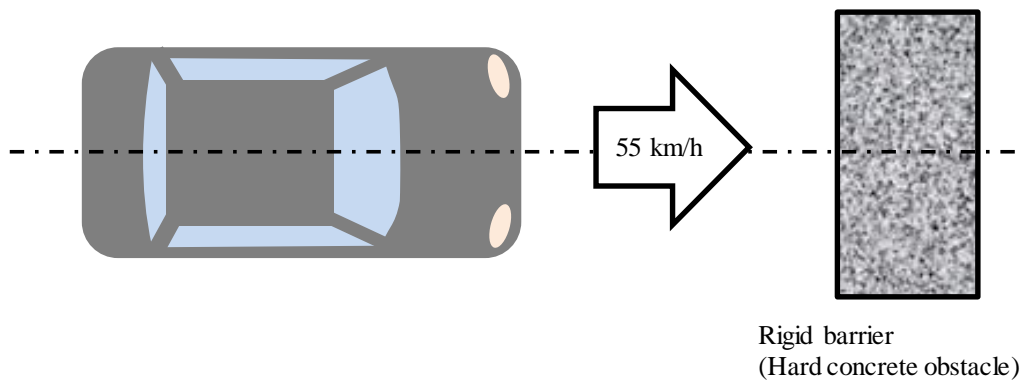
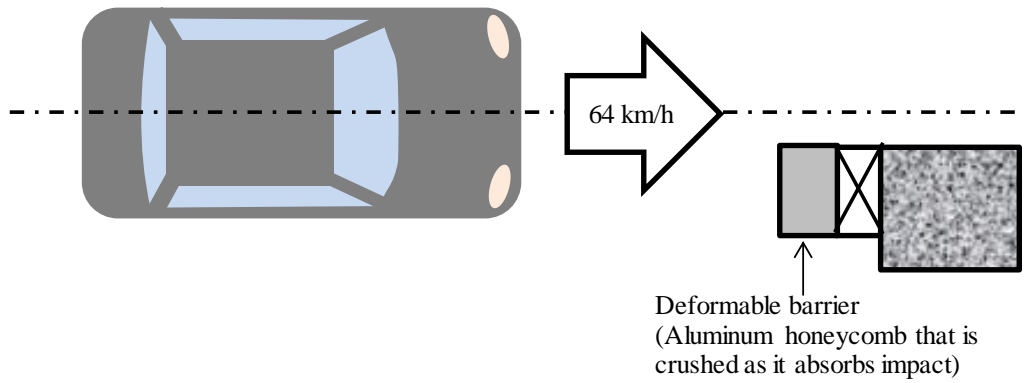


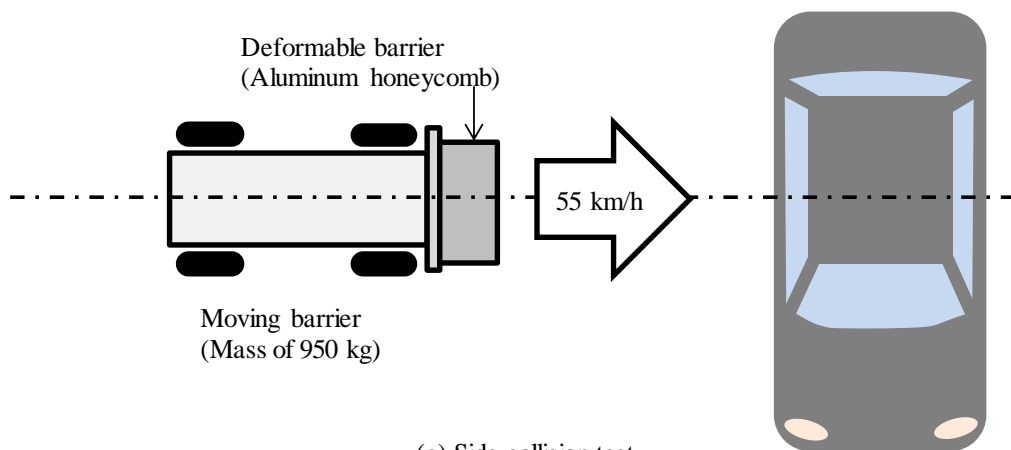
Fig. 1-1 Fuel economy targets for passenger vehicles in Japan, U.S.A., EU and China⁴⁾



(a) Full frontal collision test



(b) Offset frontal collision test



(c) Side collision test

Fig. 1-2 Schematic diagrams of test conditions for passenger protection in JNCAP ⁶⁾

Table 1-1 Starting year of passenger protection performance evaluation in JNCAP⁶⁾

Test items	Starting year
Full frontal collision test	1995
Offset frontal collision test	2000
Side collision test	1999
Performance test for neck injury protection in rear-end collision	2009

Table 1-2 Test items of passenger protection performance evaluation of NCAP in each country ⁷⁾

Country, Testing organization	Test Items (Passenger Protection Performance Evaluation)
Japan, Ministry of Land, Infrastructure and Transport, National Agency for Automotive Safety & Victims' Aid,	<ul style="list-style-type: none"> · Full frontal collision test (Rigid barrier, speed = 55km/h) · Offset frontal collision test (Defomable barrier, speed=64 km/h) · Side collision test (Moving barrier, speed=55 km/h) · Performance test for neck injury protection in rear-end collision
U.S.A, National Highway Traffic Safety Administration (NHTSA)	<ul style="list-style-type: none"> · Full frontal collision test (Rigid barrier, speed = 35 mph ≒ 56 km/h) · Side collision test (Moving barrier, speed =38.5 mph ≒ 62 km/h) · <u>Roll over resistance test</u>
U. S. A, Insurance Institute for Highway Safety (IIHS)	<ul style="list-style-type: none"> · <i>Small offset frontal collision test (Defomable barrier, speed=64 km/h)</i> · <i>SUV Offset frontal collision test (Moving barrier, speed =50 km/h)</i> · Performance test for neck injury protection in rear-end collision · <u>Roof strength test</u>
EU, Euro NCAP	<ul style="list-style-type: none"> · Offset frontal collision test [Including children passenger in the rear seat] (Defomable barrier, speed=64 km/h) · Side collision test [Including children passenger in the rear seat] (Moving barrier, speed=50 km/h) · <u>Side pole impact test</u>
Austlaria/ New Zealand, Each provincial government and others, A-NCAP	<ul style="list-style-type: none"> · Offset frontal collision test (Defomable barrier, speed=64 km/h) · Side collision test (Moving barrier, speed=50 km/h) · <u>Side pole impact test [option] (Speed = 29 km/h)</u>
South Korea, Ministry of Land Infrastructure and Transport, KNCAP	<ul style="list-style-type: none"> · Full frontal collision test (Rigid barrier, speed = 56km/h) · Side collision test (Moving barrier, speed=55 km/h) · Performance test for neck injury protection in rear-end collision
China China Automotive Technology & Research Center, C-NCAP	<ul style="list-style-type: none"> · Full frontal collision test (Rigid barrier, speed = 50km/h) · Offset frontal collision test (Defomable barrier, speed=56 km/h) · Side collision test (Moving barrier, speed=50 km/h)

*Underlined indicates tests not yet implemented in Japan.

*Italic type indicates tests with stricter conditions than Japan
(Status in September 2018)

て車体構造の最適化があげられる。基本的には車体の前部・後部等においては塑性変形で衝突のエネルギーを吸収する部位（クラッシュブルゾーン）を設け、乗員がいるキャビンについては変形しないように強固に守る構造設計⁸⁾となる。上記を実現するためには、車体に用いられる構造部品の強度を上げることを目的に材料の板厚を増し重量が増加する方向にあり、車体軽量化のニーズが高い。

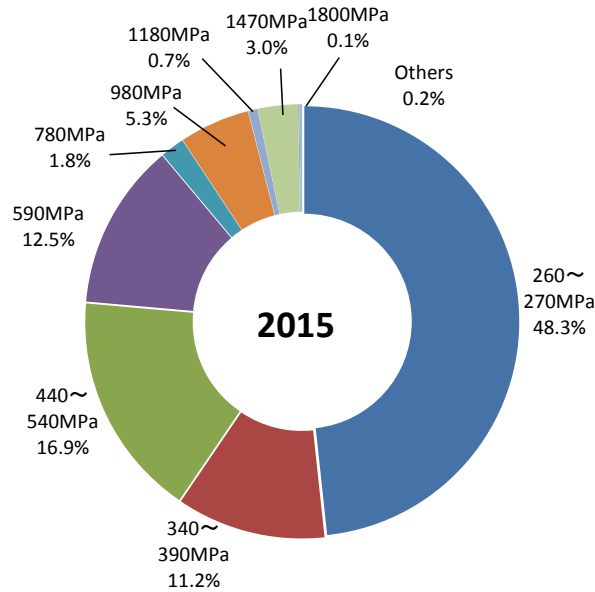
車体軽量化の手段としては、一つには従来主に用いられてきた鉄鋼からアルミニウム合金やCFRP(Carbon Fiber Reinforced Plastics)に代表される軽量素材への置換があげられ、前者には Audi A8, Ford F-150, 後者には BMW i3 の事例がある。もう一つの手段として、鉄鋼材料の高強度化や特性改善が推進されており、薄肉化による軽量化も積極的に進んでいる。現実的には、経済性と軽量化効果のバランスおよび車種により、様々な材料選択がなされている。

1.1.2 高強度鋼板の適用拡大と冷間プレスにおける課題

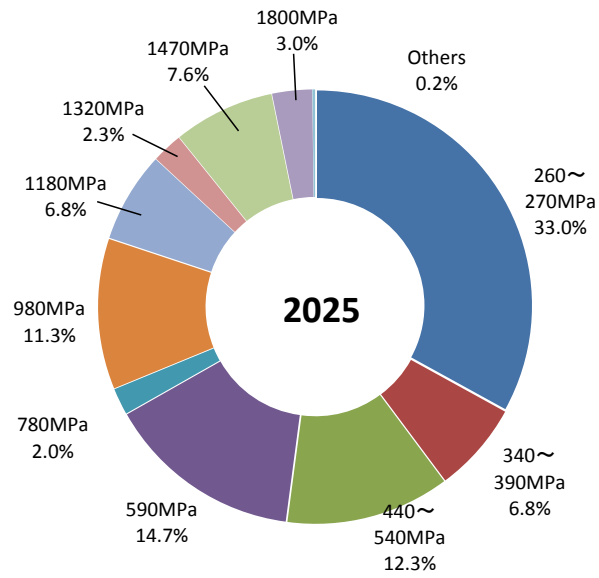
自動車車体に用いられる高強度鋼板の適用比率や強度は年々増加している。Fig. 1-3 に高強度鋼板の引張強度別採用比率の 2015 年での状況と 2025 年の予測を示す²⁾。軟鋼と呼ばれる引張強度 260~270MPa の比率は低下し、高強度鋼板の採用比率は増加すると予測されている。また、採用される強度クラスも増加すると予測されている。特に、衝突安全性を担保する骨格部材に用いられる 980MPa 超の強度クラスの適用比率は拡大すると考えられている。引張強度が 980MPa 超のクラスの冷間プレス用鋼板としては、マイクロ組織制御を活用した変態強化型高強度鋼板が開発、実用化されている。代表的鋼種としてはフェライトとマルテンサイトの 2 相を主体とした DP(Dual Phase)鋼板と、フェライト、ベイナイトおよび残留オーステナイトを含む TRIP(Transformation Induced Plasticity)鋼板がある。前者は降伏比（降伏応力／引張強度）が低くて伸びが高い特徴を示し、後者は残留オーステナイトが変形に伴いマルテンサイトに変態する現象を活用してさらに伸びが向上する特徴がある。またこれらの鋼種が用いられる部品には伸びフランジ性が要求されることも多く、変態組織強化に加え析出強化機構も利用した材料が各種開発されており、引張強度 1180MPa を超えるクラスの材料が実用化されている¹⁾。

これらの高強度鋼板の冷間プレスでの課題はプレス成形性の低下である。Fig. 1-4 に高強度鋼板の引張強度と伸びの関係を示す²⁾。前述のように伸びを向上させた鋼種が開発されているものの、全体的な傾向としては引張強度の増加とともに伸びは低下する傾向にある。伸びが低下すると同一の部品形状で同等のひずみを鋼板に加えると伸びが不足して割れが生じることになる。また引張強度の増加にともない降伏応力も増加するために座屈が生じやすくなることから、しわが生じやすくなる。これら为了避免するために部品形状に制限が加わる場合もあると考えられる。

割れ・しわの問題に加えて、深刻なのは形状凍結性の低下である。一般的に鋼板の冷間プレス成形品の形状精度は、加工時に導入された残留応力が離型時に解放される際にスプリングバック、壁そり、ねじれ等を生じるため低下する⁹⁾。これらの形状変化の原因となる残留応力は加工時に導入された応力の弾性回復が原因であり、



(a) Status in 2015



(b) Forecast in 2025

Fig. 1-3 Status in 2015 and forecast in 2025 of the adoption ratio of high strength steel sheet by tensile strength ²⁾

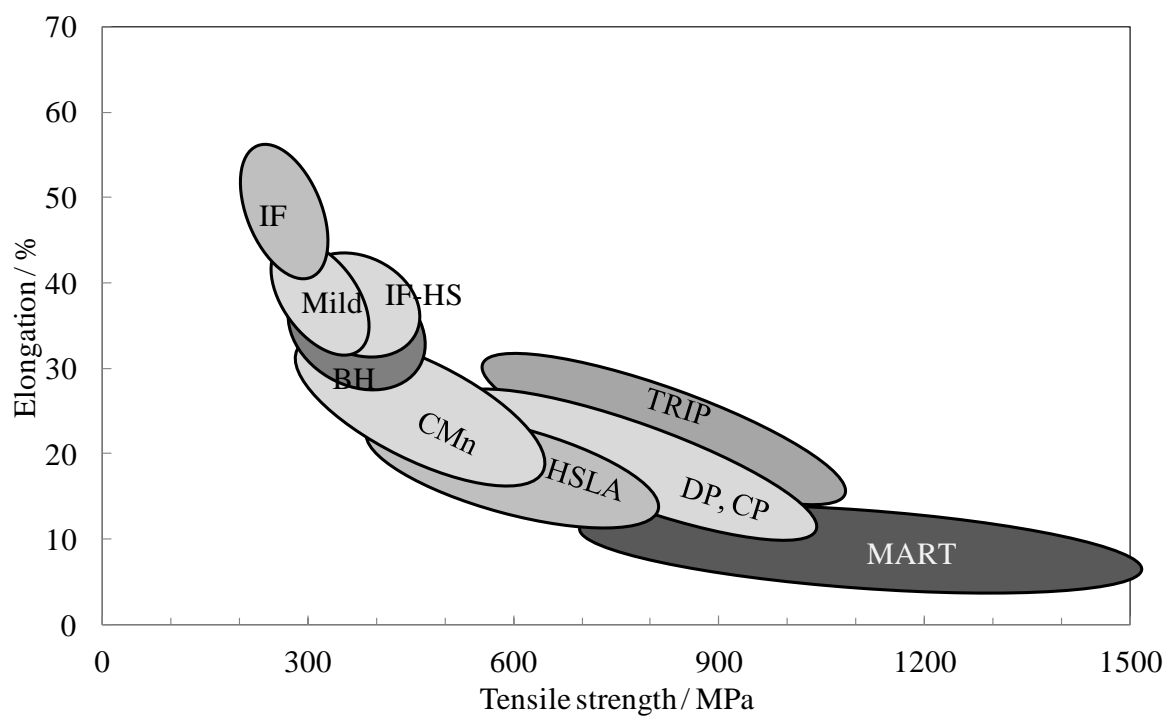


Fig. 1-4 Relation between tensile strength and elongation of high strength steel sheet²⁾

弾性回復量は加工時に生じた応力に比例する。そのため、材料の強度が増加すると形状凍結性は悪化する¹⁰⁾。Fig. 1-5 にハット曲げ金型を用いて行われた高強度化に伴う形状凍結性の低下の例を示す。この事例では、形状精度は成形品の開き幅(AW)で評価されており、開き幅が大きい方が形状精度が低い。このように形状凍結性が低下すると、必要な形状精度の確保のために金型形状の修正工数が増加し、コストや開発期間が増大すると考えられる。

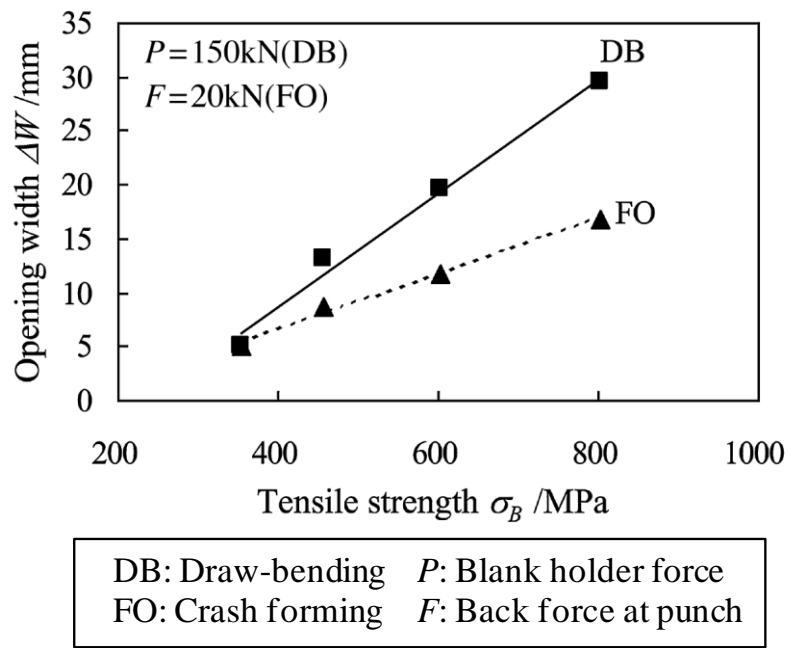


Fig. 1-5 Example of deterioration of shape fixability when tensile strength increases ¹⁰⁾

1.1.3 ホットスタンピング工法について

(1) ホットスタンピング工法の概要

冷間プレスでの高強度鋼板適用の課題は、高強度化に伴うプレス成形性の低下、特に形状凍結性の劣化である。強度とプレス成形性を両立する方法として、ホットスタンピング工法の適用が拡大している¹¹⁾。ホットスタンピング工法の模式図を Fig. 1-6 に示し、その内容を以下に説明する。まず、鋼板を加熱炉で A_{c3} 変態点（以降、断らない限り A_{c3} と略称）以上の温度まで加熱してオーステナイト化する。その後、鋼板を炉から取り出してプレス機まで迅速に搬送し、高温にてプレス加工を行った後に下死点にて数秒～10 数秒保持して金型への伝熱により鋼板を急速冷却する。下死点保持中の冷却により鋼材は焼入れられてマルテンサイト変態が生じ、高強度となる。プレス加工時は材料の温度が高温のオーステナイト域にあるために軟質で延性があり割れ・しわが抑制され、金型にて焼き入れ中にマルテンサイト変態が生じるために成形後の形状凍結性に極めて優れる特徴を示す¹²⁾。この工法に用いられる鋼材の化学成分を調整することにより、たとえば引張強度が 1.5 GPa 程度で良好な形状の部品が製造できる。

(2) ホットスタンピングに用いられる設備

ホットスタンピング工法に用いられる設備は、ブランクを加熱する加熱炉と下死点保持が可能な油圧プレスが用いられることが多く、プレスの前後には高速で加熱ブランクおよび成形品を搬送する装置が設置されている。

加熱炉の形式は電気炉、ラジアントチューブ炉、直接加熱炉、遠赤外加熱炉などが用いられ、一部通電加熱を用いる場合もある。炉内の搬送にはハースロールが用いる場合が多いが、炉長が 10m 超となるため多段式で炉中の移動を無くして省スペース化した形式の加熱炉も用いられる¹³⁾。加熱炉の雰囲気は、材料に冷延鋼板や熱延鋼板を用いる場合には表面の酸化膜（スケール）を抑制するために窒素や還元ガス雰囲気が用いられる。めっき鋼板を用いてスケール発生が抑制される場合には、大気雰囲気で加熱することができる。

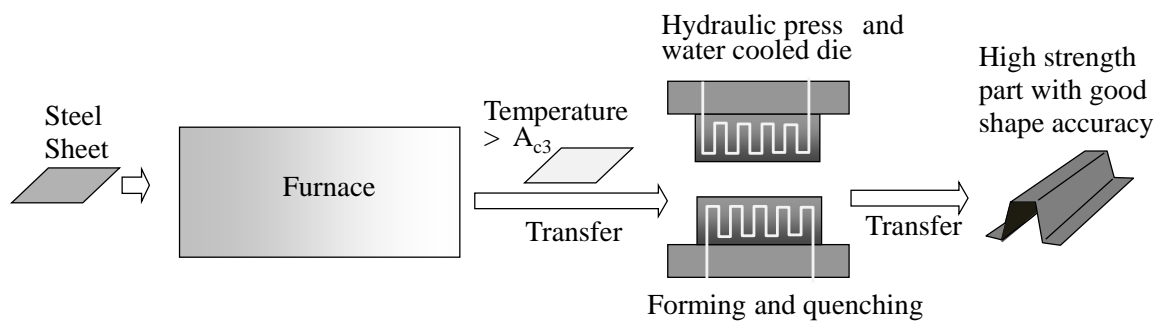


Fig. 1-6 Schematic diagram of hot stamping process

搬送装置にはロボットもしくは機械式のローダーが用いられる。搬送時間が長くなると加熱した鋼材の温度が低下して A_{r3} 変態点以下の温度になり、焼入れが不十分となる場合もある。また生産性も低くなるため、搬送速度は速い方が望ましい。用いられる油圧プレスは成形中の温度低下を抑制するため、スライドの作動速度は高速が望ましく 500 mm/s 程度のプレスが開発されている。加圧力は数 100~1000 トン程度のプレスが多く用いられている。金型は下死点保持での急速冷却時にブランクからの伝熱により温度上昇する。そこで金型中に配管を施して水冷する場合が多い。金型の温度は焼入れのための下死点保持時間に影響するため、水冷配管の最適化のために伝熱の数値解析が利用されている¹⁴⁾。

上記のようなホットスタンピング工法における一工程にかかる時間は、加熱したブランクと成形した製品を移動させるための搬送時間、プレス成形時間、焼入れのための下死点保持時間の合計で決まる。ホットスタンピングでは下死点保持時間が必要となるために冷間プレスと比較して生産性は低く、一分間のサイクル数は 2~3 回程度となることが一般的である。そのため、一回のプレスで複数個の部品を成形することが多く行われている。また、下死点保持時間を短縮するために冷却速度を上げる技術として、水を直接噴水する方式¹⁵⁾や熱伝導度の高い金型材¹⁶⁾を利用する方式などが開発されている。さらに加熱速度を増大させる技術開発も行われており、通電加熱¹⁷⁾などの検討が進んでいる。

(3) ホットスタンピング用鋼板

前述したようにホットスタンピング工法では鋼板を急速に冷却することで強度を高めるため、鋼板は焼入れ性に優れることが必要となる。そこで焼入れ性が高く、比較的合金である Mn, Bなどを添加したボロン鋼が用いられることが多い。化学成分の例を Table 1-3 に示す¹⁸⁾。また本鋼板の焼入れ前後の引張特性¹⁸⁾を Table 1-4 に示す。焼入れ前の強度は 490~590 MPa 級であり、焼入れ後は 1500 MPa 程度となる。焼入れ後の引張強度は Fig. 1-7 に示すように C 量により調整できる。これは、焼入れで生じるマルテンサイトの強度が Mn や Cr 等の添加元素よりも C 量に大きく依存するためである¹⁹⁾。

Table 1-3 Example of chemical compositions of steel sheet for hot stamping¹⁸⁾

(mass%)			
C	Mn	Cr	B
0.22	1.2	0.2	0.002

Table 1-4 Tensile properties before and after hot stamping ¹⁸⁾

	YS(MPa)	TS(MPa)	El (%)
As coated	394	615	26
As hot-stamped	1280	1530	8

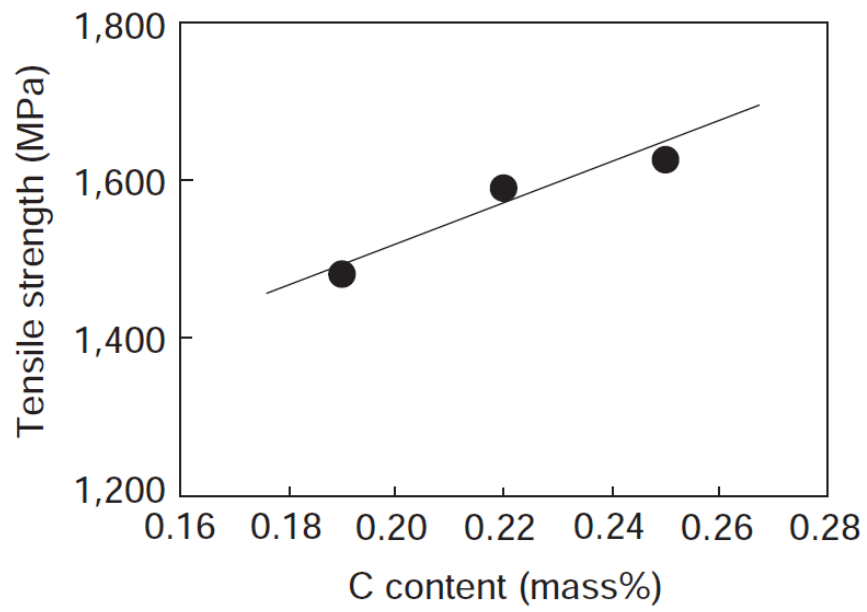


Fig. 1-7 Relationship between C content and tensile strength after hot stamping¹⁸⁾

Fig. 1-8, Fig. 1-9 に Table 1-3 に示した鋼の CCT 線図と焼入れの際の冷却速度と硬さの関係を示す¹⁸⁾。上記のように Mn, B 添加により焼入れ性を高めた結果、加熱温度が 950 °C の場合は約 20 °C/s 以上の冷却速度（臨界冷却速度）で HV450~500 の範囲の硬さを得ることができる。この冷却速度以上で焼入れることにより、冷却中のフェライト、パーライトやベイナイトへの変態を避けることができる。臨界冷却速度は加熱時のオーステナイト粒径の影響を受けて変化するものの、ホットスタンピング工法で用いられる加熱温度が 900~1000°C の範囲では大きな変動はなく、どの加熱温度においてもオーステナイト粒径は 10~30 μ m 程度であり、臨界冷却速度は 20~30°C/s 程度であった。これよりホットスタンピング時に鋼板の冷却速度が 30°C/s 以上であれば、どのような冷却速度をとっても十分な硬さとなり、比較的均一な硬さ分布が得られる。金型に十分接触している部位の冷却速度は 200 °C/s 以上との報告²⁰⁾もあり、これらの部位では冷却速度は十分得られると考えられる。しかし鋼板の変形による板厚減少部位や金型精度の点で金型と鋼板の接触が充分でないところでは冷却速度が低下することが懸念される。また、臨界冷却速度以上で鋼板が冷却されてマルテンサイト変態が生じた場合でも、マルテンサイトのオートテンパー現象により強度が低下することが報告されている²¹⁾。マルテンサイト変態後の冷却速度がオートテンパー現象に影響し、この冷却速度が小さい場合にオートテンパー現象が生じ、硬さが低下する結果が報告されている。

ホットスタンピング工法に適しためっき鋼板も開発されている。耐熱性に優れためっきにより、加熱炉の雰囲気制御やスケール除去のためのショットブラストなどの工程が不要となる。これらの特性を満たすものとしてアルミめっき鋼板^{18), 22)}、亜鉛めっき鋼板²³⁾が開発されている。これらのめっき鋼板では加熱中に地鉄がめっき中に拡散して、耐熱性を示す皮膜を形成する。また、ホットスタンピング後のめっき鋼板の耐食性については、現在広く用いられている合金化溶融亜鉛めっき鋼板と比較して調査されており^{18), 23)}、耐食性が必要な部位にも適用されている。

(4) ホットスタンピング工法の適用拡大

ホットスタンピングは 1974 年にスウェーデンにて発明された工法である^{24), 25)}。

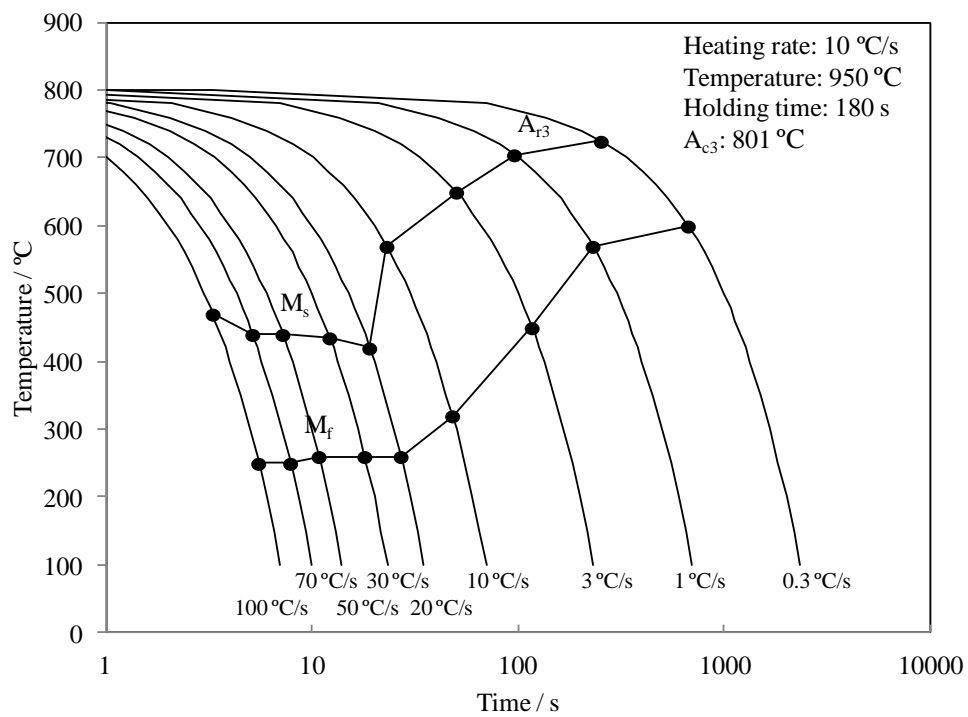


Fig. 1-8 CCT diagram of steel for hot stamping¹⁸⁾

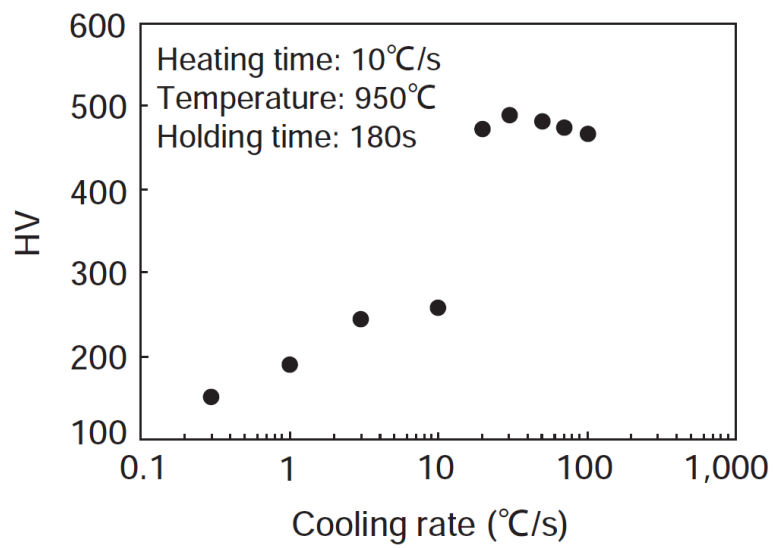


Fig. 1-9 Influence of cooling rate on hardness after quenching¹⁸⁾

この方法により製造された車体部品は、1984年にSAAB 9000のドアインパクトビームに初めて適用され²⁵⁾、近年は燃費規制と衝突安全性の向上の目的からボディー部品²⁶⁾への適用が増加している。Fig. 1-10にホットスタンピング部品の適用例を示す。キャビン周りを強化して乗員の生存空間を確保するために用いられる部品、衝突エネルギー吸収のための荷重伝達経路を確保するための部品などに用いられている。前者ではAピラー、Bピラー、サイドシル、ルーフレール、クロスメンバーなどが挙げられ、車体の変形を抑制するために用いられる。後者はバンパビーム、センタートンネルなどが挙げられ、衝撃吸収に用いられるサイドメンバー等に衝突による荷重が伝達されるようにその周囲の変形を抑制するために用いられる。どちらも変形を抑制する目的で用いられることから、高い部品強度が求められる。これらの用途にホットスタンピング工法にて製造した部品を適用することで、単体の重量低減はもちろんのこと、構造の簡略化などにより車体全体の重量低減に寄与できる。ホットスタンピングの適用部品数も年々拡大しており、車体重量に対する比率も20%を超える車種も開発されている²⁷⁾。これに対応するために世界のホットスタンピングライン数は年々拡大傾向にある²⁸⁾。車体軽量化と衝突安全強化の要請は今後も継続すると考えられ、ホットスタンピング工法の適用がさらに拡大するものと考えられる。

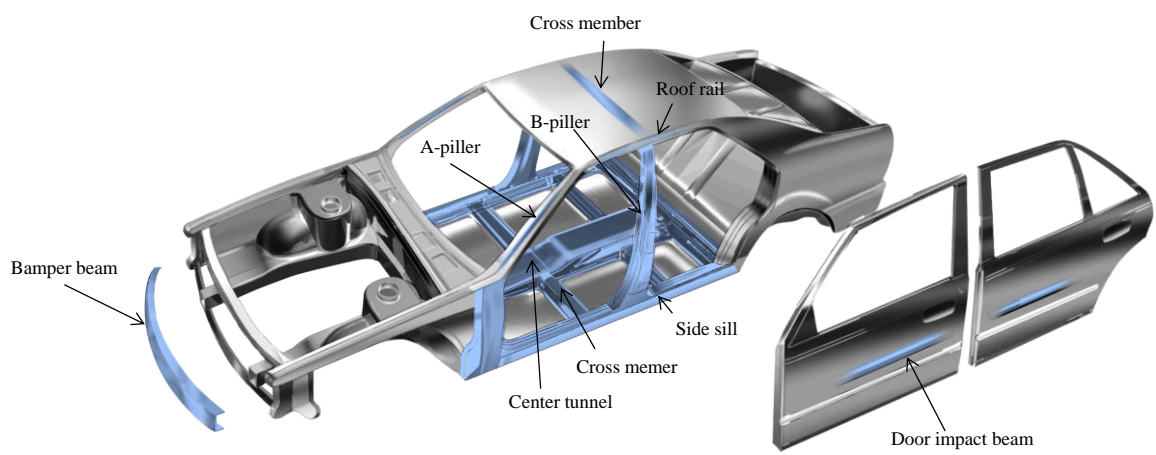


Fig. 1-10 Application example of hot stamped parts

1. 2 ホットスタンピング工法の成形性に関する従来研究と課題

1. 2. 1 板材成形での成形分類

板材のプレス成形は、模式的に Fig. 1-11 に示すように四つの基本的な成形様式により整理されている²⁹⁾。すなわち板材のプレス成形は、①深絞り、②張出し、③伸びフランジ、④曲げの四つの成形様式に分類される。これら成形様式の特徴と成形性支配因子に関する知見は下記の通りである。

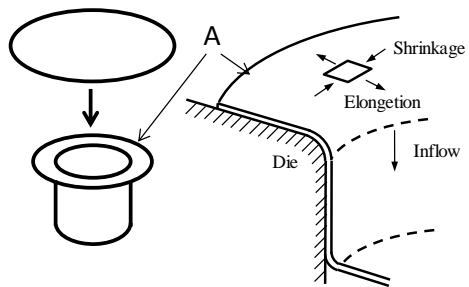
(1) 深絞り成形

深絞り成形は Fig. 1-11(a)に示すようにフランジ部から材料を流入させて、側壁を形成する成形様式である。板厚減少による表面積の拡大により立体成形を行う張出し成形とは異なり、深絞り成形では材料の流動により立体を成形する特徴がある³⁰⁾。

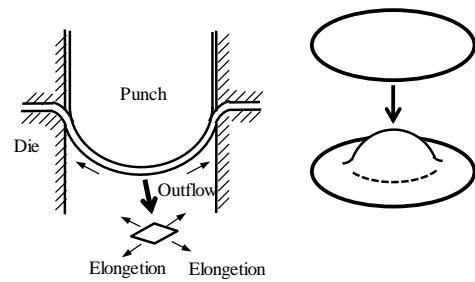
深絞り成形による成形体の部分を底部、側壁部、フランジ部と分けて考えると、深絞り成形の本質はフランジ部の変形にある。フランジ部では材料が周方向に縮み変形をしながら側壁部へと流入する。その縮み変形にて発生する力が流入抵抗となる。また、この縮み変形にともなって周方向に圧縮応力が発生するため、しわ発生のある恐れがある。したがってしわ発生を防止するために、フランジ部を押さえて成形する必要がある。その結果、しわ押さえにより摩擦力が発生し、材料の変形抵抗と合わさって流入抵抗となる。

成形可否を考える際にはフランジ部の変形に加えて、流入抵抗を工具に伝達する部位となる側壁部を考える必要がある。フランジ部で発生した流入抵抗に対して、それに見合うだけの成形力を与えられなければ成形は進行しない。成形力はパンチによって与えられ、その力は側壁を通じてフランジ部に伝達される。側壁がこの力を伝達するためには側壁部は破断せずにこの力に耐える必要がある。側壁部のうち、底部に最も近い部位であるパンチ肩近傍部は側壁部の中でも板厚も薄く、最も弱い部位である。深絞り成形での成形可否は主に破断危険部であるパンチ肩近傍の材料

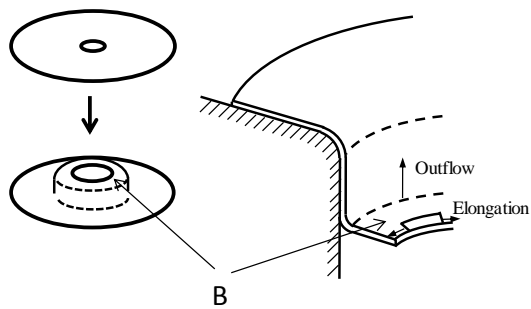
(a) Deep drawing



(b) Stretch forming



(c) Stretch flanging



(d) Bending

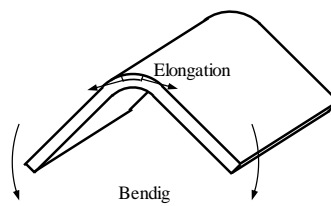


Fig. 1-11 Classification of sheet metal forming and characteristics of deformation in each sheet forming ²⁹⁾

の破断応力とフランジ部の流入抵抗とのバランスにより決まり、前者が後者を上回るにより破断せずに成形が可能となる。

深絞り成形性に影響する材料因子としてはランクフォード値(r 値)が知られており、 r 値が高い方がフランジ部では縮み変形が生じやすいために変形抵抗が小さくなることが知られている³¹⁾。また成形条件としては、しわ押さえ力を低くし、潤滑を施すことによりフランジ部の摩擦力を低下させ流入力を減少させることにより、成形限界を向上させる³²⁾。この深絞り成形性を評価する方法としては、円筒パンチを用いた深絞り成形での限界絞り比による評価が代表的な試験となる³³⁾。

(2) 張出し成形

張出し成形は Fig. 1-11(b)に示すようにフランジからの材料流入が無い状態でパンチを押し込むことにより表面積を増加させ立体に成形する方法である。この成形では材料流入が無い状態で表面積が増加するために板厚の減少を伴い、周囲と互いに引っ張り合いながら伸び変形が生じる。そして過度に変形を加えた場合には、変形の最も厳しい変形の部分でくびれが入り破断に至る³⁴⁾。

張出し成形での成形可否は、主に成形中のひずみの一様性と材料の変形限界により支配される。すなわち、ひずみの一様性が高く被加工部が広範囲に変形している場合には、最大変形部の局所的なひずみ量が低くなるため変形限界まで余裕が生じる。したがって、変形限界が高ければ、より大きなひずみまで成形が可能となる。前者のひずみの一様性に関しては、鋼板の材質として加工硬化指数(n 値)が影響することが知られている³⁵⁾。一方、加工条件に関しては、工具との摩擦により材料の変形が抑制されることから潤滑がひずみ分布を一様とし、成形限界を高める効果が知られている³⁶⁾。後者の材料の破断限界に関しては、一般的には延性に優れた材料が高いといわれている³⁷⁾。この張出し成形性を評価する方法としては、エリクセン試験などの球頭パンチを用いた張出し成形試験が行われている³⁸⁾。

(3) 伸びフランジ成形

フランジ成形とは材料の端部を曲げてフランジをつける成形である。曲げ部が直

線ではなく曲率を持つ場合には、フランジ部は伸び変形、または縮み変形を生じる。Fig. 1-11(c)のように伸び変形が生じる成形が、伸びフランジ成形と呼ばれる³⁹⁾。この成形では板を曲げると同時に周方向に伸ばすことにより側壁を成形するものである。

伸びフランジ成形性に及ぼす材料因子としては伸び、とくに局部延性が大きく影響するといわれている⁴⁰⁾。また伸びフランジ成形性を評価する試験法としては、せん断加工により加工した穴を円錐パンチにて拡大してその破断限界を評価する穴広げ試験が行われている⁴¹⁾。

(4) 曲げ成形

曲げ成形では、Fig. 1-11(d)に示すように板厚方向の表裏に引張と圧縮方向のひずみが生じる。成形可否に関しては、板厚 (t) に対する曲げ半径 (r) の比 t/r が大きいと曲げ外側表面でのひずみが大きくなり割れが生じやすくなること、また材料の均質性が高いと割れが生じにくいことが知られている⁴²⁾。

ただし、現在の車体のボディー部品に用いられる板厚の範囲では、いわゆる超高強度鋼板を用いた場合でも板厚が薄いためプレス成形時の曲げ割れが問題となることは少ない。それよりも、材料の強度が高くなった場合には、プレス成形後に生じる材料の弾性回復によって生じるスプリングバックや壁そりなどで、離型後に形状が変形して形状凍結性が低下することが課題となっている。1. 1. 2 項でも説明したとおり、材料の変形後の弾性回復量は、加工時の材料への付加応力に比例して大きくなり、同じひずみを与えた場合には材料強度が高い方が大きくなる。そのため、材料の引張強度が高いと形状凍結性が低下する知見が得られている¹⁰⁾。

形状凍結性を低下させる壁そりなどのスプリングバック現象は、離型後に曲げが発生する現象であり、板厚方向の表裏の応力差が生じている場合に発生する⁴³⁾。これに関しては解析的な検討⁴⁴⁾や小型の成形試験による検討⁴⁵⁾により、その発生機構が提案されており、以下のように説明される。曲げ成形時に板厚中心の曲げ外側では引張、内側では圧縮方向のひずみが生じ、これに応じた応力が発生する。そのため離型後では、曲げ外側では縮み変形、逆に内側では伸び変形が生じるために、曲

げた方向と逆の変形が生じることになる。この変形により成形品の形状は工具形状から離れることとなる。

冷間プレスにて形状凍結性を向上させる方法も、次の述べるように種々検討されている。例えば、曲げ成形時に側壁部に引張応力を作用させて表裏の応力差を低減する方法^{46), 47)}、逆曲げを利用する方法⁴⁸⁾、および部品形状を最適化することにより形状が必要な部位の剛性を高める方法⁴⁹⁾などが提案されている。これらの技術を用いて、高強度鋼板を用いた車体部品の開発が進められている。

1. 2. 2 ホットスタンピング工法でのプレス成形性研究に関する従来知見と課題

ホットスタンピング工法でのプレス成形性の研究は、ホットスタンピング部品の適用がボディー部品に拡大し始めた 2000 年代から多くの機関で開始された。それらの研究の多くは、FEM による成形解析の精度向上の目的であった。その時点では、冷間プレスについては商用の FEM 解析プログラムが普及しており、割れ・しわなどの成形可否判断には十分な精度が得られる状況であった。そのため、これらを用いた冷間プレス部品の開発が行われていた。ホットスタンピング工法での部品開発においても冷間プレスと同様に精度の高い FEM 解析が要求され、それに答えるために熱間変形抵抗⁵⁰⁾、成形限界線図⁵¹⁾、工具と鋼板の熱伝達⁵²⁾、高温での工具と鋼板の摩擦係数⁵³⁾などの取得が行われ、それらに基づき商用の FEM 解析プログラムが開発され、応用された。

一方、冷間プレスで行われたような成形性の基礎的研究はホットスタンピング工法においては少ない状況にあった。成形性に対する基礎的知見が少ない状態では、FEM 解析プログラムを用いて成形可否判断は可能であるものの、新しい形状に対する工程の基本設計や成形解析および実成形での予想外の結果に対しては、従来の経験やトライアンドエラーに頼る状況になり、多くの時間、マンパワーや費用などが必要となることが考えられる。そこで、上記のような状況を鑑みると、ホットスタンピング工法におけるプレス成形性の基礎検討は重要であると考えられる。以下に各成形分類に対する従来研究とその課題を述べる、

(1) 深絞り成形

深絞り性を評価した例としては、裸鋼板の円形のブランクを用いた角筒成形での検討結果が報告されている⁵⁴⁾。破断危険部は従来と同様にパンチ肩近傍であり、スケール厚みが厚く、成形温度が低い方が成形性は良好との知見が得られている。ただし、本結果はクランクプレスを用いた検討であり、成形速度が一般的に油圧プレスを用いたホットスタンピングの場合より速く、工具と鋼板の伝熱があまり生じな

い状況のため、ホットスタンピングとしての特徴が表れにくい場合の結果であったと考えられる。

また、球頭パンチを用いた深絞り成形の結果が示されており、成形速度を高めること、およびフランジ部の温度低下をしわ押さえ部に隙間を設けることで防止することにより成形性が向上する知見が得られている⁵⁵⁾。この検討は、クランク式 AC サーボプレスを用いているものの、ホットスタンプで用いられる遅い成形速度を考慮した実験結果になっていると考えられる。ただし、球頭パンチを用いたことにより、張出し成形の要素も含む変形となっており、深絞り性と張出し成形性の両方が含まれる結果と推察される。そのため、ホットスタンピング工法での深絞り成形性を明らかにするためには、より単純な形状での検討が必要であると考えられ、冷間プレスで一般的に用いられている円筒深絞りをを用いた限界絞り比などの評価方法でホットスタンピングの成形性を把握することも重要と考える。一方、しわ押さえ方法の工夫により成形性を向上させた知見は重要である。ホットスタンピングの深絞り成形におけるしわ押さえ方法については、本知見も含めて更なる検討を進める必要があると考えられる。

また、上記の研究はフランジ部の流入抵抗に関する検討であり、成形可否に及ぼすパンチ肩近傍での材料の破断応力の影響は評価されていない。実部品では形状によりフランジ部の変形抵抗の影響よりもパンチ肩近傍における材料の破断応力の影響が大きくなることも考えられる。したがって、成形可否に及ぼす破断応力の影響に関する知見は重要である。

さらに、深絞り成形性に影響を及ぼす重要な因子として潤滑がある。ホットスタンピング工法に潤滑剤を用いた知見は報告されていない。潤滑により摺動性を改善することは成形性を大きく改善する効果が期待されることから、ホットスタンピング工法に適した潤滑技術の検討は重要であると考えられる。

(2) 張出し成形

ホットスタンピング工法では、材料が高温となるため材料の変形限界が向上することが期待される。しかし、ひずみの一様性については、鋼板が工具との接触によ

り不均一な温度分布を生じるために冷間プレスと比較して低位となる可能性がある。ホットスタンピング工法での張出し成形性に関する従来研究には、成形限界線の検討⁵¹⁾や球頭張出しでの検討⁵⁶⁾がある。前者は張出し成形における変形限界が研究されており、後者はひずみの一様性と成形性の関係が議論されている。ただし、両者とも張出し成形の支配因子の一方のみを取り扱っており、また成形条件が変化した場合の成形性への影響については言及されていない。

以上から、ホットスタンピング工法での張出し成形性、特に成形性の支配因子であるひずみの一様性と変形限界に及ぼす成形条件の影響について検討する必要があると考える。

(3) 伸びフランジ成形

ホットスタンピングにおける伸びフランジ成形性の検討は、円筒パンチを用いた穴広げ試験の結果がある⁵⁷⁾。冷間プレスで用いられる円錐パンチを用いた穴広げ試験では広げる穴の端部が工具と接触するために冷えてしまい、早期に破断が生じてしまう。そこで、円筒パンチを用いることにより穴端部への工具の接触を無くして、適切な穴広げ値を得ることができた。得られた穴広げ値は100~120%であり、440MPa級冷延鋼板の穴広げ値40~60%と比較して高い値を示す。これは高温での成形であるため、延性が向上することが原因と考えられる。これより、590MPa以上の引張強度の高強度鋼板を用いて穴広げ成形により車体骨格用部品を製造ときには十分な成形性を示すことが予想されるので、ホットスタンピング工法においては伸びフランジ成形性は大きな技術課題にならないと考えられる。

(4) 曲げ成形

ホットスタンピング工法では成形が高温で行われるため材料の変形抵抗が低く、加工時の応力も低いために形状凍結性が良好となることが期待される。実際には、ホットスタンピング工法により部品形状が金型形状とほぼ同じになるという結果¹²⁾も得られており、本工法における弾性回復量は極めて小さい。

しかし、成形温度がいかに高温であったとしても加工時には応力が導入されてい

るので、それに起因する弾性回復が生じて離型時に形状変化が生じることが予想される。したがって、ホットスタンピング工法にて形状凍結性が著しく良好となる理由には、高温で成形力が小さいこと以外に別の因子があると考えられる。

応力以外の因子としては、ホットスタンピング中の金属組織変化などの金属学的な影響があげられる^{58)~60)}。ホットスタンピング工法では、成形後に材料が金型で急速冷却されることによりマルテンサイト変態が生じ、その結果体積が増加し加工により導入された応力状態が変化する可能性が考えられる。通常のホットスタンピングに用いられる材料よりも焼き入れ性が高い材料を用いた検討では、マルテンサイト変態時に材料を拘束することにより形状精度が向上するという結果が示されている^{58), 59)}。しかし、これらの結果はクランクプレスを用いて得られたものであり、通常のホットスタンピングと異なる条件で行われたものである。一方では、熱間成形での形状凍結性に再結晶が関与するとの報告もされている⁶⁰⁾。しかし、その研究ではフェライト単相域での加工が検討されており、本研究が対象とするオーステナイトからのマルテンサイト変態を伴う通常のホットスタンピング技術とは異なる工程での結果である。

上記から、ホットスタンピング工法での優れた形状凍結性が得られる機構については、ホットスタンピングが通常行われる成形条件にて、熱間での変形抵抗の影響と冶金的因子の影響について系統的に検討し、それぞれが形状凍結性に及ぼす効果について解明する必要があると考えられる。

1.3 本研究の目的と構成

本研究では、適用が拡大しているホットスタンピング工法において、板材成形の成形分類に基づきプレス成形性の支配因子を基礎的に明らかにし、成形性を向上させるための基本原理を提案することを目的とした。その際、小型の成形試験による実験および塑性変形と熱伝達、相変態などを連成させた数値解析の両面から取り組んだ。これらの研究では、ホットスタンピング工法に実際に広く適用されている1.5GPa級ホットスタンピング用アルミめっき鋼板^{18), 22)}を対象とし、実工程で用いられる油圧プレスを用いて検討した。取り扱った成形様式は、1.2節で述べたように成形性の基礎的な知見に乏しく技術課題の残る曲げ成形、張出し成形、深絞り成形とし、この順番で論じる。

本研究における各章の概要について以下に示す。

第1章では、背景となる自動車車体の軽量化と衝突安全性の確保の現況について紹介し、車体部品に用いられる高強度鋼板の適用における技術課題を述べた。その後、この課題を解決するために適用が拡大しているホットスタンピング工法の概要を説明し、本研究の対象であるホットスタンピング工法におけるプレス成形性に関する従来知見と課題について整理した。その上で本研究の目的と本論文の構成について述べた。

第2章では、ホットスタンピング工法での曲げ成形にて優れた形状凍結性が得られる機構について研究した。本研究ではハット形状の工具を用いて曲げ成形試験と数値解析を行い、ホットスタンピング工法により形状凍結性が向上する効果を、熱間変形抵抗と成形後に生じるマルテンサイト変態の二つの観点から調査し、良好な形状凍結性が得られる機構について考察した。

第3章では、ホットスタンピング工法における張出し成形性についての研究を行った。単純形状である球頭パンチを用いた張出し成形試験と数値解析を行い、成形限界と変形の不均一性におよぼす成形条件の影響を調査した。その結果から、ホットスタンピング工法における張出し成形性の支配因子であるひずみの一様性と変形

限界について議論した。

第4章では、ホットスタンピング工法における深絞り成形性について、成形可否に影響を与える因子の一つである破断危険部のパンチ肩近傍における材料の破断応力に注目した研究を行った。まず、パンチ肩部の破断応力が成形可否におよぼす影響を明確とするため、フランジ部の変形のない単純なドローバンド成形試験にて成形可否におよぼす成形条件の影響を明らかにした。続いて、実験結果とドローバンド成形シミュレーション結果との比較検討を行った。また、ホットスタンピング工法におけるドローバンド成形に適した潤滑方法として、白色系熱間鍛造潤滑剤の適用を検討した。

第5章では、ホットスタンピング工法における深絞り成形性において、成形可否を支配する重要な因子の一つであるフランジ部の変形抵抗に着目し、ホットスタンピングに適したしわ押さえ方法を検討した。効果が得られたしわ押さえ方法の中からフランジ部に隙間を与える方法に焦点を当て、深絞り成形性の一般的な評価方法である円筒深絞りをを用いた限界絞り比を評価した。

最後に第6章では、総括として本研究で得られた知見をまとめ、今後の展開について述べた。

第 1 章の参考文献

- 1) Takahashi, M.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **58**-673 (2017), 105.
- 2) Hayashi, H.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **58**-673 (2017), 99.
- 3) Minato, K.: IATSS Review, **29**-2 (2004), 103.
- 4) 西野浩介: 戦略研リポート 世界の燃費規制の進展と自動車産業の対応, 三井物産戦略研究所, (2016), 6.
- 5) Uenishi, A., Yoshida, H., Kuriyama, Y. & Takahashi, M.: Nippon Steel Tech. Rep., 378 (2003), 21.
- 6) 国土交通省, 独立行政法人 自動車事故対策機構: 衝突安全性能パンフレット 2018.3 版 (最終閲覧日: 2018 年 9 月 16 日) ,
http://www.nasva.go.jp/mamoru/download/JNCAP_2018.3_panf.pdf
- 7) 国土交通省ホームページ, 自動車アセスメント・予防安全性能アセスメント・チャイルドシートアセスメント, 諸外国のアセスメント (最終閲覧日: 2018 年 9 月 16 日)
<http://www.mlit.go.jp/jidosha/enzen/02assessment/foreignCountries.html>
- 8) Nishimura, H.: J. Jpn. Soc. Safety Eng., **48**-5 (2009), 288.
- 9) Yoshida, T.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **52**-606 (2011), 777.
- 10) Yoshida, T., Isogai, E., Sato, K. & Hashimoto, K.: Nippon Steel Tech. Rep., 393, (2012), 4.
- 11) Karbasian, H. & Tekkaya, A.E.: J. Mater. Process. Technol., **210**-15 (2010), 2103.
- 12) Kojima, N.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **46**-534 (2005), 595.
- 13) Gamboa, E., Agirretxe, X., Martin, J. M. & Gorostiza, K.: 3rd Int. Conf. Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel, Oldenburg, M., Steinhoff, K. and Prakash, B., Luleå University of Technology and University of Kassel, (2011), 181.
- 14) Hoffmann, H. So, H. & Steinbeiss, H.: Annals of the CIRP, **56**-1 (2007), 267.
- 15) Fukuchi, H., Nomura, N. & Seto, K.: J. Soc. Automotive Engineers Jpn. **68**-2 (2014), 111.

- 16) Casa, B., Latre, D., Rodríguez, N. & Valls, I: Proc. 1st Int. Conf. Hot Sheet Metal Forming of High Performance Steel, Steinhoff, K., Oldenburg, M. and Prakash, B., University of Kassel and Luleå University of Technology, (2008), 23.
- 17) Maki, S., Hamamoto, A., Saito, S & Mori, K.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **48**-553 (2007), 140.
- 18) Suehiro, M., Maki, J., Kusumi, K., Ohgami, M. & Miyakoshi, T.: Nippon Steel Tech. Rep., 378 (2003), 15.
- 19) 幸田成康: レスリー鉄鋼材料学, 丸善, (1985), 233.
- 20) Geiger, M., Merklein, M. & Hoff, C.: Adv. Mater. Res.: **6-8** (2005), 795.
- 21) Nishibata, T. & Kojima, N.: Tetsu-to-Hagané, **96**-6 (2010), 378.
- 22) Wilsius, J., Hein, P. & Kefferstein, R.: 1. Erlanger Workshop Warmblechumformung 2006, Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Friedrich-Alexander Universität Erlangen-Nürnberg, (2006), 83.
- 23) Imai, K, Yoshikawa, Y. & Toki, T.: CAMP-ISIJ, **18** (2005), 557.
- 24) 英国特許第 1490535 号
- 25) Berglund, B.: Proc. 1st Int. Conf. Hot Sheet Metal Forming of High Performance Steel, Steinhoff, K., Oldenburg, M. and Prakash, B., University of Kassel and Luleå University of Technology, (2008), 175.
- 26) Jonsson, M.: Great Design in Steel Seminar 2005, the Automotive Applications Council, the Steel Market Development Institute, (2005).
- 27) Johansson, R., Fermér, M., Jergéus, J. & Larsson, J. K.: Proc. 3rd Int. Conf. Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel, Oldenburg, M., Steinhoff, K. and Prakash, B., University of Kassel and Luleå University of Technology, (2011), 283.
- 28) Schupfer, M. & Steinhoff, K.: Proc. 3rd Int. Conf. Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel, Oldenburg, M., Steinhoff, K. and Prakash, B., University of Kassel and Luleå University of Technology, (2011), 271.
- 29) 薄鋼板成形技術研究会: プレス成形難易ハンドブック 第 3 版, , 日刊工業新聞社, (2007), 71.

- 30) 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊: 薄板のプレス加工, 実教出版, (1977), 99.
- 31) Fukumoto, H., Ono, T. & Yoshida, M.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **35**-404 (1994), 1103.
- 32) 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊: 薄板のプレス加工, 実教出版, (1977), 114.
- 33) 薄鋼板成形技術研究会: プレス成形難易ハンドブック 第3版, 日刊工業新聞社, (2007), 110.
- 34) 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊: 薄板のプレス加工, 実教出版, (1977), 155.
- 35) Katayama, T. & Usuda, M.: CAMP-ISIJ, **4**-6 (1991), 2016.
- 36) 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊: 薄板のプレス加工, 実教出版, (1977), 158.
- 37) 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊: 薄板のプレス加工, 実教出版, (1977), 163.
- 38) 薄鋼板成形技術研究会: プレス成形難易ハンドブック 第3版, 日刊工業新聞社, (2007), 113.
- 39) 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊: 薄板のプレス加工, 実教出版, (1977), 176.
- 40) Nakagawa, T., Kakita, M. & Yoshida, K.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **11**-109 (1970), 142.
- 41) 薄鋼板成形技術研究会: プレス成形難易ハンドブック 第3版, 日刊工業新聞社, (2007), 119
- 42) Yamazaki, K., Mizuyama, Y., Oka, K. & Tokunaga, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **36**-416 (1995), 973.
- 43) 薄鋼板成形技術研究会: プレス成形難易ハンドブック 第3版, 日刊工業新聞社, (2007), 336.
- 44) 益田森治, 室田忠雄: 工業塑性力学 第14版, 養賢堂, (1993), 51.
- 45) 薄鋼板成形技術研究会: プレス成形難易ハンドブック 第3版, 日刊工業新聞社, (2007), 336.
- 46) 薄鋼板成形技術研究会: プレス成形難易ハンドブック 第3版, 日刊工業新聞社, (2007), 350.
- 47) 薄鋼板成形技術研究会: プレス成形難易ハンドブック 第3版, 日刊工業新聞社, (2007), 357.

- 48) Yamano, T. & Iwaya, J.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **46**-534 (2005), 630.
- 49) Yamamoto, T. & Iwaya, J.: Proc. 54th Jpn. Jt. Conf. Technol. Plast., the Japan Society for Technology of Plasticity, (2003), 17.
- 50) Merklein, M. & Lechler, J.: J. Mater. Process. Technol., **177** (2006), 452.
- 51) Lechler, J. & Merklein, M.: Proc. 1st Int. Conf. Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel, Oldenburg, M., Steinhoff, K. and Prakash, B., Luleå University of Technology and University of Kassel, (2008), 55.
- 52) Lechler, J., Merklein, M. & Geiger, M.: Steel Res. Int., **79**-2 (2009), 98.
- 53) Uda, K. & Azushima, A.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **55**-637 (2014), 132.
- 54) Asai, T. & Iwaya, J.: Proc. IDDRG 2004, International Deep-Drawing Research Group, (2004) 344.
- 55) Maeno, T., Mori, K. & Nagai, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **53**-622 (2012), 1013.
- 56) Nakata, M., Ito, Y., Uematsu, K., Hikida, K., Suzuki, T. & Kojima, N.: Proc. 3rd Int. Conf. Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel, (2011), 123.
- 57) Nakata, M., T., Hikida, K., Uematsu, K., Ito, Y. & Suzuki, T.: 62nd Jpn. Jt. Conf. Technol. Plast., the Japan Society for Technology of Plasticity, (2011), 277.
- 58) Senuma, T., Magome, H., Tanabe, A. & Takemoto, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **49**-567 (2008), 321.
- 59) Senuma, T., Magome, H., Haga, I., Fujioka, N., Takemoto, Y. & Shimizu, K.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **51**-594 (2010), 680.
- 60) Yanagimoto, J. & Oyamada, K.: ISIJ Int., **46**-9 (2006), 1324.

第2章 ホットスタンピング工法による優れた形状凍結性発現機構

2.1 緒言

ホットスタンピング工法の大きな特徴は形状凍結性が顕著に優れることにある。一般的に鋼板の冷間プレス成形品の形状精度は、主に加工時に導入された残留応力が離型時に解放される際にスプリングバック、壁そり、ねじれ等を生じるため低下する¹⁾。これらの形状変化の原因となる残留応力は加工時に導入された応力の弾性回復が原因であり、弾性回復量は加工時に生じた応力に比例する。そのため、材料の強度が増加すると形状凍結性は悪化する²⁾。一方、ホットスタンピング工法では成形が高温で行われるため材料の変形抵抗が低く、加工時の応力も低いために形状凍結性が良好となると考えられており、スプリングバックが全く発生しない結果も示されている³⁾。

しかし、高温での成形のために変形抵抗がたとえ低くても加工力は生じており、加工の際に生じた応力による弾性回復が生じ、離型時にスプリングバックなどの形状変化が生じることが予想される。したがって、ホットスタンピングにて形状凍結性が著しく良好となる理由として、高温での変形抵抗が小さいこと以外に別の原因があると考えられた。変形抵抗以外の因子としては、ホットスタンピング中の金属組織変化などの金属学的な影響があげられる。ホットスタンピングでは成形後に金型中にて急冷されるためにマルテンサイト変態が生じる。マルテンサイト変態中には、変態に伴う体積膨張や、変態中に応力が付加されると応力が作用する方向に塑性変形が発生する変態塑性という現象⁴⁾が生じる。これらが加工時に導入された応力に影響を及ぼしている可能性も考えられる。そこで今回は、形状凍結性におよぼす変形抵抗の影響とあわせて、成形後に生じるマルテンサイト変態の影響も検討した。

本章ではホットスタンピング工法に用いられる典型的な鋼成分の材料を用いてハット曲げ成形を行い、まずホットスタンピングと冷間プレスとの比較を行った。

その後、ホットスタンピング工法により形状凍結性が著しく向上する効果を、熱間変形抵抗の影響と成形後に生じるマルテンサイト変態の影響の二つの観点から調査し、良好な形状凍結性が得られる機構について考察した。熱間の変形抵抗は成形温度を制御することにより変化させた。一方、マルテンサイト変態の影響は、成形後にマルテンサイト変態が生じるホットスタンピング用鋼板と変態が生じない比較鋼を用いて調査した。また、FEMによる成形解析と冷却中の伝熱や変態挙動解析とを連成させたシミュレーションを活用することにより、ホットスタンピング加工による形状凍結性向上機構を考察した。

2.2 実験方法

2.2.1 供試材

板厚 1.4 mm, サイズ 241 mm, 297 mm のホットスタンピング用アルミめっき鋼板を用いた^{5), 6)}. 鋼成分は 0.22%C-1.2%Mn-0.002%B であり, 以下 0.2%C 鋼と称する. この鋼のマルテンサイト変態が生じる臨界冷却速度は 30 °C/s であり, マルテンサイト変態開始温度 M_s 点は 400 °C 程度である¹⁰⁾. 成形後の金型冷却によりマルテンサイト変態が生じる. 形状凍結性に関する冷間プレスとの比較を目的に, 270, 440, 590 MPa 級冷延鋼板を用いた. 上記した比較材の引張特性を Table 2-1 に示す. また, 形状凍結機構を解明することを目的に, 比較材として熱間成形後に変態が生じない 270 MPa 級 IF (Interstitial Free) 鋼 (以下 IF 鋼) とオーステナイト系の SUS304 鋼を用いた.

Table 2-1 Tensile properties of specimens for cold stamping for comparison

Class	YP (MPa)	TS (MPa)	El (%)
270	152	305	49
440	285	459	39
590	410	640	34

2.2.2 成形条件

Fig. 2-1 に用いた工具の断面形状を示す。成形高さは 50 mm，クリアランスは 1.4 mm であり，部品長は 297 mm である。ホットスタンピング条件としては，鋼板を 950 °C に加熱し，金型の上に搬送して油圧プレスにて成形した後，加圧力 1500 kN にて 10 秒間の下死点保持を行った。比較の冷間プレスでは，鋼板を常温のまま，ホットスタンピングと同じ条件にて成形した。

成形開始温度は，950 °C 加熱後の空冷途中の温度である 400～800 °C の範囲で変化させた。Fig. 2-2 に 0.2%C 鋼，IF 鋼，SUS304 鋼の 950 °C 加熱後の空冷途中における温度変化を示す。0.2%C 鋼は，今回の空冷では 530 °C 付近においてベイナイト変態による変態発熱を示した。これより，成形開始温度 550～800 °C においては 0.2%C 鋼はオーステナイト相であり，成形後の金型冷却にてマルテンサイト変態すると考えられる。一方，成形開始温度が 500 °C 以下では加工前に主にベイナイトを主体とする変態が完了していることを確認した。IF 鋼は 950 °C 加熱時点ではオーステナイトであるものの，850 °C 付近でフェライト変態し，成形前にはフェライト変態が完了している。また SUS304 鋼ではオーステナイト相が安定で変態発熱は生じない。これより，550～800 °C の加工温度範囲では IF 鋼と SUS304 鋼はそれぞれフェライトとオーステナイトであり，プレス成形後も変態は生じない。各鋼種の各成形開始温度での相の状態を Table 2-2 に示す。

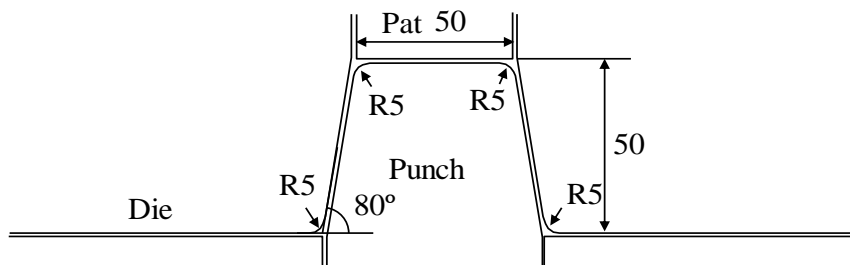


Fig. 2-1 Cross-sectional shape of the tool

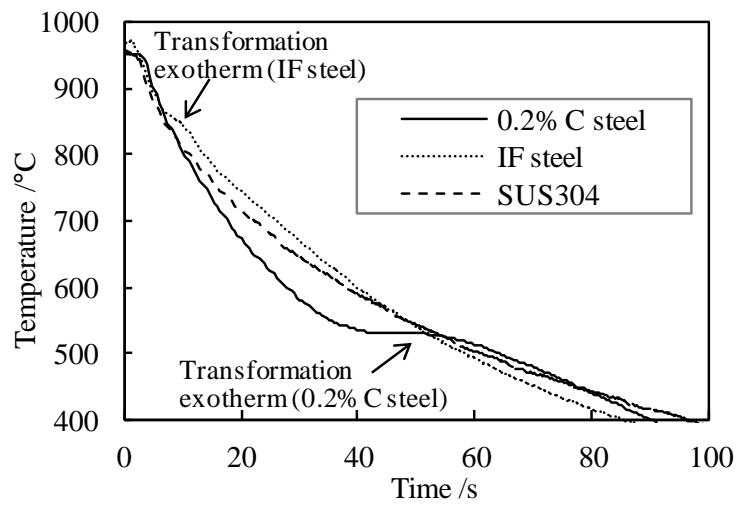


Fig. 2-2 Air-cooling curves for each type of steel

Table 2-2 Phase of each type of steels at the forming start temperature

Forming start temperature (°C)	0.2%C steel	IF steel	SUS304
800	γ	α	γ
700	γ	α	γ
600	γ	α	γ
550	γ	-	-
500	B	α	γ
450	B	-	-
400	B	α	γ

γ : austenite, α : ferrite, B: bainite

2.2.3 形状凍結性の評価

形状凍結性は、Fig. 2-3 に示すようにフランジ部と水平面との隙間および側壁中央部の壁そり（部品外側の曲率）を測定することにより評価した。隙間はスプリングバックしている場合はフランジ端部と水平面の隙間を測定し、スプリングゴーが生じた場合にはダイ肩 R 部の R 止まり部と水平面との隙間を測定した。壁そりはスパン 30 mm の 3 点ゲージ⁷⁾を用いて側壁の中央部にて曲率を測定した。

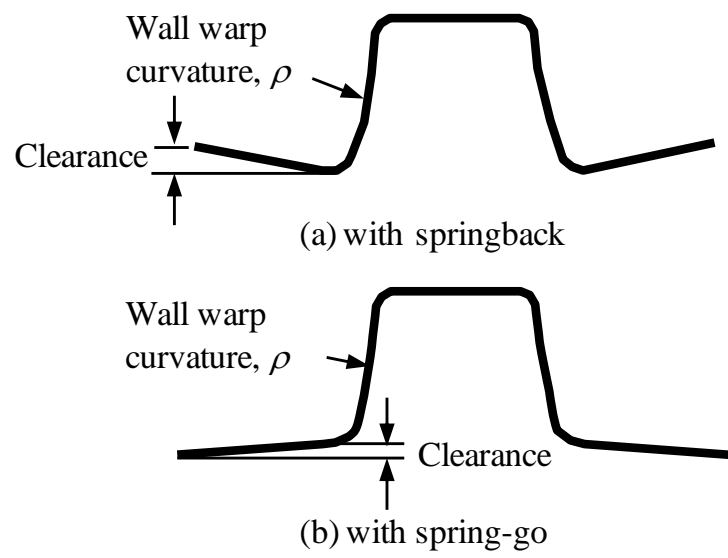


Fig. 2-3 Evaluation methods for shape fixability

2.2.4 熱間引張強度

熱間成形時の変形抵抗と形状凍結性との関係を考察するために、熱間引張強度を測定した。IF 鋼と SUS304 鋼は、JIS G0567 に準拠し、試験温度 400, 600, 800 °C、ひずみ速度 0.1s^{-1} にて引張試験を行った。

0.2 %C 鋼のベイナイト変態後の引張強度は、0.2% C 鋼を 950 °C に加熱した後に室温まで空冷してベイナイト変態を生じさせた材料を用いて JIS G0567 に準拠し、試験温度 400 °C、歪速度 0.1s^{-1} の引張試験により求めた。また、0.2% C 鋼のオーステナイト域での引張強度は、幅 30 mm の短冊状の試験片を用い、富士電波工機の熱サイクル引張圧縮試験装置で評価した。すなわち、950 °C に加熱した後に 30 °C/s で試験温度まで冷却し、温度 600, 700, 800 °C、歪速度 0.1s^{-1} の引張試験を行った。

2.2.5 数値解析方法

本成形試験の FEM 解析は、相変態の取り扱いが容易な DEFORM 3D ver. 11. 1. 1 を用いて実施した。解析モデルは、ブランクには弾塑性体ソリッド要素、ブランク近傍の金型には弾性体ソリッド要素を用いた 3 次元モデルとした。高温での加工硬化特性は、円柱圧縮試験による温度、ひずみ速度依存性を考慮した応力-ひずみ曲線を求めることにより評価した。すなわち、直径 8 mm、長さ 12 mm の円柱を 950 °C に加熱した後に 50 °C /s で加工温度まで冷却し、ひずみ速度 0.01, 0.1, 1 s⁻¹ にて圧縮して、応力-ひずみ曲線を求めた。金型とブランクの熱伝達率は面圧に依存する値を設定した⁸⁾。摩擦係数は 0.55 とした⁹⁾。

また、マルテンサイト変態に伴う線膨張係数の変化は、富士電波工機製フォーマスター試験装置を用いてマルテンサイト変態が生じる温度と熱膨張の関係を測定して求めた。マルテンサイト変態挙動は、上記の実験から温度と変態率との関係を求めて、次式(1)のように定義した¹⁰⁾。

$$\xi = 1 - e^{-k(M_s - T)} \quad (1)$$

ここで、 ξ はマルテンサイト変態率、 T は温度(K)、 M_s (K) と k (K⁻¹) はそれぞれマルテンサイト変態開始温度と定数であり、実験結果から求めた。また、変態塑性は以下のように考慮した。すなわち、変態率増分を $d\xi$ 、偏差応力を s_{ij} (MPa) とすると変態塑性ひずみ増分 $d\varepsilon_{ij}^{sp}$ は、次式(2)のように表される⁴⁾。

$$d\varepsilon_{ij}^{sp} = 3 K (1 - \xi) d\xi s_{ij} \quad (2)$$

ここで K (MPa⁻¹) は変態塑性係数と呼ばれ、文献値⁴⁾を用いた。冷却完了後にはブランクを金型から離してスプリングバックの解析も行った。また、比較として 590 MPa 級冷延鋼板の冷間プレス成形時のスプリングバックの解析も行った。

2.3 実験結果および考察

2.3.1 ホットスタンピングと冷間プレスでの形状凍結性の比較

Fig. 2-4 に、成形開始温度 800 °C のホットスタンピング材と冷間プレス材の形状凍結性の比較結果（壁そり）を示す。横軸の引張強度は、ホットスタンピング材ではホットスタンピング後の強度、冷間プレスでは素材の強度を示す。また Fig. 2-5 に成形品の外観を示す。これらの図から明らかなように、ホットスタンピングでは隙間、壁そりとも発生しておらず、極めて良好な形状凍結性を示した。一方、冷間プレスでは、材料の引張強度が増加するにしたがい、隙間と壁そりの双方ともに増大した。成形後の形状をみると、側壁のフランジに近い部位に壁そりが発生していた（Fig. 2-5）。これはこの部位の成形が進むにつれ、ダイ肩 R 部で曲げられた後に曲げ戻されて壁そりが生じたためと考えられる。

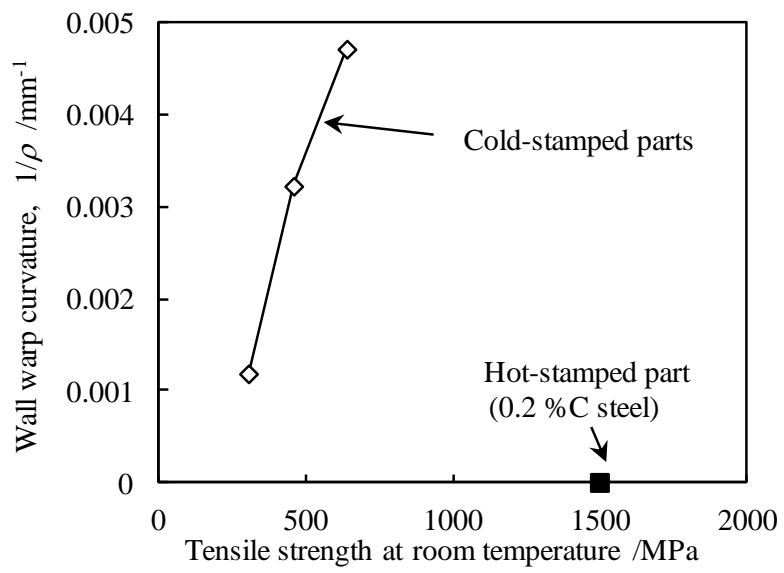
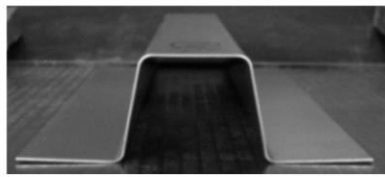
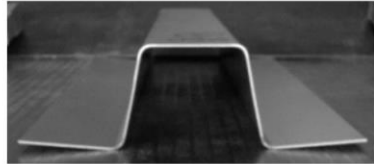


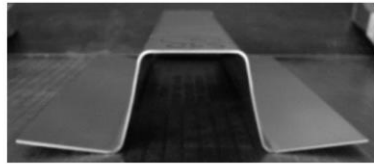
Fig. 2-4 Shape fixability of hot-stamped and cold-stamped parts as a function of tensile strength at room temperature



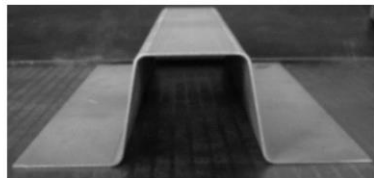
(a) Cold-stamped part
(270 MPa Class)



(b) Cold-stamped part
(440 MPa Class)



(c) Cold-stamped part
(590 MPa Class)



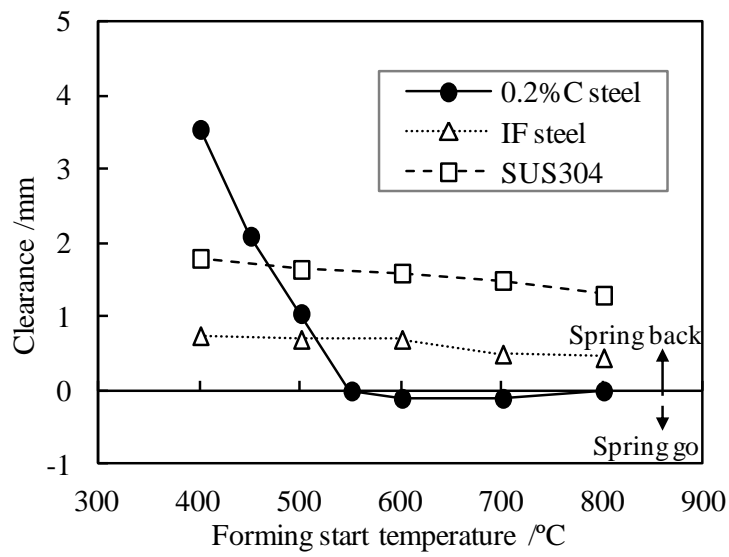
(d) Hot-stamped part
(0.2%C steel)

Fig. 2-5 Appearance of stamped parts

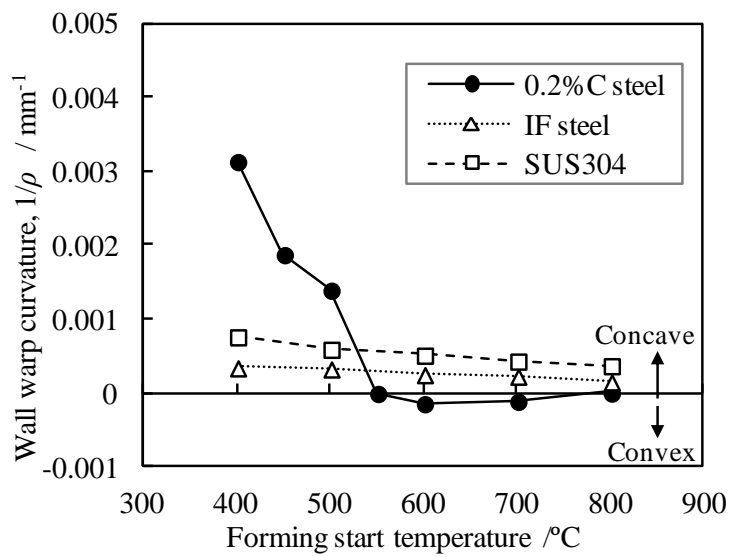
2.3.2 形状凍結性におよぼす成形開始温度と鋼種の影響

Fig. 2-6 にホットスタンピング後の形状凍結性におよぼす成形開始温度の影響を示す。0.2 %C 鋼では成形開始温度が 550～800 °C の場合には隙間，壁そりとも小さく，良好な形状凍結性を示した。しかし成形開始温度が 500 °C 以下の場合には形状が急激に悪化した。成形開始温度が 550～800 °C の場合はオーステナイト状態から成形を開始しており，成形後の下死点保持にてマルテンサイト変態が生じるのに対して，成形開始温度が 500 °C 以下ではベイナイト変態が生じた後に成形しており，成形後の下死点保持でマルテンサイト変態は生じていない。上記から成形後にマルテンサイト変態が生じた場合に形状凍結性が良好となることが明らかとなった。

これに対して，成形後の下死点保持での冷却にてマルテンサイト変態が生じない IF 鋼と SUS304 鋼の場合では，成形開始温度が 800 °C でもスプリングバックが存在し，成形温度が低下すると連続的に劣化した。これは加工温度の低下とともに変形抵抗が増加して形状凍結性が劣化したものと考えられる。これより，成形後にマルテンサイト変態が生じない場合には高温で加工した場合でもスプリングバックが発生することが明らかとなった。



(a) Clearance



(d) Wall warp curvature

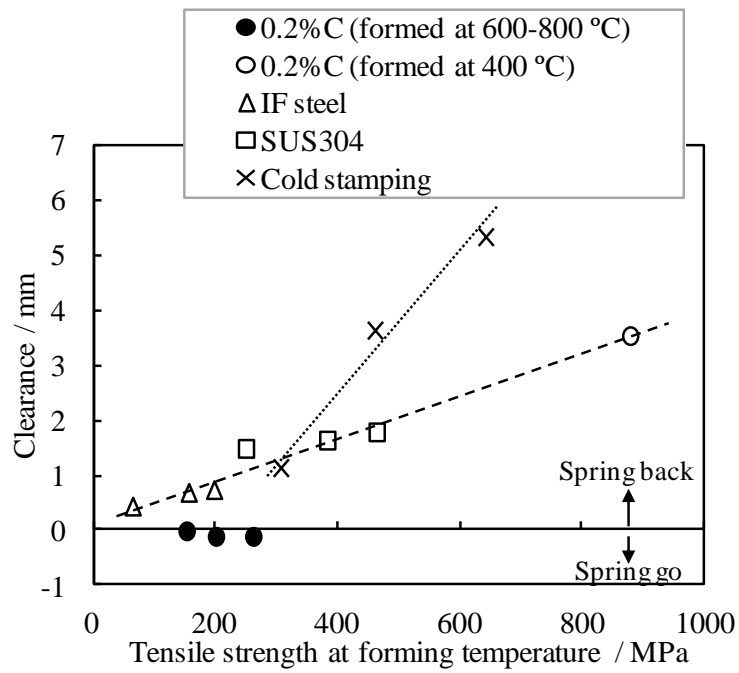
Fig. 2-6 Influence of forming start temperature on the shape fixability of hot-stamped part

2.3.3 形状凍結性におよぼす熱間引張強度の影響

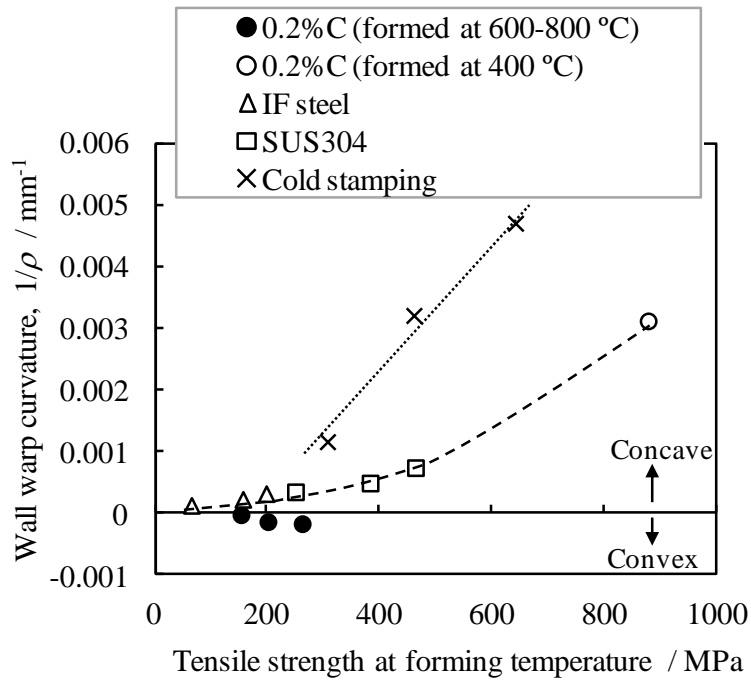
Fig. 2-7 にホットスタンピング後の形状凍結性と熱間引張強度との関係を示す。また、冷間プレスの結果も合わせて示す。成形後にマルテンサイト変態が生じない IF 鋼，SUS304 鋼と 400 °C で成形した 0.2%C 鋼については，形状凍結性は熱間引張強度で整理でき，成形時の強度が高いと形状凍結性は低下した。高温成形であっても加工力に応じた弾性変形がスプリングバックを発生させたと考えられる。また図から明らかなように，成形時の変形抵抗が同じであっても，ホットスタンピングの方が冷間成形より形状凍結性に優れる。ホットスタンピングでは，3.5 にて後述する張力付与の効果が寄与していると推察される。

一方，0.2%C 鋼を 600, 700, 800 °C のオーステナイト域で成形し，成形後にマルテンサイト変態させた場合には，形状凍結性は熱間強度に関わらず，顕著に小さい値を示した。

これより，成形後にマルテンサイト変態が生じる場合には，熱間強度に関わらず良好な形状凍結性を示すと考えられる。



(a) Clearance



(d) Wall warp curvature

Fig. 2-7 Influence of the strength of the material at the forming temperature on the shape fixability of hot-stamped part

2.3.4 数値解析による成形後，冷却中の応力状態の変化の予測

まず，比較として 590 MPa 級冷延鋼板を用いた冷間プレスにおける成形後の最大主応力分布と離型後の形状をそれぞれ Fig. 2-8, Fig. 2-9 に示す．パンチ肩 R 部では板の表裏での応力差が大きく生じており，これが離型後に開く変形をもたらす原因となっている．また，側壁下部にも曲げ曲げ戻しで導入された表裏の応力差が発生しており，離型後には壁そりが発生している．解析でのフランジ端と水平面の隙間は 4.5 mm であり，実成形の 5.35 mm とほぼ良い一致を示した．

次に 0.2%C 鋼を用いたホットスタンピング工法での解析結果を示す．Fig. 2-10 は成形開始温度 800 °C の解析結果である．成形完了直後（冷却開始）からの冷却途中における成形品の温度分布とマルテンサイト相の体積分率の時間変化を示す．冷却開始後 0.07 s ではマルテンサイト変態が生じていない．冷却開始後 0.47 s ではウェブ面と側壁の一部でマルテンサイト変態が生じた．冷却開始後 0.87 s では側壁のマルテンサイト変態は完了し，2.07 s 後では部品全体でマルテンサイト変態が完了した．

Fig. 2-11 には最大主応力分布の時間変化を示す．ここではパンチ肩 R 近傍，およびダイ肩 R 近傍と側壁下部の結果を示した．まず，成形直後では冷間プレスの結果と同様にプレス成形により導入された応力が存在した．この時点において，パンチ肩 R 部および側壁下部では板の表裏での応力差が大きく生じており，離型後にスプリングバックおよび壁そりが生じる応力状態となっていた．冷却開始後 0.07 s において引張応力の発生が認められるが，これは温度低下に伴う熱収縮によって生じたと考えられる．冷却開始後 0.47 s, 0.87 s では成形および熱収縮で導入された応力が減少し，板厚表裏の応力もほぼ均一となった．これは，マルテンサイト変態に伴う膨張と変態塑性が影響したと考えられる．すなわち，変態に伴う膨張により引張応力は減少したと考えられる．また変態塑性が生じると，応力付加方向にその値に応じた塑性変形が生じて板厚の表裏の応力差が緩和したと推察される．0.87 s 後のウェブ面では引張応力が生じているが，これはこの部位ではマルテンサイト変態が早く完了したため，その後の温度低下に伴う熱収縮によるものと考えられる．冷却開

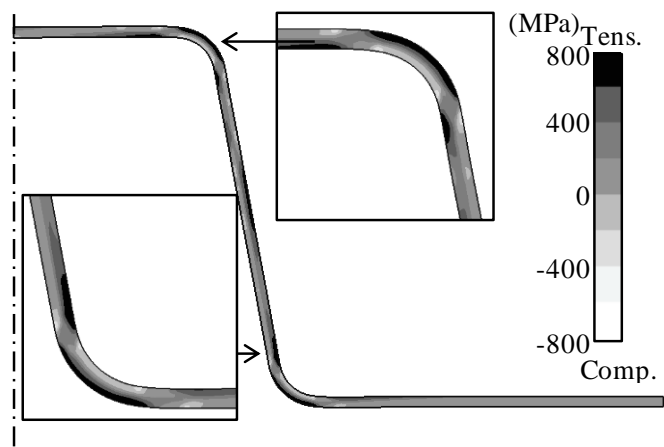


Fig. 2-8 Maximum principal stress distribution of the cold stamped part calculated by finite element simulation (590 MPa class)

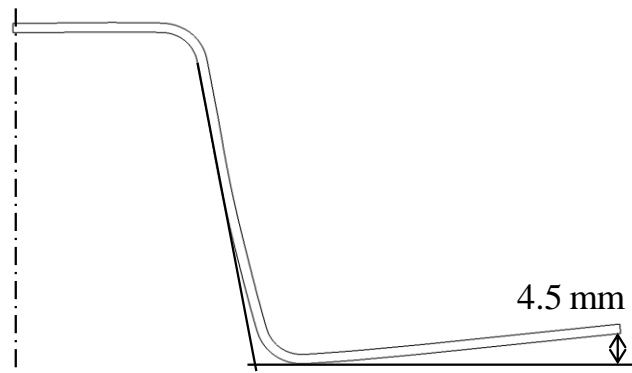


Fig. 2-9 Shape of the cold stamped part after unloading calculated by finite element simulation (590 MPa class)

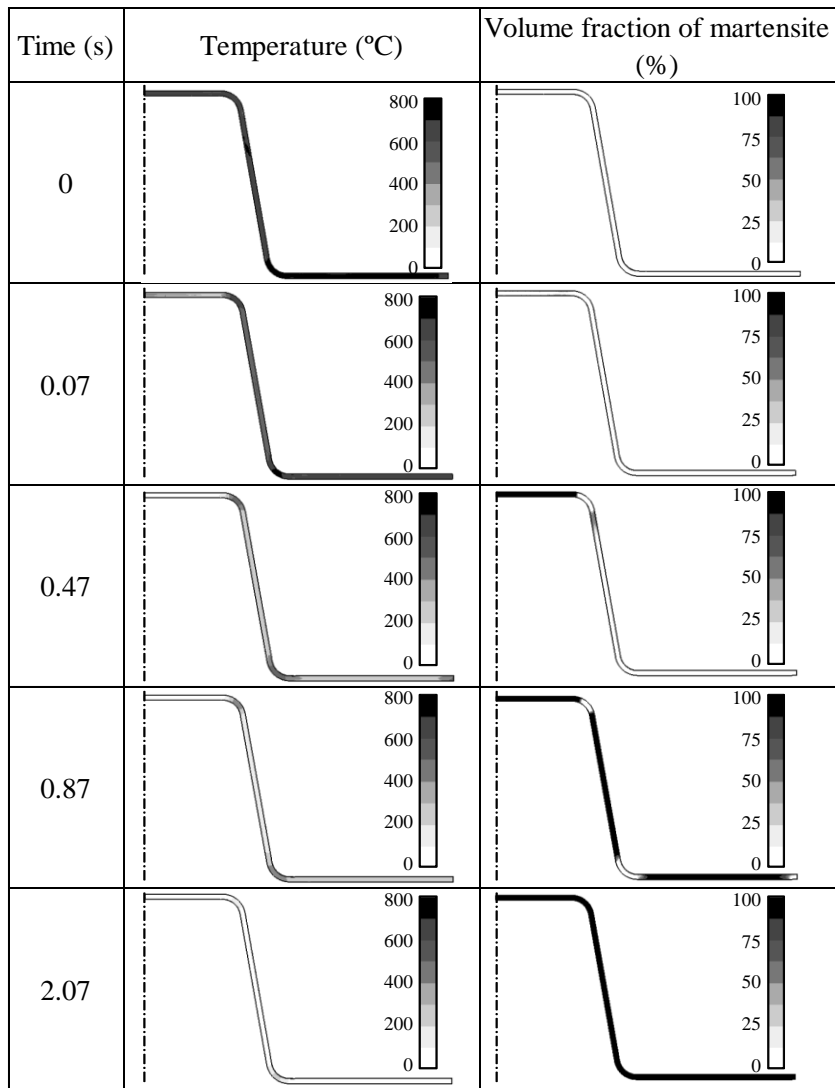


Fig. 2-10 Changes in temperature distribution and volume fraction distribution of martensite calculated by finite element simulation with time after forming and subsequent cooling in the hot-stamping process

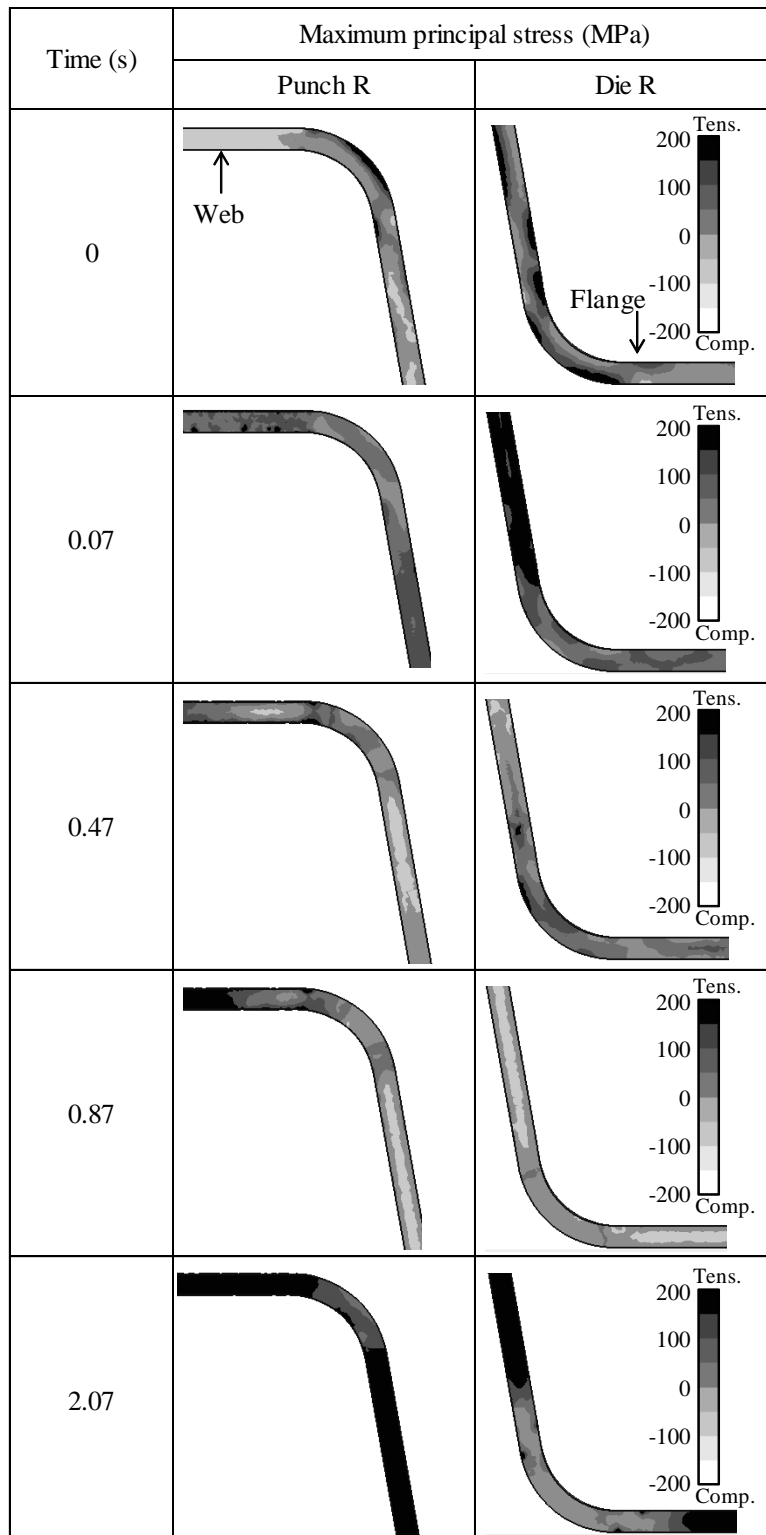


Fig. 2-11 Maximum principal stress distribution calculated by finite element simulation after forming and subsequent cooling in the hot-stamping process

始後 2.07 s では再度引張応力が発生した。これは、上記と同様に先にマルテンサイト変態が完了した部位の熱収縮が原因であると考えられる。この時点で引張応力は生じているものの、形状凍結不良の原因となる表裏の応力差は存在しておらず、離型により単純に線長が縮むのみと考えた。Fig. 2-12 に離型後の部品形状を示す。上記の応力状態を反映してスプリングバックや壁そりは発生しておらず、マルテンサイト変態が生じた場合には良好な形状凍結性を示すことが再現された。

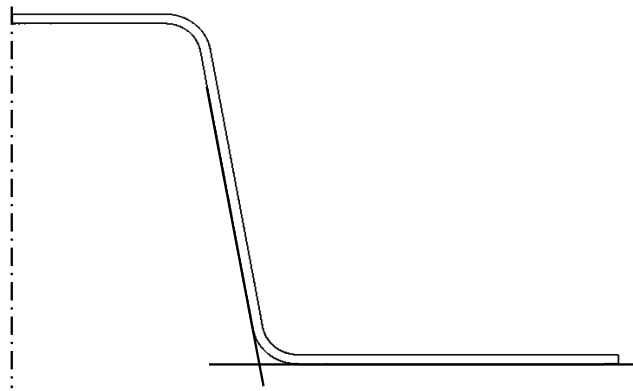


Fig. 2-12 Shape of the hot stamped part calculated by finite element simulation after unloading

2.3.5 ホットスタンピングによる優れた形状凍結性発現機構

上記の結果から、ホットスタンピングによる優れた形状凍結性発現機構を考察する。高温の成形であっても変形に応じた応力が導入される。特にパンチ肩 R 部や側壁下部には離型後の形状変化をもたらす応力が導入されやすい。成形が完了した後の冷却では熱収縮により引張応力が付与される。これは、冷間プレスでの張力付与の効果¹¹⁾と同様に、スプリングバックや壁そりを低減する効果を有すると考えられる。すなわち、板の表裏に応力差が生じている応力状態を、引張曲げ変形が引張側にそろえる効果を持つため、スプリングバックや壁そりが小さくなると考えられる。今回の実験でもマルテンサイト変態が生じない IF 鋼や SUS304 鋼において、ホットスタンピングでは、この効果が生じて冷間プレスよりも形状が良好になったと推察した。さらに成形後にマルテンサイト変態が生じる 0.2% C 鋼では、変態による膨張や変態塑性によって生じたひずみが成形により導入された板厚方向の応力差を緩和するように作用したと考えられる。この効果により、ホットスタンピングにて成形後にマルテンサイト変態が生じる場合には、形状凍結性が顕著に良好となったと推察した。

2.4 結言

ホットスタンピング工法が顕著な形状凍結性向上効果をもつ機構を調査するため、変態挙動の異なる比較材を用いてハット曲げ成形試験を行った。また、温度や相変態と連成させた FEM 解析を実施し、実験と計算との比較検討を行った。得られた知見は次のとおりである。

- (1) ホットスタンピング工法による良好な形状凍結性は、高温で成形力が小さいことだけでは説明できない。
- (2) 形状凍結性は成形後にマルテンサイト変態が生じる場合に著しく良好となる。
- (3) マルテンサイト変態が生じた場合に形状凍結性が良好となる理由は、変態に伴い残留応力が緩和して板表裏面での応力差が低減するためと考えられる。
- (4) 成形後にマルテンサイト変態が生じない場合には、成形時の強度に応じたスプリングバックが発生する。ただし、熱収縮により引張曲げの効果が生じるため、冷間プレスよりもスプリングバックは小さくなる。

第 2 章の参考文献

- 1) Yoshida, T.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **52**-606 (2011), 777.
- 2) Yoshida, T., Isogai, E., Hashimoto, K., Katayama, T. & Kuriyama, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **46**-534 (2005), 656.
- 3) Kojima, N.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **46**-534 (2005), 595.
- 4) Okamura, K.: Netsu Shori (J. Jpn. Soc. Heat Treat.), **42**-5 (2002), 319.
- 5) Wilsius, J., Hein, P. & Kefferstein, R.: 1. Erlanger Workshop Warmblechumformung 2006, (2006), 83.
- 6) Suehiro, M., Maki, J., Kusumi, K., Ohgami, M. & Miyakoshi, T.: Nippon Steel Tech. Rep., 378 (2003), 15.
- 7) 薄鋼板成形技術研究会: プレス成形難易ハンドブック. 第 4 版, 日刊工業新聞社, (2017), 221.
- 8) Nakanishi, K. & Nonomura, F.: R&D review of Toyota CRDL, **30**-4 (1995), 35.
- 9) Uda, K. & Azushima, A.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **55**-637 (2014), 132.
- 10) Koistinen, D. P. & Marburger, R. E.: Acta Metall., **7**-1 (1959), 59.
- 11) 薄鋼板成形技術研究会: プレス成形難易ハンドブック. 第 4 版, 日刊工業新聞社, (2017), 319.

第3章 ホットスタンピング工法における張出し成形性におよぼす成形条件の影響

3.1 緒言

本章では、プレス成形の基本要素¹⁾の一つであるホットスタンピング工法における張出し成形性について述べる。張出し成形での成形可否は主に成形中のひずみの一様性と材料の変形限界により支配される²⁾。すなわち、ひずみの一様性が高くて被加工部が広範囲に変形している場合には、最大変形部の局所的なひずみ量が低くなるため変形限界までの変形の余裕が生じる。また変形限界が高ければ、より大きいひずみまで成形が可能となる。ホットスタンピング工法では、材料が高温となるため変形限界が向上することが期待される。しかし、ひずみの一様性については、鋼板が工具との接触により温度分布を生じるために冷間プレスと比較して低位となる可能性がある。

本研究では、単純形状の球頭パンチを用いて、ホットスタンピング工法での張出し成形性を検討した。成形限界および変形状態について冷間プレスとの比較を行い、ホットスタンピング工法の特徴を把握した。また、熱間成形における主な成形条件として成形開始温度および成形速度の影響、また工具形状としてダイス肩半径の影響について実験と数値解析の両方から考察した。さらに、成形限界向上のために、工具を断熱する手法の効果も検証した。これらの結果から、ホットスタンピング工法における張出し成形性の重要な支配因子として考えられるひずみの一様性と変形限界について議論した。

3.2 実験方法および数値解析方法

3.2.1 供試材

供試材には、板厚 1.4 mm、直径 177 mm のホットスタンピング用アルミめっき鋼板を用いた^{3), 4)}。化学組成は、第 1 章の Table 1-3 に示したものと基本的に同等である。冷間プレスと比較することを目的に、比較材として 270 MPa, 440 MPa 級冷延鋼板を用いた。さらに、ホットスタンピング用アルミめっき鋼板を 950 °C に加熱後、平板形状の金型を用いて加圧・急速冷却して焼き入れた鋼板を 1470 MPa 級の比較材として用いた。比較材の板厚とブランク材の直径はホットスタンピング用アルミめっき鋼板と同一とした。比較材の引張特性を Table 3-1 に示す。

Table 3-1 Tensile properties of steels used for cold stamping for comparison

Steels	YS (MPa)	TS (MPa)	El (%)
270	152	305	49
440	285	459	39
1470	1250	1540	8

3.2.2 工具

工具の断面形状を Fig. 3-1 に示す. 半径 $R_p = 50 \text{ mm}$ の球頭パンチを用い, 直径 100 mm , ダイ肩半径 $R_d = 5 \text{ mm}$, 20 mm のダイスとしわ押さえを用いた. 工具材料は SKD61 である. 本工具では成形高さを変化させるために成形完了後に鋼板を両面から加圧して焼入れする機構は設けなかった. 実生産では成形高さに合わせて成形後に鋼板を加圧する機構を設けることで焼入れすることができる.

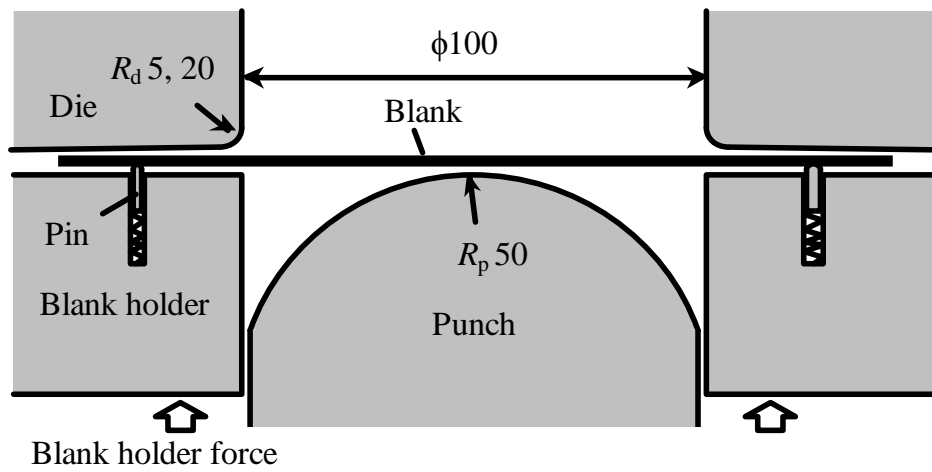


Fig. 3-1 Cross-sectional shape of the tool

3.2.3 成形条件

ホットスタンピング工法では鋼板を 1000 °C に加熱した後，金型上に搬送して成形した．成形高さ H (mm) を 0.5 mm の間隔で変化させ，成形限界高さを求めた．成形開始温度 T_s (°C) の成形限界高さにおよぼす影響を検討するために，成形速度 $V = 8.1$ mm/s と一定にして，成形開始温度 $T_s = 650$ °C, 700 °C, 750 °C, 800 °C と変化させた．ここで成形開始温度 T_s は，金型内への放射温度計の設置が難しかったため，熱電対を中央部に取り付けたブランクを用いて炉から搬出後の空冷中の時間に伴う温度変化を取得しておき，成形開始までの時間を照らし合わせた温度とした．数回の温度測定の結果，空冷中の温度変化のばらつきは ± 5 °C 以内であった．今回の材料では空冷時には 650 °C 以下で変態発熱が生じることを確認しており，成形下死点ではオーステナイト状態であったと考えられる．また成形速度 V の影響を検討するために，成形速度 $V = 4.1$ mm/s, 8.1 mm/s, 13.5 mm/s と変化させた試験も実施した．ホットスタンピング工法では潤滑剤は用いず，しわ押さえ力は 800 kN とし，成形後の保持時間は 1 s とした．成形限界はネッキング，および破断発生を目視観察により評価した．また，成形限界条件を板厚分布および断面硬さ分布を測定して評価した．断面硬さはビッカース硬さ計にて測定した．比較材の冷間プレス成形は，鋼板を常温のまま，ホットスタンピング工法と同じ条件にて行った．なお，潤滑を目的に防錆油を鋼板のパンチ接触部に塗布した．

また，パンチとブランクの熱伝達率の影響を検討するため，綿状のセラミックファイバーの断熱材をパンチ上に 10 mm 程度の厚さにかぶせて成形した．成形条件はダイ肩半径 $R_d = 5$ mm，成形開始温度 $T_s = 800$ °C とした．成形後に断熱材は圧縮されて 1 mm 以下の厚さとなった．

3.2.4 数値解析方法

本成形試験に対応する数値解析を MSC MARC 2013 を用いて実施した。解析モデルは、ブランクに弾塑性体ソリッド要素, 金型に剛体を用いた 2 次元モデルとした。高温の加工硬化特性は, 円柱圧縮試験で求めた温度, ひずみ速度依存性を考慮した応力-ひずみ曲線を用いることにより表現した。すなわち, 直径 8 mm, 長さ 12 mm の円柱試験片を 950 °C に加熱した後に 50 °C/s で加工温度まで冷却し, ひずみ速度 0.01 s^{-1} , 0.1 s^{-1} , 1 s^{-1} にて圧縮し, 応力-ひずみ曲線を求めた。金型とブランクの熱伝達率は $5 \text{ kW/m}^2 \cdot \text{K}$ とし⁵⁾, 摩擦係数は 0.55 とした⁶⁾。また, マルテンサイト変態に伴う線膨張係数の変化は, 富士電波工機製フォーマスター試験装置を用いて実測した結果にもとづき定義した。変態発熱量 Q (J/g) は, 次式(1)および(2)を用いて,

$$Q = q (dX / dt) \quad (1)$$

$$X = (M_s - T) / (M_s - M_f) \quad (2)$$

と定義した。ここで, X はマルテンサイト変態率であり, 式(2)で表される。 t (s)は時間, T (°C)は温度, M_s はマルテンサイト変態開始温度で $M_s = 400 \text{ °C}$, M_f はマルテンサイト変態終了温度で $M_f = 320 \text{ °C}$, q は定数で温度変化の実測値から $q = 80 \text{ J/g}$ と設定した。本研究では, この数値解析を用いて求まる張出し成形における温度分布とひずみ分布について議論する。

3.3 実験結果および考察

3.3.1 ホットスタンピング工法における張出し成形限界高さ

Fig. 3-2 に成形限界高さにおよぼす成形開始温度 T_s の影響を示す。ここでは、成形速度 $V = 8.1 \text{ mm/s}$ の結果を示した。ダイ肩半径 $R_d = 5 \text{ mm}$ の場合は成形開始温度の影響は見られない。しかし、ダイ肩半径 $R_d = 20 \text{ mm}$ の場合には温度とともに成形限界高さが増加した。また、成形限界高さは、どの温度においてもダイ肩半径 $R_d = 20 \text{ mm}$ の方が $R_d = 5 \text{ mm}$ の場合よりも高い結果を示した。Fig. 3-3 に成形限界高さにおよぼす成形速度 V の影響を示す。成形速度の増加にともない成形限界高さは増加した。

Fig. 3-4 に成形限界高さの冷間プレスとの比較を示す。ホットスタンピング工法の結果は、本実験の中で最良であった成形開始温度 $T_s = 800 \text{ }^\circ\text{C}$ 、成形速度 $V = 13.5 \text{ mm/s}$ の結果である。これより、ホットスタンピング工法を敵用すると、ダイ肩半径 $R_d = 20 \text{ mm}$ の場合の成形限界高さは 270 MPa 級と 440 MPa 級冷延鋼板の冷間プレスでの成形限界高さの中間程度を示し、ダイ肩半径 $R_d = 5 \text{ mm}$ の場合は 440 MPa 級冷延鋼板の冷間プレスでの成形限界高さよりも若干低いことがわかる。また、ダイ肩半径がどちらの場合でもホットスタンピング工法を用いると、1470 MPa 級冷延鋼板の冷間プレスの場合よりも顕著に大きな成形限界高さを示すことがわかった。

Fig. 3-5 に、パンチに断熱を施した場合の成形限界高さを示す。パンチを断熱することにより、どの成形速度においても成形限界高さが向上することが明らかである。

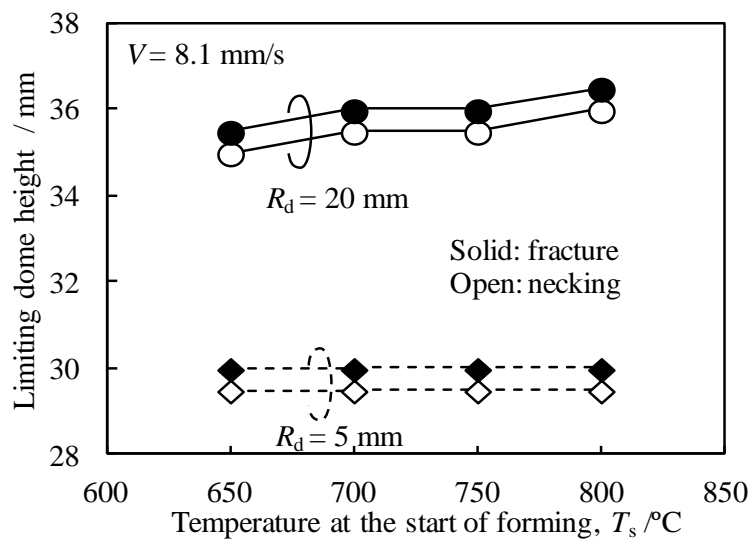


Fig. 3-2 Effect of temperature at the start of forming, T_s on limiting dome height

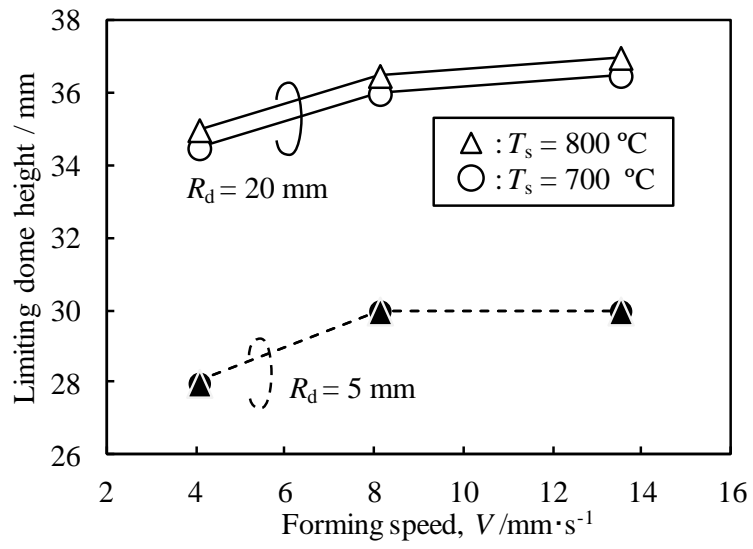


Fig. 3-3 Effect of forming speed, V on limiting dome height

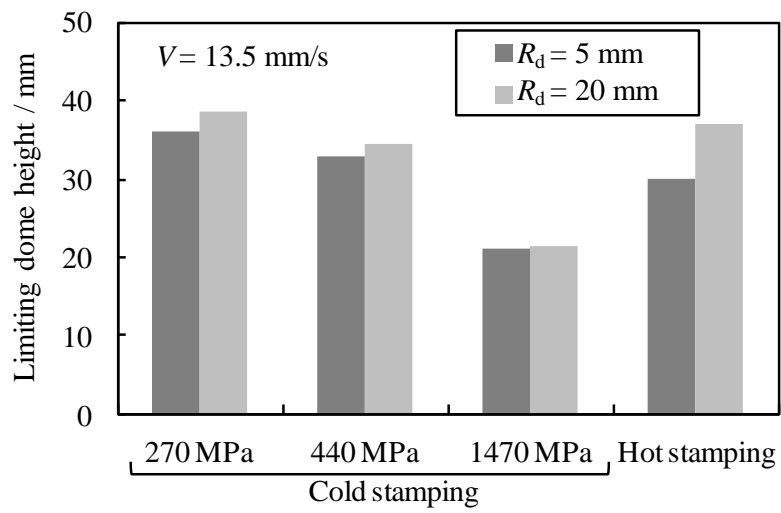


Fig. 3-4 Limiting dome height in cold and hot stamped specimens

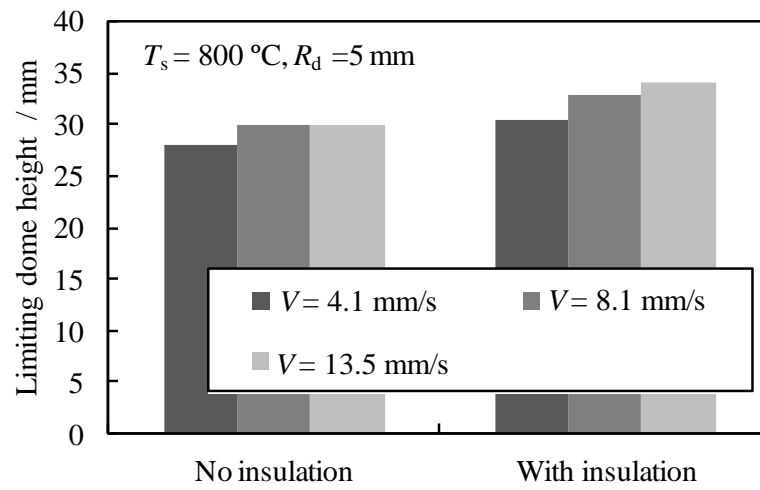


Fig. 3-5 Effect of insulation of punch on limiting dome height

3.3.2 成形後の板厚分布と断面硬さ分布

(1) ひずみの集中と板厚分布／硬さ分布の関係

Fig. 3-6 にホットスタンピング工法における典型的なネッキングの形態を示す。ネッキングはパンチ頂点から等距離の位置に円周状に生じていることがわかる。Fig. 3-7 に成形開始温度 $T_s = 800\text{ }^\circ\text{C}$ 、成形速度 $V = 13.5\text{ mm/s}$ にて成形し、成形高さ $H = 29.5\text{ mm}$ でネッキングが発生したサンプルの板厚分布と断面硬さ分布を示す。フランジ部とパンチ中央部ではビッカース硬さが 450 程度となっており、この部分では十分な焼き入れがなされていたことが明らかである。この部分では、工具とブランクの接触が十分生じており、鋼板が急速冷却されて焼き入れされたためと考えられる。一方、パンチ中央部からの距離が 38 mm より遠方でフランジ部に至るまでの間は硬さが低下していた。この部分では、ブランクと工具が非接触もしくは接触が十分でなく、鋼板の冷却がマルテンサイト変態の生じる臨界冷却速度⁹⁾より小さかったためと考えられる。このようにブランクの断面硬さによりブランクと工具の接触状態を推定することができる。なお通常、金型は鋼板に接触するように設計されるために、実用的にはこのような硬さ低下は避けられる。

板厚はパンチ中央部から離れるにしたがい減少し、工具と鋼板が離れたと推定される部位の近傍にて最小値を示した。さらにパンチ中央部から離れると板厚は再び増加し、ダイ肩半径部より外側では成形前と同等の板厚となった。この結果から、板厚が減少している部位は、ブランクと工具が非接触の状態にあり硬さが低下した部位であると考えられる。

この板厚変化については下記のように考察した。工具が材料と接触して十分な面圧が得られるパンチ中央部とフランジ部においては金型への抜熱により成形中の温度低下が著しく、変形抵抗も大きいと考えられる。一方、工具と非接触の部位では、抜熱は板面方向の伝熱と表面での空冷により行われるため、工具接触部と比較して成形中の温度低下が小さく、変形抵抗も低いと考えられる。その結果、工具と鋼板の非接触部のうちパンチ中央に近い部位に変形がさらに集中すると推察される。そのため、Fig. 3-6 に見られるような部位にくびれが生じて破断に至ったものと考え

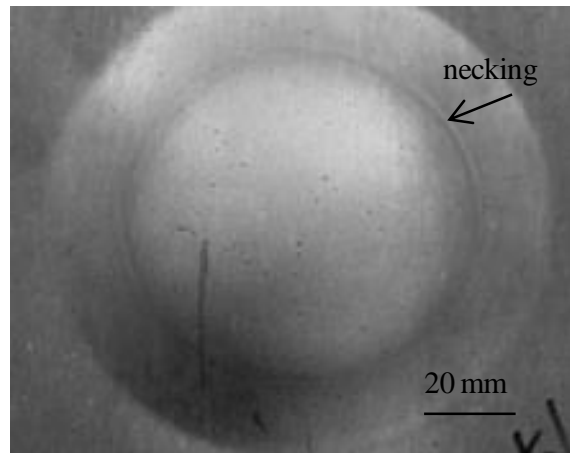


Fig. 3-6 Appearance of necking in the hot-stamped part

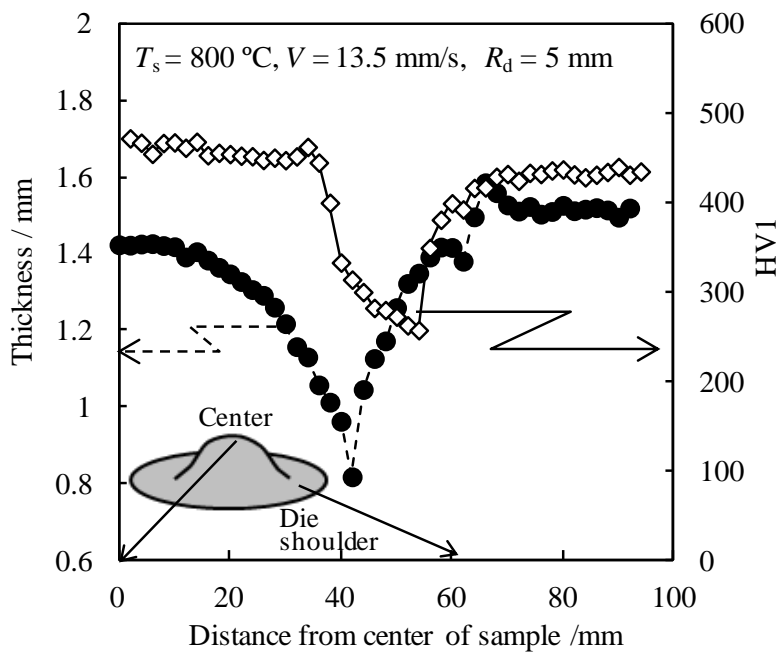


Fig. 3-7 Distributions of thickness and hardness of hot-stamped part

られる。

(2) 板厚分布の冷間プレスとの比較

Fig. 3-8 に、成形高さ $H = 29.0$ mm の場合のホットスタンピング成形品と冷間プレス成形品の板厚ひずみ分布を比較した。この成形高さは、ホットスタンピング工法の場合のネッキング直前の成形高さである。冷間プレスの板厚分布は、1470 MPa 級では限界成形高さが 21 mm であるために 270 MPa 級、440 MPa 級冷延鋼板の結果を示した。ホットスタンピング工法の成形条件は、ダイ肩半径 $R_d = 5$ mm、成形開始温度 $T_s = 800$ °C、成形速度 $V = 13.5$ mm/s である。最小の板厚を示す破断危険部の位置は、冷間プレスの方がホットスタンピング工法よりもパンチ中央部に近く、またパンチと接触していると考えられる部位の板厚減少は冷間プレスの方がホットスタンピング工法の場合よりも大きく、かつ広いことがわかる。上記の結果からホットスタンピング工法では冷間プレスと比較して、ひずみの集中が大きいことがわかる。

(3) 成形後の板厚分布におよぼす成形条件の影響

Fig. 3-9 には、ホットスタンピング工法において、成形速度 $V = 8.1$ mm/s の場合の板厚分布におよぼす成形開始温度 T_s とダイ肩半径 R_d の影響を示す。この結果から、鋼板が変形している範囲は、ダイ肩半径が大きい方が広いことがわかる。したがって、今回の金型形状においては、ダイ肩半径が大きいほど変形範囲が広く、ひずみの集中が抑制されるために成形限界高さが高くなったと考えられる。一方、成形開始温度が変化しても板厚分布は大きく変化しないことがわかった。ダイ肩半径 $R_d = 20$ mm の場合は、成形開始温度の低下にともなって成形限界高さは低下した (Fig. 3-2)。これは、板厚分布の変化は小さいものの破断危険部の延性が温度低下により低下したためと考えられる。一方、ダイ肩半径 $R_d = 5$ mm の場合は、成形限界高さには成形開始温度の影響は見られなかった。これはダイ肩半径が小さいために、金型とブランクの接触状態にともなうひずみの集中が温度変化の影響よりも著しく大きくなったためと推察される。

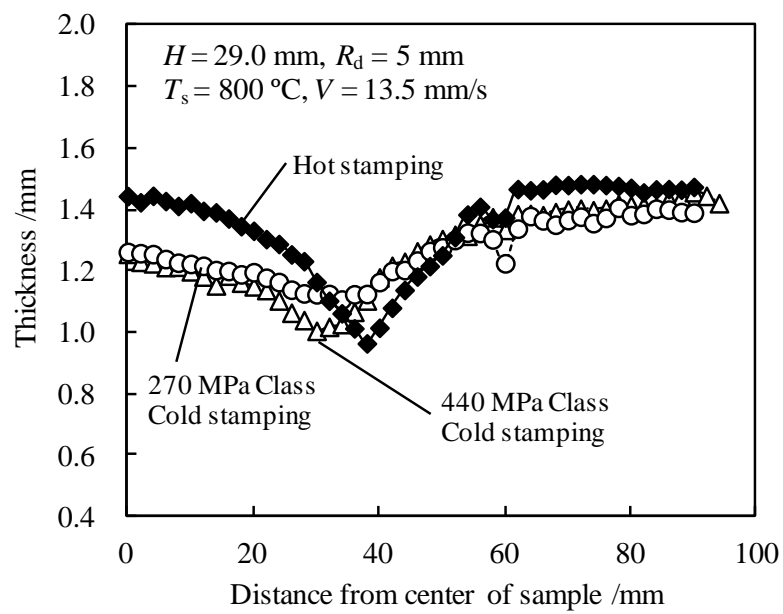


Fig. 3-8 Thickness distributions for cold and hot stamping

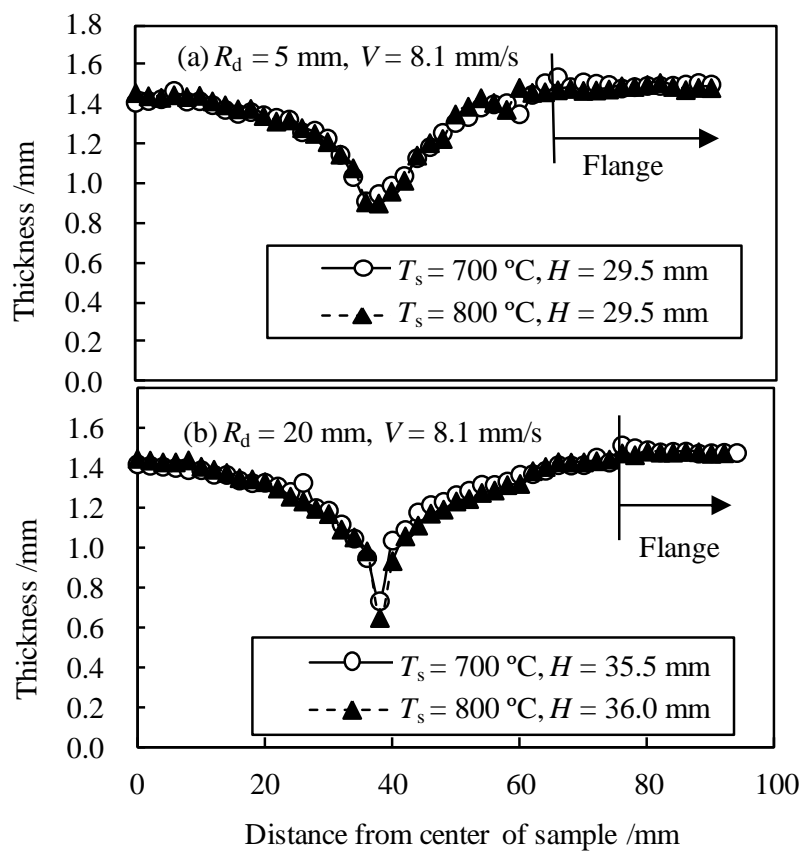


Fig. 3-9 Effects of R_d and temperature at the start of forming, T_s on the thickness distribution of hot-stamped parts

Fig. 3-10 に板厚分布におよぼす成形速度の影響を示す。成形速度が遅くなると、パンチと接触した部位の板厚分布には大きな違いがみられないものの、板厚が最小となる破断危険部位が試料中心部に移動した。これは、成形速度が遅いとネッキングが低い成形高さで生じていることを示す。

Fig. 3-11 に、ネッキングが発生した場合での板厚最小部の硬さにおよぼす成形速度 V の影響を示す。ここでは、ダイ肩半径 $R_d = 5 \text{ mm}$ での結果を示す。この結果から、破断危険部の硬さは成形速度が遅い方が高い。これより、成形速度が遅くなると破断危険部の温度低下が大きくなることが示唆され、変形限界が低下する結果、成形高さが減少したと推察した。

上記の結果から、ホットスタンピング工法の張出し成形での板厚分布は工具形状の影響を大きく受け、成形開始温度や成形速度の影響は比較的小さいことがわかった。一方、変形限界に対しては、成形速度の影響が大きいことが明らかとなった。

(4) 板厚分布におよぼすパンチ断熱の効果

Fig. 3-12 に成形後の板厚におよぼすパンチ断熱の効果を示す。ここでは成形開始温度 $T_s = 800 \text{ }^\circ\text{C}$ 、成形速度 $V = 8.1 \text{ mm/s}$ の結果を示した。この結果から、パンチを断熱することにより、パンチ部位の板厚が減少していることがわかる。すなわち、パンチを断熱するとパンチ部の温度低下が抑制され、この部位の鋼板の変形量が増加したため成形高さが向上したと推察した。パンチを断熱することにより鋼板が変形できる範囲が拡大し、ひずみの集中が抑制されたため、成形限界高さが向上したと考えた。

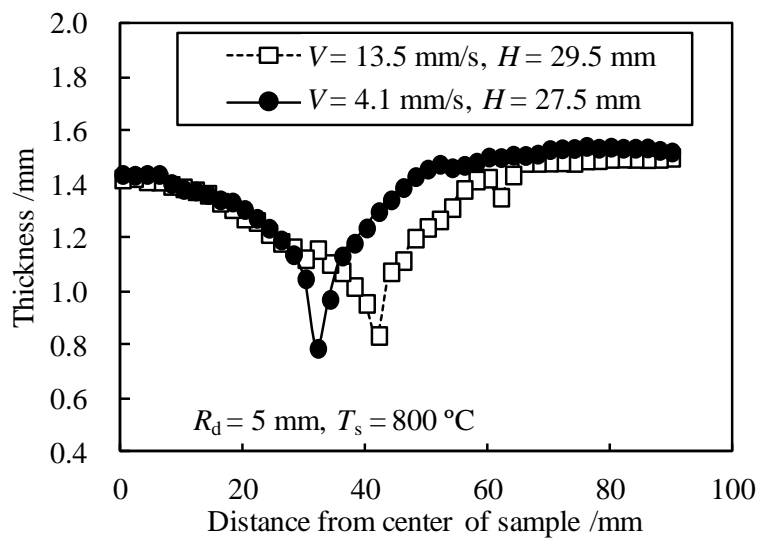


Fig. 3-10 Effect of forming speed, V on the thickness distribution of hot-stamped parts

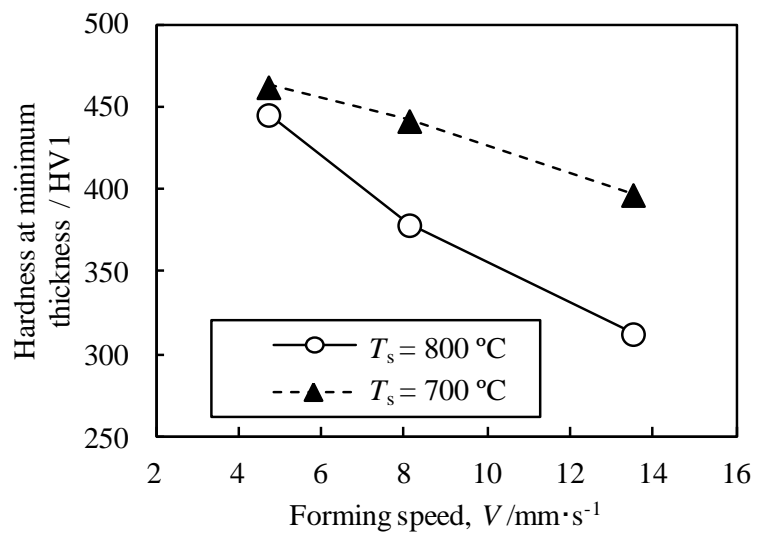


Fig. 3-11 Relationship between hardness at minimum thickness position and forming speed, V when necking occurred

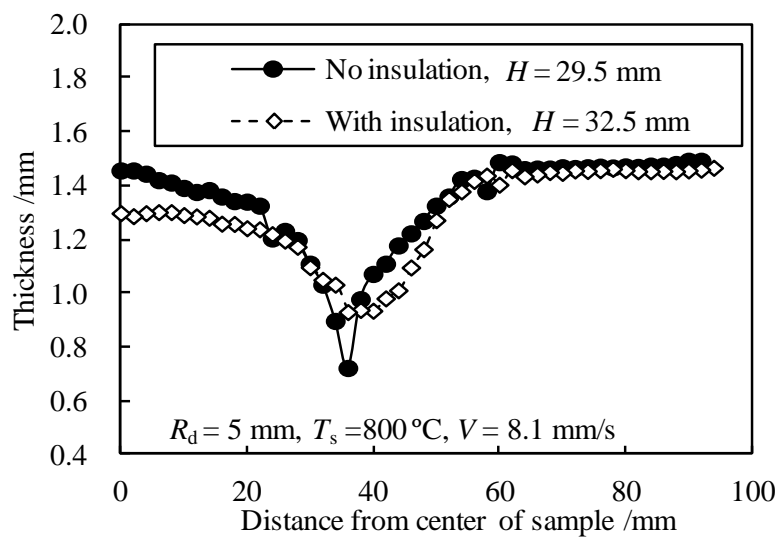


Fig. 3-12 Effect of insulation of punch on thickness distribution

3.3.3 数値解析を用いた張出し成形性におよぼす成形条件の影響に関する一考察

Fig. 3-13 および Fig. 3-14 に、ブランク中央部の温度変化と成形高さ $H = 29.5 \text{ mm}$ での板厚ひずみ分布について、実験結果と数値解析結果とを比較して示した。ここでは、成形開始温度 $T_s = 800 \text{ }^\circ\text{C}$ 、成形速度 $V = 13.5 \text{ mm/s}$ 、ダイ肩半径 $R_d = 5 \text{ mm}$ の場合である。数値解析は実験値をほぼ再現していることがわかる。

Fig. 3-15 および Fig. 3-16 に、成形開始温度 $T_s = 800 \text{ }^\circ\text{C}$ 、成形速度 $V = 13.5 \text{ mm/s}$ にて成形した場合の成形高さ $H = 20 \text{ mm}$, 25 mm , 29.5 mm (ネッキング発生) における温度分布と相当塑性ひずみ分布を示す。工具がブランクに接触した部位では温度が低下しており、その後のひずみの増加は見られない。一方、工具と非接触の部位ではひずみは成形高さの変化とともに大きくなっている。この解析結果は、工具との非接触部位に変形が集中することを示すものであり、3.3.2 (1)項の実験結果と一致し、また考察した機構を支持する。

Fig. 3-17 および Fig. 3-18 に、ダイ肩半径 $R_d = 5 \text{ mm}$, 20 mm 、成形開始温度 $T_s = 800 \text{ }^\circ\text{C}$ 、成形速度 $V = 8.1 \text{ mm/s}$ にて成形した際の成形高さ $H = 20 \text{ mm}$ における温度分布と相当塑性ひずみ分布を示す。ダイ肩半径 $R_d = 20 \text{ mm}$ の方が、広い範囲にわたり温度が高く変形している様子が見られる。すなわち、ひずみ分布には工具形状の影響が大きいことが数値解析でも明らかとなった。さらに Fig. 3-19 には、ダイ肩 $R_d = 5 \text{ mm}$ 、成形開始温度 $T_s = 800 \text{ }^\circ\text{C}$ で成形速度 $V = 4.1 \text{ mm/s}$, 13.5 mm/s で成形した場合の温度分布を示す。成形速度が遅いと破断危険部であるパンチ近傍におけるブランクの温度低下が大きいことがわかる。その結果、温度低下にともない、変形限界が低下すると推定される。また、計算結果から、成形速度が速いと温度の一様性も向上することがわかる。しかし、パンチと接触した部位の板厚分布には成形速度による大きな違いはなかった (Fig. 3-10)。工具とブランクの接触状態は工具形状により幾何学的に決まるため、温度分布ならびに変形抵抗の分布は工具形状の影響を受ける。したがって、板厚分布は、変形抵抗分布の影響を大きく受けると考えられる。

上記の数値解析結果は、ひずみ分布には工具形状の影響が大きく、変形限界には

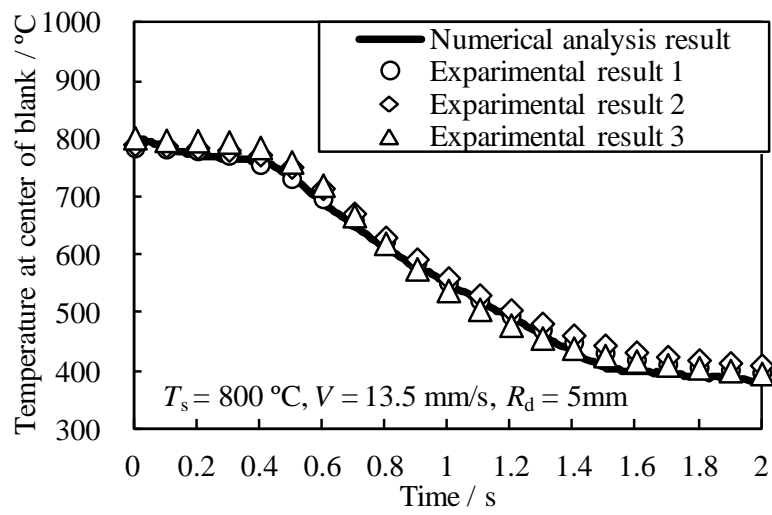


Fig. 3-13 Comparison between experimental and numerical analysis results on the temperature at center of the blank

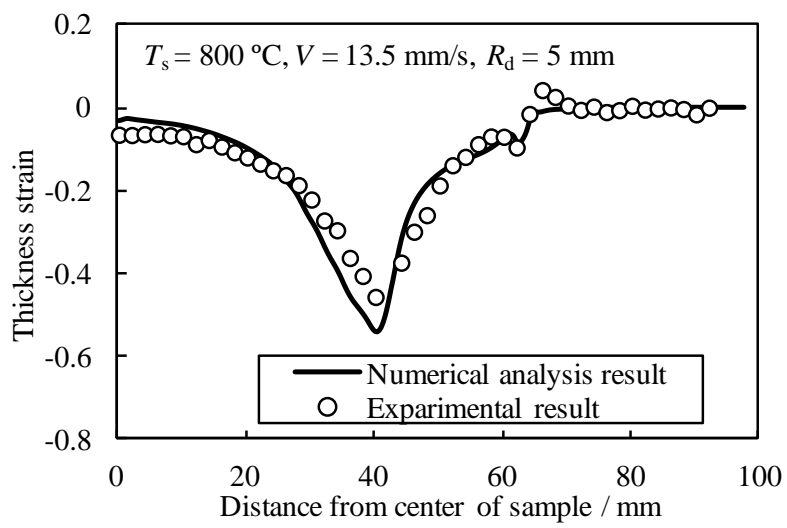


Fig. 3-14 Comparison between experimental and numerical analysis results on the thickness distribution

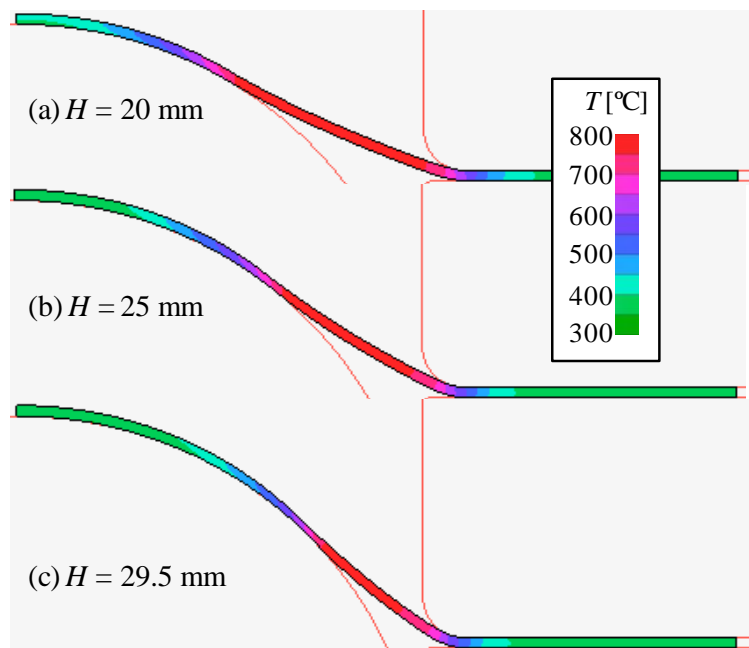


Fig. 3-15 Change in distributions of temperature calculated by finite element simulation for $T_s = 800$ °C, $R_d = 5$ mm and $V = 13.5$ mm/s with forming height, H

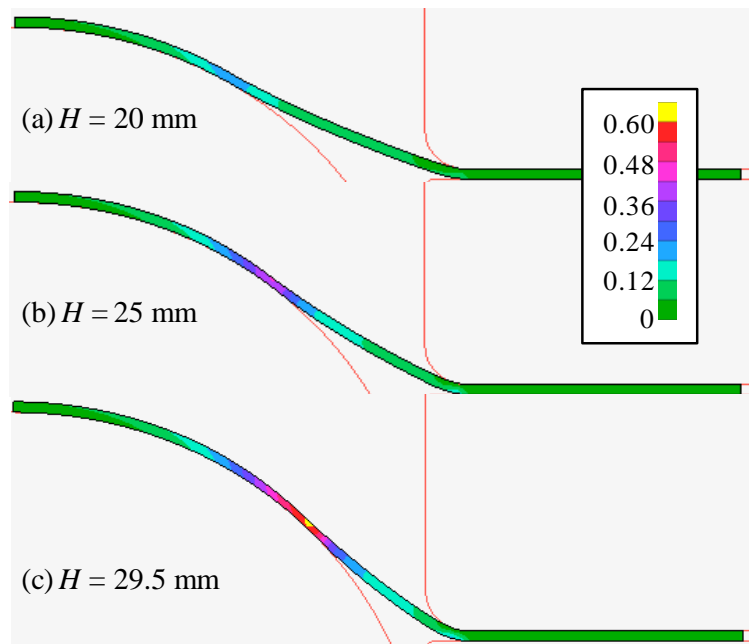


Fig. 3-16 Change in distributions of equivalent strain calculated by finite element simulation for $T_s = 800$ °C, $R_d = 5$ mm and $V = 13.5$ mm/s with forming height, H

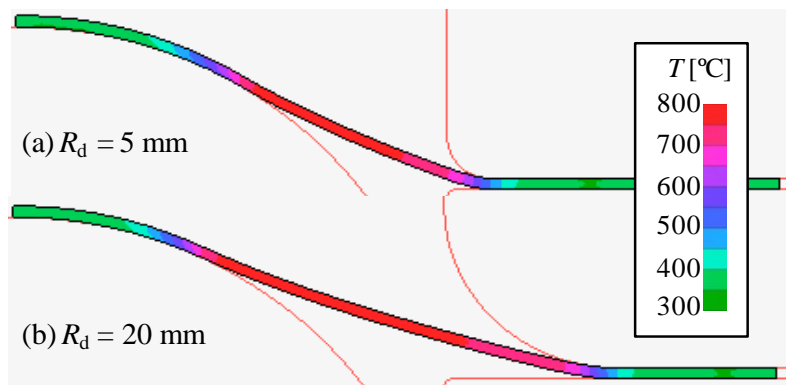


Fig. 3-17 Effect of R_d on distributions of temperature calculated by finite element simulation for $T_s = 800$ °C, $V = 8.1$ mm/s and $H = 20$ mm



Fig. 3-18 Effect of R_d on distributions of equivalent strain calculated by finite element simulation for $T_s = 800$ °C, $V = 8.1$ mm/s and $H = 20$ mm

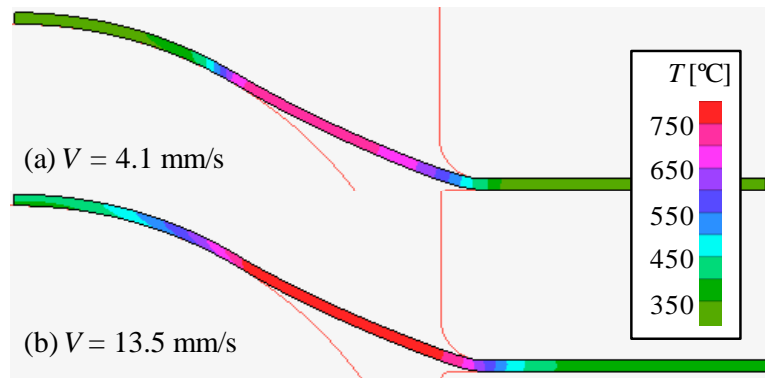


Fig. 3-19 Effect of forming speed, V on temperature distribution calculated by finite element simulation for $R_d = 5 \text{ mm}$, $T_s = 800 \text{ }^\circ\text{C}$ and $H = 20 \text{ mm}$

成形速度の影響が大きいという実験結果と一致した.

3.4 結言

ホットスタンピング工法における張出し成形性について，単純形状の球頭パンチを用いた工具により実験的検討を行い，数値解析と比較した．得られた知見を以下に述べる．

- (1) ホットスタンピング工法による球頭張出し成形限界高さは 1470 MPa 級鋼板の冷間成形性よりも顕著に高く，270～440 MPa 級鋼板の冷間成形性と同程度であった．
- (2) ホットスタンピング工法における張出し成形限界高さは，成形開始温度の影響は小さい．一方，工具形状の影響は大きく，ダイ肩半径が大きいほど成形性は向上した．また，成形速度は遅くなると成形限界高さは低下した．
- (3) 破断危険部は工具と鋼板が離れる部位の近傍であった．これは工具との接触状態による温度差により変形抵抗に差が生じ，ひずみが集中するためと考えられる．
- (4) 張出し成形性の支配因子の一つであるひずみ分布は工具形状の影響を大きく受け，成形温度や成形速度の影響は小さかった．もう一つの成形性支配因子である変形限界は成形速度の影響が大きく，成形速度が低下すると温度低下とともに変形限界が低下した．
- (5) パンチとブランクの間を断熱することにより成形限界高さは向上した．これは，パンチと接触した部位の材料温度が高温に維持されて鋼板が変形できる範囲が拡大し，ひずみの集中が抑制されたことが原因と考えた．

第 3 章の参考文献

- 1) 薄鋼板成形技術研究会：プレス成形難易ハンドブック．第 4 版，日刊工業新聞社，(2017)，79.
- 2) 中川威雄，阿部邦雄，林豊：薄板のプレス加工，実教出版，(1977)，161.
- 3) Wilsius, J., Hein, P. & Kefferstein R.: 1. Erlanger Workshop Warmblechumformung 2006, (2006), 83.
- 4) Suehiro, M., Maki, J., Kusumi, K., Ohgami, M. & Miyakoshi, T.: Nippon Steel Tech. Rep., 378 (2003), 15.
- 5) Lechler, J., Merklein, M. & Geiger, M.: Steel Res. Int., **79**-2 (2009), 98.
- 6) Uda, K. & Azushima, A.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **55**-637 (2014), 132.

第4章 ホットスタンピング工法におけるドローベンド成形性 におよぼす成形条件の影響

4.1 緒言

深絞り成形は、フランジ部から材料を流入させて側壁を成形する成形様式である。この成形での成形可否は、主に破断危険部であるパンチ肩近傍の材料の破断応力とフランジ部の流入抵抗とのバランスにより決まり、前者が後者を上回ることにより破断せずに成形が可能となる¹⁾。ホットスタンピングの深絞り性の検討では、主にフランジ部の材料流入に関する研究²⁾が進められてきた。一方、成形可否におよぼすパンチ肩近傍での材料の破断応力の影響については、評価されていなかった。実部品では、フランジ部の縮みフランジ変形が円筒深絞りよりも少ない場合もあり、フランジ部の変形抵抗の影響よりもパンチ肩近傍における材料の破断応力の影響が大きくなることも考えられる。これより、成形可否におよぼす破断応力の影響に関する知見は重要であると考えた。そこで、本章では第一にパンチ肩部の破断応力が成形可否におよぼす影響を明確とするため、フランジ部の変形のない単純なドローベンド成形^{3),4)}(Fig. 4-1)にて成形可否におよぼす成形条件の影響を検討した。ここで Fig. 4-1 には、実部品に近い円筒深絞りとドローベンドの中間的な部品形状の例を示した。

また、フランジ部の材料流入抵抗に対するもう一つの重要な影響因子として潤滑がある。熱間成形での潤滑剤としては、熱間鍛造用に多くの潤滑剤が開発されている⁵⁾。これらは、100 °C 以上の温度となった金型上に霧状に噴霧され、その後水分が蒸発して固体被膜を形成して摺動性の向上効果が発揮されるものである。一方、ホットスタンピングでは、成形後の下死点保持で鋼板を急速冷却して焼入れをするために金型温度が低温であり、水分が残存した状態で使用することも考えられる。本報告では、ホットスタンピング工程で潤滑性のよい熱間鍛造潤滑剤を探索した。ホットスタンピングでは成形は無潤滑で行われることが多く、潤滑剤の適用に関する十分な知見はない。そこで本章では、第二に熱間圧延での潤滑剤の評価試験であ

る熱間チムケン試験⁶⁾とドローバンド成形を用いて潤滑剤の評価を行い、ドローバンド成形性の改善効果を検討することを目的とした。

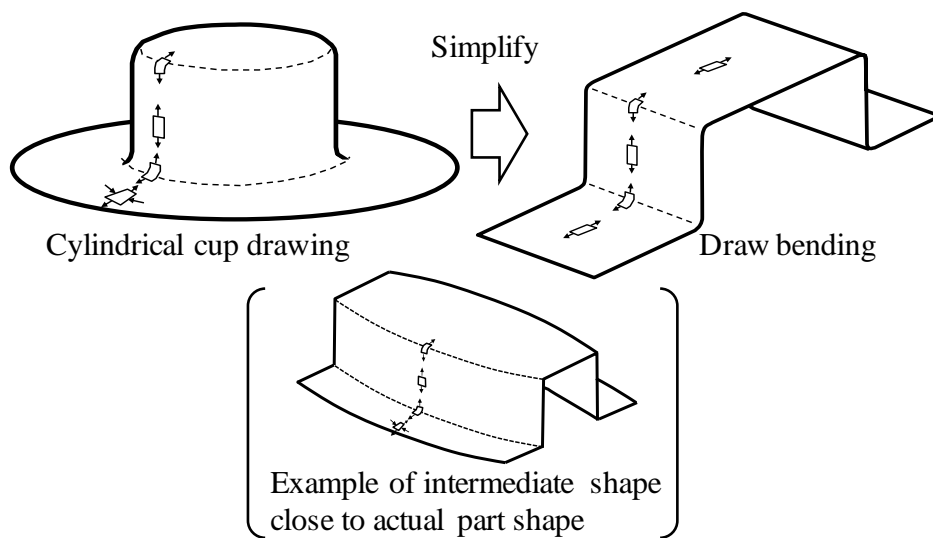


Fig. 4-1 Schematic illustration showing cylindrical cup deep drawing, draw bending together with example of intermediate shape close to actual part shape

4.2 実験方法

4.2.1 ドローベンド成形方法

ドローベンド成形性の評価には、板厚 1.4 mm、幅 100 mm、長さ 400 mm のホットスタンピング用アルミめっき鋼板を用いた^{7), 8)}。化学組成は、第 1 章の Table 1-3 に示したものと基本的に同等である。また、工具の断面形状を Fig. 4-2 に示す。ダイス幅 200 mm、ダイ肩半径 10 mm、パンチ幅 196.4 mm、パンチ肩半径 20 mm の工具を用いた。クリアランスは 1.8 mm であり、鋼板の板厚以上とした。工具材料は SKD61 である。今回の工具は、成形高さを変化させるために成形完了後に鋼板を加圧・冷却して焼入れする機構は設けなかった。実生産では成形高さに応じて成形完了後に鋼板を加圧する機構を設けることで焼入れすることが可能となる。

成形可否におよぼす成形条件の影響の検討は、下記条件で行った。最初に、無潤滑でドローベンド成形性評価を行った。鋼板を 1000 °C に加熱した後、金型上に搬送し、油圧プレスを用いて成形した。成形開始温度は 700 °C, 800 °C とした。鋼板温度は、ブランク中央部を熱電対にて測定した。加熱炉から鋼板を取り出して断熱材で包まれた治具上で保持し、空冷中の鋼板温度と加熱炉から取り出してからの時間の関係を求めた。成形試験では、加熱炉から取り出してからの時間に基づき温度を変化させた。成形速度は、ブランクと工具との接触時間への影響をとおして、成形中のブランク温度に影響を与えると考えられる。そこで、成形速度を 6.7 mm/s, 8.5 mm/s, 10 mm/s, 12.7 mm/s と変化させた。しわ押え力は 23 kN, 36 kN, 50 kN, 56 kN とした。高さ 30 mm, 40 mm, 50 mm まで成形した。成形後は 10 s 保持した。成形可否は目視にて割れを判断した。

次に潤滑剤の探索を下記条件で行った。潤滑剤は後述の熱間チムケン試験にて基本特性を調査し、その後絞り込んだ潤滑剤を金型上にスプレーガンにて水滴が生じる程度に噴霧して潤滑効果を評価した。なお、実生産では既に実用化されている熱間鍛造と同様にスプレー⁶⁾により潤滑剤を塗布する方法が考えられる。用いた潤滑剤については 4.2.2 項に詳しく述べる。鋼板を 1000 °C に加熱した後、金型上に搬

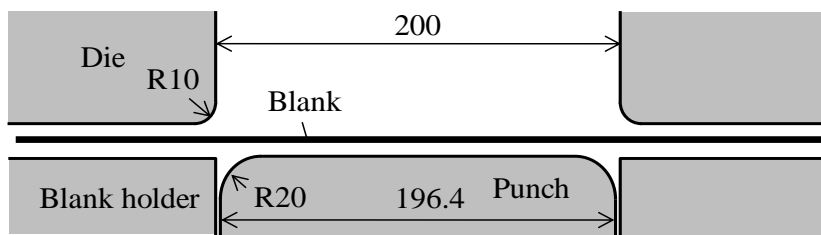


Fig. 4-2 Cross-sectional shape of the tool

送り，油圧プレスを用いて成形した．成形開始温度は 700 °C とした．成形開始温度におよぼす潤滑剤の影響については，潤滑剤も少なく，またブランクを金型上に搬送した際にも蒸気が確認できなかったことから，大きな影響はないと推察した．成形速度は 5.7～12.7 mm/s，しわ押え力は 36～190 kN と変化させた．成形後は 10 s 保持した．成形高さは 40 mm とした．成形可否は目視にて割れを判断した．

4.2.2 熱間チムケン試験方法

水分が残存した状態での熱間鍛造潤滑剤の一次評価のために、熱間圧延を想定した熱間チムケン試験⁶⁾を行った。Fig. 4-3 に試験の模式図を示す。本試験は潤滑液をロールに常時かけ続け、誘導加熱された被加工材をロールに押し付けた時のロールのトルクから摩擦係数を算出した。試験条件を Table 4-1 に示す。被加工材は板厚 1.2 mm のホットスタンピング用アルミめっき鋼板であり、本試験前に 950 °C、5 分間の加熱をして表面に Fe-Al 合金層を形成させたものを用いた。これを熱間チムケン試験機の被加工材とロールとが接触する面に固定した。検討した潤滑剤を Table 4-2 に示す。熱間鍛造では黒鉛が良好な潤滑性を有するために広く使われてきた。しかし黒鉛を用いると作業環境の悪化などのトラブルが生じるため、それに代わる潤滑剤として黒鉛を用いない白色系潤滑剤が開発されている。白色系潤滑剤には水溶性高分子を用いた水溶性型と潤滑成分が液中に分散したエマルジョン型がある⁹⁾。本実験では白色系（水溶性型（A-1, A-2）とエマルジョン型（B-1, B-2））を中心に検討し、水分が残存した状態で用いるホットスタンピングに適した潤滑剤を探索した。水溶性型とエマルジョン型について、それぞれ潤滑成分の異なる 2 種類の潤滑剤を用いた。比較として熱間圧延油（C）と黒鉛（D）を用いた。

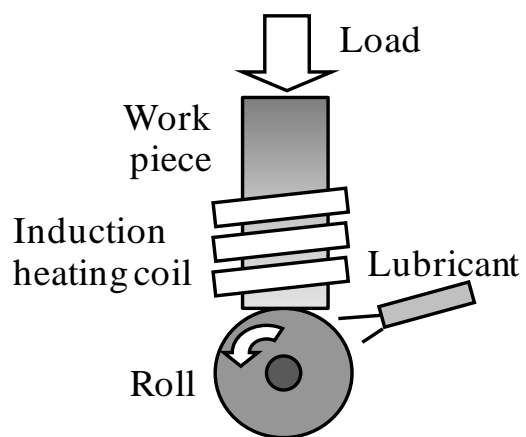


Fig. 4-3 Schematic illustration of the hot Timken test

Table 4-1 Conditions of the hot Timken test

Roll material	SKD61
Roll diameter	50 mm
Roll width	8 mm
Rotational speed	100 rpm
Temperature	800 °C
Load	196 N
Liquid amount	1.0 l/min
Concentration of lubricant	10 %

Table 4-2 List of hot forging lubricants used in the hot Timken test

Mark	Type
A-1	Water soluble (1)
A-2	Water soluble (2)
B-1	Emulsion (1)
B-2	Emulsion (2)
C	Lubricant for hot rolling
D	Graphite

4.2.3 ドローベンド成形の数値解析方法

本成形試験の有限要素法解析は DEFORM 3D ver. 11.1.1 を用いて実施した。解析モデルは対称性を考慮して 1/4 の三次元モデルとし、ブランクには剛塑性体ソリッド要素、ブランク近傍の金型には弾性体ソリッド要素を用いた。被加工材の高温での加工硬化特性は、円柱圧縮試験に基づく温度、ひずみ速度依存性を考慮した応力-ひずみ特性を使用した。すなわち、直径 8 mm、長さ 12 mm の円柱を 950 °C に加熱した後に 50 °C/s で加工温度まで冷却し、ひずみ速度 0.01 s^{-1} , 0.1 s^{-1} , 1 s^{-1} にて圧縮して、応力-ひずみ曲線を求めた。また、無潤滑の場合の摩擦係数は 0.55 とした¹⁰⁾。

4.3 実験結果および考察

4.3.1 ドローバンドでの成形可否におよぼす成形条件の影響

(1) 破断危険部

成形が可能であった場合と破断が生じた場合の部品外観をそれぞれ Fig. 4-4, Fig. 4-5 に示す。破断はパンチ肩近傍にて生じていた。どの成形条件においても破断が生じる場合には、Fig. 4-5 と同様の破断形態を示した。

(2) 成形可否におよぼす成形条件の影響

Fig. 4-6 に成形開始温度 800 °C, しわ押え力が 23 kN, 36 kN, 50 kN, 無潤滑の場合の成形可否におよぼす成形高さ, 成形速度, しわ押え力の影響を示す。成形高さ 30 mm で成形が可能な条件では, 成形高さ 40 mm, 50 mm でも成形が可能となった。これは, 成形高さ 30 mm ではすでに破断危険部であるパンチ肩近傍部が成形されており, この部位が成形された場合には破断が生じなくなることを示唆する。金型のクリアランスも板厚以上であったため, しごき加工がされなかったことも一因である。また, 成形速度が大きくなると破断が生じる場合が多くなった。さらに, しわ押え力が大きい場合に, 破断が生じやすくなることが明らかとなった。

Fig. 4-7 に成形開始温度 700 °C, しわ押え力が 36 kN, 50 kN, 56 kN, 無潤滑の場合の成形可否におよぼす成形高さ, 成形速度, しわ押え力の影響を示す。しわ押え力 36 kN にて比較すると, 成形開始温度が 700 °C の方が 800 °C の場合よりも割れが発生する成形速度が高速側にあり, 成形可能な成形速度範囲が広いことがわかった。

上記の結果から成形可否におよぼす成形条件の影響, すなわち割れが発生する最小の成形速度としわ押え力の関係を Fig. 4-8 に整理した。両者の間にはほぼ負の直線関係が成り立ち, 低速側に成形可能領域が広がる傾向がある。これより, ホットスタンピングでのドローバンド成形ではしわ押え力が小さく, 成形開始温度が低く, 成形速度が小さいほど, 成形性が良好となることがわかった。

従来のフランジ部の流入抵抗に着目した研究²⁾では成形速度が速く, フランジ部

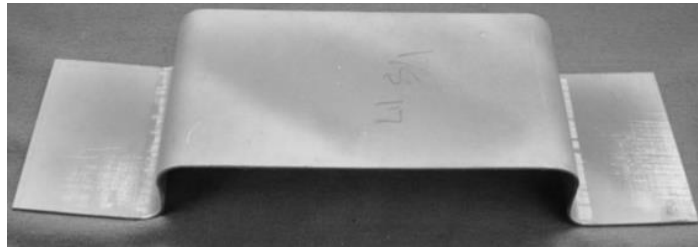
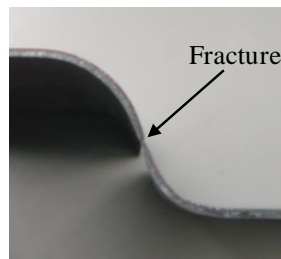


Fig. 4-4 Appearance of the stamped part when fracture did not occur (forming start temperature: 800 °C, blank holder force: 23 kN, forming speed: 10 mm/s, forming height: 50 mm)



(a) Overall view



(b) Enlarged view near the fracture

Fig. 4-5 Appearance of the stamped part when fracture occurred (forming start temperature: 800 °C, blank holder force: 23 kN, forming speed: 12.7 mm/s, forming height: 30 mm)

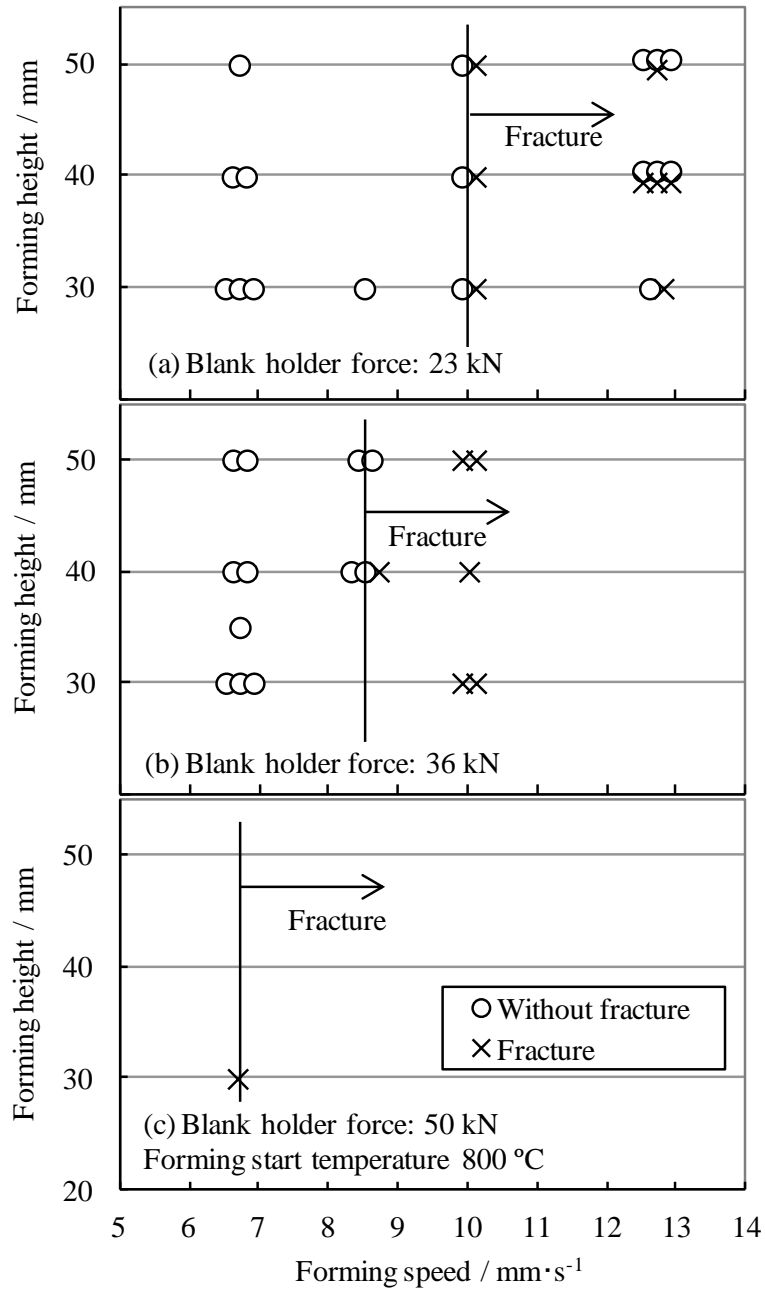


Fig. 4-6 Effects of forming height, forming speed, and blank holder force on formability in draw bending (forming start temperature was 800 °C)

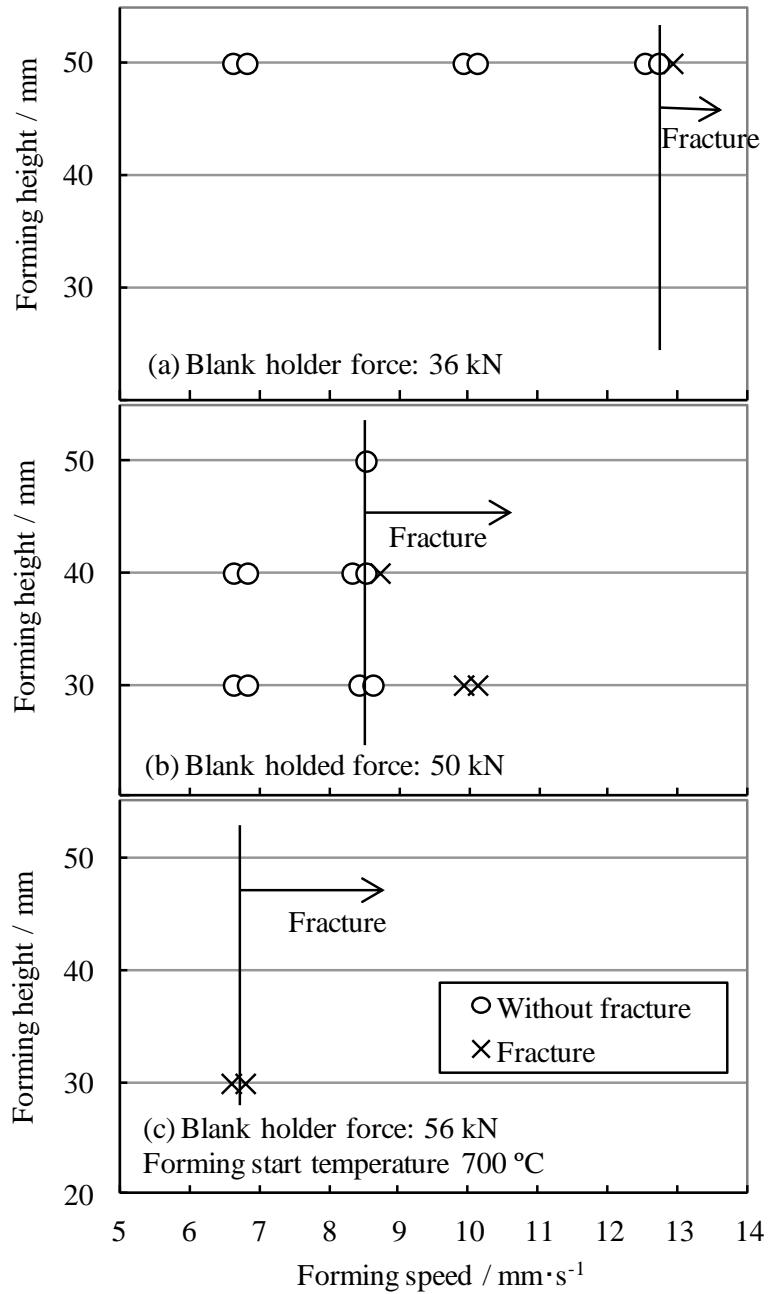


Fig. 4-7 Effects of forming height, forming speed, and blank holder force on formability in draw bending (forming start temperature was 700 °C)

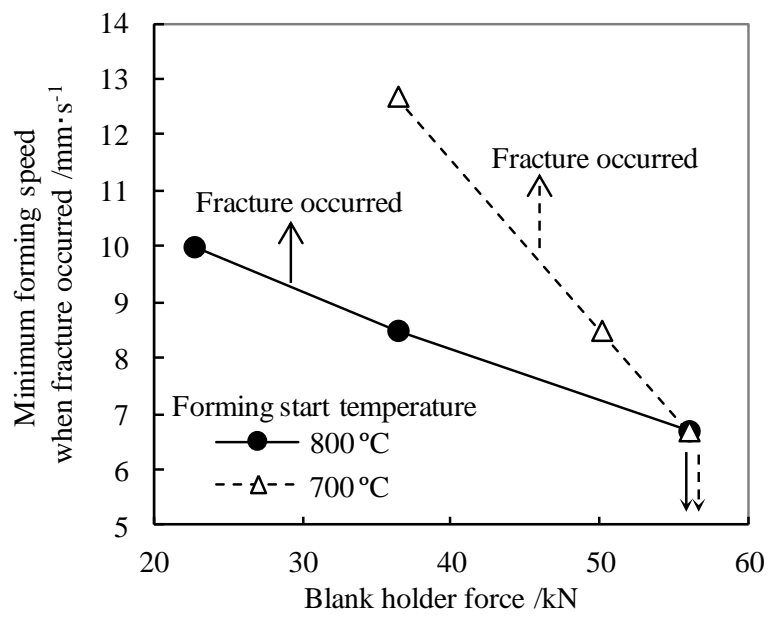


Fig. 4-8 Relationship between minimum forming speed and blank holder force when fractures occurred

の温度が高いと成形性が良好となる結果が得られており，温度に関して本実験とは逆の傾向を示した．すなわち，パンチ肩の破断応力とフランジ部の流入抵抗に対して縮みフランジの有無で温度は逆の影響を与えることに注意する必要がある．

4.3.2 ホットスタンピングに適した潤滑剤の検討

(1) 熱間チムケン試験

Fig. 4-9 に、熱間チムケン試験における摩擦係数の試験時間にもなう変化を示す。エマルジョン型の B-1, B-2 は他の潤滑剤と比較して試験範囲内で低い摩擦係数を示した。水溶性型の A-1 と A-2 のうち、A-2 では焼き付きが生じて、急激に摩擦係数が増加した。C は A-1, A-2 に次いで低い摩擦係数を示したものの、試験中に発火した。これは潤滑剤中の油分が発火したものと考えられる。黒鉛系 (D) は摩擦係数が安定しなかった。これは摩擦界面で黒鉛粒子の蓄積、除去が繰り返されているためと考えられる。上記した潤滑剤の一次評価結果を考慮して、摩擦係数の低いエマルジョン型の B-1, および比較として焼き付きの生じなかった水溶性型の A-1 を実際のホットスタンピングにて評価した。

(2) ドローバンド成形での潤滑効果の検証

破断が生じる場合は、無潤滑の場合と同様にパンチ肩 R とダイス肩 R の中間部位で破断が生じた。破断が生じない場合には、成形高さ 40 mm まで成形が可能であった。

Fig. 4-10 に破断が発生した成形速度としわ押え力との関係を示す。無潤滑の場合と同様に、成形速度が遅く、しわ押え力が低いほど、割れが発生しにくい結果を示した。潤滑剤を用いると、無潤滑の場合と比べて高いしわ押え力でも成形が可能であった。また、エマルジョン型潤滑剤 B-1 の方が水溶性型 A-1 と比較して、潤滑効果が高い結果を示した。Fig. 4-11 に、成形速度 8.5 mm/s の場合にて割れが発生したしわ押え力と潤滑条件の関係を示す。割れが発生したしわ押え力は、無潤滑の場合と比較してエマルジョン型潤滑剤 B-1 では 3.2 倍、水溶性型 A-1 では 1.5 倍となり、エマルジョン型の熱間鍛造潤滑剤 (B-1) はホットスタンピングにおいても摺動性向上に効果的であることがわかった。エマルジョン型の方が水溶性型よりも高い潤滑性が得られる理由としては、成形中に高温の被加工材と潤滑剤が接触して水分が蒸発する際に、水分と油分が分離しているエマルジョン型では潤滑成分が残存しやす

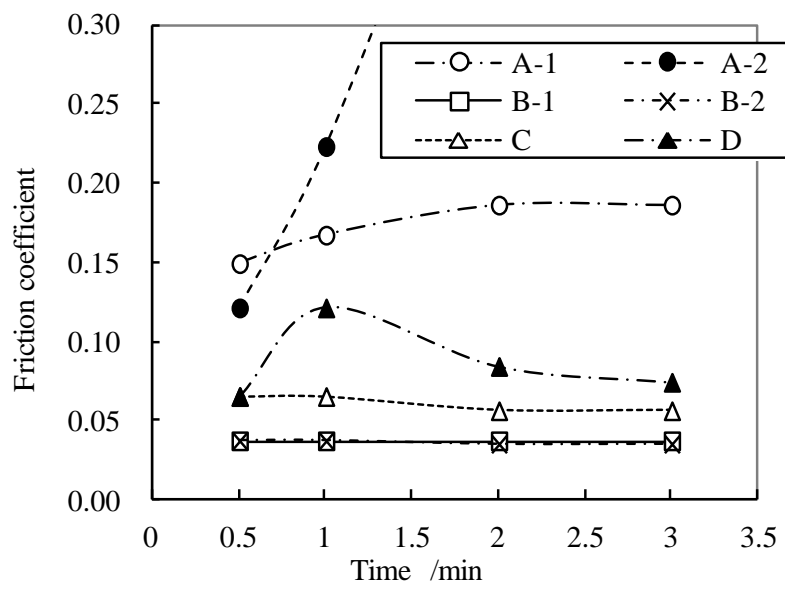


Fig. 4-9 Friction coefficient in the hot Timken test

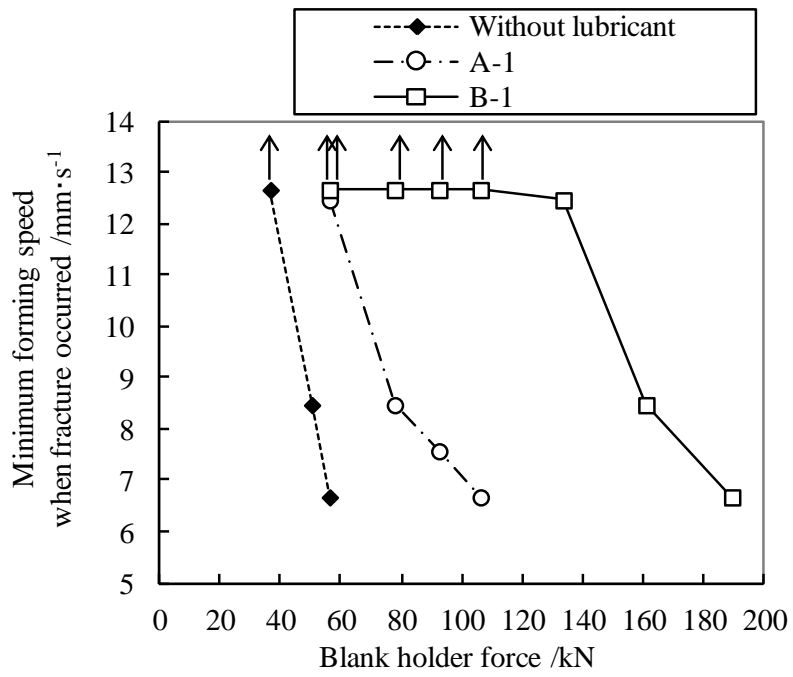


Fig. 4-10 Effect of hot forging lubricant on the relationship between minimum forming speed and blank holder force when fracture occurred

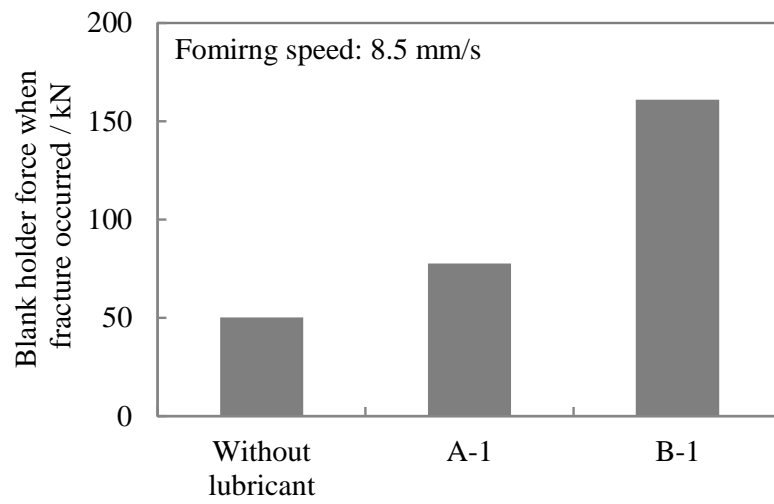


Fig. 4-11 Effect of hot forging lubricant on blank holder force when fracture occurred (forming speed was 8.5 mm/s)

いためと推察される。上記のように、潤滑性に優れた熱間鍛造潤滑剤を水分が残存した状態で用いた場合でも流入抵抗が低下して、ドローバンド成形性は大幅に向上することが明らかとなった。なお、実生産においてはプレス回数とともに温度上昇が生じるため、水分の蒸発を考慮した適用検討を行う必要があると考えられる。

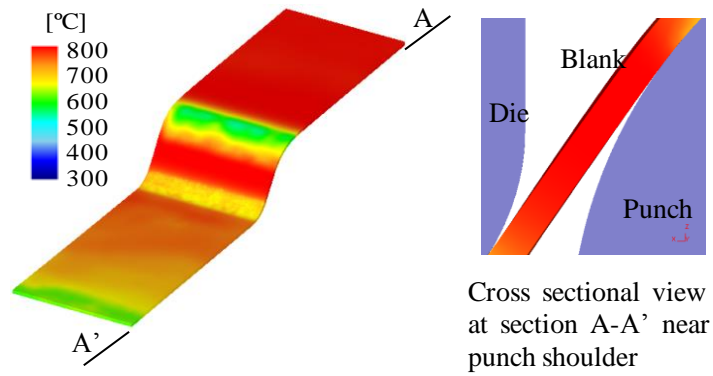
4.3.3 成形解析結果とドロワーベンド成形性支配要因

有限要素法による解析の結果は、実験結果と同様にしわ押さえ力が 36 kN の場合には成形開始温度 800 °C、成形速度 10 mm/s ではネッキングが生じたが、成形開始温度 700 °C、成形速度 10 mm/s および成形開始温度 800 °C、成形速度 7 mm/s ではネッキングが生じなかった。パンチ肩部近傍に生じる引張応力が鋼板の破断応力を超えるとネッキングが生じると考え、以下にシミュレーションで検討した結果を述べる。

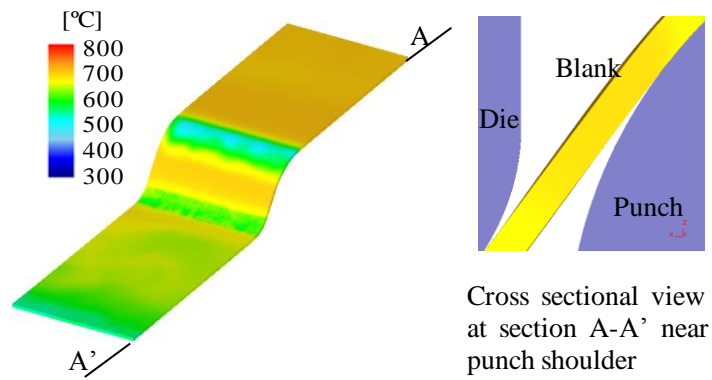
Fig. 4-12 に、ネッキングが生じる直前の成形高さ 22.5 mm における鋼板の温度分布を解析した結果を示す。ここで、成形開始温度を T 、成形速度を V と示す。以降の図も同様である。パンチ肩近傍の破断危険部は、工具と接触していないため高温であることがわかる。成形開始温度 800 °C、成形速度 10 mm/s の場合、他の条件と比較して、パンチ肩近傍部の温度が高いことがわかる。Fig. 4-13 にパンチ肩近傍部での対称面の最大主応力分布を示す。この部位では引張応力が発生しており、190 MPa 付近の値を示した。最大主応力の方向はブランクの流入方向であった。

Fig. 4-14 に、材料の破断応力とパンチ肩近傍に発生した応力の関係を温度の関数として示す。材料の破断応力は、パンチ肩近傍部の変形と同程度のひずみ速度 0.1 s^{-1} で取得した応力-ひずみ特性から公称応力の最大値、すなわち引張強さを求め、その真応力に相当すると考えて示した。また、パンチ肩近傍に発生した応力は、Fig. 4-13 で示した値の最大値とみなして Fig. 4-14 に示した。Fig. 4-14 から明らかなように、成形開始温度 800 °C、成形速度 10 mm/s の場合には、材料の破断応力を超える最大主応力が生じており、その後の成形でネッキングに至ったものと推定される。一方、成形開始温度 700 °C、成形速度 10 mm/s および成形開始温度 800 °C、成形速度 7 mm/s では上記の結果よりもパンチ肩近傍の温度が低下しており、生じた最大主応力が材料の破断応力を下回ったため、ネッキングが生じなかったものと推定される。

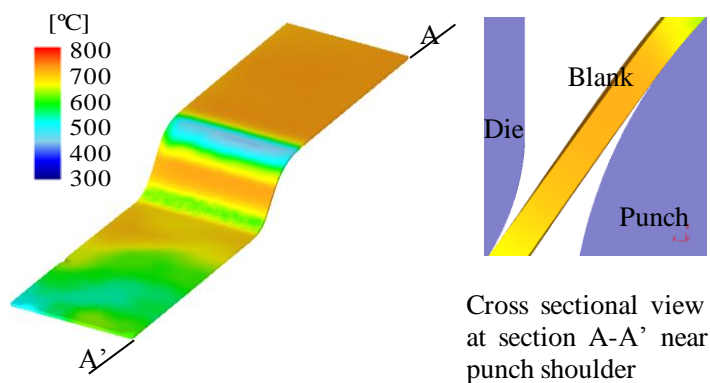
以上より、ホットスタンピングのドロワーベンド成形性は、破断危険部であるパンチ肩近傍の温度が大きく影響し、成形温度が低い、もしくは成形速度が小さい場合



(a) $T = 800\text{ }^{\circ}\text{C}$, $V = 10\text{ mm/s}$



(b) $T = 700\text{ }^{\circ}\text{C}$, $V = 10\text{ mm/s}$



(c) $T = 800\text{ }^{\circ}\text{C}$, $V = 7\text{ mm/s}$

Fig. 4-12 Temperature distributions calculated by finite element simulation at the forming height of 22.5 mm (T : forming start temperature, V : forming speed)

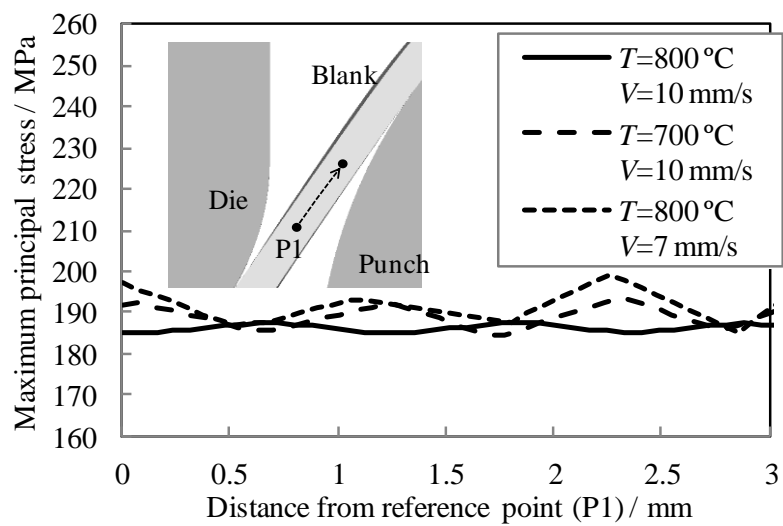


Fig. 4-13 Distribution of maximum principal stress near punch shoulder (T : forming start temperature, V : forming speed)

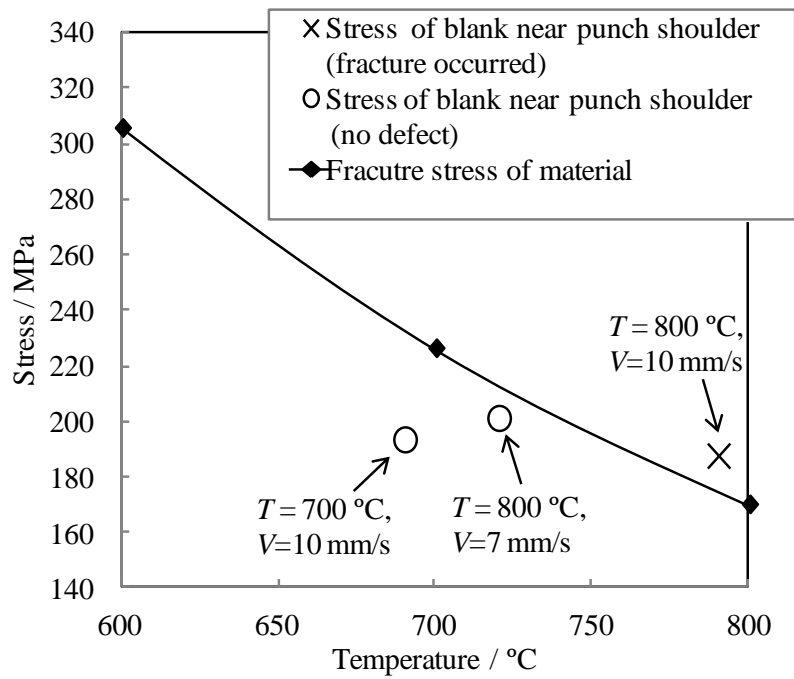


Fig. 4-14 Relationship between fracture stress of material and stress of blank near punch shoulder (T : forming start temperature, V : forming speed)

には破断危険部の温度が低下して材料の破断応力が高くなり，成形性が良好となったと考えられる．

4.4 結言

フランジ部の変形のないドローブンド成形を対象にして、ホットスタンピングにおける深絞り性におよぼす成形条件(成形開始温度，成形速度)の影響を調査した。さらに，ホットスタンピングに適した潤滑剤を調査した。その結果，以下の知見を得た。

- (1) 成形開始温度が低く，成形速度が遅く，しわ押え力が小さいほどドローブンド成形性は良好となった。
- (2) 破断危険部は工具と非接触となるパンチ肩近傍部であり，この部位は周囲よりも温度が高く変形抵抗が局所的に低下するためと考えた。成形速度が小さく，成形開始温度が低い場合には成形温度が低下して，パンチ肩近傍部における材料の破断応力が増加するため成形性が良好になったと推察した。
- (3) 潤滑剤を水分が残存した状態で用いるホットスタンピングの場合には，エマルジョン型白色系熱間鍛造潤滑剤は水溶性型潤滑剤や熱間圧延油，黒鉛と比較して良好な潤滑性を示すことがわかった。潤滑を施すことによりホットスタンピングにおいても流入抵抗が減少してドローブンド成形性は改善した。

第 4 章の参考文献

- 1) 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊: 薄板のプレス加工, 実教出版, (1977), 99.
- 2) Maeno, T., Mori, K. & Nagai, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **53**-622, (2012), 1013.
- 3) Uemori, T. & Yoshida, F.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **50**-579 (2009), 317.
- 4) Hama, T., Kariyazaki, Y., Ochi, K., Fujimoto, H. & Takuda, H.: Mater. Trans., **51**-4 (2010), 685.
- 5) Ikeda, N.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **54**-630 (2013), 581.
- 6) Ikeda, J., Inagaki, S. & Arikawa, Y.: 56th Jpn. Jt. Conf. Technol. Plast., (2005), 323.
- 7) Wilsius, J., Hein, P. & Kefferstein, R.: 1. Erlanger Workshop Warmblechumformung 2006, (2006), 83.
- 8) Suehiro, M., Maki, J., Kusumi, K., Ohgami, M. & Miyakoshi, T.: Nippon Steel Tech. Rep., 378 (2003), 15.
- 9) Semoto, S. & Kita, Y.: Proc. 40th Petroleum-Petrochemical Symp. JPI (Kobe), (2010), 150.
- 10) Uda, K. & Azushima, A.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **55**-637 (2014), 132.

第5章 ホットスタンピング工法における円筒深絞り性 —しわ押さえ方法および限界絞り比の検討—

5.1 緒言

第4章では深絞り性の成形支配因子の一つであるパンチ肩近傍における破断応力に及ぼす成形条件の影響について、フランジ部の縮み変形のないドローバンド成形にて検討した。その結果、破断危険部であるパンチ肩近傍の温度が成形可否に大きな影響をおよぼし、その部位の温度が低くなると材料の破断応力が高くなり、成形性が向上することを明らかにした。本章では深絞り性のもう一つの成形支配因子であるフランジ部の材料流入に関する検討を、フランジ部の縮み変形が生じる円筒カップ形状にて行った。

通常、深絞り成形においては、フランジ部の縮み変形に伴って発生した応力によりしわが発生する可能性がある。そこで、フランジ部ではしわ発生を抑制するために、しわ押さえによりダイス面の間に材料を押さえる必要がある¹⁾。ホットスタンピングでは、上記のしわ押さえ時にブランクと工具の間での熱伝達によりフランジ部の材料の温度が低下する。フランジ部での温度低下は材料の変形抵抗を増加させて流入抵抗を大きくするため、深絞り成形を困難にすると考えられる。これよりフランジの温度低下を抑制することはホットスタンピングでの深絞り性を向上させるためには重要であると考えられる。そこで、本章においてはホットスタンピングに適したしわ押さえ方法を検討した。

さらに、本検討で得られたホットスタンピングに適したしわ押さえ方法を用いることにより、円筒深絞りでの限界絞り比を初めて評価した。深絞り性を評価する一般的な手法である限界絞り比は、従来ホットスタンピングでは求められたことは無かった。今回、ホットスタンピングでの限界絞り比を求めるとともに、限界絞り比におよぼす成形条件の影響を検討した。

5.2 実験方法

5.2.1 ホットスタンピングに適したしわ押さえ方法の検討

(1) 供試材

供試材には板厚 1.4 mm, 直径 150 mm のホットスタンピング用アルミめっき鋼板を用いた^{2), 3)}. 化学組成は, 第 1 章の Table 1-3 に示したものと基本的に同等である.

(2) 工具形状および成形条件

Fig. 5-1 に用いた工具形状を示す. しわ発生による金型の破損を防止するため, パンチとダイスの間に大きなクリアランスを設けた. 金型材質は SKD61 とした. 本検討ではしわ押さえ方法として, ギャップサポートの適用, フォーム成形(crash forming), しわ押さえ無しを検討した. Fig. 5-2 に, 今回検討したしわ押さえ方法の成形開始および成形途中の模式図を示した.

Fig. 5-2(a)にギャップサポートを適用した場合を示す. ここではダイス面としわ押さえの間にギャップサポートを配置し, フランジ部に板厚以上のクリアランスを設けてしわ押さえ時のブランクの温度低下を抑制することとした. クリアランスは 2.2 mm, 3.4 mm とした. Fig. 5-2(b)にフォーム成形の場合を示す. この場合はしわ押さえを下死点に配置した. 成形途中ではフランジ部のブランクは工具に拘束されずに自由に変形する. しかし成形が完了した時点では, ダイス面としわ押さえにブランクがはさまれることになる. この方法では成形途中においてしわの発生が予測されるものの, フランジ部におけるブランクの温度低下は抑制されると考えられる. 一方, 下死点ではブランクは工具により挟まれるため, 成形途中で発生したしわが伸ばされることが期待される.

比較のために, 通常やしわ押さえ方法としわ押さえを全くしない場合も検討した. それらの模式図もそれぞれ Fig. 5-2(c), Fig. 5-2(d)に示す.

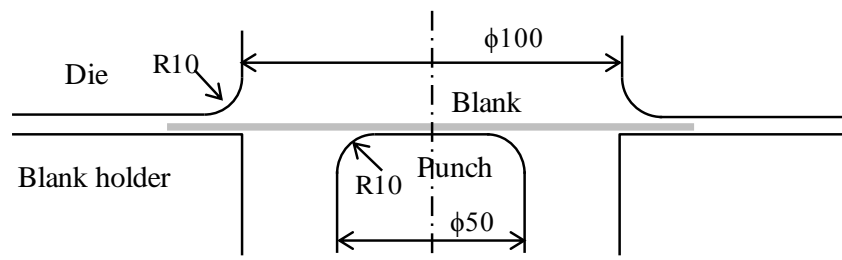


Fig. 5-1 Cross-sectional profile of the tool used for the investigation of the blank holding method

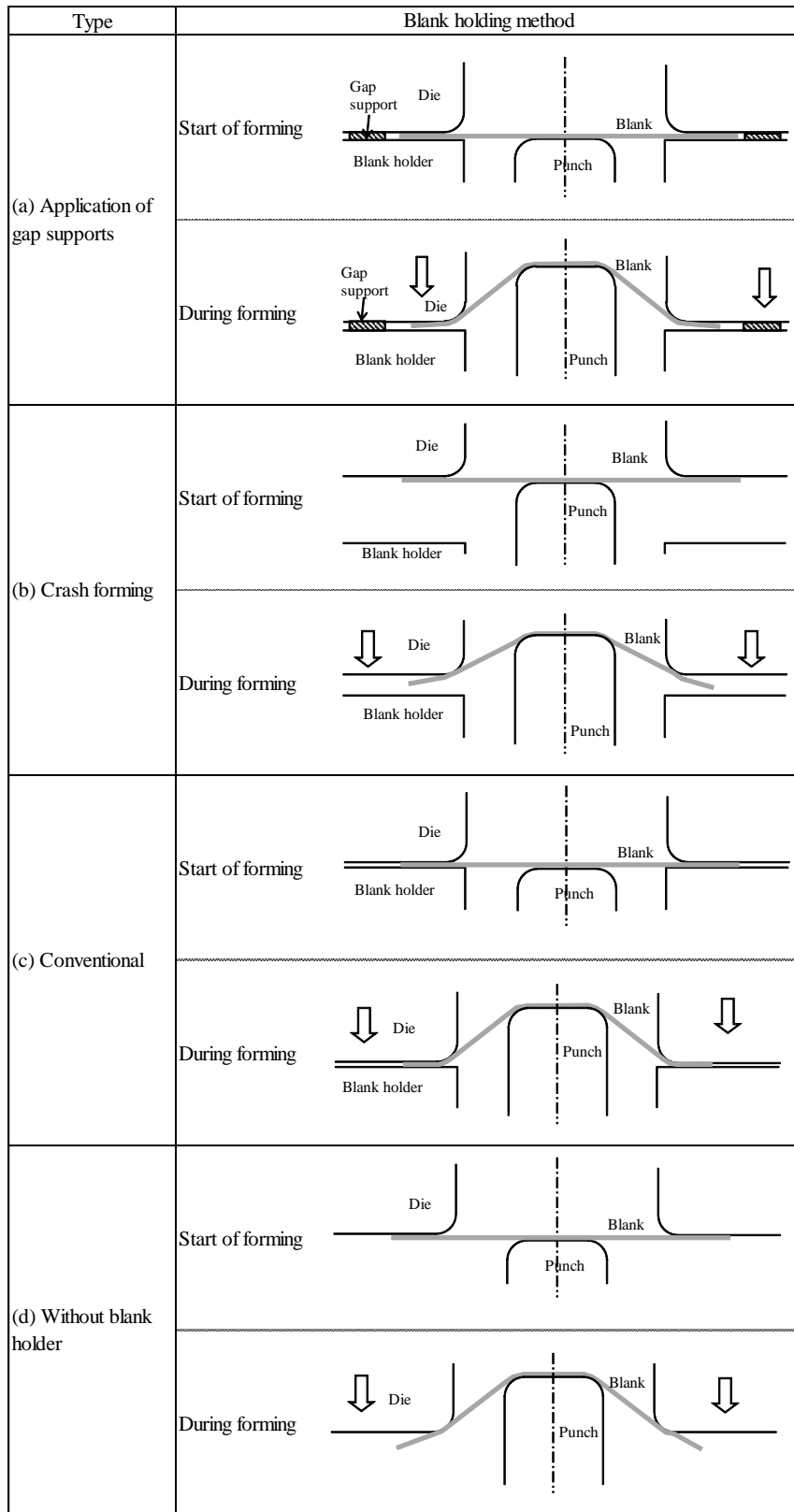


Fig. 5-2 Schematic diagrams of blank holding methods showing the states both at start of forming and during forming.

ホットスタンピング条件は、鋼板を 950 °C に加熱した後、金型上に搬送し、油圧プレスにて成形した。成形開始温度は 700 °C、成形速度は 5.7 mm/s とした。成形高さは 20~35 mm まで変化させた。通常のしわ押さえ方法を用いた場合には、しわ押さえ力を 22.5 kN とした。

5. 2. 2 ギャップサポートを用いた場合のホットスタンピングでの限界絞り比の検討

本検討では，前項の方法で評価したしわ押さえ方法のうち，深絞り性向上効果がみられたギャップサポートを用いた場合におけるホットスタンピングでの円筒深絞りの限界絞り比におよぼす成形条件の影響を調査した．検討した成形条件は，フランジ部のクリアランス，潤滑の有無および板厚である．

(1) 供試材

供試材は板厚 1.0, 1.2, 1.6 mm，直径 130～170 mm のホットスタンピング用アルミめっき鋼板を用いた^{2), 3)}．ブランクの直径を変化させることにより絞り比を変化させた．

(2) 工具形状および成形条件

工具の断面形状を Fig. 5-3 に示す．ダイス径 100 mm，パンチ径 96.4 mm，ダイス肩半径とパンチ肩半径は 10 mm とした．側壁部のクリアランスは 1.8 mm で板厚よりも大きくとった．金型材質は SKD61 とした．ギャップサポートは 1.2～2.8 mm まで 0.2mm 間隔で変化させた．

ホットスタンピング条件を以下に示す．鋼板の板厚が 1.6mm の場合には 1000 °C，板厚が 1.0, 1.2mm の場合には 1050 °C に加熱した後，金型上に搬送して油圧プレスを用いて成形した．成形開始温度は 800 °C とした．成形速度は 13.5 mm/s，しわ押え力は 196 kN とした．成形高さは成形後のサンプル採取を容易とするため，絞り抜け直前に設定した．また第 4 章にてホットスタンピングにて摺動性向上に効果のあったエマルジョン型の白色系熱間鍛造潤滑剤も用いた．濃度 10% の水溶液をエアスプレーにて金型上に塗布した．

(3) 成形結果の評価方法

成形結果は目視にて破断を観察して判断した．各成形条件に対する成形性は，限

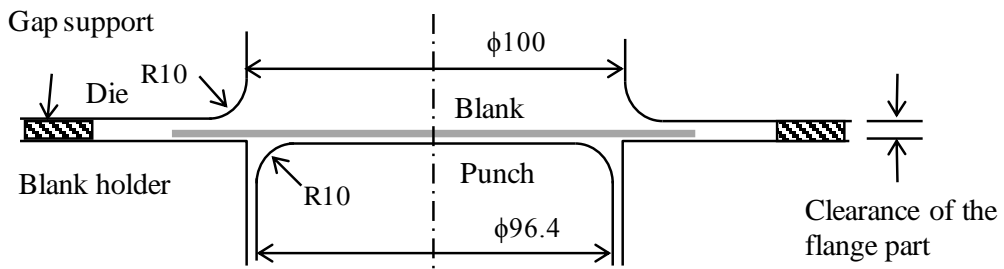


Fig. 5-3 Cross-sectional profile of the tool used for evaluation of limiting drawing ratio in hot stamping by the die with gap support at the flange part

界絞り比にて表した。

(4) 数値解析方法

本成形試験に対応する数値解析を汎用構造解析ソフト LS-DYNA Ver. 971 を用いて行った。解析モデルは、対称性を考慮して 1/4 の三次元モデルとし、ブランクに 2 mm メッシュの弾塑性体シェル要素、金型に剛体シェル要素を用いた。熱伝達率は、文献の方法⁴⁾を用いて設定した。高温機械特性は、熱間加工試験の実測結果に基づく温度、ひずみ速度依存性を考慮した応力-ひずみ特性を使用した。また、摩擦係数は 0.5 とした⁴⁾。本解析により得られた結果から、成形性におよぼす成形条件の影響を考察した。

5.3 実験結果および考察

5.3.1 ホットスタンピングの深絞り性におよぼすしわ押さえ方法の影響

Fig. 5-4 に通常しわ押さえとした場合の成形品の外観を示す。成形高さ 25 mm でネッキングが生じ、成形高さ 30 mm で破断が生じた。

Fig. 5-5 および Fig. 5-6 に、それぞれギャップサポート用いてフランジ部のクリアランスを 2.2 mm および 3.4 mm とした場合の成形品の外観を示す。フランジ部クリアランスが 2.2 mm の場合には成形高さが 32 mm、クリアランスが 3.4 mm の場合には成形高さが 35 mm で破断が生じ、通常のしわ押さえと比較して、成形限界が向上した。クリアランスが 3.4 mm の場合には、フランジ部に緩やかなしわが発生した。一方、クリアランスが 2.2 mm の場合には、しわ発生は無かった。ギャップサポートを用いたことにより、成形中のフランジ部での温度低下が抑制されてフランジ部の変形抵抗が低下した結果、材料流入が促進したと考えた。また、フランジ部のクリアランスが大きい方が温度低下が抑制される結果、成形限界が高くなったものと考えられる。

Fig. 5-7 にフォーム成形した場合の成形品の外観を示す。成形高さ 35 mm で破断が生じ、通常のしわ押さえよりも成形限界が向上した。しかし、フランジ部ではめっきのパウダリングが発生している様子が観察された。パウダリングの形状から成形中にしわが発生し、下死点でしわ押さえとダイス面に挟まれたフランジ部が加圧されたことによりしわが解消し、同時にめっきのパウダリングが発生したと推察される。フランジ部は、成形後には完全に平坦となっていた。その理由としては、第 2 章で述べたマルテンサイト変態による応力緩和の機構が作用したものと考えられる。すなわち、フランジ部にしわが発生し、その後の加圧によりしわが解消した際に導入された応力は、その後の急速冷却時のマルテンサイト変態により緩和されて、フランジ部は完全に平坦になったものと考えられる。

Fig. 5-8 にしわ押さえを全くしなかった場合の成形品の外観を示す。成形途中か



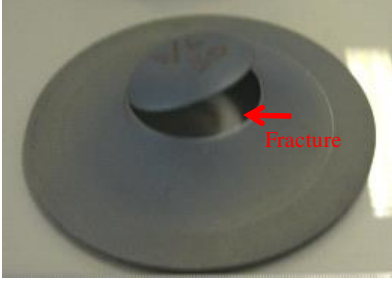
Forming height	Appearance of forming specimen
20 mm	
25 mm	
30 mm	

Fig. 5-4 Appearance of forming specimen (conventional blank holding)

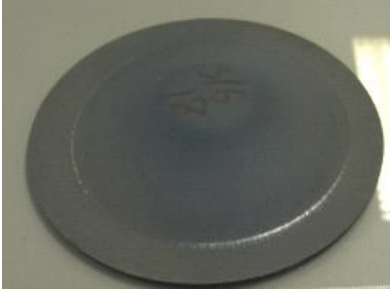

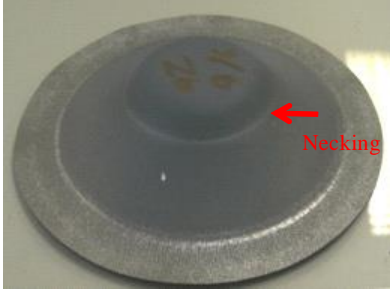

Forming height	Appearance of forming specimen
20 mm	
25 mm	
30 mm	
32 mm	

Fig. 5-5 Appearance of forming specimen (2.2-mm-thick gap supports)


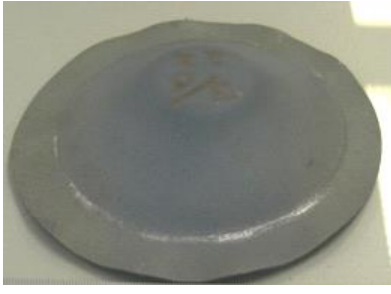
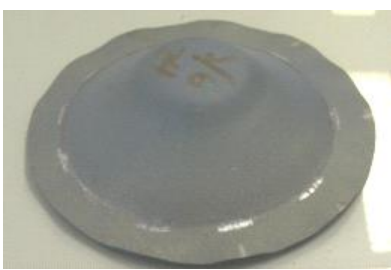
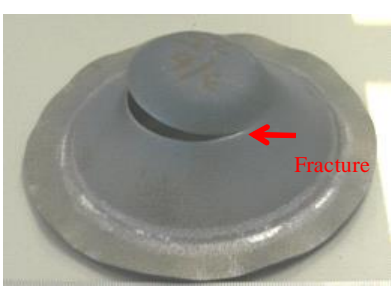
Forming height	Appearance of forming specimen
20 mm	
25 mm	
30 mm	
35 mm	

Fig. 5-6 Appearance of forming specimen (3.4-mm-thick gap supports)

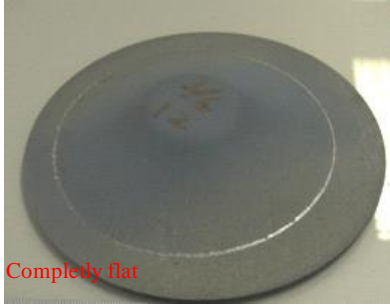
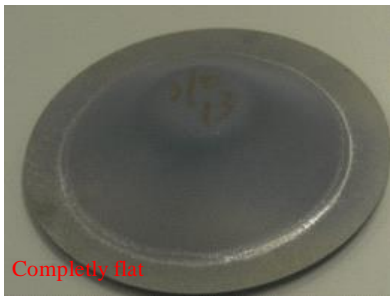
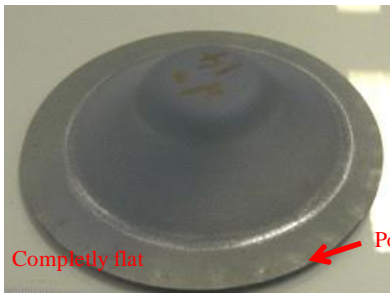

Forming height	Appearance of forming specimen
20 mm	
25 mm	
30 mm	
35 mm	

Fig. 5-7 Appearance of forming specimen (clash forming)




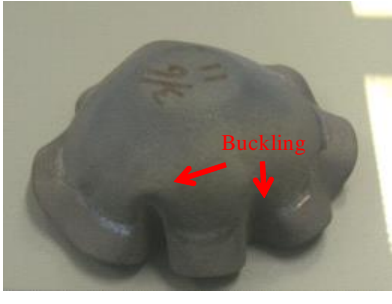
Forming height	Appearance of forming specimen
20 mm	
25 mm	
30 mm	
35 mm	

Fig. 5-8 Appearance of forming specimen (without blank holder)

らフランジ部にしわが発生し、成形高さが 30mm 以上で座屈が生じた。このように座屈により重なりしわが発生した場合には、その後に加圧してもしわの解消が期待できないため、重なりしわを発生させないことが必須と考えられる。

以上の成形結果を Fig. 5-9 にまとめた。これより、ホットスタンピングで円筒深絞り成形限界が向上するのは、ギャップサポートを用いてフランジ部にクリアランスを設ける方法、あるいは下死点位置にしわ押さえを設置するフォーム成形方法を適用した場合である。これらの方法を用いることにより、ブランクのフランジ部の温度低下が抑制されて変形抵抗が小さくなり、流入抵抗を低下させることが可能になると考えられる。

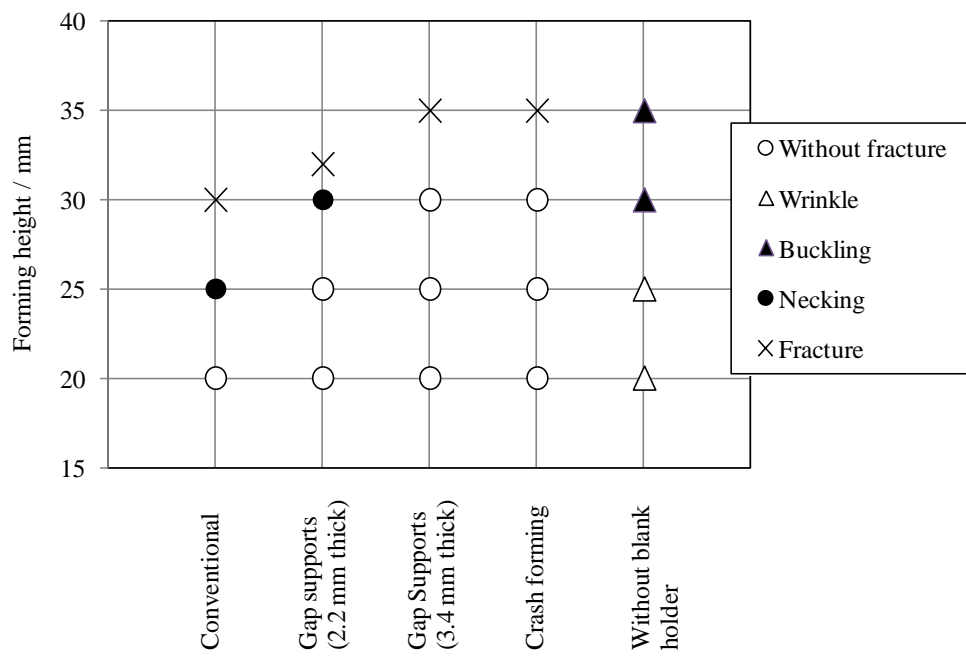


Fig. 5-9 Effect of blank holding methods on forming height

5.3.2 ホットスタンピングでの円筒深絞りにおける限界絞り比の検討

(1) 破断危険部

Fig. 5-10 に本成形試験における破断形態の例を示す。破断は冷間プレスの場合と同様にパンチ肩部近傍で生じた。

(2) 限界絞り比におよぼすフランジ部クリアランス、潤滑および板厚の影響

Fig. 5-11 に限界絞り比におよぼすフランジ部クリアランスと潤滑の影響を示す。この結果から、フランジ部クリアランスが大きい場合には、潤滑の有無および板厚にかかわらず限界絞り比が増加した。今回の実験では、板厚 1.6 mm、フランジ部クリアランス 2.8 mm、熱間鍛造潤滑剤を用いることにより、最大の限界絞り比 1.71 が得られた。この値は、一般的な冷延鋼板の限界絞り比である 2.0 程度には届かないものの、ホットスタンピングで冷間プレスと同様にギャップサポートを用いなかった場合の限界絞り比 1.35 以下と比較すると大きく改善している。また、本実験結果から熱間鍛造潤滑剤の使用は限界絞り比の向上に有効であることが確認された。Fig. 5-12 にフランジ部クリアランスが 2.8 mm の場合の限界絞り比におよぼす板厚の影響を示す。この結果からホットスタンピングでは限界絞り比におよぼす板厚の影響は大きく、板厚が厚い方が深絞り性が良好となることが明らかとなった。

Fig. 5-13 に、板厚 1.6 mm、潤滑ありの場合でフランジ部クリアランスを変化させた場合の成形品の外観を示す。フランジ部クリアランスが大きくなると、成形高さが向上するとともにフランジ部に残存するしわが大きくなった。次に成形過程での変形挙動を観察するために、フランジ部クリアランスが 2.4 mm と 2.8 mm で成形高さを変化させた場合の成形体の外観を、Fig. 5-14 に示す。成形高さが高くなるにつれてフランジ部に発生するしわは大きくなるものの、ダイ肩を通過する際に解消することがわかった。ただし、フランジ部クリアランスが 2.8 mm と大きい場合には、ダイ肩を追加してもしわは完全に解消せずに残存した。

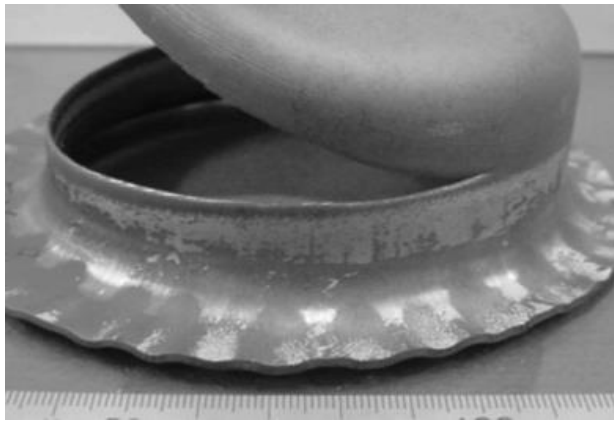
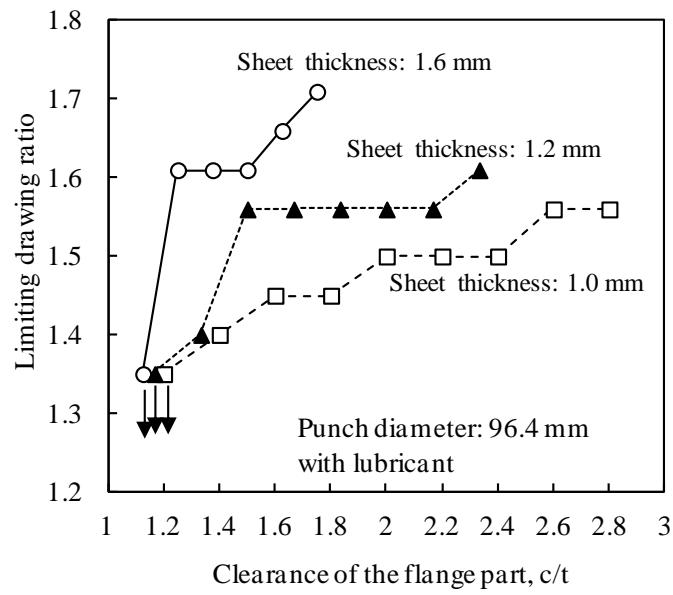
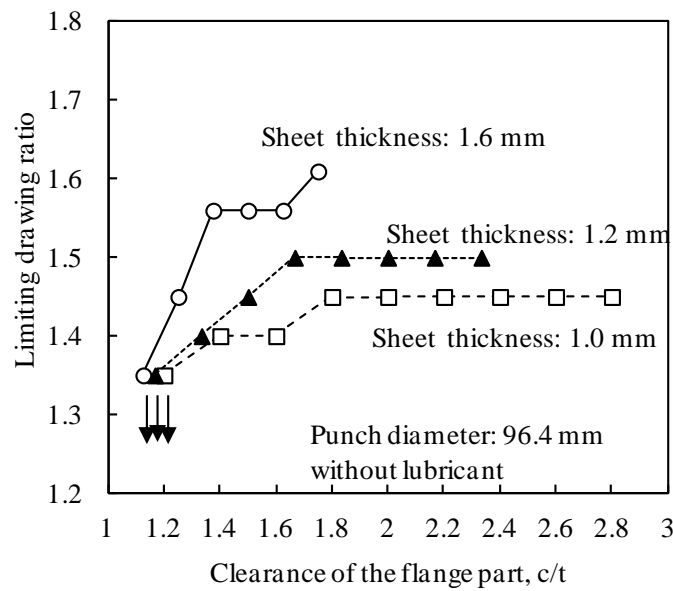


Fig. 5-10 Example of fracture after deep drawing with gap support (sheet thickness: 1.6 mm; drawing ratio: 1.66; clearance of the flange: 2.8 mm; blank holding force: 196 kN; without lubricant)



(a) Results with lubricant



(b) Results without lubricant

Fig. 5-11 Effect of clearance of flange part of die on limiting drawing ratio

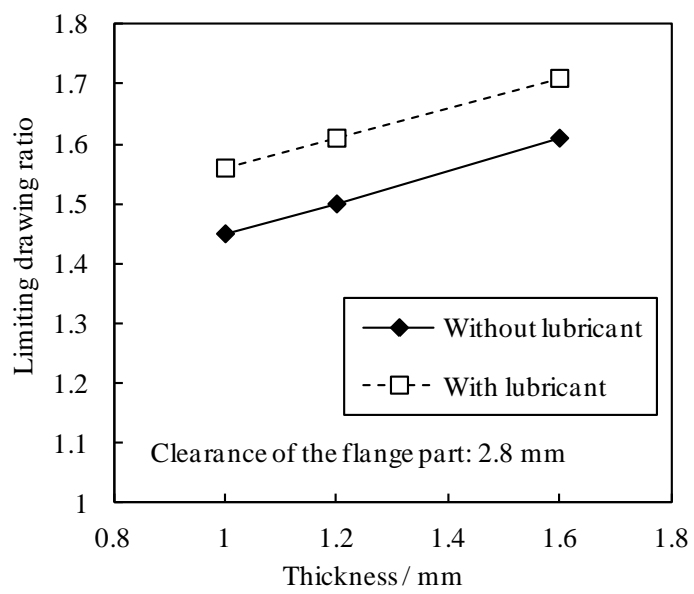


Fig. 5-12 Effect of sheet thickness on limiting drawing ratio in case when the clearance of the flange was 2.8 mm thick

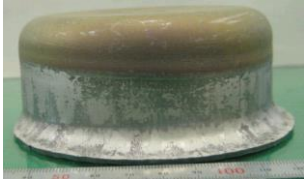
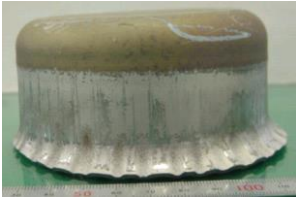
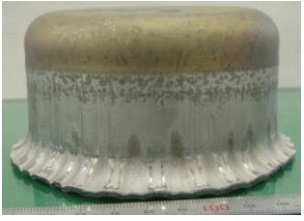
Appearance of stamped parts			
Drawing ratio	1.61	1.66	1.71
Clearance of the flange part	2.4 mm	2.6 mm	2.8 mm

Fig. 5-13 Appearance of stamped parts (sheet thickness: 1.6 mm; with lubricant)


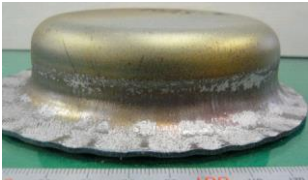
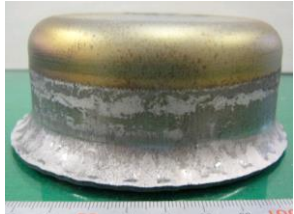
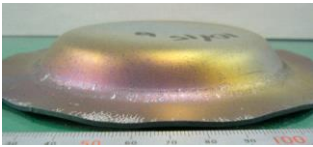
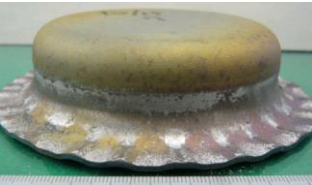
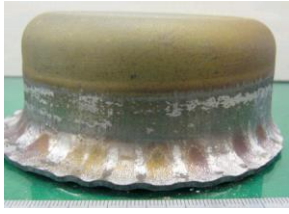
	Forming height 15 mm	Forming height 30 mm	Forming height 45 mm
Clearance of the flange: 2.4 mm			
Clearance of the flange: 2.8 mm			

Fig. 5-14 Change in the appearance of stamped parts with forming height as a function of clearance of the flange (sheet thickness: 1.6 mm; drawing ratio: 1.61; with lubricant)

(3) 円筒深絞り成形性支配要因についての一考察

Fig. 5-15 に、円筒深絞り成形途中の成形高さ 30 mm におけるブランクの温度と相当応力におよぼすフランジ部クリアランスの影響に関する数値解析の結果を示す。成形条件は板厚 1.6 mm，絞り比 1.61，潤滑無しである。フランジ部のクリアランスが大きい場合、フランジ部の温度は高く、破断危険部であるパンチ肩近傍の相当応力が低くなっていることがわかる。これはクリアランスが大きいためフランジ部の温度低下が抑制されたためにフランジ部の変形抵抗が小さくなり、流入抵抗が小さくなったことを示している。

Fig. 5-16 に、成形高さ 30 mm におけるブランクの温度と相当応力に及ぼす板厚の影響に関する数値解析結果を示す。成形条件はフランジ部クリアランス 2.8 mm 絞り比 1.61 潤滑無しである。板厚が薄いとパンチ肩とダイ肩を通過した部分での温度低下が著しく、またフランジ部で発生したしわが大きくなっていることがわかる。この場合、破断危険部であるパンチ肩近傍の相当応力は高くなった。これは、a) 板厚が薄いとダイ肩部での温度低下が著しくその部位で生じる曲げ・曲げ戻しの変形抵抗が高くなること、さらに b) フランジ部に発生したしわが大きいためしわ解消の変形抵抗が高くなることの双方が流入抵抗を増加させたためと考えた。

Fig. 5-17 に、成形高さ 30 mm でのブランクの温度と相当応力におよぼす摩擦係数の影響に関する数値解析結果を示す。この解析は潤滑剤の影響を考慮して行った。今回用いた潤滑剤のホットスタンピングでの摩擦係数のデータは無かったものの、潤滑剤を用いることにより摩擦係数が通常の 0.5 から 0.3 に低下すると仮定してその影響を検討した。Fig. 5-17 から明らかなように、温度分布に摩擦係数低減の大きな効果はなかったものの、摩擦係数が小さい方がパンチ肩近傍の相当応力は低下した。これは摩擦係数が低下したことにより、工具とブランクの摺動に伴う流入抵抗が低下したためと考えた。

以上から、①フランジ部のクリアランスを大きくするとフランジ部の温度低下が抑制されて流入抵抗が低下すること、②板厚が薄くなるとフランジ部のしわ発生が大きくなり、ダイ肩部の温度低下も大きいため流入抵抗が増加すること、また③摩擦係数

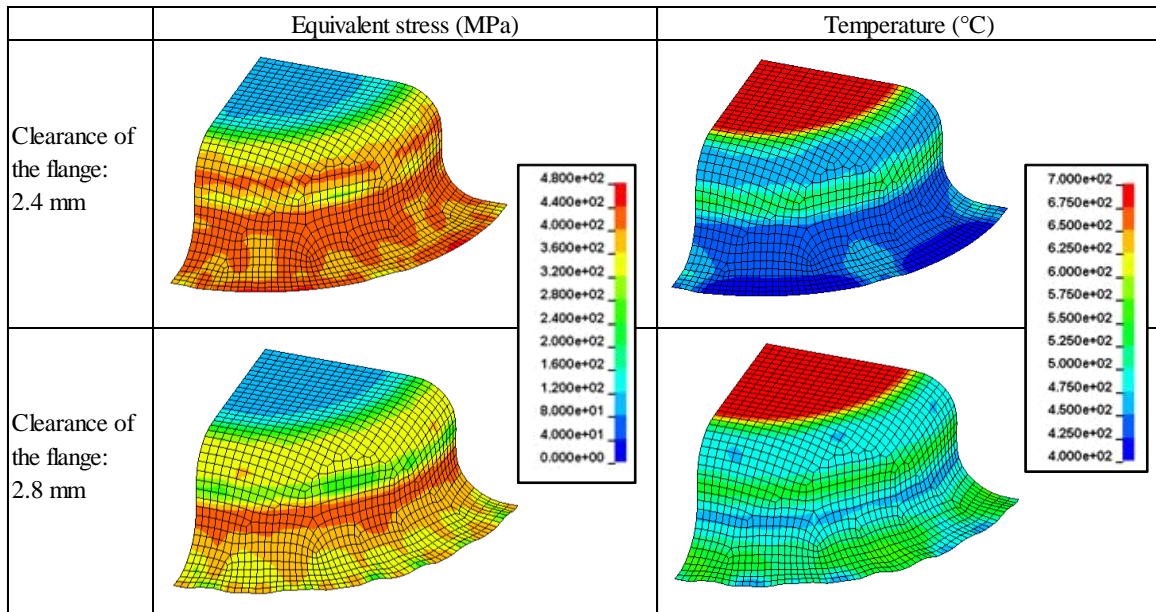


Fig. 5-15 Effect of the clearance of the flange on the distribution of equivalent stress and temperature calculated by finite element simulation (sheet thickness: 1.6 mm; drawing ratio: 1.61; forming height: 30 mm; without lubricant)

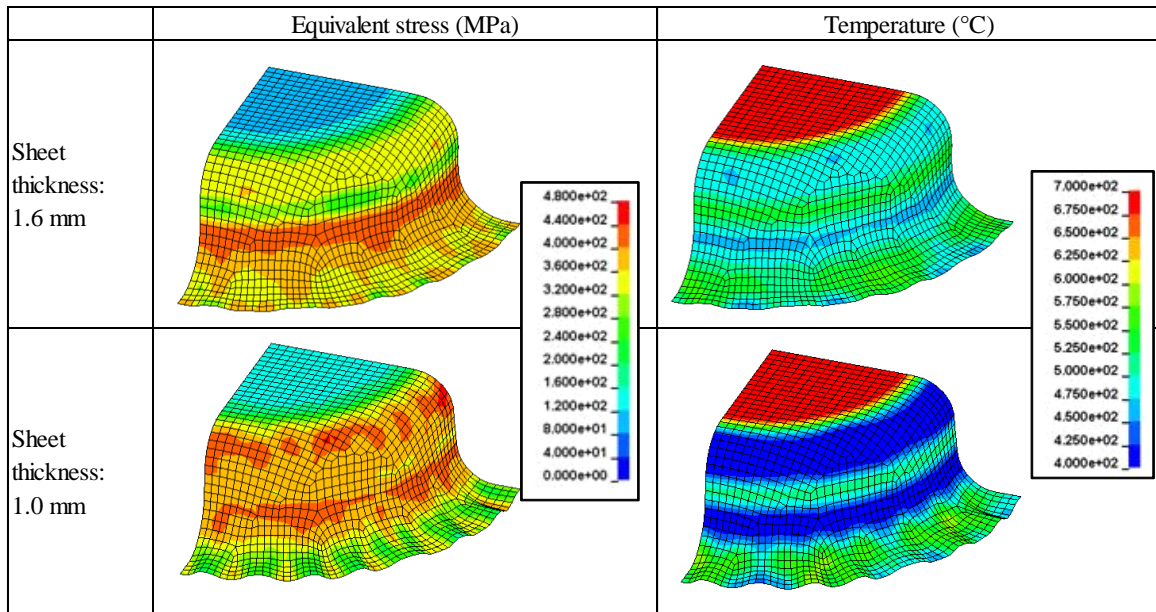


Fig. 5-16 Effect of thickness on the distribution of equivalent stress and temperature calculated by finite element simulation (clearance of the flange: 2.8 mm; drawing ratio: 1.61; forming height: 30 mm; without lubricant)

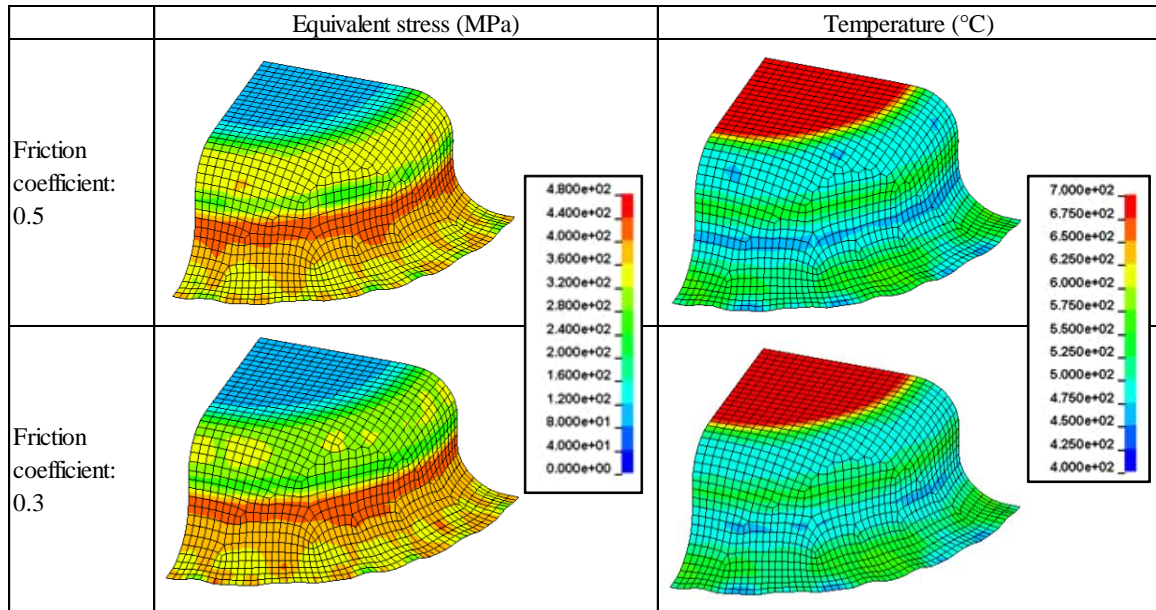


Fig. 5-17 Effect of friction coefficient on the distribution of equivalent stress and temperature calculated by finite element simulation (sheet thickness: 1.6 mm; clearance of the flange: 2.8 mm; drawing ratio: 1.61; forming height: 30 mm; without lubricant)

が低いと材料と工具の摺動に伴う流入抵抗が低下することが数値解析から確認できた。

5.4 緒言

第4章では、ドローベンド試験を用いて、深絞り成形時の破断危険部位であるポンチ肩部の破断応力の影響について検討した。本章では、円筒深絞り成形試験を用いて深絞り性のもう一つの成形支配因子であるフランジ部の材料流入に関する検討を行った。まず、ホットスタンピングでの深絞り性を向上させるためのしわ押さえ方法の検討を行った。次に、検討したしわ押さえ方法のうち効果の大きかったフランジ部にギャップサポートを用いてクリアランスを設ける方法を用いて、円筒深絞りでの限界絞り比におよぼす成形条件の影響を検討した。得られた知見を以下に述べる。

- (1) ギャップサポートを用いてフランジ部にクリアランスを設ける方法、あるいは下死点位置にしわ押さえを設置するフォーム成形方法を用いることにより、ホットスタンピングでの深絞り成形性は向上した。これらの方法においては、成形中のフランジ部の温度低下が抑制され、流入抵抗が低下したことが原因と考えられる。
- (2) フォーム成形では成形途中でしわが発生するものの、下死点で加圧されることにより完全に平坦となった。これは、加圧中にマルテンサイト変態が生じ、しわ発生およびしわ解消した時に生じた応力が緩和したためと考えた。
- (3) ギャップサポートを用いた円筒深絞り成形にて、ホットスタンピングにおける限界絞り比を評価した。限界絞り比はフランジ部のクリアランスが大きく、板厚が大きく、潤滑を施すことにより向上した。今回の実験では、最大 1.71 の限界絞り比が得られた。
- (4) 数値解析から成形性におよぼす成形条件の影響を考察した。フランジ部クリアランスが大きくなると成形中のフランジ部の温度低下が抑制され、流入抵抗が低下することが確認された。また板厚が小さくなると、工具と接触したダイ肩の温度が低下すること、さらにはフランジ部にしわが大きく発生するために流入抵抗が増大することが推察された。また、潤滑により摩擦係数を低下させる

と、流入抵抗が低下することが確認された。これらの数値解析結果は、円筒深絞り性に関する実験結果と良い一致を示すことを確認した。

第 5 章の参考文献

- 1) 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊: 薄板のプレス加工, 実教出版, (1977), 99.
- 2) Wilsius, J., Hein, P. & Kefferstein, R.: 1. Erlanger Workshop Warmblechumformung 2006, Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Friedrich-Alexander Universität Erlangen-Nürnberg, (2006), 83.
- 3) Suehiro, M., Maki, J., Kusumi, K., Ohgami, M. & Miyakoshi, T.: Nippon Steel Tech. Rep., 378 (2003), 15.
- 4) Naruhiko Nomura, Kazuhisa Kusumi & Masayoshi Suehiro: Steel Research International, **81** (2011), 904.

第 6 章 総括

6.1 本研究で得られた結論

本研究では、自動車車体の軽量化と衝突安全確保のための高強度部品製造に適用が拡大しているホットスタンピング工法について、板材成形の基本的な成形分類に基づきプレス成形性の支配因子を明らかにし、さらに成形性を向上させるための基本原理を提案することに取り組んだ。従来のホットスタンピングの成形性に関する研究は、主に FEM による成形解析の高精度化を目的とするものが多く、基礎的な研究が不足しており、上記したような知見が不足していた。本研究で取り扱った成形様式は、成形性の基礎的な知見に乏しく技術課題の残る曲げ成形（形状凍結性に着目）、張出し成形および深絞り成形とし、ホットスタンピング工法に広く適用されている 1.5GPa 級ホットスタンピング用アルミめっき鋼板^{1),2)}を用い、実工程で用いられる油圧プレスによる小型成形試験にて検討を行った。各章で得られた結論を以下に示す。

第 1 章では、背景となる自動車車体の軽量化と安全確保の状況、および高強度鋼板の車体部品への適用課題を記述した。その後、この課題を解決するために適用が拡大しているホットスタンピング工法の概要を説明し、本研究が対象とするホットスタンピング工法におけるプレス成形性に関する従来知見と研究課題について整理した。最後に、本研究の目的と本論文の構成について述べた。

第 2 章では、ホットスタンピング工法の曲げ成形において、優れた形状凍結性が得られる機構について研究した。本研究ではハット形状の工具を用いて曲げ成形試験と数値解析を行い、ホットスタンピング工法により形状凍結性が向上する効果を、熱間変形抵抗と成形後に生じるマルテンサイト変態の二つの観点から調査し、良好な形状凍結性が得られる機構について考察した。その結果、形状凍結性は成形後にマルテンサイト変態が生じた場合に著しく向上し、その機構として変態に伴って成形により導入された残留応力が緩和することを示した。また、成形後にマルテンサ

イト変態が生じない場合には、熱間変形抵抗に応じたスプリングバックが生じること、さらに成形後の熱収縮により形状凍結性が向上することを明らかにした。

第3章では、ホットスタンピング工法における張出し成形性について研究を行った。単純形状である球頭パンチを用いた張出し成形試験と数値解析を行い、成形限界と変形の不均一性におよぼす成形条件の影響を調査した。その結果、成形限界におよぼす成形開始温度の影響は小さいこと、工具形状の影響は大きく、ダイ肩半径が大きいと成形限界が向上すること、成形速度の影響は大きく、成形速度が速いと成形限界が増加することを示した。また、破断危険部は、工具と鋼板が離れる部位の近傍であり、この部位は、工具と材料との接触が局所的に生じなくなるため温度が高く、変形抵抗が低下するためにひずみが集中したと考えた。上記の実験結果と数値解析から、成形性の支配因子の一つであるひずみ分布は工具形状の影響を大きく受け、成形温度や成形速度の影響は小さいことが明らかとなった。また、もう一つの成形性支配因子である変形限界は、成形速度の影響が大きく、成形速度が遅くなると温度が低くなるため変形限界が低下することを示した。張出し成形性の支配因子に及ぼす温度の影響について Fig. 6-1 に示す。

第4章では、ホットスタンピング工法における深絞り成形性について、成形可否に影響を与える因子の一つである破断危険部のパンチ肩近傍における破断応力に注目した研究を行った。まずパンチ肩部の破断応力が成形可否におよぼす影響を明確とするため、フランジ部において変形のない単純なドローバンド成形試験にて成形可否におよぼす成形条件の影響を明らかにした。その結果、本成形においては、成形開始温度が低く、成形速度が遅く、しわ押え力が小さいほどドローバンド成形性は良好となることを示した。破断は工具と非接触となるパンチ肩近傍部で生じ、この部位は周囲よりも温度が高く変形抵抗が局所的に低下するために変形が集中するためと考えられる。したがって、成形速度が遅く、成形開始温度が低い場合に、この部位における破断応力が増加するために成形性が良好になったと考えた。

また、ホットスタンピング工法におけるドローバンド成形に適した潤滑方法として、白色系熱間鍛造潤滑剤の適用を検討した。その結果、ホットスタンピングの場合には、水分が残存した状態で潤滑剤を用いるため、エマルジョン型白色系熱間鍛

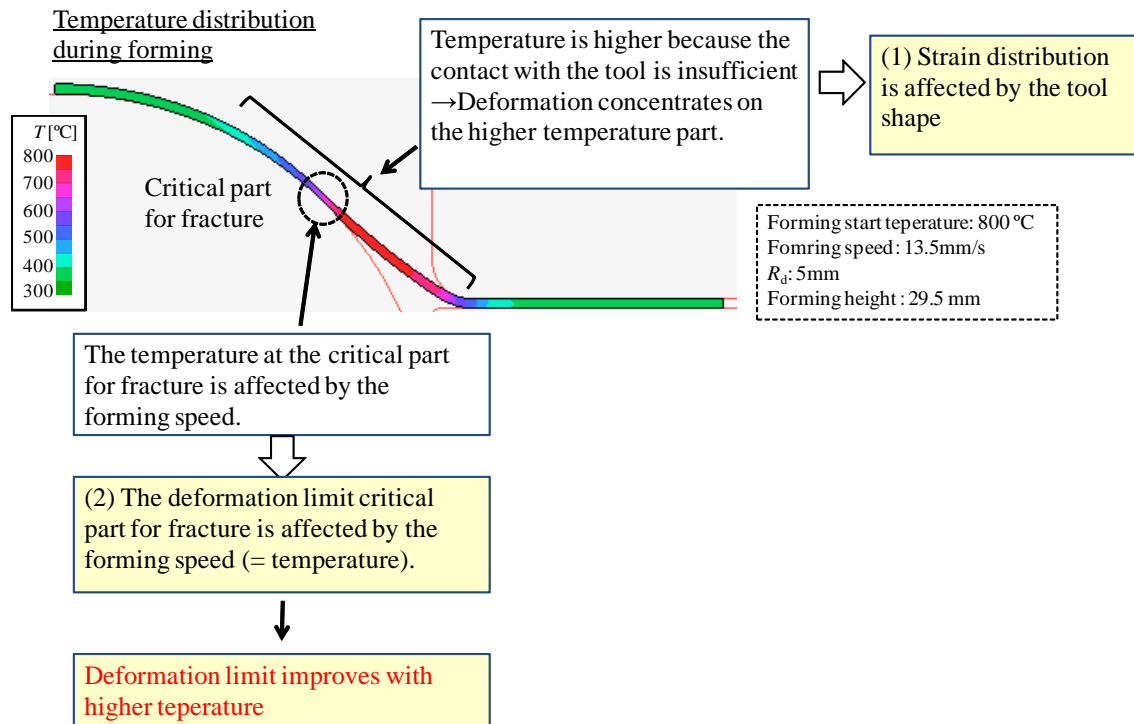


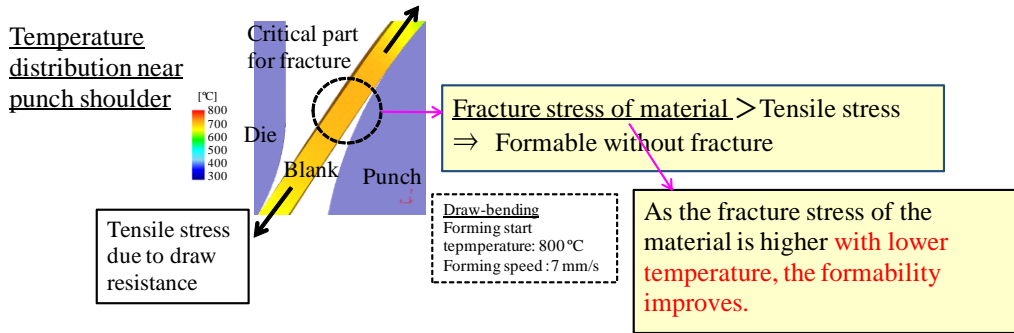
Fig. 6-1 Effect of temperature on the control factors of stretch formability

造潤滑剤が水溶性型潤滑剤や熱間圧延油，黒鉛と比較して良好な潤滑性を示すことが明らかとなった．また，ホットスタンピングにおいても，潤滑剤を適用すると流入抵抗が減少して，ドローベンド成形性が向上することを示した．

第5章では，ホットスタンピング工法における深絞り成形性において，成形可否を支配するもう一つの重要な因子あるフランジ部の変形抵抗に着目し，ホットスタンピングに適したしわ押さえ方法を検討した．その結果，ギャップサポートを用いてフランジ部にクリアランスを設ける方法，あるいは下死点位置にしわ押さえを設置するフォーム成形方法により，成形限界が向上することを示した．この理由は，これらの成形方法を用いると，成形中にブランクのフランジ部での温度低下が抑制されて，流入抵抗が低下したためと考えた．次に，成形性向上に効果が得られたしわ押さえ方法の中からギャップサポートを用いて，深絞り成形性の一般的な評価方法である円筒深絞りをを用いた限界絞り比を評価し，成形条件の影響を検討した．その結果，限界絞り比は，フランジ部のクリアランスが大きく，板厚が大きく，潤滑を施すことにより向上した．今回の実験では最大 1.71 の限界絞り比が得られた．これらの理由としては，以下が考えられる．すなわち，①フランジ部のクリアランスが大きいと成形中のフランジ部の温度低下が抑制され，流入抵抗が低下する．②板厚が大きいとダイ肩近傍のブランクの温度低下が抑制され，フランジ部のしわ高さが小さいため流入抵抗が低下する．③潤滑により摩擦係数を低下させると，流入抵抗が低下する．以上の理由を，数値解析の結果とあわせて示した．

Fig 6-2 に第4章，5章にて述べた深絞り性の支配因子であるパンチ肩部の破断応力とフランジ部の流入抵抗に及ぼす温度の影響についてまとめて示した．

(1) Effect of temperature on the fracture stress near punch shoulder



(2) Effect of temperature on the flow resistance at flange part

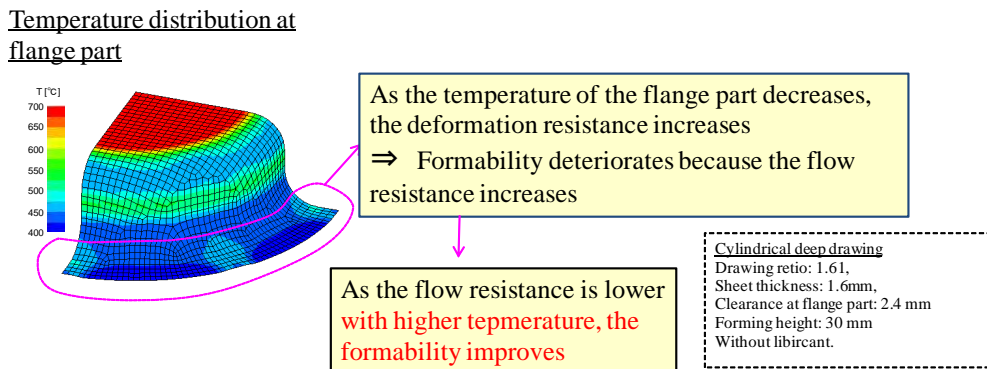


Fig. 6-2 Effect of temperature on the control factors of deep drawability

6.2 本研究の総括

ここでは、本研究で得られた知見の将来展開と今後の課題について述べる。

本研究では、ホットスタンピング工法におけるプレス成形性を、実工程に近い基本成形条件を実現できる小型成形試験を用いて評価し、数値解析結果と比較することにより基礎的な検討を実施した。その際、板材成形の基本的な成形分類（曲げ性、張出し性、深絞り性）における成形性支配因子を解明することに注目した。得られた知見をもとに、主に国内自動車会社や車体部品製造会社に対して、実部品を製造するための適正な成形方法、および新たな部品形状に対する適切な成形方法を提案した。さらに、実部品の成形トライで生じた不具合に対しても、本研究で得られた基礎的知見に基づき対策の提案を行ってきた。これらの活動により、2000年代後期には国内の自動車に対してもホットスタンピング工法により製造した車体部品の採用が始まった。現在でも、適用部品の拡大が進んでおり、将来も更に適用拡大することが期待されている。本研究で獲得した基礎的知見のさらなる有効活用が期待されるゆえんである。

このような状況下、ホットスタンピング工法におけるプレス成形技術に関しては、下記のような基礎的な課題が残存していると考えられる。

第一には、ホットスタンピング用の材料が変化した場合の成形性への影響に関する検討である。本研究では、現在広く用いられている1.5GPa級ホットスタンピング用鋼板を用いて検討を行った。更なる高強度化のニーズもあり、引張強度が1.8GPa級以上の材料開発も進められている^{3~5)}。一方、ホットスタンピング後に引張強度が1000MPa以下と現状より低強度として延性を確保し、衝突時のエネルギー吸収能に優れた部品の開発も進んでいる^{5~7)}。材料が変化した場合のホットスタンピングの成形性におよぼす影響に関しては、現状では十分な知見は得られておらず、成形性を支配する材料因子の明確化が今後必要になると考えられる。

第二には、成形限界向上のための成形技術の検討である。本研究においては、成形性を向上する成形技術という観点から、パンチ断熱による張出し性の向上、しわ押さえ方法の工夫による深絞り性向上に取り組んだ。引き続き、更なる成形限界向

上のための成形技術の検討が必要と考える。成形限界が向上すれば、複雑な形状を有する部品の製造も可能となり、ホットスタンピングの適用範囲も拡大し、更なる車体軽量化や衝突安全性の向上に寄与できると確信する。また、従来の成形技術では、成形性の観点から分割していた部品を一体化することも可能となり、新成形技術はホットスタンピングの生産性向上にも寄与できる。

第三には、本研究の条件範囲を超えた場合における成形性の検討である。例えば、深絞り性に関する研究においては板厚の影響を検討したものの、他の成形に関しては一種類の板厚のみの検討であった。また、成形速度も、生産性の向上ニーズともなって益々増加する傾向にある。しかし、本研究においては大きな範囲で成形速度を変化させた検討はできなかった。本取り組みにおいては、板材成形の基本的な成形分類に基づいたプレス成形性におよぼす成形条件の影響について基本原理を明らかにすることはできたものの、さらに広い範囲の成形条件に対する知見の提示まではできておらず、今後の課題と考えられる。

上記した諸課題について、今後もプレス成形性に関する基礎的な検討を進め、ホットスタンピング部品の適用拡大による自動車車体の軽量化と衝突安全性の確保の両立という大きな社会課題の解決に貢献していきたい。

第 6 章の参考文献

- 1) Wilsius, J., Hein, P. & Kefferstein R.: 1. Erlanger Workshop Warmblechumformung 2006, (2006), 83.
- 2) Suehiro, M., Maki, J., Kusumi, K., Ohgami, M. & Miyakoshi, T.: Nippon Steel Tech. Rep., 378 (2003), 15.
- 3) Hikida, K, Nishibata, T., Kikuchi, H., Suzuki, T. & Nakayama, N.: Materia Jpn. (Bull. Jpn. Inst. Met.), **52**-2 (2013), 68.
- 4) Lenze, F., Sikora, S., Sauer, D. & Sraube, O.: Proc. 2nd Int. Conf. Hot Sheet Metal Forming of High Performance Steel, Steinhoff, K., Oldenburg, M. and Prakash, B., University of Kassel and Luleå University of Technology, (2009), 211.
- 5) Gerber, T., Heckelmann, I., Daiz, N. V. & Lenze, F.: Proc. 4th Int. Conf. Hot Sheet Metal Forming of High Performance Steel, Steinhoff, K., Oldenburg, M. and Prakash, B., University of Kassel and Luleå University of Technology, (2013), 145.
- 6) Breuer, A.: Great Design in Steel Seminar 2015, the Automotive Applications Council, the Steel Market Development Institute, (2015).
- 7) Wilsius, J., Tavernier, B. & Abou-Khalil, D.: Proc. 3rd Int. Conf. Hot Sheet Metal Forming of High Performance Steel, Steinhoff, K., Oldenburg, M. and Prakash, B., University of Kassel and Luleå University of Technology, (2011), 427.

謝辞

本論文は、金沢大学 大学院 自然科学研究科 客員教授 兼 日鉄住金総研株式会社 シニアアドバイザー 潮田浩作博士のご指導のもとに作成されたものである。また、金沢大学 大学院 自然科学研究科 教授 門前亮一博士，同 教授 米山猛博士，同 教授 下川智嗣博士，同 教授 渡邊千尋博士には論文の作成に関して有益なご助言を賜った。

この論文は新日鐵住金株式会社 技術開発本部八幡技術研究部において行った研究をまとめたものである。日鉄住金テクノロジー株式会社 常務取締役 末廣正芳博士，同 八幡事業所 専門主幹 山本修治博士，新日鐵住金ステンレス株式会社 常務執行役員 竹下哲郎氏，同 研究センター長 阿部雅之氏，新日鐵住金株式会社 技術開発本部鉄鋼研究所 主幹研究員 野村成彦氏，同 上席主幹研究員 真木純博士，八幡製鐵所生産技術部 主幹 大神正浩氏には，ともに研究を推進していただき，深い議論を重ねるとともに有益なご助言を賜った。

本論文をまとめるにあたり，新日鐵住金株式会社 技術開発本部 八幡技術研究部長 村上健一博士にはご支援とご配慮を賜った。

本論文の研究データの取得に際しては日鉄住金テクノロジー株式会社 八幡事業所の方々には一方ならぬご努力とご協力を賜った。その他，新日鐵住金株式会社の多くの方々にご協力を賜り，深い議論を重ねて研究が推進された。

ここに関係各位に深く感謝いたします。