

超高強度鋼部材のホットスタンピングにおける
プレス成形と接合に関する研究
(Study of Press Forming and Joining in Hot Stamping
Processes of Ultra-High Strength Steel Components)

2020 年 1 月

博士 (工学)

鈴木 康剛

豊橋技術科学大学

令和 2年 2月 27日

機械工学専攻	学籍番号	第 179102 号	指導教員	安部 洋平 柴田 隆行
氏名	鈴木 康剛			

論文内容の要旨 (博士)

博士学位論文名	超高強度鋼部材のホットスタンピングにおけるプレス成形と接合に関する研究
---------	-------------------------------------

(要旨 1,200 字程度)

近年、自動車の衝突安全性向上と軽量化のため超高強度部材の適用が増加している。冷間成形における超高強度化は成形荷重やスプリングバックの増加、工具の磨耗などの問題が生じるため、ホットスタンピングによる超高強度化が進んでいる。ホットスタンピングは加熱、成形および型内冷却の工程を持ち、熱間成形により成形荷重は小さいが、型内冷却によるマルテンサイト化により非常に硬く、スプリングバックの小さい製品が製造できる。

本論文では、車体構造部材の高強度化、軽量化およびコスト低減のため、超高強度鋼部材のホットスタンピングにおけるプレス成形と接合に関する研究を行った。第1章では本テーマにおける課題および目的を記した。

第2章では加熱炉から金型までの搬送中部分冷却を用いて成形性を向上させた。成形中に変形が集中する部位を予め工具で保持し、部分的に鋼板の温度を低下させて変形抵抗を増加させる。冷却圧力と接触幅を変更して鋼板の温度分布を制御した。W曲げ試験において、鋼板温度を250℃低下させ、変形抵抗を300 MPa増加させることによって成形性が26.1%向上した。

第3章ではテーラードブランクを用いたホットスタンピングにおいて、一般的な270 MPa級鋼板の焼入れ性が調査された。焼入れを行ってもその引張強さと延性は非焼入れ鋼板とほとんど同じであり、現在用いられている高価な非焼入れ材の代替となることを示した。

第4章では加熱した母板とパッチに対し、スポット溶接を行わずにパッチ端部にインターロックを形成することによって機械的に接合させた。炉内で重ねずに加熱を行うため、表面の合金層が均一に生成され、成形時にスポット溶接周辺に発生する亀裂を防止する。

第5章では焼入れされたホットスタンピング鋼板に対し、プロジェクション抵抗溶接を用いずに棒材やナットを機械的に接合させる穴抜き接合を開発した。ホットスタンピング材における抵抗溶接は接合性が低く問題となっている。底角部に小さな丸みや面取りを付けた棒材やナットでその直径よりも僅かに小さな穴をあけ、圧入して接合させる。穴抜き接合では事前に穴をあける必要が無いが、棒材やナットには鋼板よりも高い強度が求められる。底角部に1.0 mmの丸みをつけると最も長いしごき面が得られ、接合強度が最大になった。

第6章では超高強度鋼板に対し、側面にテーパーを付けたナットやボルトを用いた穴抜き接合を開発した。本方法ではテーパーナットやボルトで穴をあけた後に、しごきを与えながら穴を拡大して接合させる。締結時に他の部品を取り付けるために、鋼板とナットの上部はストロークを管理して面の一致を図っている。ダイクエンチされたホットスタンピング材において、JISで規定された溶接ナットの2倍の接合強度が得られた。引張強さ780 MPa、板厚1.6 mm以上でJISの溶接規格を満足する。

第7章では結論と今後の技術課題を記す。

Date of Submission (month day, year) : 2 27, 2020

Department Mechanical Engineering	Student ID Number D179102	Supervisors Yohei Abe Takayuki Shibata
Applicant's name Yasutaka Suzuki		

Abstract (Doctor)

Title of Thesis	Study of Press Forming and Joining in Hot Stamping Processes of Ultra-High Strength Steel Components
-----------------	--

Approx. 800 words

In recent years, the application of ultra-high strength steel sheets to automobile components increases for the improvements of the crash safety and weight reduction. In cold stamping of ultra-high strength steel sheets, high forming load, large springback, small formability and large die wear are problematic. The high load requires the increases in press capability, and the increase in springback induces deterioration to component shapes. To solve these problems, hot stamping of quenchable steel sheets is effective. Hot stamping is a process for producing ultra-high strength steel components by heating, forming and die quenching. In forming at high temperatures, the forming force is low, whereas the strength for formed components is high and the springback is small due to martensitic transformation caused by rapid cooling with dies.

In this study, press forming and joining in hot stamping processes of ultra-high strength steel components were investigated to manufacture of high strength, weight and cost reduced components for automotive. In Chapter 1, the general introduction for overall contents of this thesis was shown.

In chapter 2, the formability in hot stamping was improved by partial cooling of a heated sheet during the transfer from a furnace to dies. By using a transfer device for reducing the temperature of portions undergoing large deformation during forming, the flow stress of these portions is increased, and thus the deformation is relieved. The cooling pressure and the contacting width for the transfer device were changed to control the temperature distribution in the sheet. By decreasing the sheet temperature by 250 °C, the flow stress is increased by 300 MPa, and the depth of the W-bent sheet is increased by 26.1%.

In Chapter 3, the quenchability for a 270 MPa mild steel sheet was examined for the use of tailor welded blanks, because the conventional non-quenchable steel sheets are expensive. The quenched mild steel sheet had almost the same ductility as the conventional non-quenchable steel sheet, and thus the material costs can be reduced by the replacement.

In Chapter 4, main and patch blanks which are separately heated were mechanically joined during hot stamping. In heating of resistance spot welded patchwork blanks, the temperature becomes non-uniform due to

thick and thin portions, and thus the intermetallic layers are incompletely formed. In forming of patchwork blanks, the thickness decreases around the edge of spot welding. The main and patch blanks were successfully joined by creating interlocks around both edges of the patch blank.

In Chapter 5, a mechanical joining process of a bar and nut to a hard hot-stamped steel sheet was developed, because the resistance projection welding generally used for joining of bolts and nuts with hot-stamped sheets has low joinability. In this process, a slightly smaller hole than a bar and nut was made in the sheet with the bar and nut having a small round or chamfer at the bottom corner, and then the bar and nut were inserted into the hole. The punched hole was ironed with the bar and nut during the insertion, and thus the joint strength became high. No pre-punching is required for the sheet, whereas higher strength than that for the sheet is necessary for the bar and nut. For the bar and nut having a radius of 1.0 mm at the bottom corner, the ironed surface was the largest, and thus the maximum joint strength was obtained.

In Chapter 6, a mechanical joining process of a taper nut and bolt to ultra-high strength steel sheet by punching was developed. In this process, the sheet is punched with the taper nut and bolt, and the nut and bolt are joined by ironing and expanding the punched hole. The upper surfaces of the nut and sheet are aligned by controlling the stroke in order to attach other parts. No pre-punching is required for the sheet, whereas higher strength than the sheets is necessary for the nut and bolt. For the die-quenched steel sheet having about 1500 MPa in tensile strength, the joint strength was about two times higher than that specified in the Japanese Industrial Standard of the weld nut. For the sheets above 780 MPa in tensile strength and above 1.6 mm in thickness, sufficient joint strength was obtained.

In Chapter 7, the conclusions and future works are given.

第1章 緒論

1.1. 概要	1
1.2. ホットスタンピングにおける成形性の向上	4
1.3. テーラード特性を持つホットスタンピング	5
1.4. パッチワーク部材のホットスタンピング	7
1.5. 超高強度鋼板へのボルト，ナットおよび棒材の接合	9
1.6. 研究目的	10

第2章 搬送中部分冷却を用いたホットスタンピングの成形性向上

2.1. 緒言	14
2.2. ホットスタンピングにおける鋼板の温度勾配と成形性の低下	14
2.3. 搬送中端部冷却を用いた伸びフランジ成形方法	16
2.4. 端部冷却を用いた伸びフランジ成形結果	18
2.5. 搬送中局部冷却を用いた W 曲げの成形方法	20
2.6. 局部冷却を用いた W 曲げの成形結果	21
2.7. 結言	26

第3章 各種鋼板の溶接テーラードブランクのホットスタンピング特性

3.1. 緒言	27
3.2. 各種鋼板の自然冷却における変態特性	28
3.3. ダイクエンチ開始温度が材料特性に及ぼす影響	29
3.4. 各種鋼板の溶接テーラードブランクのホットスタンピング条件	33
3.5. 溶接テーラードブランクのホットスタンピング結果	34
3.6. 結言	37

第4章 パッチワーク部材の同時接合ホットスタンピング

4.1. 緒言	38
4.2. パッチワーク部材の同時接合法	38
4.3. パッチワーク部材の同時接合結果	40
4.4. 端部拘束を用いたパッチワーク部材の同時接合法	45
4.5. 端部拘束を用いたパッチワーク部材の同時接合結果	47
4.6. スロット付きパッチを用いた局部接合	50
4.7. 結言	51

第5章 ダイクエンチされた鋼板への棒材およびナットの穴抜き接合

5.1. 緒言	52
5.2. ダイクエンチされた鋼板と棒材の穴抜き接合法	53
5.3. ダイクエンチされた鋼板と棒材の穴抜き接合条件	54
5.4. 穴抜き接合された棒材の接合結果	54
5.5. ダイクエンチされた鋼板と円形ナットの穴抜き接合条件	59
5.6. 穴抜き接合されたナットの接合結果	59
5.7. 結言	63

第6章 超高強度鋼板へのテーパナットおよびボルトの穴抜き接合

6.1. 緒言	64
6.2. 超高強度鋼板とテーパナットの穴抜き接合	65
6.3. 超高強度鋼板とテーパナットの穴抜き接合法	66
6.4. 鋼板強度と板厚を変化させた穴抜き接合条件	69
6.5. 鋼板強度が穴抜き接合に及ぼす影響	70
6.6. 板厚が穴抜き接合に及ぼす影響	72
6.7. 超高強度鋼板とテーパボルトの穴抜き接合	74
6.8. 結言	77

第7章 結論

7.1. 本論文の結論	78
7.2. 今後の技術課題	81

第1章 緒論

1.1. 概要

1.1.1. 自動車の軽量化

世界的な環境課題である地球温暖化の防止に向けて、温室効果ガスの一つである二酸化炭素(CO₂)の排出規制が進んでいる。自動車などの輸送機器が占める排出量の割合は全体の約20%を占めており[1]、EUにおいては乗用車のCO₂排出量を2021年には95 g/km以下にするなど高い目標が設定されている[2]。電動化や燃料電池車などの新しい動力源の開発とともに、車両重量の低減は燃費を改善する有効な手段であり、100 kgの軽量化によって燃費が約1km/L向上する[3]。しかしながら衝突安全性能の強化や居住空間の大型化、より複雑な安全装置の搭載など、車両重量は増加する傾向であり軽量化は容易では無い。

自動車はその衝突安全性能の優劣によって乗員の安全性が決定され、自動車アセスメント機関[4]などで行われる車種ごとの衝突試験の結果は消費者に公開されている。より安全性に優れた商品を提供するため、衝突安全性能の向上は自動車メーカーにとって重要な技術課題である。衝突安全性能を担う車体骨格の重量は一般的な中型車で約350–400 kgと比較的大きいため、衝突安全性能を向上させながらも車体骨格部材に対しての軽量化要望は高い。自動車の車体は板材の成形、接合により製造されるが、コストの観点から中型車まではそのほとんどは鋼板から作られており[5]、異材接合の難しさやコストの高さからアルミニウム、炭素繊維強化樹脂などへの材料置換は一部を除いてあまり進んでいない。このため高強度、軽量化を達成する手段として、形状や構造の最適化のほかに鋼板を高強度化して板厚を小さくする方法が有効であり、冷間成形における超高強度鋼板や、更なる高強度化のためのホットスタンピングの適用が近年急増している。

1.1.2. 超高強度鋼板の冷間成形

自動車の車体には引張強さなどに応じて様々な種類の鋼板が使用されている。引張強さが400-800 MPa 級の鋼板を高強度鋼板、それ以上の強度の鋼板を超高強度鋼板と呼び[6]、鋼板強度を高くすることで同じ部材強度のまま板厚を小さくして軽量化する[7]。冷間プレス成形の利点は汎用のクランクプレスを使用するため安価で大量に生産できることであり、近年では1180 MPa 級までが実用化されてきた[8]。しかしながら、鋼板強度の増加に伴い、成形荷重やスプリングバックが増大するのみならず[9,10]、生産に使用される金型の工具寿命も短くなる。また、鋼板の延性の低下により成形は難しくなり[11]、製品形状への制約が大きい。特に、引張強さの高さとそのばらつきに起因する量産時の形状安定性の低下は大きな問題であり、これらを抑制する技術開発も行われているが、冷間成形における超高強度化は部分的な採用にとどまっている。このため、現在実用化されている1500 MPa 級の骨格部材は、そのほとんどが鋼板を加熱するホットスタンピングで製造されている。

1.1.3. ホットスタンピング

ホットスタンピングは冷間成形とは異なり、鋼板を加熱、急冷することが特徴であり、引張強さ1500 MPa の超高強度部材を比較的容易に製造できるため、世界中で適用が増加している。ホットスタンピング部材の自動車骨格部材への適用例を Fig. 1.1 に示す。

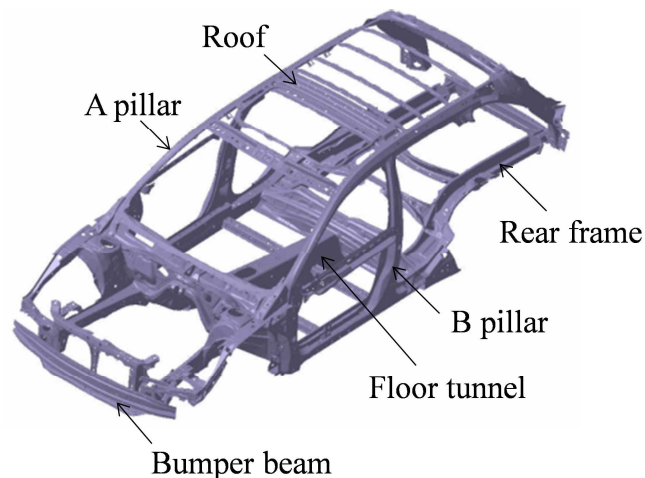


Fig. 1.1. Application of hot-stamped components to automotive.

ホットスタンピング部材の自動車への適用は1984年にスウェーデンのSAAB 9000 ドアビームで初めて適用された[12]。その後1990年代後半から欧米を中心に採用が進み、2000年代に入り衝突安全基準の高まりとともに世界中で採用が拡大している。2015年時点で世界に200以上の生産ラインが存在し、年間約3億個のホットスタンピング部品が製造された[13]。2018年に発売されたFord Focusは、世界中で製造、販売される一般的な中型車であるが、車体骨格重量の32%にホットスタンピング部材が使用されており[14]、生産性やコスト、材料調達性の観点からも非常に使いやすい技術であることを示している。一方、日本車においては車体骨格に対する使用率が10%未満の車両がほとんどであり、今後さらに拡大すると考えられる。

ホットスタンピングの工程をFig. 1.2に示す。ホットスタンピングはFig. 1.2(A)のように専用の鋼板22MnB5[15,16]をオーステナイト温度域である900℃程度まで加熱し、プレス機に搬送した後に成形と同時に下死点保持による焼入れを行い、約200℃で金型から取出す。ブランクはFig. 1.2(a)に示すように製品に必要な特性により、1枚もしくは複数の鋼板を接

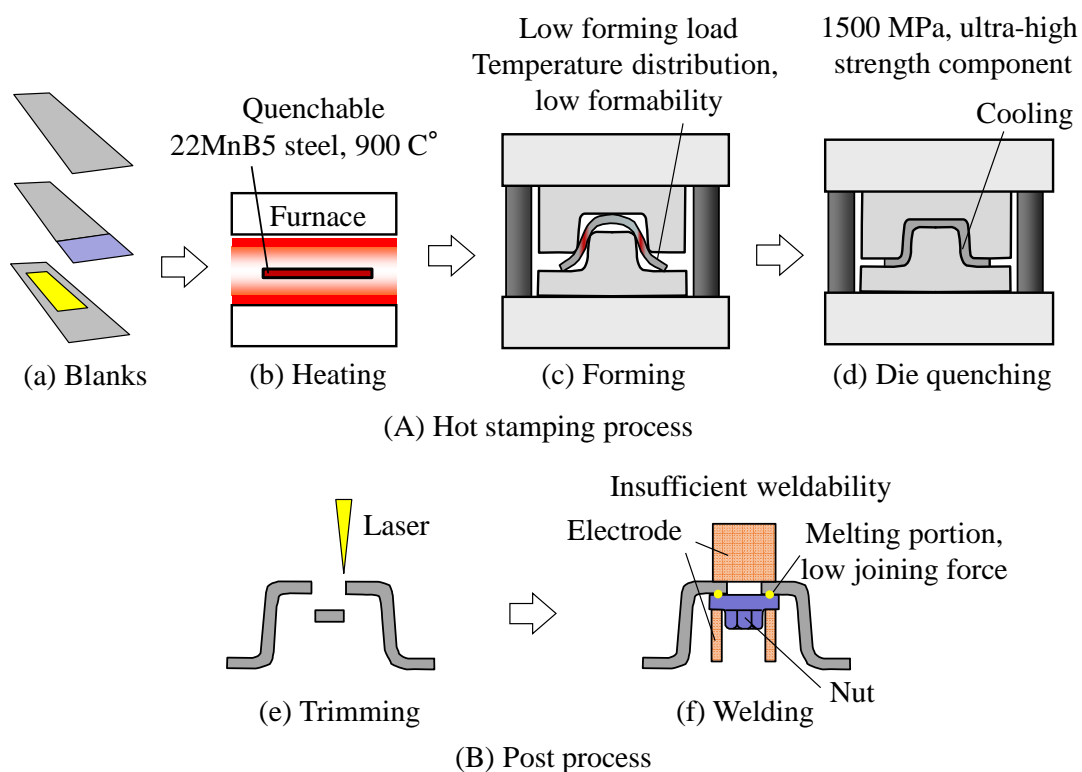


Fig. 1.2. Procedure for hot stamping of ultra-high strength steel components.

合したものを使用する。Fig. 1.2(d)の下死点保持による焼入れをダイクエンチングと呼んでホットスタンピングに特徴的な工程であり、マルテンサイト化されて約 1500 MPa の引張強さを持つ超高強度部材が製造される[17]。それぞれの工程で材料特性が変化することが冷間成形との違いであり、変形抵抗が小さい高温での成形は加工力低減に貢献し[18]、下死点で保持してマルテンサイト化を行うことによってスプリングバックの小さい超高強度部材を製造することができる[19]。ホットスタンピングされた部材は、Fig. 1.2(B)に示す工程で部品を取り付けるためのナットやボルト、位置決めピンなどがプロジェクション抵抗溶接によって接合される。ダイクエンチされた鋼板は非常に硬いため、下穴や製品端部の不要な部分についてはレーザーによって切断される。Neugebauer ら[20]、Karbasiyan および Tekkaya[21]、および Mori ら[22,23]によって、ホットスタンピングの解説が示されている。

1.2. ホットスタンピングにおける成形性の向上

ホットスタンピングは超高強度部材を成形荷重やスプリングバックが小さく製造でき、適切な成形条件を用いることで冷間成形に対してより深く、複雑な形状を得ることができる。自動車の A, B ピラーは、運転手の視野を妨げないよう許容される最小の空間で設計されるが、成形性の高さやスプリングバックの小ささによって設計空間を最大限に活用することができ、その超高強度と合わせて衝突安全性の向上に寄与する。

ホットスタンピングは変形抵抗が低く延性が高い高温状態で成形するため、一般的には成形性が高いといわれている。しかしながら、実際には Fig. 1.2(c)に示すように、均一に加熱された鋼板が金型に逐次接触して部分的に温度が低下しながら成形されるため、Fig. 1.3 に示すように高温で変形抵抗の小さい縦壁などに変形が集中し、割れが発生することがある。割れを抑制し成形性を向上させて部材の断面を深くすることで部材強度を大きくする、またはその分板厚を小さくして同強度で軽量化することができるため、ホットスタンピングにおける成形性向上は重要な課題である。

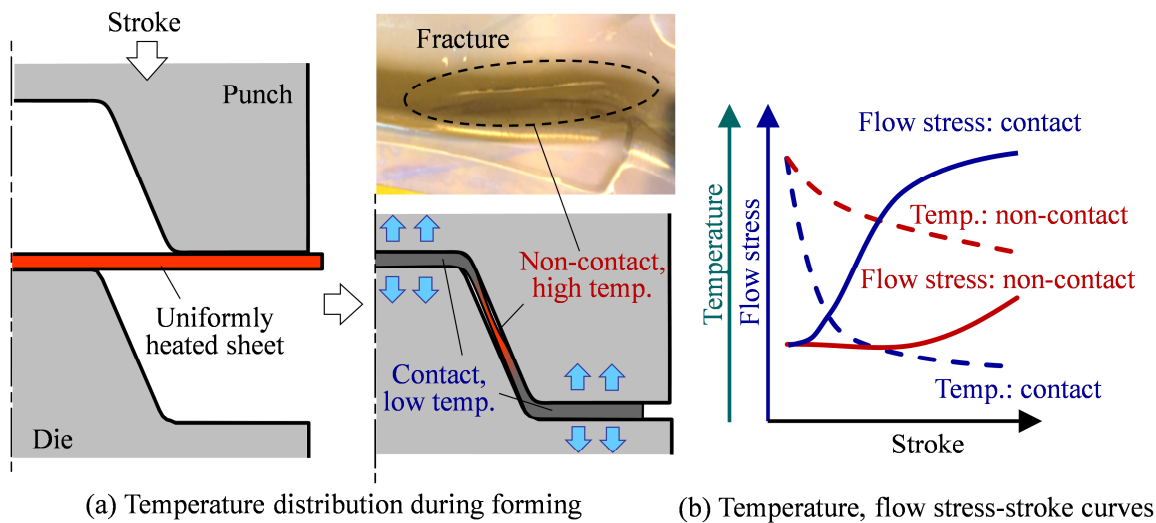


Fig. 1.3. Temperature distribution and plastic deformation in hot stamping.

ホットスタンピングの成形には絞りと曲げが用いられるが、絞り成形は外側のしわ押えとの接触により鋼板温度が低下し、材料流入が規制されるために難しい。一方、曲げ成形はしわ押えが不要であり、金型との接触が少なく成形できるためホットスタンピングに適している。しかしながら、成形品の深さが大きくなると金型との接触による鋼板温度の低下のため温度勾配が大きくなり、変形抵抗の小さな高温部に割れが発生する。このため、金型との接触を極力少なくして成形性を向上させる方法[24]や、あらかじめ成形時に変形が集中する部位の温度を金型内で低下させて変形抵抗を大きくしておくことで成形性を向上させる方法が提案されている[25]。しかしながら、金型が複雑になることでコストが増大し、保守も難しくなるためより容易に成形性を向上させる手法が望まれている。

1.3. テーラード特性を持つホットスタンピング

超高強度であるホットスタンピング部材は主に乗員を囲むキャビン周りに採用され、衝突時の変形を防いで乗員を保護するが、側面衝突の荷重を受け持つ B ピラーは乗員との距離が近い上側は高強度が必要である一方で、相手の車が衝突する下側は変形させてエネルギーを吸収させるテーラード特性が必要である。ダイクエンチ後の 22MnB5 鋼板は十分な引張強

さを有するものの伸びが約 7%以下と低く、衝突時のエネルギー吸収が不十分であるため、必要な部位に延性を付与させるための多くの工夫が提案されている。

テーラード特性を有するホットスタンピング部材は、同一鋼板を熱処理によって特性を作り分ける方法[26]と、専用の非焼入れ鋼板を溶接したテーラードブランクから製作する方法がある。熱処理によりテーラード特性を得る手法として、高強度が必要な部分のみを加熱し、オーステナイト化させて高強度を得る方法[27]や、均一に加熱してオーステナイト化させた鋼板を、高延性が必要な部位を空冷する[28]、金型と鋼板の接触を小さくして[29]マルテンサイト化を防止する手法などが提案されている。いずれもホットスタンピング工程に追加設備が必要となり、コスト、生産性の低下が問題となる。

一方で、Fig. 1.4 に示すテーラードブランクは鋼板強度や板厚を自由に設定でき、ホットスタンピング工程に特別な設備を必要としないことから広く用いられている。

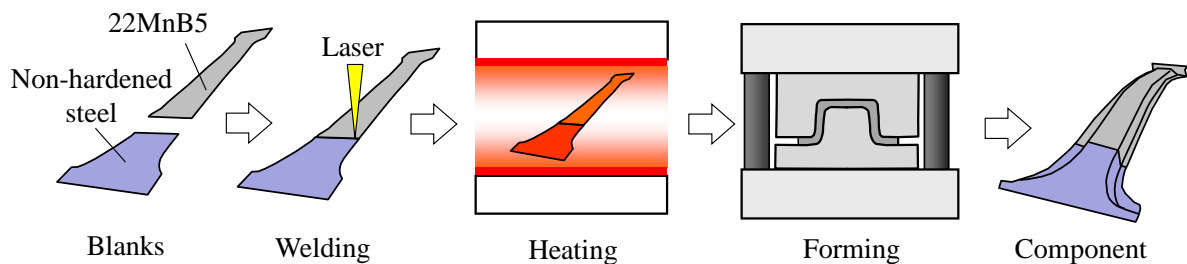


Fig. 1.4. B pillar made of tailor-welded blank.

非焼入れ鋼板と 22MnB5 鋼板の接合には主にレーザー溶接が用いられるが、表面に Al-Si めっき[30]がされた鋼板を用いる場合は、溶接部に硬くて脆い鉄とアルミニウムの金属間化合物が形成されるため接合強度が低下する[31]。このために溶接前にめっきの除去[32]や、フィラーを追加してアルミニウムの影響を小さくなどの工夫が必要である。非焼入れ鋼板には成形後に 15%以上の伸びを有する Ductibor[33]や MBW500 などの商品名を持つ鋼板が一般に用いられるが、入手しにくく高価であるため、焼入れ後も延性が高い代替材が望まれている。

1.4. パッチワーク部材のホットスタンピング

ホットスタンピング鋼板は高強度化による軽量化を目的としているため、流通している鋼板の板厚は小さく、衝突時の強度が不足している場合は変形部に補強を追加する。別の金型で成形した補強部材を溶接することで部分的な高強度を得る手法が一般的であるが、より合理的な補強方法として成形前のブランクにおいて板厚を部分的に厚くする手法が提案されている。圧延ロールを用いて鋼板の厚さを連続的に変化させるテーラーロールドブランク[34]や、鍛造によって差厚を付与する工法[35]などが開発されている。しかしながら、補強部の板厚に制限があり強度を大幅に高めることができず、また連続的に変化する板厚に対しダイクエンチ時に金型で均一に接触させて冷却を行うのが難しいため採用はあまり多くない。一方、Fig. 1.5 に示すパッチワークブランク[36,37]を用いた補強手法があり、近年採用が増加している。母板に対し、補強が必要な部位にパッチをあらかじめスポット溶接で接合させたパッチワークブランクを製作してホットスタンピングを行う。厚さが増えるために冷間成形では加圧力が増加し成形が難しくなるが、ホットスタンピングでは加工時の変形抵抗が小さく延性が高いため成形がしやすく、ホットスタンピングの特性を上手く利用した付加価値の高い工法として注目されている。

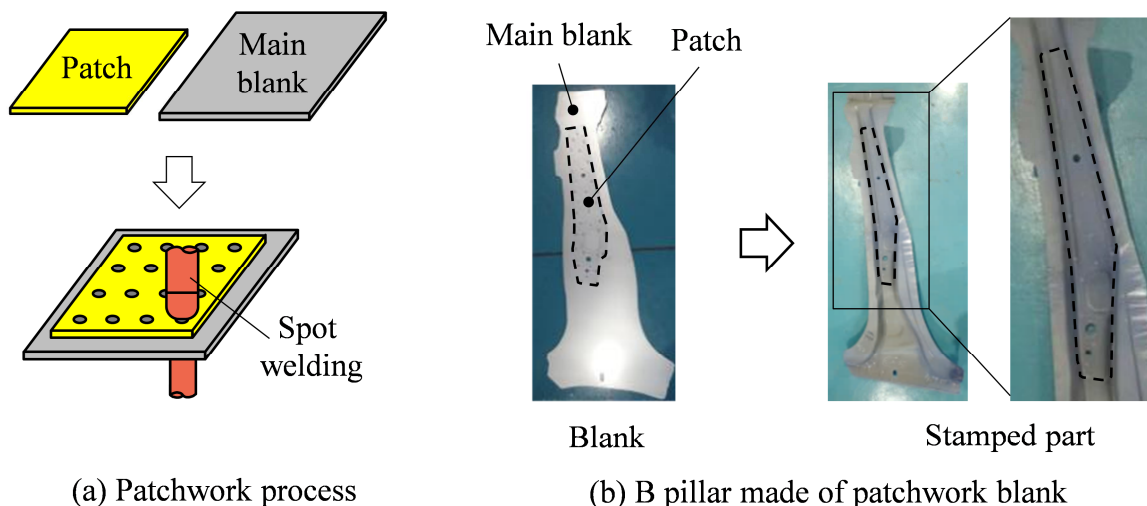


Fig. 1.5. B pillar made of patchwork blank.

パッチワークブランクを用いた場合と、個別に成形して補強した場合の製造方法を Fig. 1.6 に示す. パッチワークを使用すると Fig. 1.6(a)に示す補強部材用の金型とレーザー工程後の溶接設備が不要になり, コスト面で有利になる[38]. また, 成形前にスポット溶接することによって打点位置の自由度が高くなり, 荷重を効率よく伝達できる. 溶接部周辺の組織は, 溶接後のホットスタンピングにより均一なマルテンサイトになるため連続した高強度が得られる[39]などの利点が多いが, 成形時に溶接による拘束によって変形が集中して成形性が低下する場合がある. また, 熱容量が異なるブランクの加熱は合金層の生成ばらつきを助長して後工程の溶接性を悪化させるなどの問題があり, 一般的にパッチの板厚が母板よりも大きくなると製造が難しくなる. より効果的に高強度を得るために板厚に対して自由度が高いパッチワーク部材が求められている.

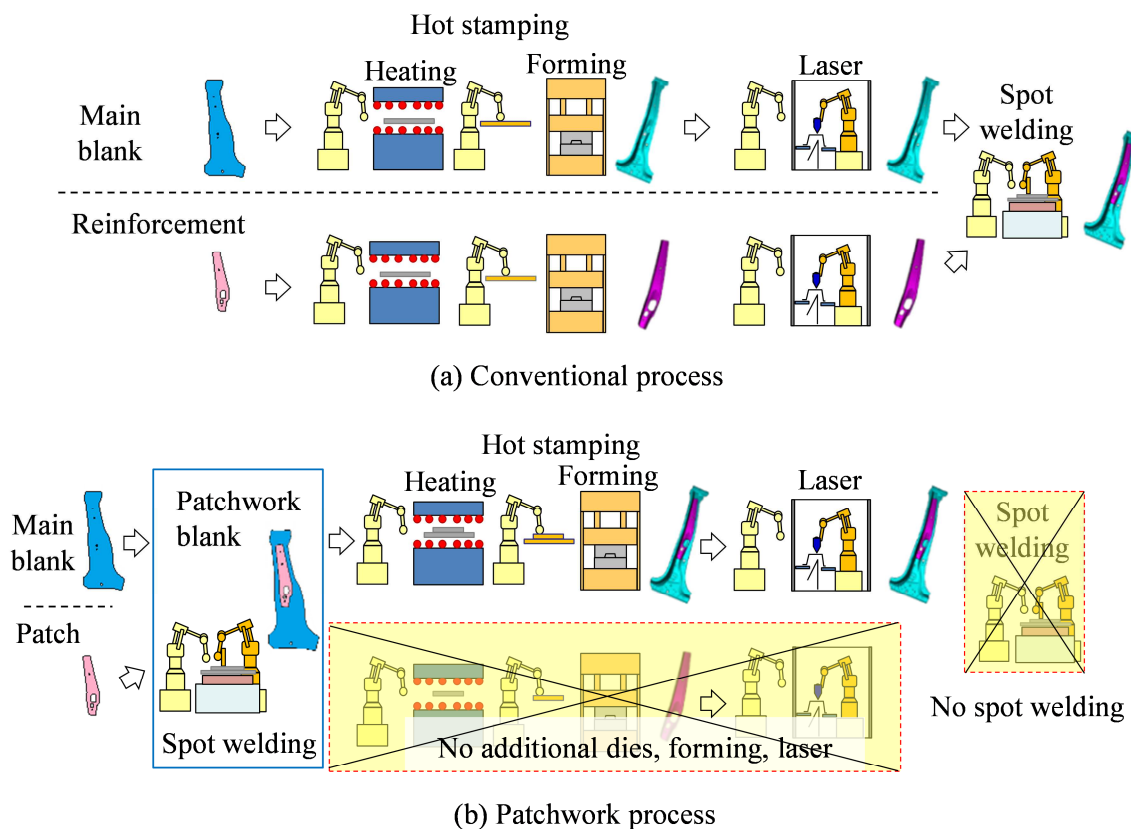


Fig. 1.6. Comparison of conventional and patchwork hot stamping processes.

1.5. 超高強度鋼板へのボルト，ナットおよび棒材の接合

車体骨格部材には，後工程で部品を取り付けるためのナットやボルト，位置決めピンなどが Fig. 1.2(f)に示したプロジェクション抵抗溶接によって接合される．プロジェクション溶接では，突起がつけられたナットやボルトと下穴をあけた鋼板を加圧し，電流を集中させて抵抗発熱により溶融，接合させる[40]が，ホットスタンピング部材への適用は容易ではない．プロジェクション溶接の模式図と不良現象を Fig. 1.7 に示す．

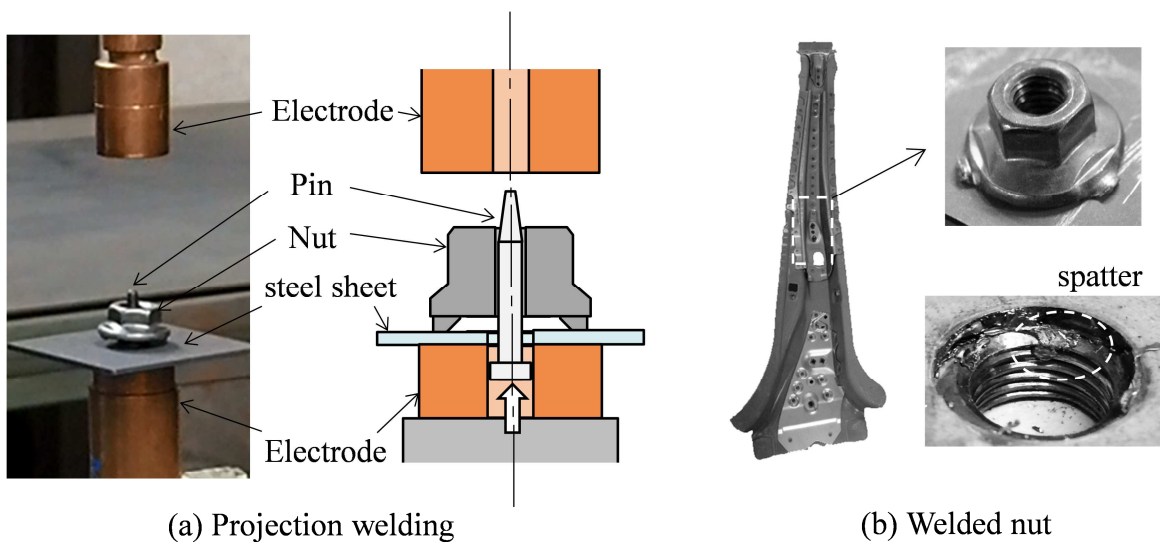


Fig. 1.7. Application of projection welding for automotive components.

ホットスタンピング後の合金化しためっき層は硬くて電気抵抗が高いためにスパッタや溶接不良が発生しやすく[41,42]，鋼板強度が高いためナットやボルトの突起が鋼板に圧着されにくく接合強度が低下する．このため溶接条件範囲が狭くなり，設備保守や品質保証コストが増加している．また，下穴加工についても冷間成形では容易にせん断できるが，ホットスタンピング部材は硬く，レーザー加工[43,44]を用いる必要があるため，生産性が低下する．一方，塑性変形を利用した機械的な接合法として，板材を接合するセルフピアスリベッティング[45]，メカニカルクリンチ[46]や，棒材やナットを接合する植込鍛接法[47]，かしめナット[48]などがあるが，これらは軟鋼やアルミニウムなどの低強度な厚板が対象である．この

ため超高強度，薄板であるホットスタンピングに対し，溶接の代替となる新しい接合法が望まれている。

1.6. 研究目的

本論文では，ホットスタンピングにおけるプレス成形と接合について検討し，現在生じている製造上の問題点を解決することで高強度，軽量化，またコストに優れた車体骨格部材の実現を目的とする。Fig. 1.8 にホットスタンピングで製造される自動車の B ピラーにおける本研究の適用範囲を示す。B ピラーは衝突時に求められる部品特性により，上部は乗員保護のため高強度，下部はエネルギー吸収量増加のため高延性が求められている。高強度部の成形工程では成形限界やパッチワークブランクの板厚制限が高強度，軽量化の妨げとなっており，溶接工程ではレーザーによる穴あけや狭い溶接条件によるコストの増加が問題である。高延性部については一般に用いられる非焼入れ鋼板は入手性が低くコストが高い問題がある。

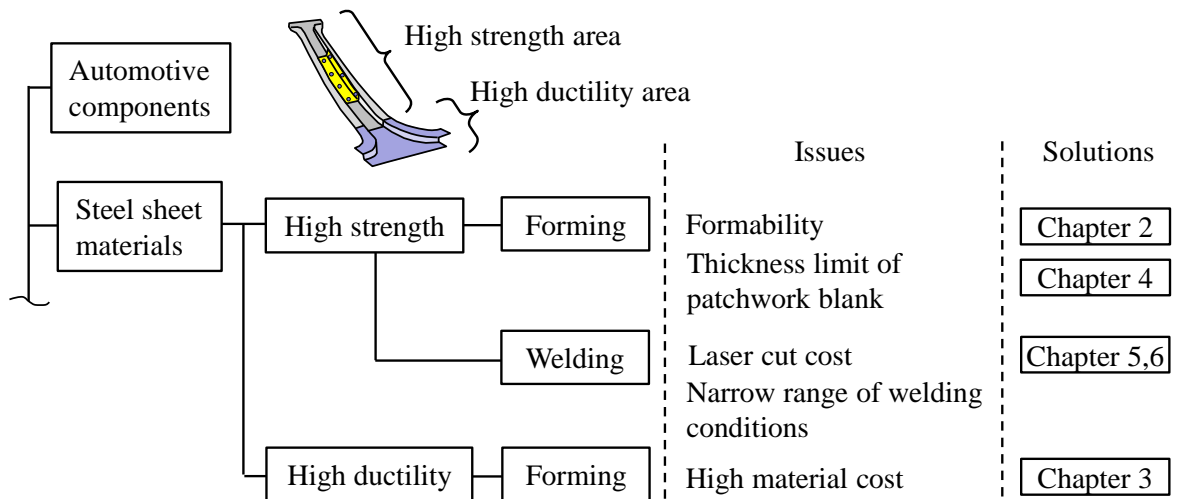


Fig. 1.8. Issues of forming and welding processes in automotive components using hot stamping.

高強度が要求される B ピラー上部における断面最適化へのフローチャートを Fig. 1.9 に示す。現在，衝突時の変形を許容しない部位にはスポット溶接されたパッチワークブランクが

用いられているが、これに対して部材強度同等で軽量化する場合に 2 種類のアプローチが考えられる。1 つは大型車など断面の深さを増加させられる場合であり、これは第 2 章に示す成形法により母板の断面を深くして断面 2 次モーメントを増加させ、パッチを廃止することで軽量化とコスト低減が図れる。もう 1 つは断面の深さが変更できない場合であり、これについては第 4 章の同時接合パッチワークを用いて母板の板厚を薄くしてパッチの板厚を大きくすることで軽量化とコスト低減を図る。また、軽量化よりも強度の増加が優先される場合は第 2、4 章を組み合わせることで断面を深く、パッチを厚くして効率的に強度の増加が図れる。

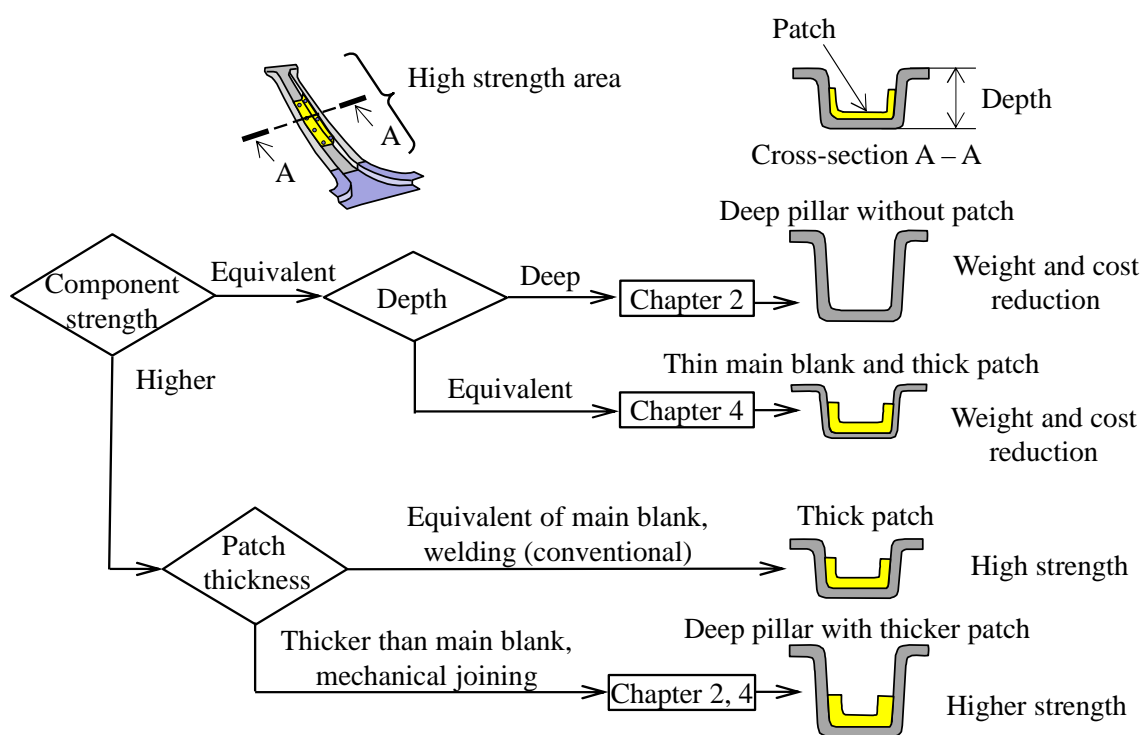


Fig. 1.9. Study of forming processes for high strength area.

高強度部へのナットやボルトの接合におけるフローチャートを Fig. 1.10 に示す。第 5、6 章の穴抜き接合によって溶接を廃止することで製造コストを削減する。また、ホットスタンピング鋼板と同じように溶接接合が難しい冷間高強度部材に対しても適用する。

高延性が要求される B ピラー下部については、テーラードブランクの高延性部として一

一般的に使用されている非焼入れ鋼板は入手が難しく高価である。第3章でダイクエンチ後も延性の高い代替材の検討をすることでテーラードブランク自体のコストを削減させる。

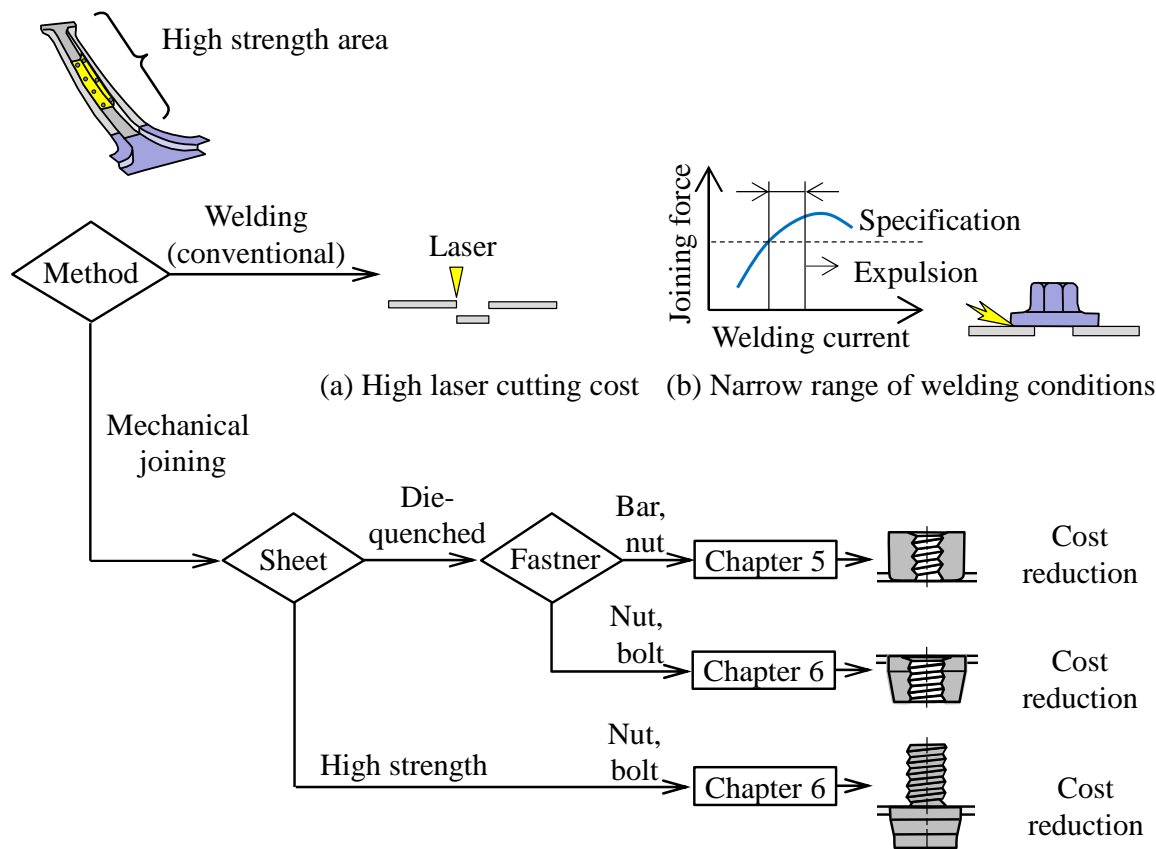


Fig. 1.10. Study of joining processes for high strength area.

本論文ではホットスタンピングの工程に従い、以下のように構成する。

本章である第1章では、超高強度鋼板の自動車への適用範囲と、製造における技術的課題および本論文の目的について記す。

第2章では、加熱炉から金型への搬送時に、加熱された鋼板を工具で部分冷却を行うことで鋼板の変形抵抗を最適化し、局部減肉を抑制させて成形性を向上させる。高い成形性により深い成形品を製造し、部材を高強度化させる。

第3章では、高延性部を有する溶接テーラードブランク鋼板に対し、一般的に使用されている非焼入れ鋼板は入手が難しく高価であるため、それを代替する冷間成形用鋼板の焼入れ

特性を調査する．高延性部を冷間成形用鋼板に代替した低コストの溶接テーラードブランクを用いたプレス成形法を開発する．

第4章では，加熱前に母板とパッチを接合することで板厚が制限されるパッチワークブランクのホットスタンピングに対し，板厚制限のない軽量，低コストのパッチワーク部材の製造のため，加熱後に型内で機械接合する新たなパッチワークのホットスタンピング工法を開発する．

第5章では，ダイクエンチされたホットスタンピング鋼板に対し，底角部に丸みを付けた棒材およびナットを用いて機械的に穴抜き接合を行い，JISの溶接規格を満足させるとともに，基礎的な接合メカニズムを明らかにする．低い溶接性や，レーザーによる穴あけなどのコストが問題となる抵抗溶接を使用しない新たな接合工法を開発する．

第6章では，ホットスタンピングを含む超高強度鋼板に対し，側面にテーパーを付けたナットやボルトを上部まで押込むことで穴抜き接合を行う．ナットやボルトの位置の制御を容易にし，JIS規格でナットよりも大きな接合強度が要求されるボルトについても規格を満足させる．

第7章では，本論文の結論および今後の課題を示す．

第2章 搬送中部分冷却を用いたホットスタンピングの成形性向上

2.1. 緒言

ホットスタンピングでは、加熱された鋼板が成形時に金型と逐次接触し、部分的に冷却されながら成形されるが、鋼板の変形抵抗は温度分布の影響を強く受けるため成形時の温度分布を制御することが重要である。Mori ら[49]はホットスタンピングにおける絞り、曲げ性について調査している。Kim ら[50]は、絞り成形から曲げ成形に工具を変更し、フランジ部の温度低下を抑制した。Kusumi ら[24]はブランクホルダーと鋼板との間にすき間を作り、接触を小さくすることで成形性の向上を図っている。Maeno ら[51]は、サーボプレス[52]を用いた高速成形により金型との接触時間を短縮して鋼板の温度低下を防ぎ、成形性を向上させた。Zhao ら[53]は鋼板温度が 700 – 750°C の間まで急速に冷却してから成形することで、成形性を向上させている。Ota ら[25]は成形時に変形が集中する部位の変形抵抗を増加させるため、金型内部で部分空冷することにより成形性を向上させている。しかしながら、これらの方法は金型が複雑になり、コストが大きくなる問題がある。

本章では金型に変更を加えず、加熱炉から金型への搬送時に工具で鋼板を部分冷却する。鋼板の変形抵抗を最適化し、局部減肉を抑制して成形性を向上させることで深い成形品を製造し、部材を高強度化させる。

2.2. ホットスタンピングにおける鋼板の温度勾配と成形性の低下

2.2.1. 成形性の低下のメカニズム

ホットスタンピングにおける鋼板の温度勾配が成形性低下を引き起こすメカニズムを Fig. 2.1 に示す。鋼板は加熱炉で均一に加熱されて金型に搬送されるが、成形中に金型と接触することにより部分的に温度が低下していく。底部やフランジ部の温度は低下する一方、縦壁部は高いままとするため、温度が高く変形抵抗が小さい縦壁部は下死点付近で変形が集中して割れが生じる。

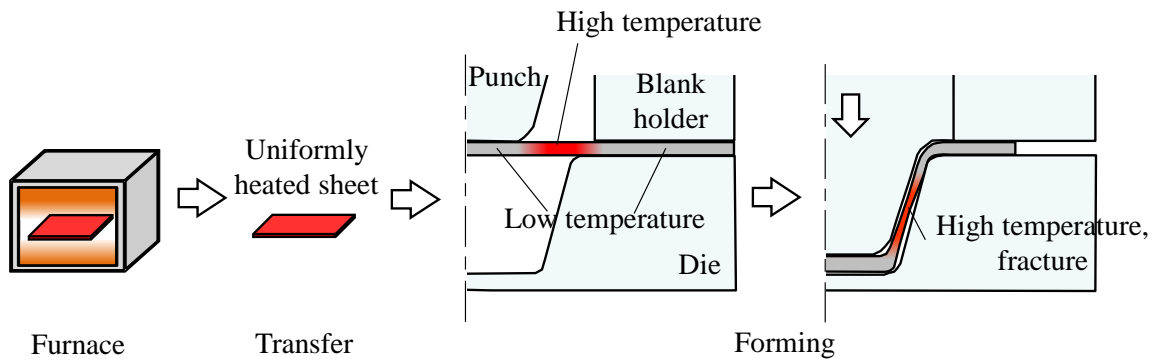


Fig. 2.1. Non-uniform temperature distribution of sheet during forming.

2.2.2. 22MnB5 鋼板における鋼板温度と変形抵抗の関係

ホットスタンピング用鋼板における引張強さおよび伸びの温度依存性を調査するために熱間引張試験を行った。220×18×1.6 mm の Al-Si めっき 22MnB5 鋼板 (C: 0.21, Si: 0.25, Mn: 1.2 and B: 0.0014 wt%) を 900 °C まで通電加熱し、空冷によって任意の温度まで冷却して引張速度 8.3 mm/s で実施した。標点間距離が 10 mm になるように黒体塗料を線状に塗布し、サーモグラフィの映像からひずみを測定した。

熱間引張試験の模式図と鋼板温度が変形抵抗に及ぼす影響を Fig. 2.2 に示す。引張試験開始温度の上昇とともに変形抵抗が低下していく。

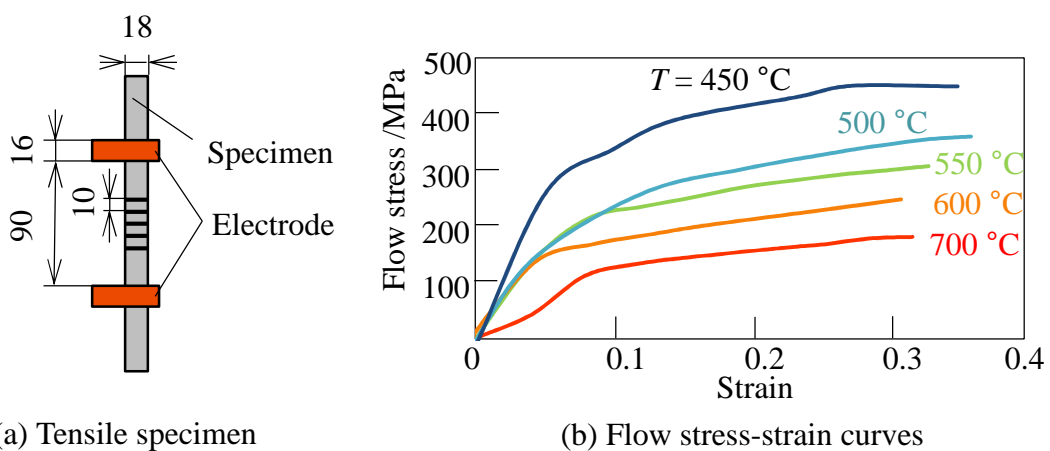


Fig. 2.2. Flow stress-strain curves of 22MnB5 resistance-heated at different temperatures.

2.3. 搬送中端部冷却を用いた伸びフランジ成形方法

成形時に板厚減少する部分の変形抵抗を予め上げておくことで成形性が向上する。金型を変更しないで変形抵抗を増加させるため、加熱炉から金型への搬送中に治具を用いて部分冷却させる手法を考案した。伸びフランジにおいては変形が端部に集中するため、端部を冷却することにより成形性の向上を図る。搬送中端部冷却を用いた伸びフランジ成形方法を Fig. 2.3 に示す。鋼板を 910 °C に加熱し炉内で 120 s 保持したのち、搬送時間 $T_t = 3, 7, 15$ s の間に端部冷却を行い、成形と 20 s の下死点保持を行った。

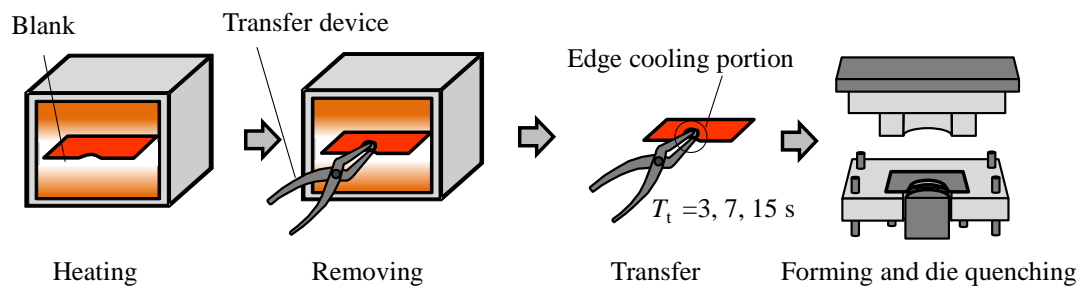


Fig. 2.3. Stretch flanging using edge cooling.

ブランクの形状と端部冷却部位および金型形状を Fig. 2.4 に示す。ブランクは Al-Si めっきされたホットスタンピング鋼板 22MnB5 であり、 $180 \times 100 \times 1.6$ mm の矩形で、伸びフランジ部に半径 10 mm の切欠きを付けた。冷却箇所は板材の切り欠き部中央で、常温の搬送工具で 12×3 mm の範囲を 5 MPa で加圧して冷却した。

実験に使用した金型の外観および成形工程を Fig. 2.5 に示す。ダイが下降し、ブランクがパンチに接触して伸びフランジが成形される。パンチ、ダイの材質は SKD61、板押さえは S50C で製作された。実験に用いたダイクッション圧は 80 kN であった。

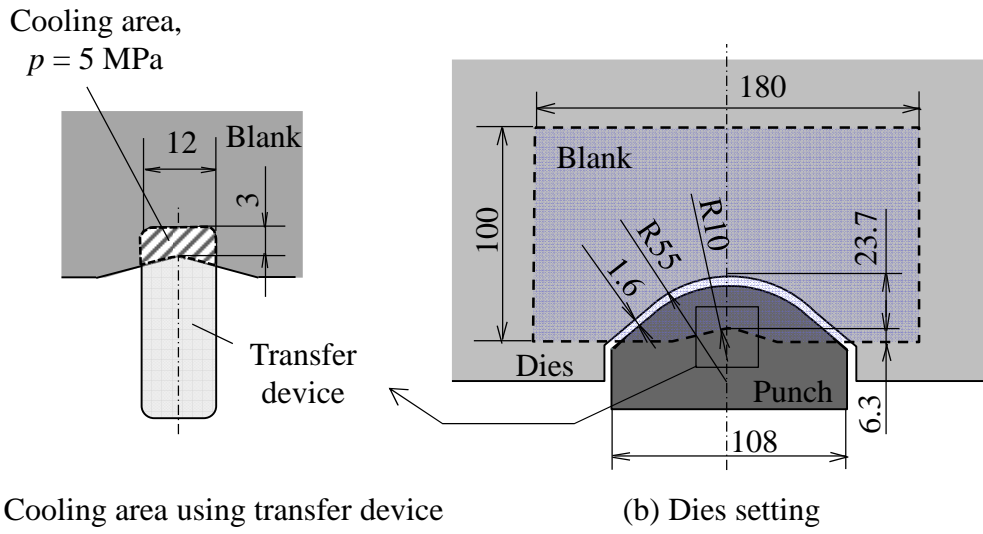


Fig. 2.4. Schematic of experimental equipment and edge cooling area.

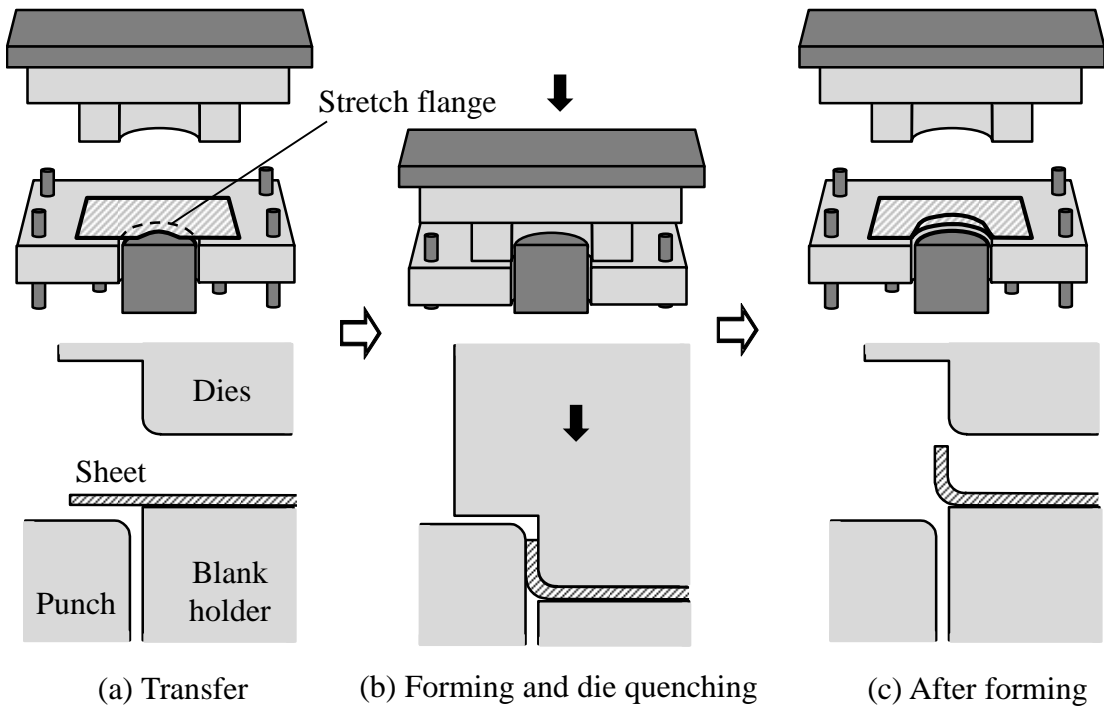


Fig. 2.5. Schematic of dies and forming process.

2.4. 端部冷却を用いた伸びフランジ成形結果

搬送中端部冷却ありとなしで成形した伸びフランジ部の成形直前の温度分布および変形抵抗分布を Fig. 2.6 に示す。温度分布はサーモグラフィで測定した結果を等温線で記述し、それに対する Fig. 2.2 の真ひずみ 0.2 における変形抵抗を等圧線で示した。搬送中部分冷却時間 $T_t = 3, 7, 15$ s として測定した。搬送時間が長くなるほど冷却部の温度が低下し、変形抵抗が大きくなる。

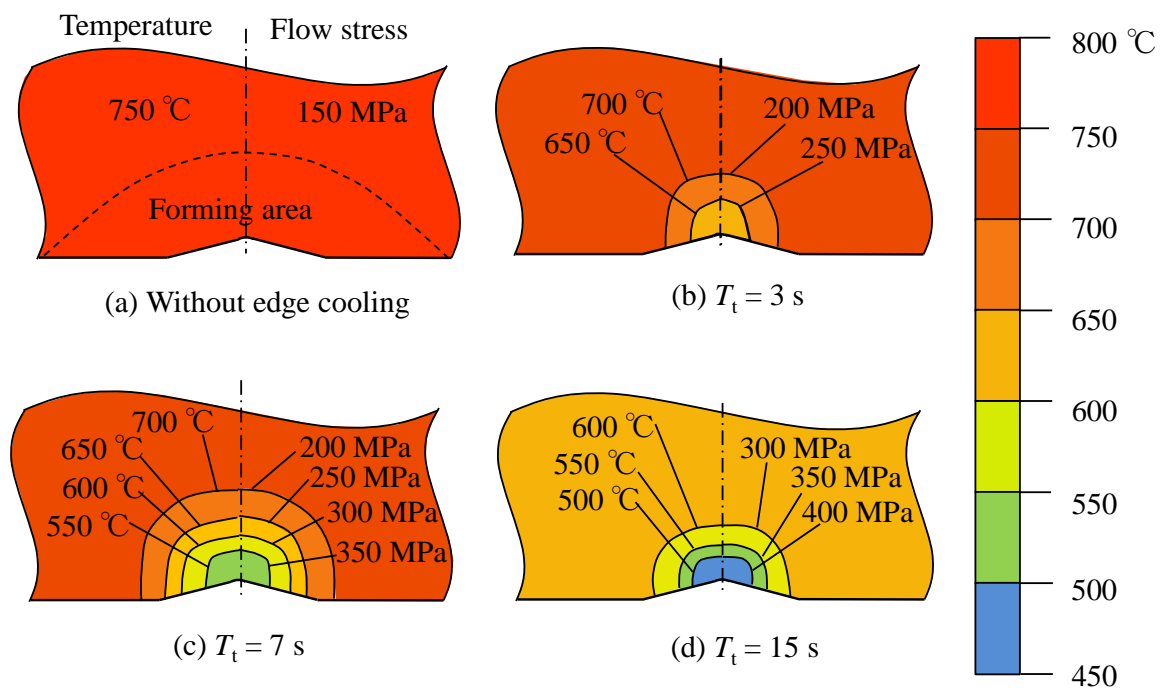


Fig. 2.6. Effect of edge cooling on sheet temperature and flow stress just before forming.

搬送中端部冷却ありとなしで成形した伸びフランジ部の外観を Fig. 2.7 に示す。搬送中端部冷却なしではフランジ中央部が大きく板厚減少したが、端部冷却を行った $T_t = 3, 7$ s の条件では中央部の板厚減少を抑制できている。しかし、 $T_t = 15$ s ではフランジ中央部の近傍で板厚減少が見られている。

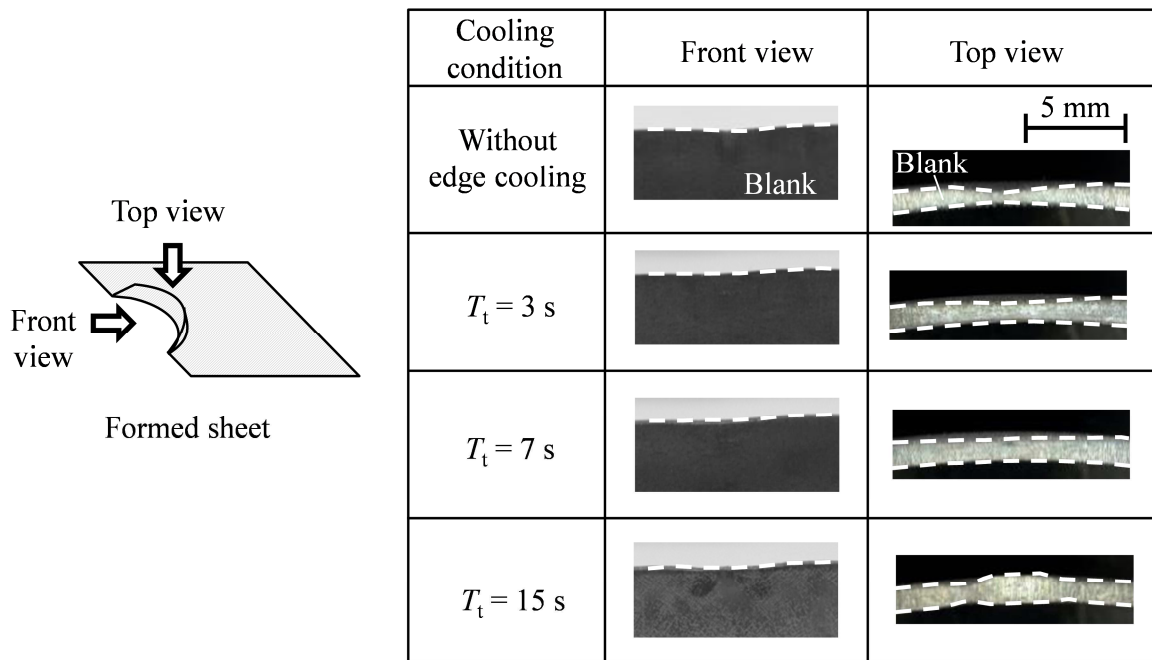


Fig. 2.7. Effect of edge cooling on stretch flange.

搬送中端部冷却ありとなしで成形した伸びフランジ部の板厚減少率を Fig. 2.8 に示す。搬送中端部冷却なしではフランジ中央に約 50%の板厚減少が見られたのに対し、部分冷却を用いることで最大で 30%までの板厚減少にとどまっております、成形性が向上した。

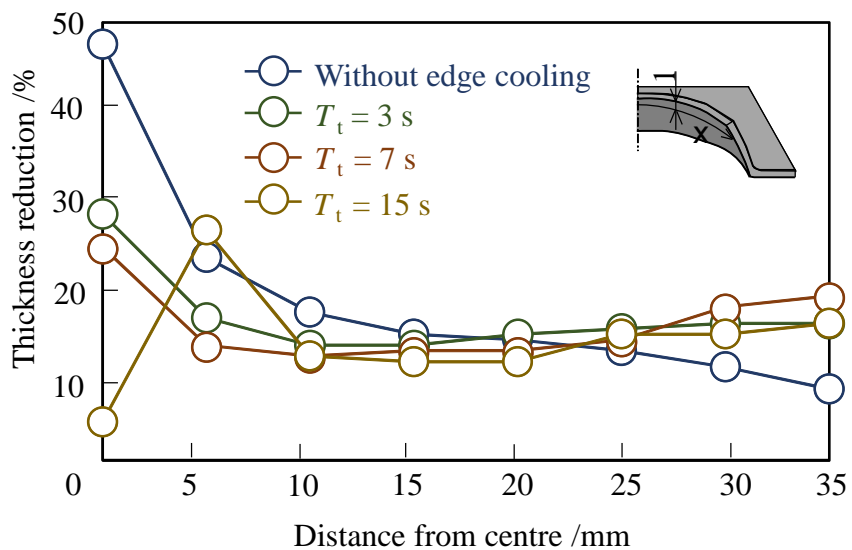


Fig. 2.8. Effect of edge cooling on thickness reduction of stretch flange.

搬送中端部冷却ありとなしで成形した伸びフランジ部のビッカース硬さ分布を Fig. 2.9 に示す。ホットスタンピング鋼板は 400 HV 以上で焼入れされていると判断できる。端部冷却なしについてはフランジ中央部では板厚減少の影響で金型との接触が不十分となり焼入れがされなかったが、端部冷却を用いることで硬さが向上する。

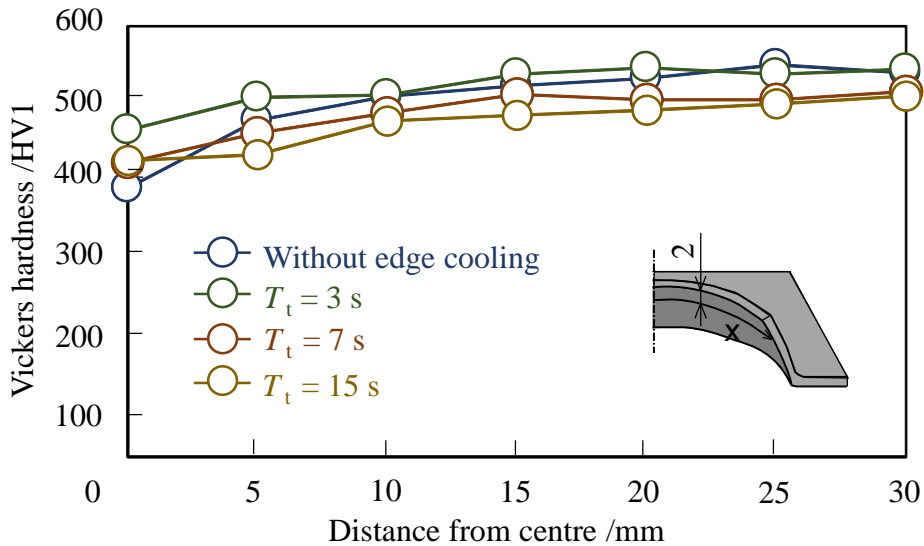


Fig. 2.9. Effect of edge cooling on hardness of stretch flange.

2.5. 搬送中局部冷却を用いた W 曲げの成形方法

W 曲げは車体のドアビームや屋根部品に用いられる断面形状であり、成形限界を上げて形状を深くすることで断面係数を増加できる。端部冷却により成形性が向上したため、W 曲げにおいて変形が集中する特定の部位に局部冷却を用いて成形限界を向上させる。搬送中局部冷却を用いた W 曲げの成形方法を Fig. 2.10 に示す。250×35×1.6 mm の Al-Si ホットスタンピング鋼板を 910 °C に加熱して炉内で 120 s 保持したのち、局部冷却ができる搬送治具を用いて搬送時間 $T_t = 7$ s で搬送し成形を行った。局部冷却なしで成形したとき、ブランクの中心から 13 mm 付近に板厚減少が発生したため、局部冷却部位はブランク中心から 15 mm とし、冷却圧力 p および接触幅 W を変化させた。治具の材質は S50C であり、パンチストロークを変化させて成形性を調べた。

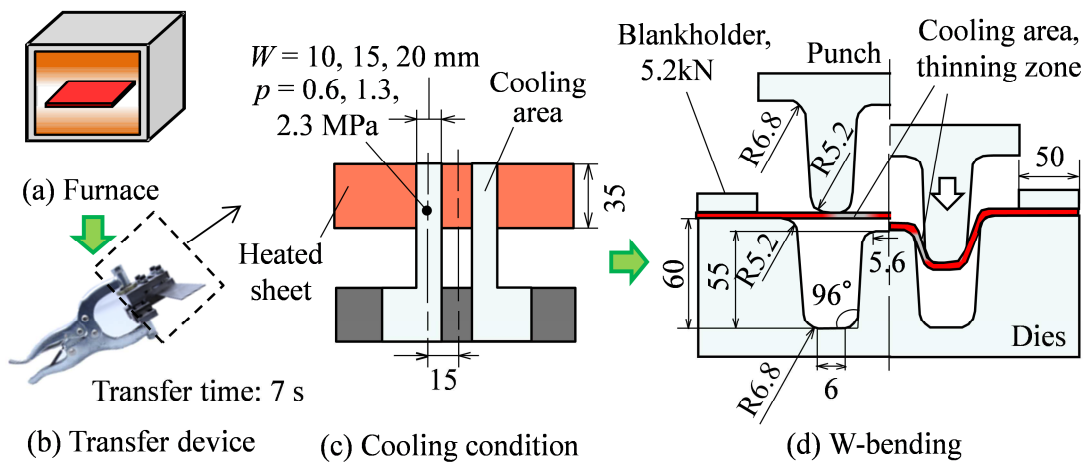


Fig. 2.10. Procedure for W-bending using partial cooling.

2.6. 局部冷却を用いた W 曲げの成形結果

2.6.1. 冷却圧力が成形限界に及ぼす影響

絞り深さ $s = 23 \text{ mm}$ における搬送中局部冷却ありとなしで成形した W 曲げの外観を Fig. 2.11 に示す. 局部冷却なしでは側壁中央部で板厚が減少し, くびれも発生したが, $p = 2.3 \text{ MPa}$, $W = 10 \text{ mm}$ の局部冷却を用いることで板厚減少, くびれが抑制された.

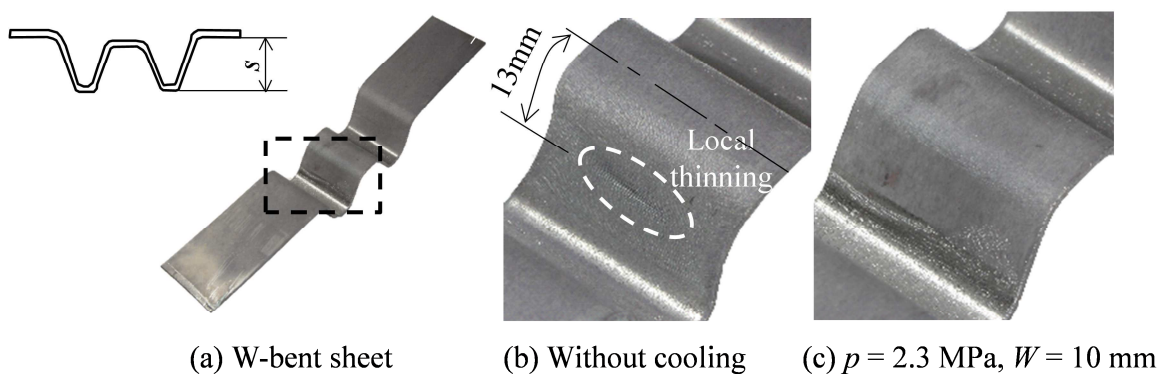


Fig. 2.11. W-bent sheets without and with partial cooling for $s = 23 \text{ mm}$.

搬送中局部冷却ありとなしにおける成形直前の鋼板の温度分布を Fig. 2.12 に示す. 温度はサーモグラフィを用いて撮影された. 局部冷却なしでは鋼板温度は均一に 700 °C であったが, 冷却圧力 p の増加に伴い鋼板温度が低下し, $p = 2.3 \text{ MPa}$ の局部冷却を用いることで約 250 °C 低下した.

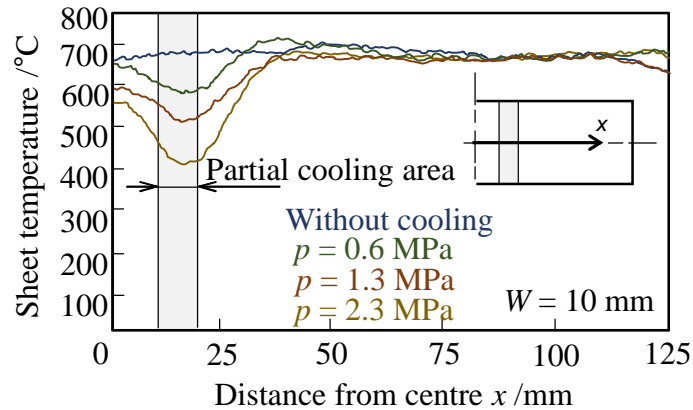


Fig. 2.12. Temperature distributions just before bending for different cooling pressures for $W = 10$ mm.

搬送中局部冷却ありとなしにおける成形直前の鋼板の変形抵抗の分布を Fig. 2.13 に示す. Fig. 2.2 の真ひずみ 0.2 における変形抵抗と温度の関係から変形抵抗の分布を算出した. $p = 2.3 \text{ MPa}$ の局部冷却を用いることで変形抵抗が約 300 MPa 増加した.

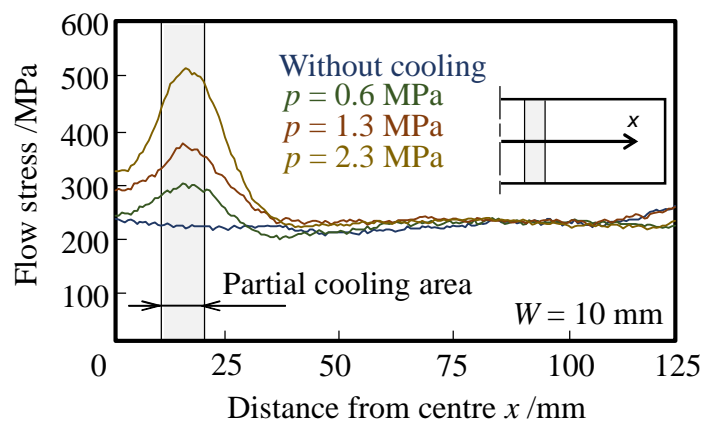


Fig. 2.13. Flow stress distributions just before bending for different cooling pressures for $W = 10$ mm.

成形性は絞り深さ $s = 23 \text{ mm}$ における板厚の減少量で評価した。搬送中局部冷却が成形後の板厚に及ぼす影響を Fig. 2.14 に示す。局部冷却なしでは中心から 13 mm の部分で板厚減少が発生したが、冷却圧力 p の増加に伴い板厚減少が抑制された。

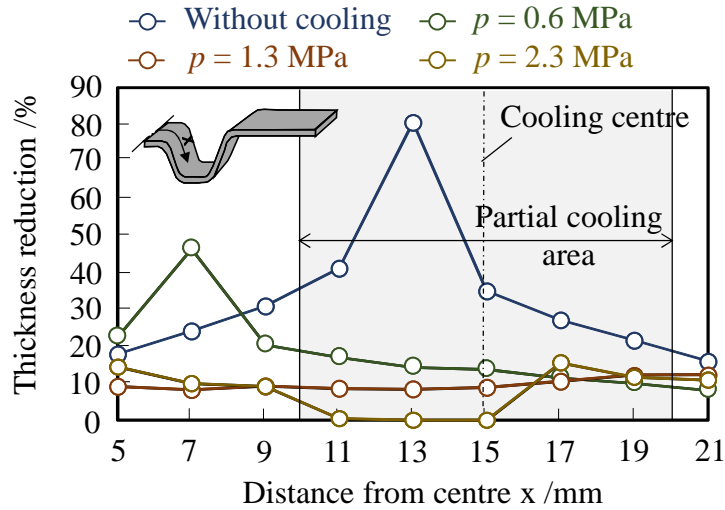


Fig. 2.14. Thickness reduction of W-bent sheets for different cooling pressures for $s = 23 \text{ mm}$ and $W = 10 \text{ mm}$.

$W = 10 \text{ mm}$ における冷却圧力 p が成形限界に及ぼす影響を Fig. 2.15 に示す。冷却圧力が大きくなるに従って成形限界が増加する。 $p = 0.6 \text{ MPa}$ では冷却圧力が小さく成形限界はほとんど増加しなかったが、 2.3 MPa では 26.1% 改善された。

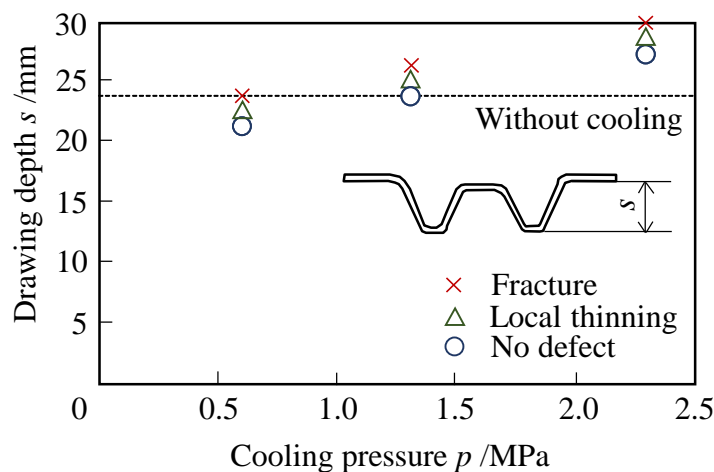


Fig. 2.15. Effect of cooling pressure on forming limit for $W = 10 \text{ mm}$.

2.6.2. 接触幅が成形限界に及ぼす影響

局部冷却治具の接触幅を $W = 10, 15, 20 \text{ mm}$ に変更し、接触幅が成形限界に及ぼす影響を調査した。冷却部の中心は局部冷却なしで成形したときの板厚減少部に近い鋼板の中心から 15 mm とした。

搬送中局部冷却ありとなしにおける成形直前の鋼板の温度分布を Fig. 2.16 に示す。接触幅が最も小さい $W = 10 \text{ mm}$ で最大の温度低下が得られた。

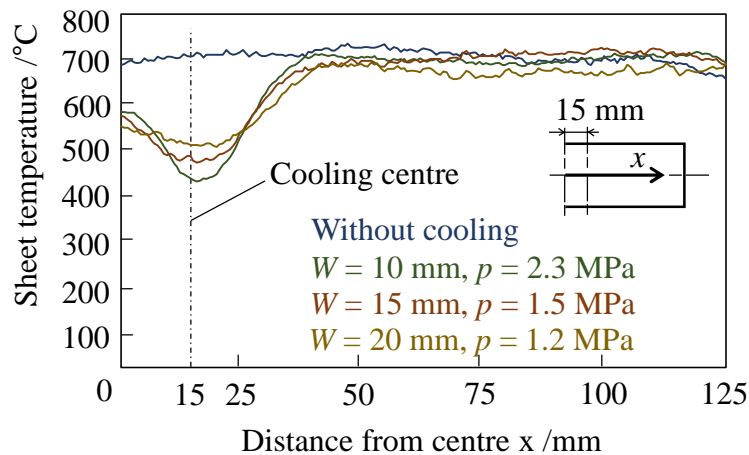


Fig. 2.16. Temperature distributions just before bending for different contacting widths.

搬送中局部冷却ありとなしにおける成形直前の鋼板の変形抵抗の分布を Fig. 2.17 に示す。接触幅を大きくしても変形抵抗はあまり増加せず、冷却圧力の影響の方が大きい。

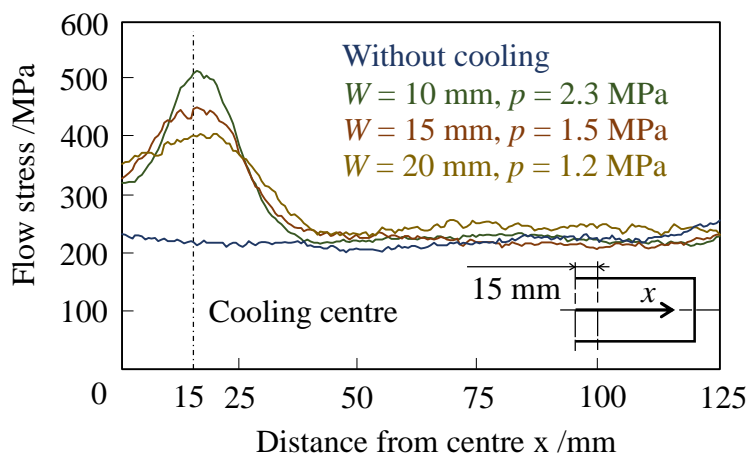


Fig. 2.17. Flow stress distributions just before bending for different contacting widths.

絞り深さ $s = 23 \text{ mm}$ における局部冷却治具の接触幅 W が成形後の板厚に及ぼす影響を Fig. 2.18 に示す。 W が小さくなると変形抵抗が大きくなり板厚減少が抑制された。

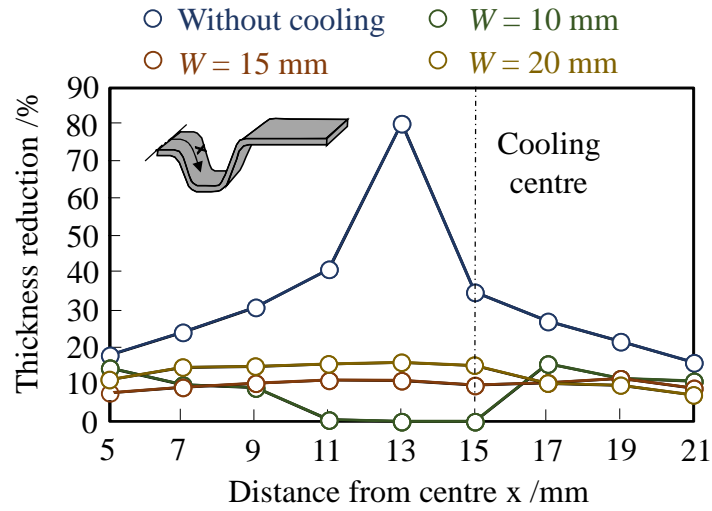


Fig. 2.18. Thickness reduction of W-bent sheets for different contacting widths for $s = 23 \text{ mm}$.

接触幅 W が成形限界に及ぼす影響を Fig. 2.19 に示す。成形限界は $W = 10 \text{ mm}$ が最も高くなった。

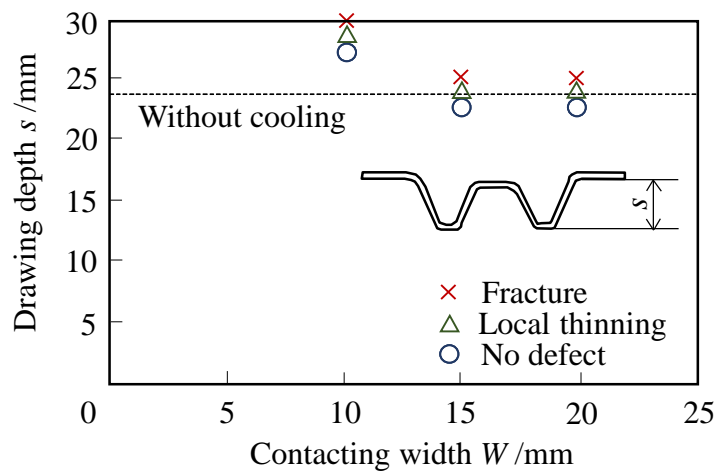


Fig. 2.19. Effect of contacting width on forming limit.

2.7. 結言

加熱炉から金型までの搬送中部分冷却を用いた実験により，以下の結果を得た．

- 1) 成形時に変形が集中する部位に搬送中部分冷却を行うことで，成形性が向上した．
- 2) 伸びフランジ成形において，搬送中端部冷却を用いることで板厚減少率を約 50% から 30% に抑えることができた．
- 3) W 曲げ成形において，鋼板温度を 250 °C 低下させ，変形抵抗を 300 MPa 増加させることによって成形性が 26.1% 向上した．

本成形法では，深い成形品を製造することができる．従来法で成形された成形品と比べて深さを 30% 程度増加でき，断面 2 次モーメントが 70% 程度増加できる．パッチワークを用いた B ピラーに対して本工法を適用することでパッチを廃止し，部品質を 5%，製品コストを 10% 低減することができる．

第3章 各種鋼板の溶接テーラードブランクのホットスタンピング特性

3.1. 緒言

自動車の B ピラーでは、上部が高強度で変形を抑制する一方、下部は延性を大きくして変形させながら衝突エネルギーを吸収させるテーラード特性を持った部材が望まれる。ホットスタンピングでこのような特性を得るために、22MnB5 鋼板を部分的に加熱し、高強度部だけをオーステナイト化させる手法が提案されている[27]。連続炉は部分的に温度を制御しやすく[54]、Ebner[55]は連続炉の温度を 725 °C と 950 °C に分けて強度差を作り出した。加熱にホットプレートを用いて高強度部だけ加熱する方式が提唱されている[56]。しかしながら、加熱によるテーラード特性の付与はめっき合金化のプロセスとの両立が難しい問題がある。均一に加熱した後に鋼板を部分的に空冷し、フェライト変態させてからダイクエンチすることでも高延性が得られる[28]。金型への熱伝達を小さくして急冷を防いで高延性にする手法があり、金型を部分的にヒーターで加熱する[57,58]、金型に溝を付けて鋼板の間に隙間を持たせる[59]、高延性部にセラミックを挿入する[29]などが提案されているが、金型のコストが増加し、生産条件も複雑になる。

非焼入れ鋼板を焼入れ鋼板と溶接で接合させたテーラードブランクが多く使用されている。Munerea ら[33]は非焼入れ鋼板に Ductibor を用いたテーラードブランクから B ピラーを製造し機械的特性を調査しており、従来の加熱炉や金型を用いて板厚も変化できる本手法の利点を示している。専用の非焼入れ鋼板はダイクエンチ後の材料特性が引張強さ約 590 MPa、伸び 15%以上を示す延性に優れた材料であるが、入手しにくく高価である。

本章では高延性部を有する溶接テーラードブランク鋼板に対し、一般的に使用されている専用の非焼入れ鋼板は入手が難しく高価であるため、それを代替する冷間成形用鋼板の焼入れ特性を調査する。高延性部を冷間成形用鋼板に代替した低コストの溶接テーラードブランクを用いたプレス成形法を開発する。

3.2. 各種鋼板の自然冷却における変態特性

ダイクエンチ後の製品の材料特性は、ダイクエンチ直前の組織状態により変化する。このため鋼板を加熱してオーステナイトにした状態から、炉から取り出して自然空冷させたときのフェライト、パーライト変態温度を調査した。焼入れされないで高延性を得るための鋼板として、Ductibor のような一般的に用いられている非焼入れ鋼板と、冷間プレス用鋼板である 270 MPa, 440 MPa 級の熱間圧延鋼板を用いた。また、焼入れされて高強度化する鋼板は Al-Si めっき 22MnB5 鋼板で、鋼板の厚さは全て 1.6 mm であった。各種鋼板の化学成分を Table 3.1 に示す。熱電対を付けた試験部幅 25 mm, 標点間長さ 50 mm の引張試験片を、910 °C, 330 s で電気炉によって加熱しオーステナイトに変態させた後、炉から取り出し常温大気中で自然冷却した。

Table 3.1. Chemical composition of steel sheets used for experiment.

Steel		Chemical composition / wt%			
		C	Mn	B	Si
High ductility	Non-hardened steel	0.064	0.75	0.0003	0.191
	270 MPa	0.05	0.22	—	0.01
	440 MPa	0.17	0.68	—	0.01
High strength	22MnB5	0.21	1.22	0.003	0.26

4 種類の鋼板を自然冷却した冷却曲線を Fig. 3.1 に示す。ホットスタンピングでは、金型に搬送されるまでは自然冷却になって冷却速度が遅く、この状態でフェライト変態するとその後急冷してもマルテンサイトにはならないで延性が向上する。変態を生じると発熱して温度低下が小さくなるため、この点を変態点とした。270 MPa, 非焼入れ鋼板, 440 MPa, 22MnB5 の順で変態温度が低下しており、それぞれ 810, 760, 660, 610 °C であった。テーラードブランクでは 22MnB5 鋼板を高強度にするため、610 °C が成形における下限温度である。

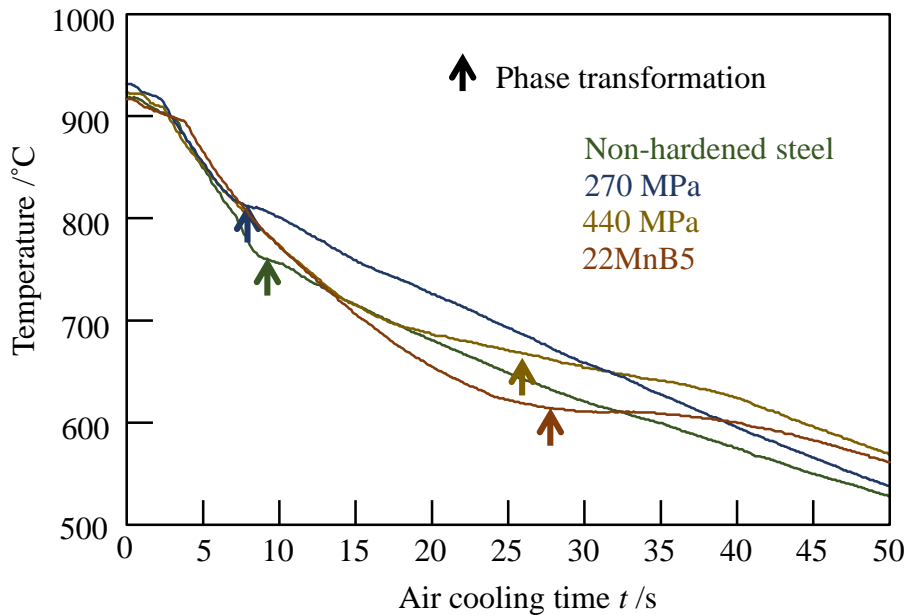


Fig. 3.1. Phase transformations of steel sheets during air cooling.

3.3. ダイクエンチ開始温度が材料特性に及ぼす影響

Fig. 3.1 の自然冷却の途中で平坦な金型によって 20 s 間挟み込んでダイクエンチを行い、その後室温で引張試験を行って機械的特性を調査した。ダイクエンチ開始温度は 550 °C から 850 °C まで 50 °C ごとに変化させた。

各種鋼板におけるダイクエンチ開始温度が引張強さに及ぼす影響を Fig. 3.2 に示す。ここで、 T_q はダイクエンチ開始温度であり、各種鋼板の変態点は矢印で示した。22MnB5 鋼板は 650 °C、440 MPa 鋼板は 700 °C でそれぞれ高強度になって焼入れされ、変態点の前後で引張強さが変化した。270 MPa、非焼入れ鋼板はいずれの温度でも引張強さが低く、マルテンサイト変態は生じていない。

各種鋼板におけるダイクエンチ開始温度が伸びに及ぼす影響を Fig. 3.3 に示す。高温からダイクエンチを行うと高強度な組織に変化するが、270 MPa および非焼入れ鋼板は高温においても大きな伸びを示している。ただし、非焼入れ鋼板は 850 °C の高温において伸びが低下した。

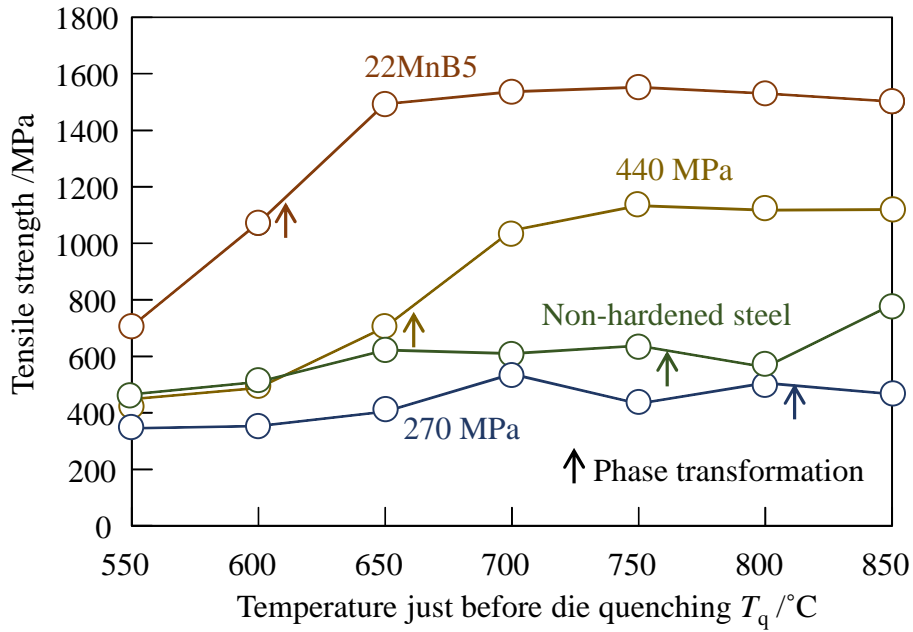


Fig. 3.2. Effect of die quenching temperature on tensile strength.

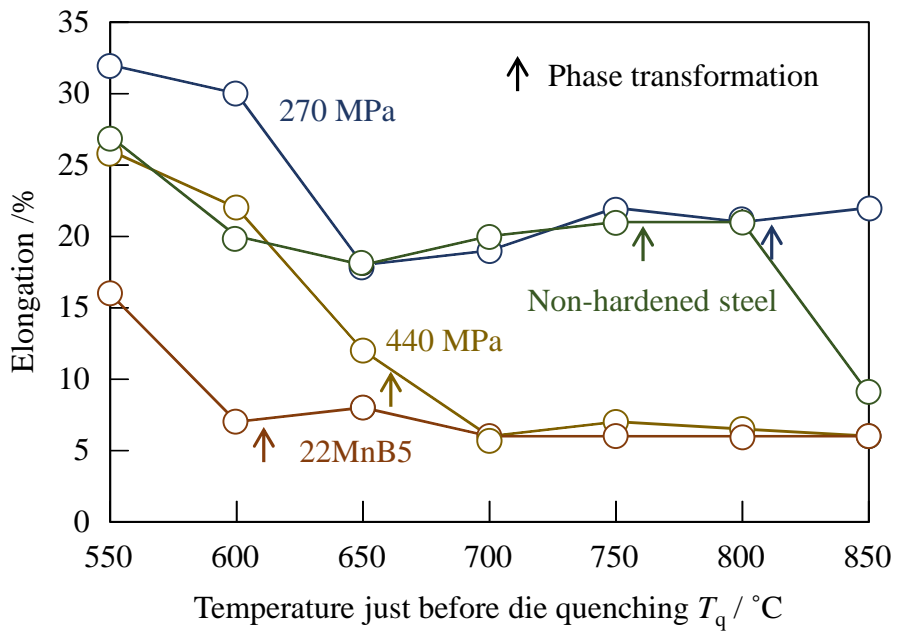


Fig. 3.3. Effect of die quenching temperature on elongation.

各種鋼板における自然空冷時の変態前と後でダイクエンチした微視的組織を Fig. 3.4 に示す。440 MPa, 22MnB5 鋼板は変態前でダイクエンチするとマルテンサイト組織が観察されるが, 270 MPa, 非焼入れ鋼板はいずれの温度でもフェライト組織が観察され延性が高かつ

た. 変態後までダイクエンチ温度が低下すると, 440 MPa, 22MnB5 鋼板はフェライト, パーライト組織になった.

20 μm
└──┘

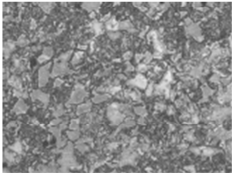
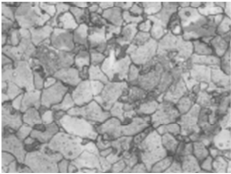
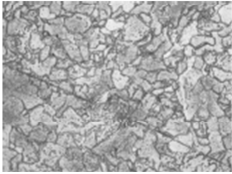
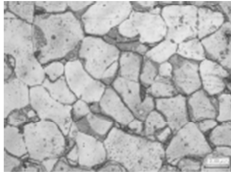
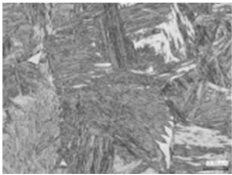
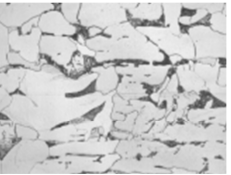
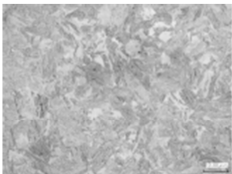
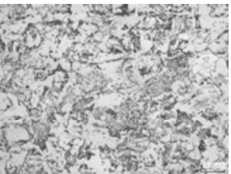
	Before transformation	After transformation
Non-hardened steel	 $T_q = 850\text{ °C}$	 $T_q = 700\text{ °C}$
270 MPa	 $T_q = 850\text{ °C}$	 $T_q = 700\text{ °C}$
440 MPa	 $T_q = 750\text{ °C}$	 $T_q = 600\text{ °C}$
22MnB5	 $T_q = 700\text{ °C}$	 $T_q = 550\text{ °C}$

Fig. 3.4. Microstructures of die-quenched steel sheets before and after transformation during air cooling.

各種鋼板を用いた溶接テーラード部材のダイクエンチ直前の組織が、引張強さと伸びに及ぼす影響を Table 3.2, 3.3 にそれぞれ示す。テーラードされた部材はそれぞれの鋼板が同じ温度まで加熱された後、同一の空冷時間を経てダイクエンチされるため、必要な材料特性を得るためにその直前の組織の把握が重要である。22MnB5 鋼板は高強度にするためオーステナイト域でのダイクエンチが必要であり、高延性部の 440 MPa 鋼板はフェライトからダイクエンチする必要がある。一方で、270 MPa と非焼入れ鋼板はどちらの組織でも高延性が得られる。22MnB5 鋼板は高い C, Mn の含有量が焼入れ性を向上させ、フェライト発現までの時間が他の鋼板よりも遅れるためにテーラード特性が得やすくなる。

Table 3.2. Effect of microstructures just before die quenching on tensile strength.

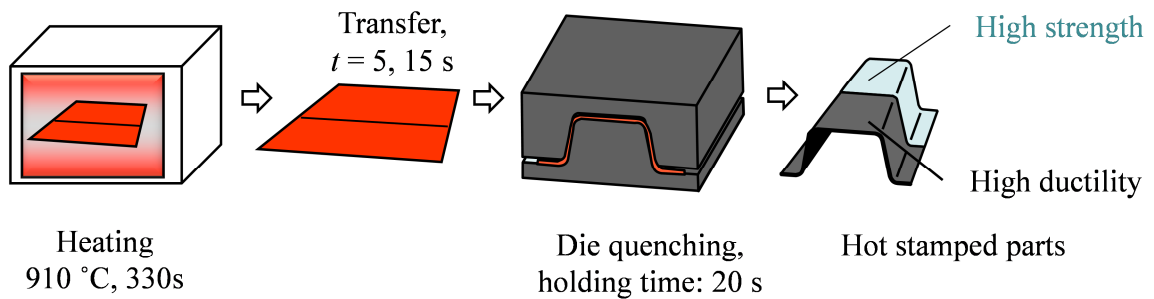
Microstructure just before die quenching	Tensile strength /MPa			
	22MnB5	440 MPa	270 MPa	Non-hardened steel
Austenite	High = 1500	Middle < 1000	Low < 600	Low < 600
Ferrite	Low < 600	Low < 600	Low < 600	Low < 600

Table 3.3. Effect of microstructures just before die quenching on elongation.

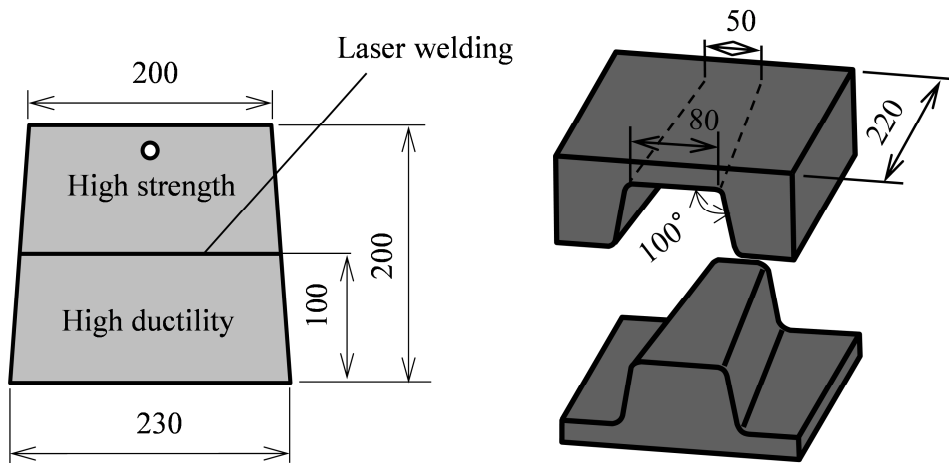
Microstructure just before die quenching	Elongation /%			
	22MnB5	440 MPa	270 MPa	Non-hardened steel
Austenite	Low < 10	Low < 10	High > 20	High > 20
Ferrite	Middle < 15	High > 20	High > 20	High > 20

3.4. 各種鋼板の溶接テーラードブランクのホットスタンピング条件

22MnB5 鋼板と非焼入れ鋼板, 270 MPa, 440 MPa 鋼板の 3 種類の鋼板をレーザー溶接したブランクをホットスタンピングした. 実験方法および条件を Fig. 3.5 に示す. 鋼板の板厚は全て 1.6 mm であった. 溶接テーラードブランクを 910 °C, 330 s で加熱し, 搬送時間 $t = 5, 15$ s で空冷させてハット曲げ試験を行った. 量産で行われているホットスタンピングは, 一般的に炉から取り出して 5~15 s 程度の搬送時間で生産されている. 下死点は十分な冷却を行うため保持時間を 20 s とした. ハット曲げ成形品はレーザー溶接からの割れは生じなかった.



(a) Procedure for hot stamping using tailor-welded blank



(b) Tailor-welded blank

(c) Dies

Fig. 3.5. Schematic of hot stamping using tailor-welded blanks.

溶接テーラードブランクにおける3種類の高延性鋼板の冷却曲線を Fig. 3.6 に示す。 $t = 5$ s では全ての鋼板が変態前にダイクエンチされたが、15 s では 270 MPa、非焼入れ鋼板は変態後にダイクエンチされる。

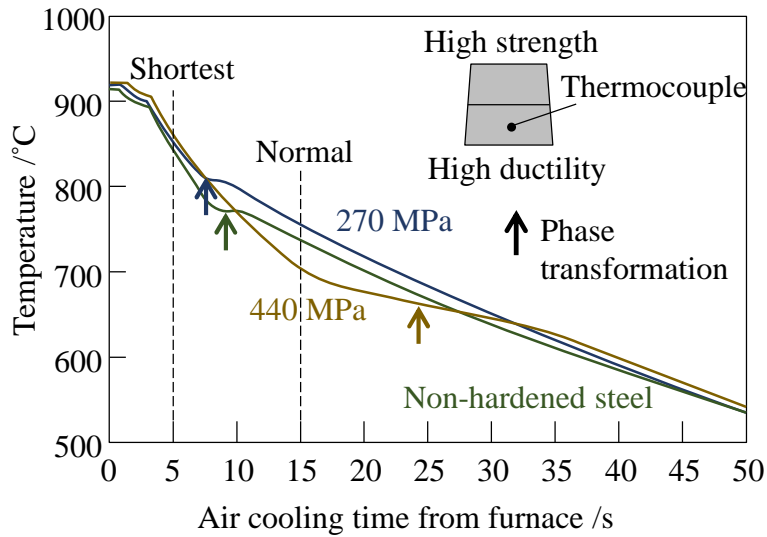


Fig. 3.6. Air cooling curves of high ductility steel sheets for tailor-welded blanks.

3.5. 溶接テーラードブランクのホットスタンピング結果

空冷時間 $t = 5, 15$ s における成形品中央の長手方向のビッカース硬さ分布を Fig. 3.7 に示す。高強度部の 22MnB5 鋼板はいずれの空冷時間でも約 500 HV と十分焼入れされている。

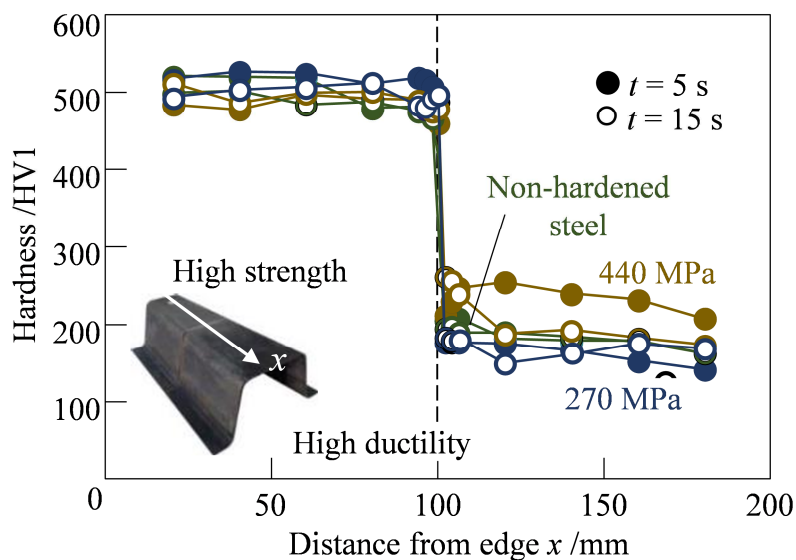


Fig. 3.7. Hardness distributions in bent sheets for $t = 5, 15$ s.

高延性部の硬さは $t = 15$ s において全ての鋼板で 200 HV 以下の硬さになっているが, $t = 5$ s において 440 MPa 鋼板が変態前にダイクエンチされるため硬さが大きかった. 440 MPa 鋼板のフェライト変態を待ってダイクエンチすると 22MnB5 が高強度にならない可能性がある.

空冷時間 $t = 5, 15$ s における成形品底部の伸びを Fig. 3.8 に示す. 高強度, 高延性部からテストピースを切り出して評価した. 高延性部において 270 MPa 鋼板は非焼入れ鋼板とほぼ同等の延性を示したが, 440 MPa 鋼板は延性が低い.

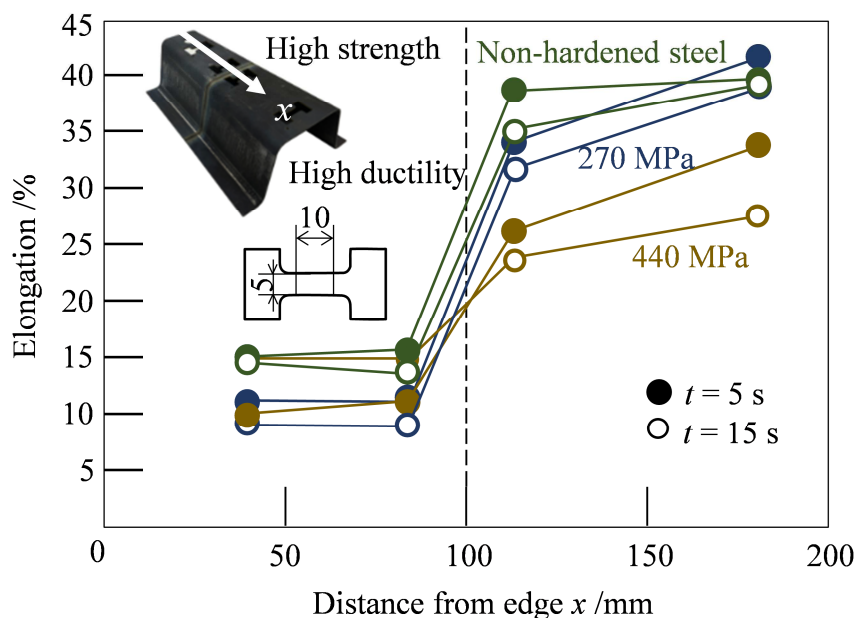


Fig. 3.8. Elongation distributions in bent sheets for $t = 5, 15$ s.

$t = 5, 15$ s における成形品の微視的組織を Fig. 3.9, 3.10 にそれぞれ示す. 高強度部については全てマルテンサイトが生成されており, 十分な硬さが得られている. 高延性部は 440 MPa 鋼板は $t = 15$ s でもマルテンサイトが一部に残存しており硬さが高かったが, 270 MPa, 非焼入れ鋼板については $t = 5, 15$ s のどちらの空冷時間でもマルテンサイトの生成がなく高い延性を示している. 非焼入れ鋼板は $t = 5$ s のとき組織が微細化した.

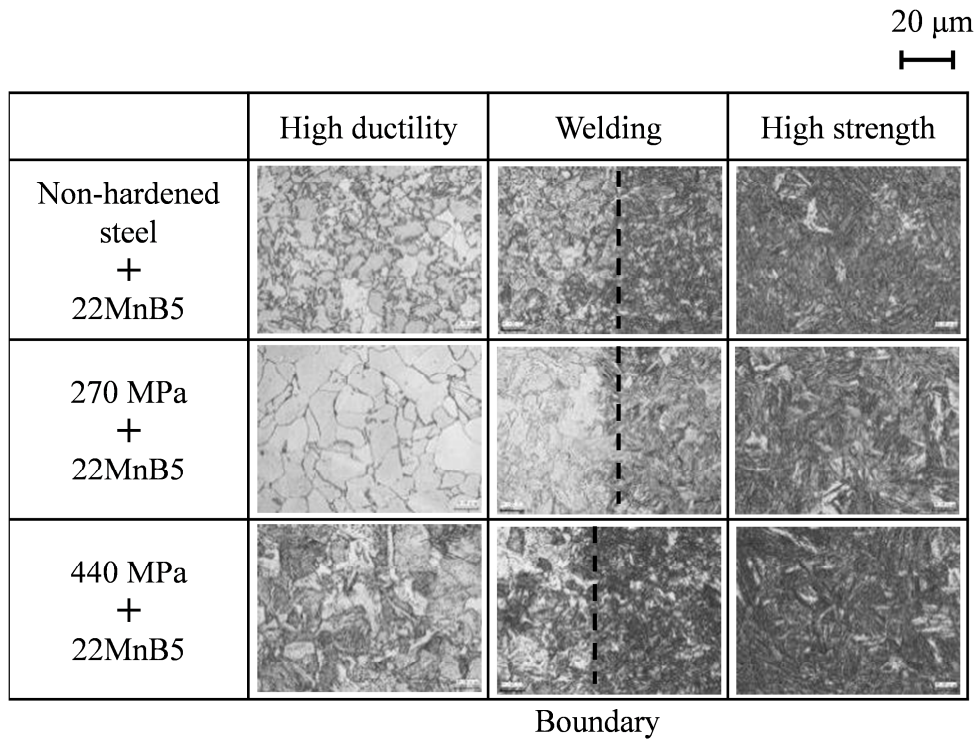


Fig. 3.9. Microstructures of bent sheets using tailor-welded blank for $t = 5$ s.

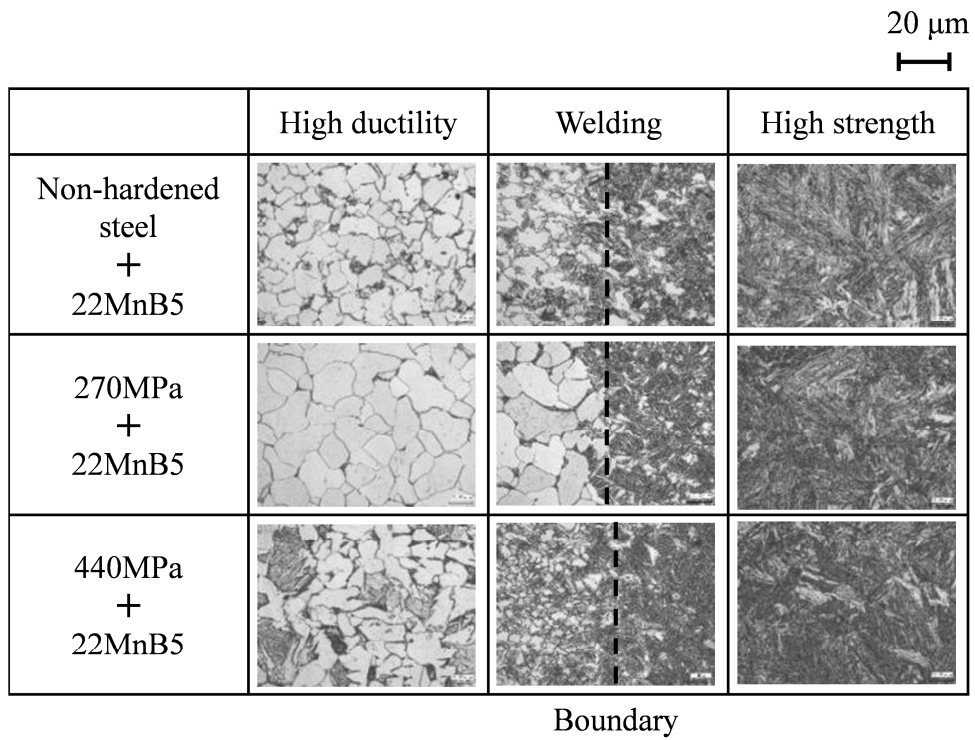


Fig. 3.10. Microstructures of bent sheets using tailor-welded blank for $t = 15$ s.

3.6. 結言

テーラードブランクに一般的に使用されている非焼入れ鋼板は高価であるため、それを代替する鋼板の可能性を調査し、以下の結果を得た。

- 1) 270 MPa 鋼板は一般的に使用されている非焼入れ鋼板とほとんど同じ特性を示しており、非焼き入れ鋼板の代替になる。
- 2) 440 MPa 鋼板はフェライト変態の前後で材料特性が変化し、22MnB5 鋼板が十分に硬くなる空冷時間では延性が低い。
- 3) 22MnB5 鋼板では、焼入れ性が高くフェライトの発現が遅れるため、空冷時間を調整することでテーラード特性が得られる。

非焼入れ鋼板の代替として 270 MPa 鋼板を用いることで材料コストが低減でき、さらに入手が容易になることで自社における溶接テーラードブランクの製造が可能となることから、約 5%の部品コスト低減が可能となる。また、高温でダイクエンチすると 270 MPa 鋼板は非焼入れ鋼板よりも優れた伸びを示していたため、高延性が必要な部位に 270 MPa 鋼板を用いたパッチを使用することによって、さらに伸びが大きく衝突時に分断しにくい B ピラーなどが製造できる可能性がある。

第4章 パッチワーク部材の同時接合ホットスタンピング

4.1. 緒言

部材強度を部分的に大きくしたい場合、パッチワークブランクを用いたホットスタンピングが有効である。ブランクの状態では母板にパッチをあらかじめスポット溶接することで、補強用の金型が不要で溶接部の軟化もなく効率的な高強度部材が製造できる。しかしながら、部分的に熱容量が異なるブランクを用いるため、均一な加熱が難しくなる。アルミめっきは適切に加熱されることで溶接に適した5層の合金になる[60,61]が、部分的に板厚が異なるパッチワークブランクでは合金化がばらつきやすい。また、母材とパッチが接合された状態で成形されるために成形時に双方の板が干渉して割れやしわが発生しやすくなる[62,63]。スポット溶接の位置と数は成形性と部材強度に大きな影響を与えるため[64]、設計時には詳細な検討が必要である。これらは主に母板とパッチの板厚に依存し、特に母板よりもパッチの板厚が大きくなると製造が難しくなるため、設定できる板厚に制限があり、軽量化の妨げとなっている。

本章では、加熱前に母板とパッチを接合することで板厚が制限されるパッチワークブランクのホットスタンピングに対し、板厚制限のない軽量、低コストのパッチワーク部材の製造のため、加熱後に型内で機械接合する新たなパッチワークのホットスタンピング工法を開発する。

4.2 パッチワーク部材の同時接合法

現在用いられているスポット溶接を用いたパッチワークホットスタンピングの問題点を Fig. 4.1 に示す。パッチを溶接した部分は厚くなり温度が上昇しにくく、ブランクの温度にばらつきが生じるため、Al-Siめっき鋼板ではブランク全体を適切に合金化させることは難しい。また、スポット溶接により成形時の材料の動きに制約が生じ、溶接周辺に局所的な板厚減少が起きやすい。開発したパッチワーク部材の同時接合法を Fig. 4.2 に示す。パッチと

母板を重ねないで加熱することにより鋼板温度を均一にする。その後、型内で重ねて成形と接合を同時に行うことで合金を均一にしながら成形性の向上を図る。

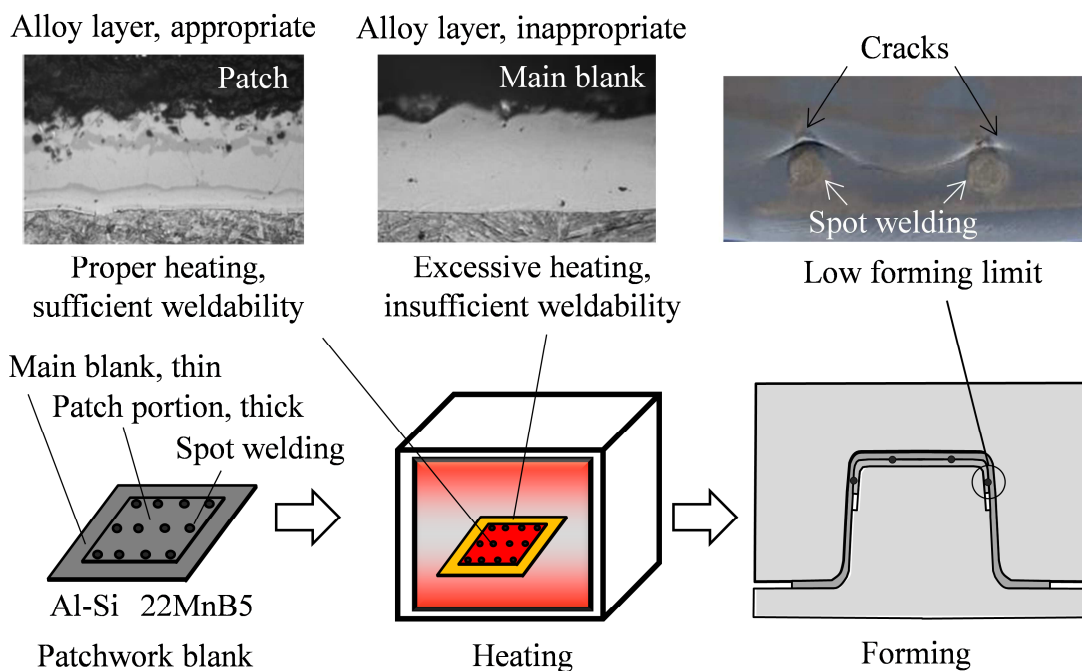


Fig. 4.1. Conventional hot stamping process of patchwork blank.

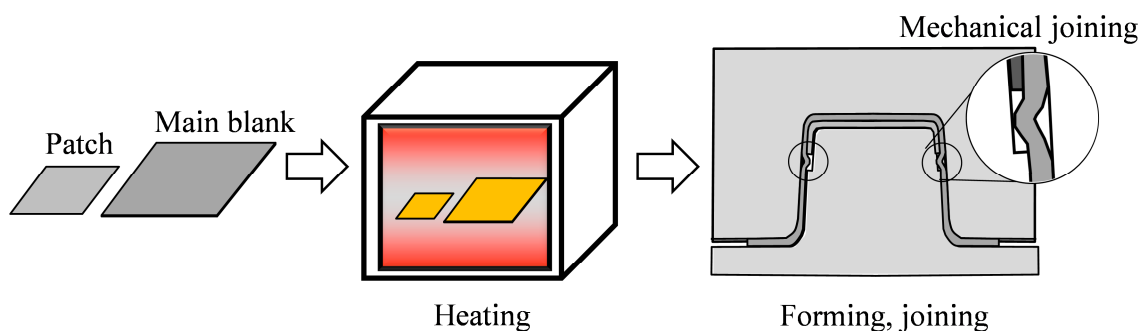


Fig. 4.2. Joining process by forming of patch and main blanks.

パッチと母板を重ねて成形したときの接合メカニズムを Fig. 4.3 に示す。パッチ端部では板厚差があるためにダイスに段差が付けられているが、パッチ端部との間にある程度の距離があり、この空隙に母板を入り込ませることによって機械的に接合する。本方法では、パッチ端部が接合しているだけであり、接合強度が十分でない場合はレーザー溶接で補強する。

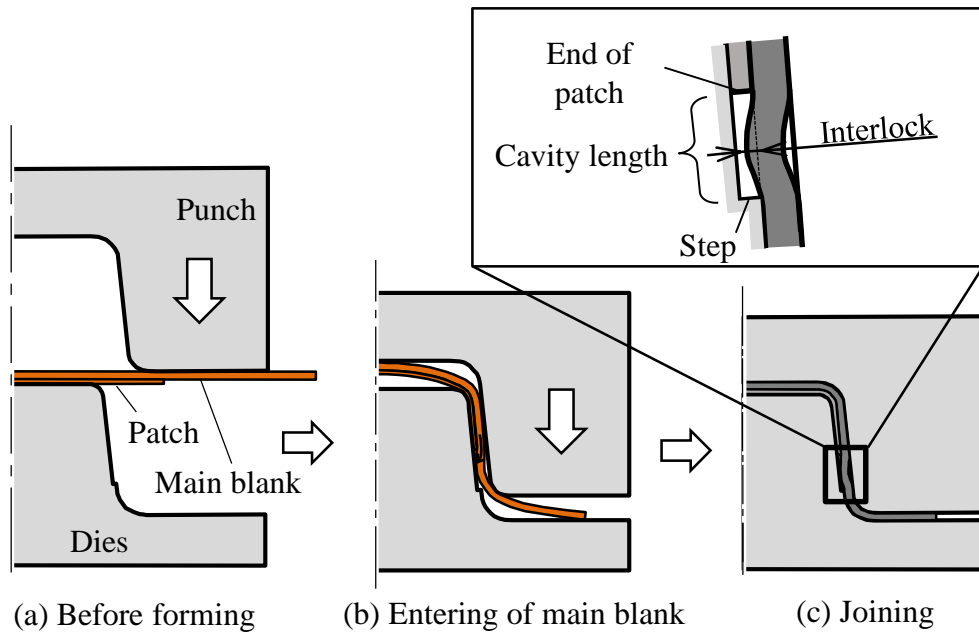


Fig. 4.3. Procedure for mechanical joining process.

4.3. パッチワーク部材の同時接合結果

4.3.1 計算によるパッチワーク部材の同時接合結果

パッチワークの同時接合を有限要素法ソフト LS-DYNA を用いて評価した。解析に用いた母板、パッチおよび金型寸法を Fig. 4.4 に示す。母板は板厚 2.3 mm、長さ 180 mm、パッチは板厚 1.2 mm、長さ 90 mm、ダイス角度は $\theta = 90, 96, 114^\circ$ であり、ダイス底部からの段の距離 x を変化させてシミュレーションを行った。シミュレーションでは、温度分布の影響を無視して母板とパッチの変形挙動を計算した。変形は平面ひずみを仮定して四角形のシェル要素を用いて断面を要素分割し、母板とパッチを弾塑性体、金型を剛体とした。母板とパッチのメッシュサイズは板厚方向に 5 分割の大きさとし、金型は 1 mm であった。成形時の温度である 700°C 付近の変形抵抗を $\sigma = 350 \varepsilon^{0.2} \text{MPa}$ と仮定し、成形後の空隙距離 l 、母板の入り込み量をインターロック量 δ とそれぞれ定義した。

同時接合中のパンチストロークがインターロック量 δ に及ぼす影響を Fig. 4.5 に示す。段の距離 x が小さいほど空隙距離が大きくなり、インターロック量が増加する。成形途中でイ

インターロック量が最大になり、その後下死点に向けては引張りにより減少した。ダイス角度 θ が大きくなると成形中の板の曲げが緩やかになり、インターロック量は減少した。

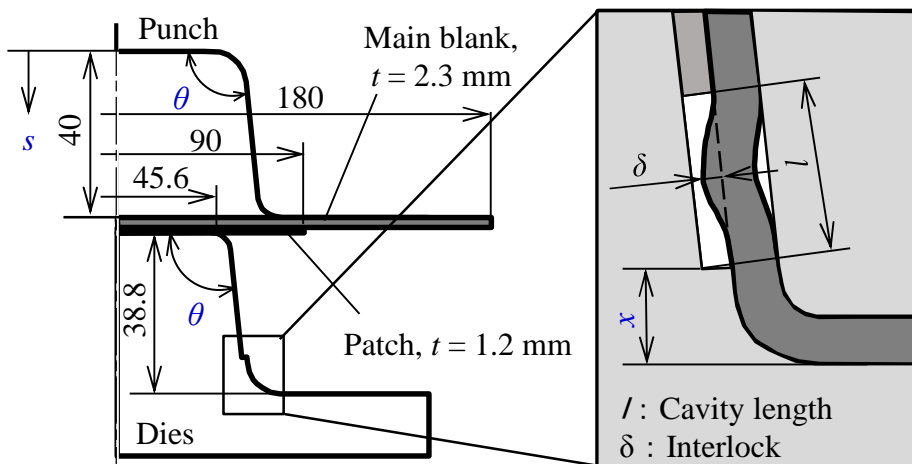
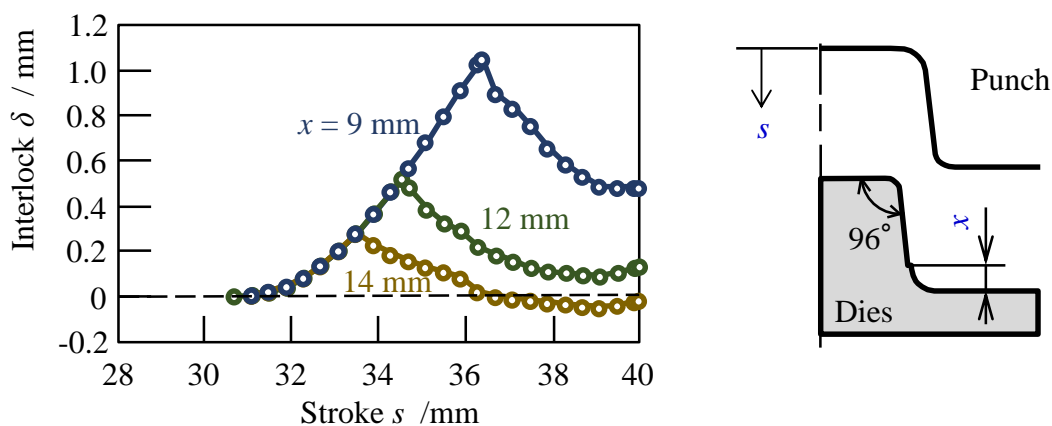
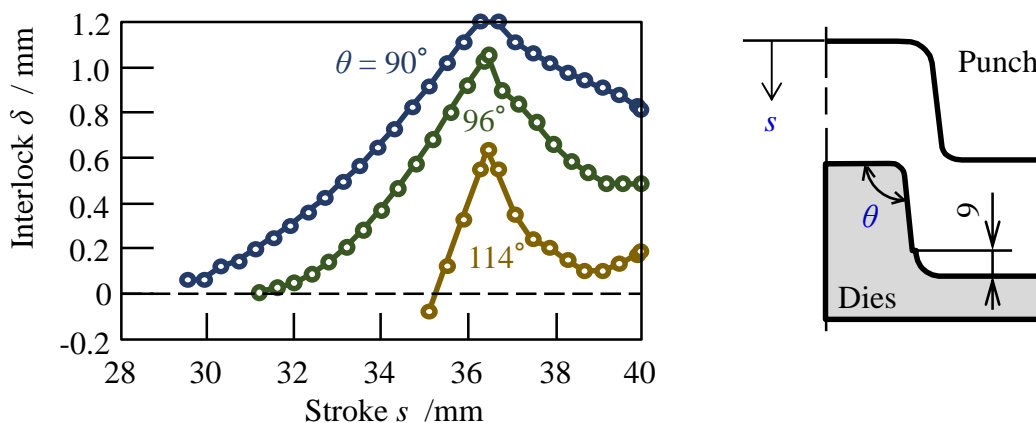


Fig. 4.4. Dimensions of patch, main blanks and dies used for finite element simulation.



(a) Effect of step distance on interlock during forming



(b) Effect of die angle on interlock during forming

Fig. 4.5. Effect of stroke on interlock during forming.

金型形状が成形後の空隙距離 l ，インターロック量 δ に及ぼす影響を Fig. 4.6 に示す。ダイス角度 θ が 96° 一定のとき，段の距離 x が 14 mm まで大きくなると l が 6 mm まで小さくなり， δ はほぼ 0 になった。 x が 9 mm 一定のとき， θ が大きくなると l は増加するが，板の曲げが緩やかになり δ は小さくなった。 θ が直角に近いほど成形中における鋼板の曲率が小さく，より大きなインターロックが得られる。

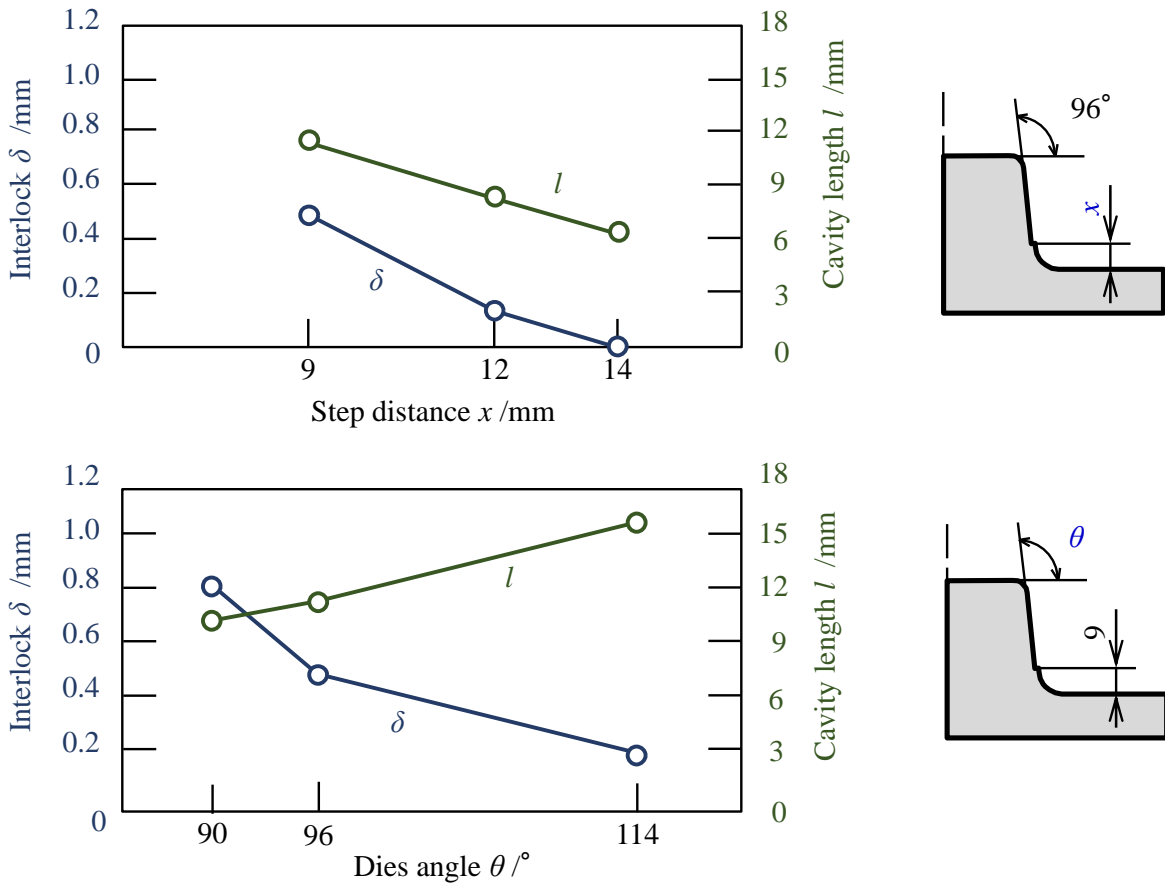


Fig. 4.6. Effect of die shape on interlock and cavity length.

4.3.2 実験によるパッチワーク部材の同時接合結果

パッチワーク部材の同時接合実験方法を Fig. 4.7 に示す。Al-Si めっき 22MnB5 鋼板を使用し，母板は板厚 1.6 mm ，幅 90 mm ，長さ 180 mm ，パッチは板厚 1.0 mm ，幅 90 mm ，長さ L は 67.4 ， 77.4 ， 87.4 ， 91.4 mm に変化させた。ダイスの開き角度 θ は 96° ，段の距離 x は 9 ，

14, 21.3 mm であった。母板およびパッチを 910 °C の加熱炉で 330 s 加熱し, 10 s の下死点保持を行い, 空隙距離 l と段の距離 x がインターロック量に及ぼす影響を調査する。

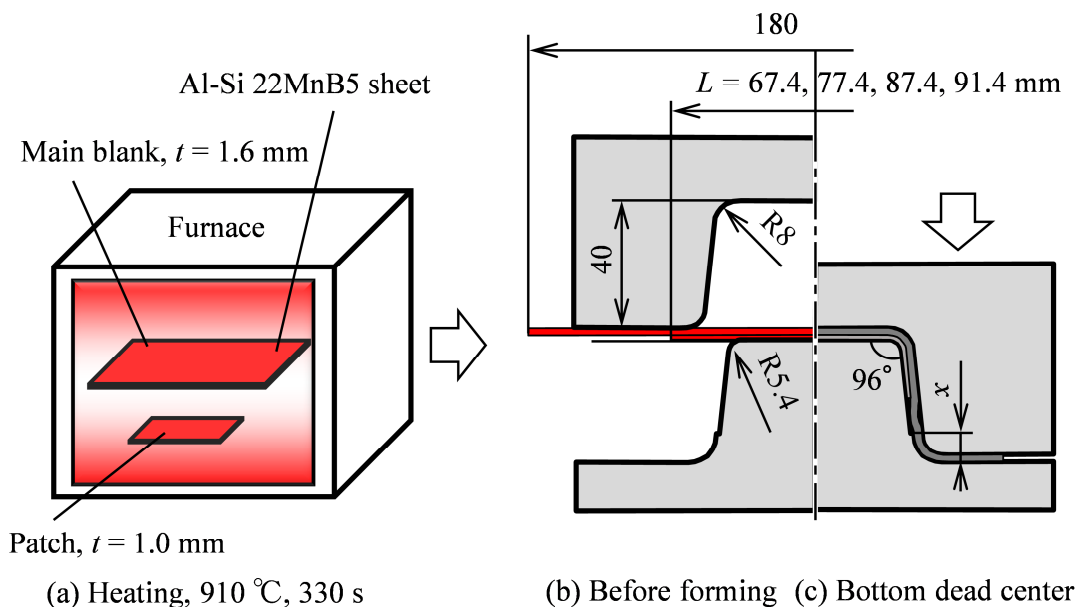


Fig. 4.7. Schematic of experimental equipment in mechanical joining process.

段の距離 $x = 21.3$ mm, パッチ長さ $L = 67.4$ mm におけるパッチワーク部材の同時接合品を Fig. 4.8 に示す。約 0.2 mm のインターロックが形成され, 接合されている。

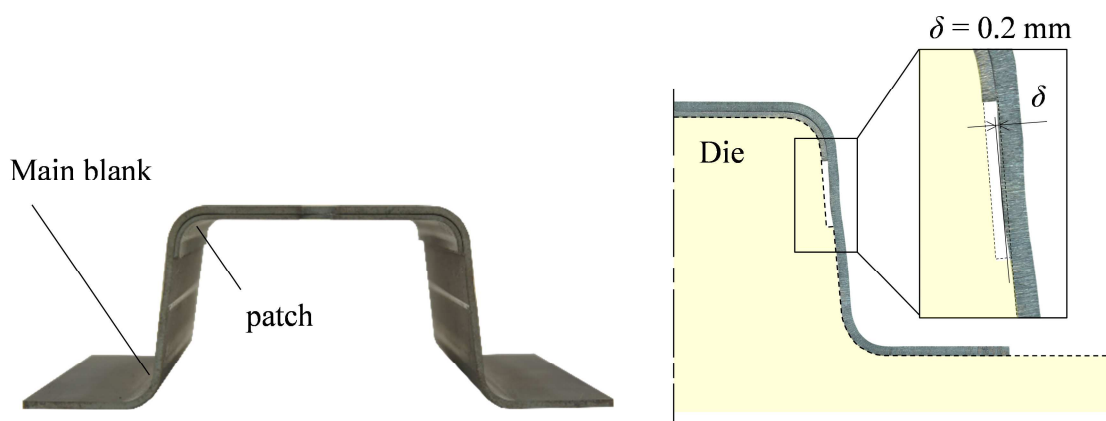


Fig. 4.8. Joined patch to main blank for $x = 21.3$ mm, $L = 67.4$ mm.

パッチ長さ $L = 67.4 \text{ mm}$ におけるダイス底部からの段の距離 x がインターロック量に及ぼす影響を Fig. 4.9 に示す. 空隙距離 l については実験では測定できないため, 計算を用いて評価した. x が大きいほど l が小さくなり, インターロックが減少した.

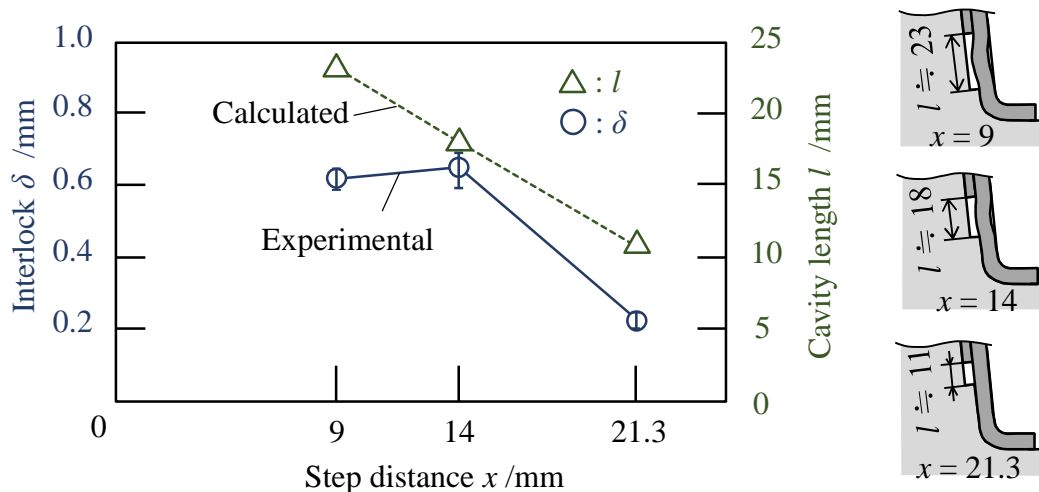


Fig. 4.9. Effect of step distance on interlock and cavity length for $L = 67.4 \text{ mm}$.

パッチ長さ L とダイス底部からの段の距離 x がインターロック量に及ぼす影響を Fig. 4.10 に示す. x が小さく, パッチ長さ L が小さいほど大きなインターロックが得られているが, $x = 9 \text{ mm}$ についてはあまり増加しなかった.

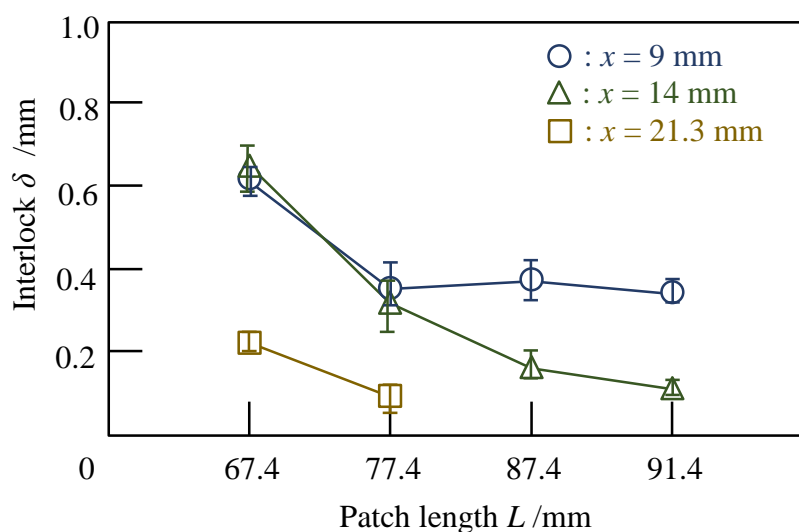


Fig. 4.10. Effect of patch length and step distances on interlock.

接合品の母板における硬さ測定結果を Fig. 4.11 に示す. 接合性を向上させるため空隙距離を大きくすると焼入れが不十分となる可能性がある. 最も焼入れされにくい $x = 9$ mm, $L = 67.4$ mm については空隙部で僅かに硬さが低下しているものの, 400 HV 以上を示しており焼入れ性に問題はない.

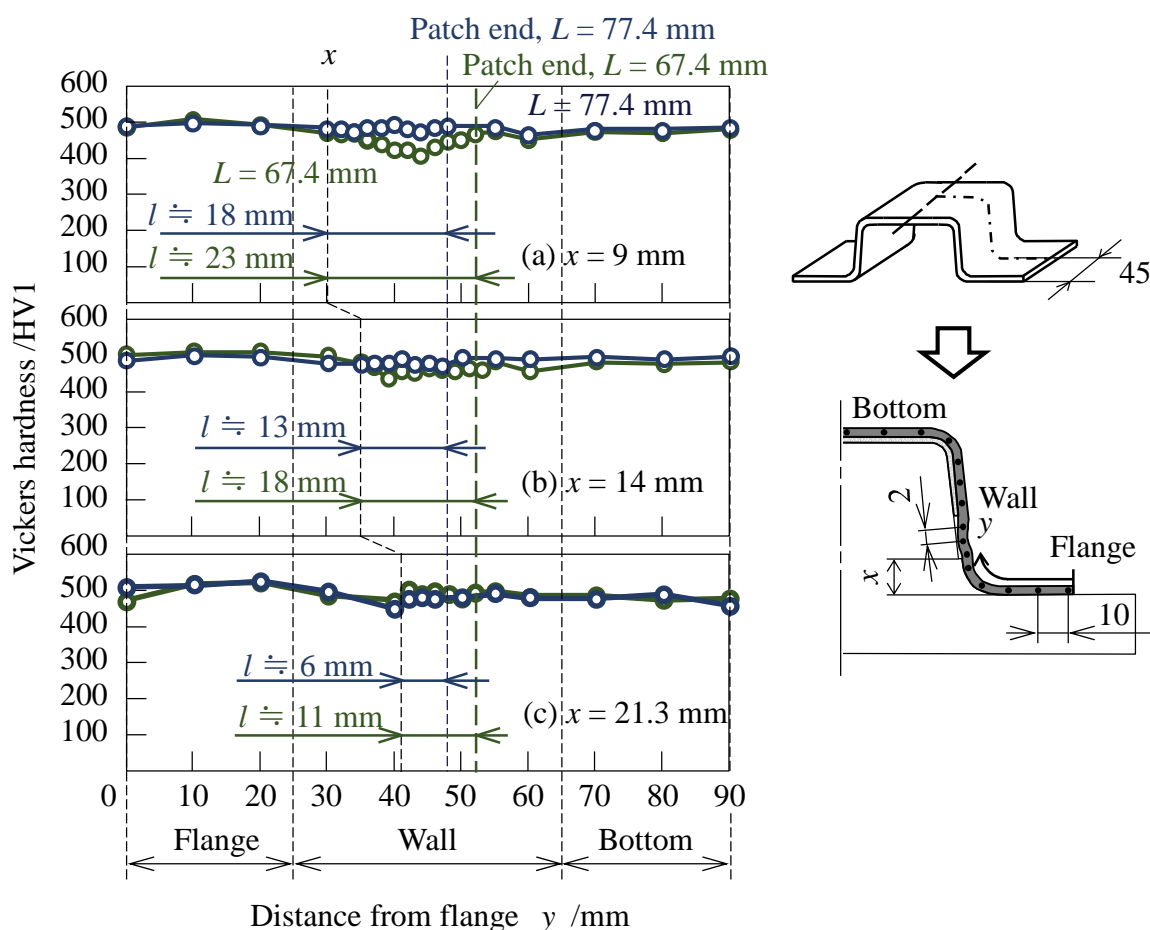


Fig. 4.11. Hardness distributions in main blank for different step distance for $L = 67.4, 77.4$ mm.

4.4. 端部拘束を用いたパッチワーク部材の同時接合法

4.3 章で示した同時接合法により母板とパッチは機械的に接合された. しかしながら下死点付近のフランジ部の成形時に一旦入り込んだ母板が引張られるため, 成形後のインターロックが小さくなる. インターロック量をさらに増加させるため, 端部拘束を用いた同時接合法を考案した. 端部拘束を用いた同時接合法を Fig. 4.12 に示す.

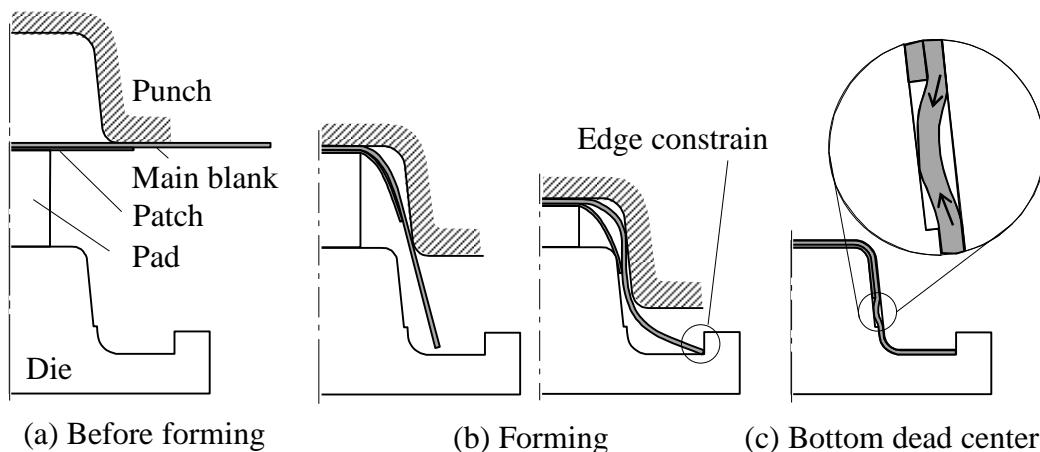


Fig. 4.12. Procedure for mechanical joining process using edge constraint.

端部拘束を用いたパッチワーク部材の同時接合条件を Fig. 4.13 に示す. Al-Si めっき 22MnB5 鋼板を使用し, 母板は板厚 1.6 mm, 幅 90 mm, 長さ $L_1 = 180 \sim 196$ mm であり, 式 (1) で定義する拘束率 C を変化させた. 成形後の母板長さは 180 mm であった. パッチは板厚 1.0 mm, 幅 90 mm, 長さ $L_2 = 70 \sim 100$ mm であり, 空隙距離 $l = 5.1 \sim 20.1$ mm を変化させた. ダイスの開き角度 θ は 96° , 段の距離 x は 10 mm であり, ハット上面にあるパッドは 16 kN 以上の荷重が作用すると降下する. 母板およびパッチを 910°C の加熱炉で 330 s 加熱し, 10 s の下死点保持を行った.

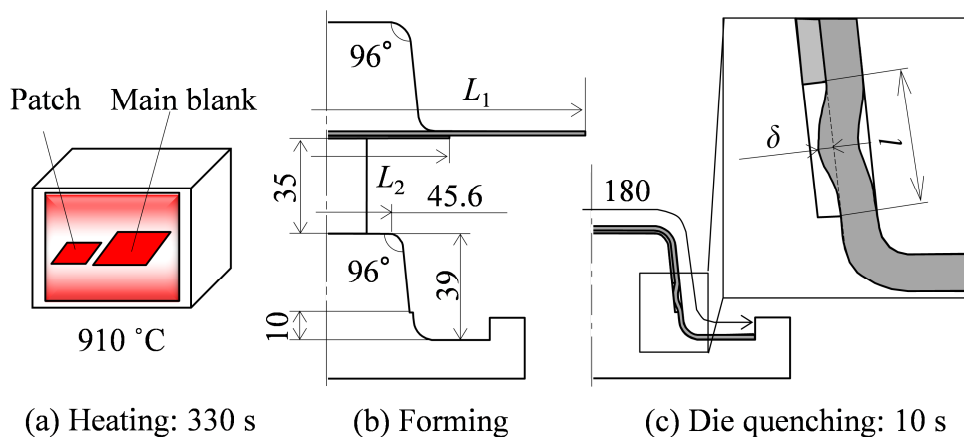


Fig. 4.13. Schematic of experimental equipment using edge constraint.

$$C = \frac{\text{Main blank length before forming} - \text{Main blank length after forming}}{\text{Main blank length after forming}} \quad (1)$$

4.5. 端部拘束を用いたパッチワーク部材の同時接合結果

各空隙距離 l におけるインターロック量 δ と拘束率 C の関係を Fig. 4.14 に示す. パッチ厚さが 1.0 mm のため, 1.0 mm がインターロックの最大量になる. 拘束率が大きいほどインターロック量は向上し, 拘束率を 8.3 % まで増加させることで最も小さい空隙距離 $l = 5.1$ mm でも 1.0 mm のインターロック量を得た. しかし $l = 20.1$ mm では, $\delta = 1.0$ mm であるが曲率が大きく, パッチが接合されず落下した.

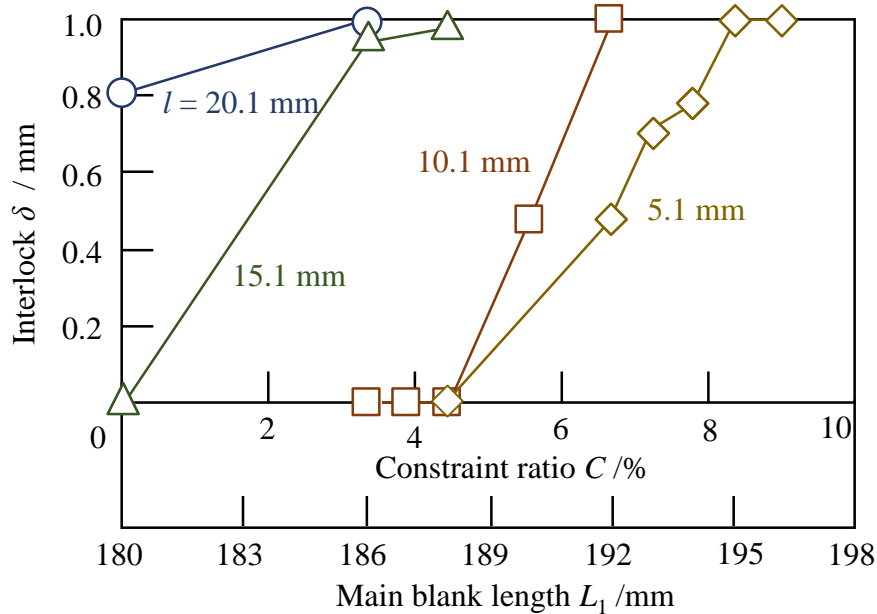


Fig. 4.14. Relationship between interlock and constraint ratio for $\delta = 1.0$ mm.

母板とパッチは両端のインターロックにより接合されているが, 成形品中央部には母板とパッチの間に僅かな隙間が生じている. インターロック量 $\delta = 1.0$ mm の成形品における空隙距離 l が拘束率 C と板間隙間に及ぼす影響を Fig. 4.15 に示す. パッチ長さが小さいと拘束率が小さくても 1.0 mm のインターロックが得られるが, インターロックの曲率が緩く板間隙間が大きくなる. 拘束率を 8.9 % まで増加させると板間隙間は 0.1 mm 以下まで小さくなった.

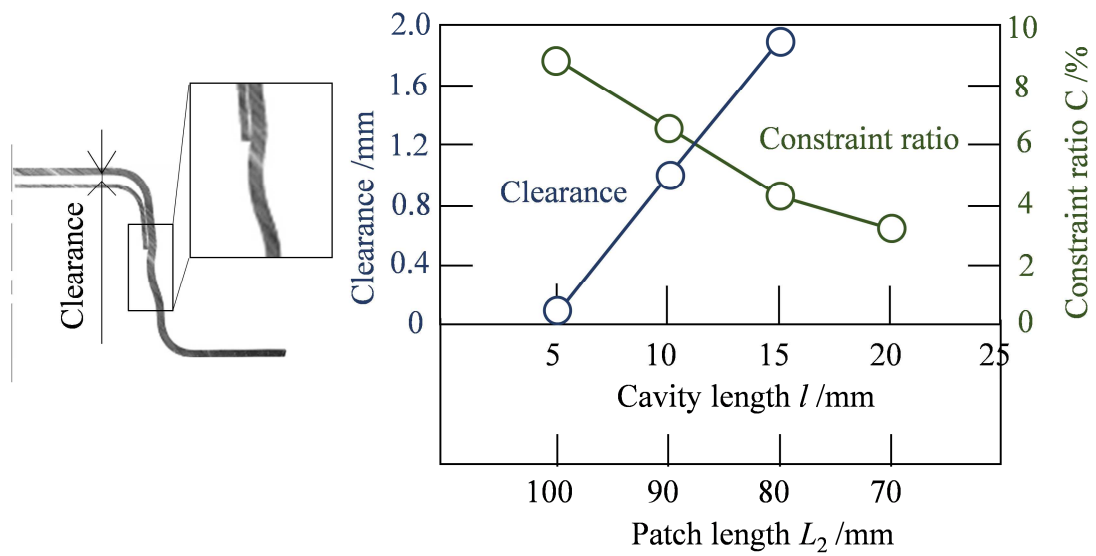


Fig. 4.15. Effect of cavity length on constraint ratio and clearance for $\delta = 1.0$ mm.

空隙距離 $l = 5.1$ mm の成形品における接合強度を、母板側から $\phi 30$ の治具で負荷することで調査した。 $C = 7.8, 8.9\%$ における接合強度を Fig. 4.16 に示す。 $C = 7.8\%$ の成形品では接合強度が 1.3 kN であるのに対し、 $C = 8.9\%$ では 2.5 kN まで向上した。

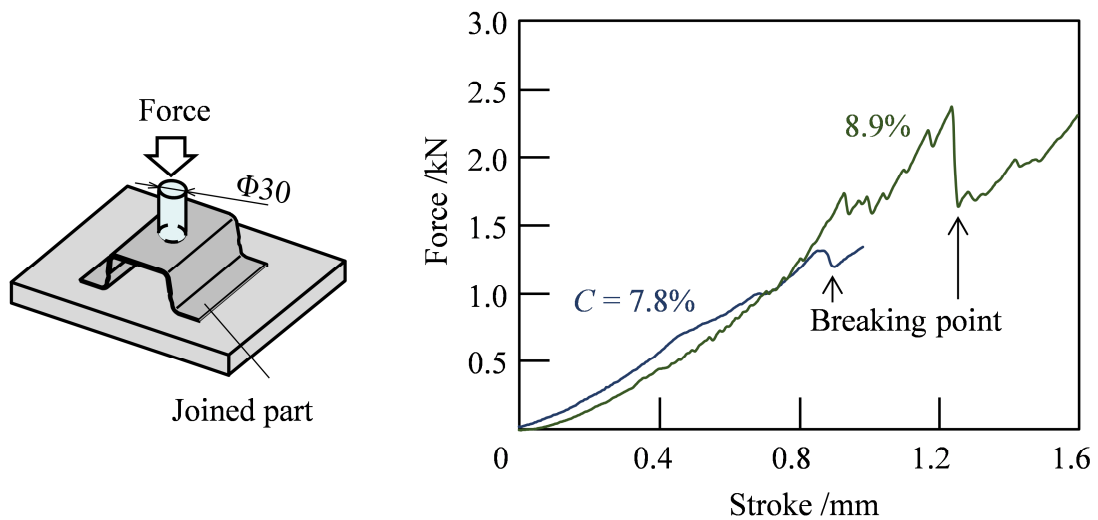


Fig. 4.16. Joining force-stroke curves for $l = 5.1$ mm.

$\delta = 1.0$ mm の成形品における母板の硬さ分布を Fig. 4.17 に示す. インターロックが形成される点 d 付近では空隙があり, 母板と型の接触は十分でなくなるが, 450 HV 以上の硬さが得られており十分に焼入れされている.

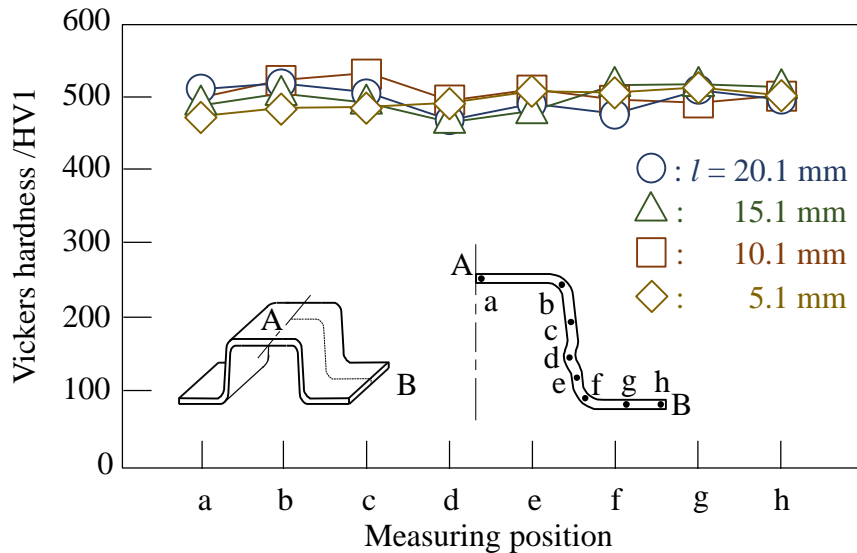


Fig. 4.17. Hardness distributions in main blank for $\delta = 1.0$ mm.

$\delta = 1.0$ mm の成形品における母板の厚さ分布を Fig. 4.18 に示す. $l = 5.1, 10.1$ mm では 6% 以上の高い拘束率が付与されており, インターロックが形成される点 d 付近で厚さが増加している.

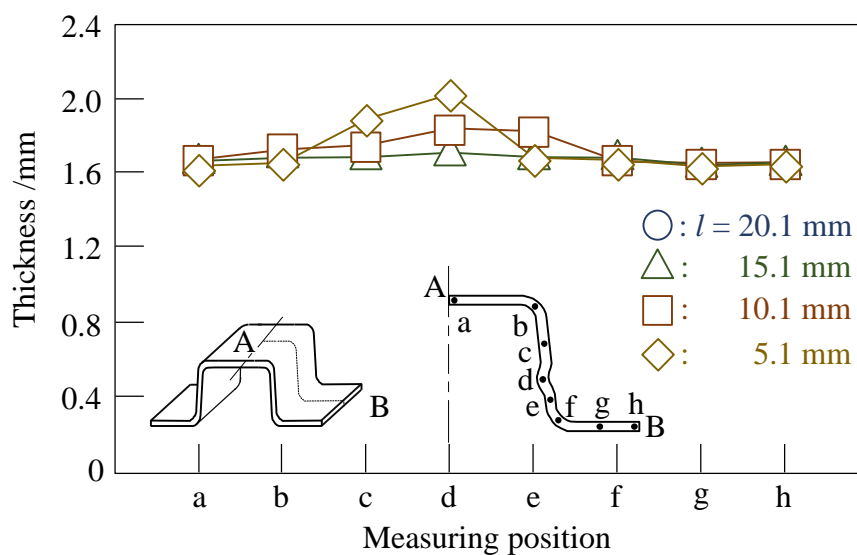


Fig. 4.18. Thickness distributions in main blank for $\delta = 1.0$ mm.

4.6. スロット付きパッチを用いた局部接合

パッチ端部に沿った長いインターロックは、連続的な湾曲形状を作ることになり、荷重を受けた際に座屈する懸念がある。そこで、Fig. 4.19 に示すようにパッチにスロットを付けてそこに局部的に母板を入り込ませる。Fig. 4.13 の金型を用いて拘束率を 7.8 %，パッチ長さ 105 mm，スロット幅 10 mm としてスロット長さ W を変更して接合を行った。

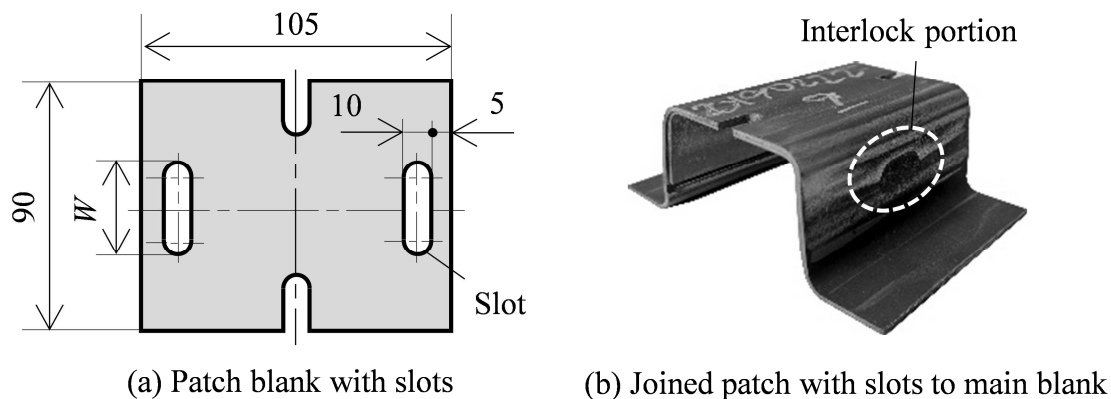


Fig. 4.19. Local joining using patch blank with slots.

各種スロット長さにおける局部接合した成形品のインターロック量の分布を Fig. 4.20 に示す。 $W = 20$ mm 以上で $\delta = 1.0$ mm のインターロックが形成された。

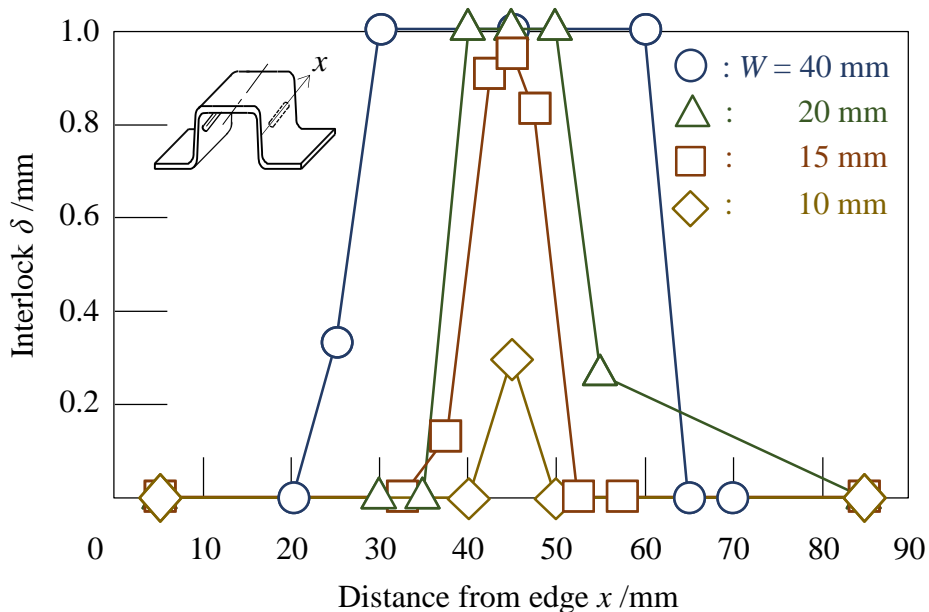


Fig. 4.20. Interlock distributions in main blank around side wall by local joining.

4.7. 結言

母板とパッチを事前にスポット溶接で接合せず、パッチ端部およびスロットにインターロックを形成することによって機械的に接合を行い、以下の結果を得た。

- 1) パッチと母板を重ねて成形し、パッチ端部とダイスの段差の空隙に母板を入り込ませることで機械的に接合できたが、インターロックは小さかった。
- 2) 端部拘束を用いることでインターロック量が増加し、拘束率 8.9%において 2.5 kN の接合荷重が得られ、パッチと母板の板間隙間が 0.1 mm 以下まで小さくなった。
- 3) スロット付きパッチを用いた局所的な接合が可能であり、母板の接合部位を少なくして接合することができた。

本手法では、母板とパッチの板厚差を大きくした設計を行うことが可能になる。部材質量の中で大きな割合を占める母板の板厚を小さくし、パッチの板厚を大きくすることで、溶接によるパッチワークブランクを用いた成形品に対して、同じ部材強度のまま質量を 10%、コストを 5%低減できる。

第5章 ダイクエンチされた鋼板への棒材およびナットの穴抜き接合

5.1. 緒言

ホットスタンピング部材には、後の部品の取り付けのため多くのナットやボルトがプロジェクション抵抗溶接されている。プロジェクション溶接では、ナットやボルトの底部に形成されている突起に電流を集中させて溶融することで鋼板に接合している。Wang ら[65]は、ナットと鋼板のプロジェクション溶接における接合部の静的破壊特性と組織について調査している。Nielsen ら[66]は電流、熱伝達、塑性変形の相互の影響を考慮したプロジェクション溶接の数値シミュレーションを行っている。Tolf ら[67]はナットの押し込み強度に及ぼす溶接電流の影響を調べている。Ringsberg ら[68]はナットの形状、突起の数、板厚がナット近傍の疲労特性に与える影響を調査している。

ダイクエンチされたホットスタンピング部材への抵抗溶接の適用は、高強度とめっきの合金化の影響により軟鋼と比較して難しい。合金化後のアルミめっき鋼板は、亜鉛めっき鋼板よりも電気抵抗が高くなり[41]、亜鉛めっきは合金層の表面に酸化皮膜が生成するため溶接性が低下する[69]。一方、超高強度鋼板ではナットの強度が相対的に低くなり、ナット突起部だけが変形して接合されにくくなる。またプロジェクション溶接では、鋼板に締結するための穴を予めあけておく必要がある。

塑性加工を利用した機械的接合として、板材に棒材やピンなどの軸部品を接合する方法として高速せん断接合法[70]、加熱した厚板を棒材で穴抜いて熱収縮によって接合する植込鍛接法[47]、溝の付いた軸を押し込んで穴と溝を塑性変形させて接合する塑性流動接合法[71]、かしめナット[48]などが提案されている。しかしながらこれらの接合法はアルミニウムや軟鋼などの低強度な厚板を対象としており、高強度でしかも薄板であるホットスタンピング部材への適用は適していない。

本章では、ダイクエンチされたホットスタンピング鋼板に対し、底角部に丸みを付けた棒材およびナットを用いて機械的に穴抜き接合を行い、JIS の溶接規格を満足させるとともに、

基礎的な接合メカニズムを明らかにする。低い溶接性や、レーザーによる穴あけなどのコストが問題となる抵抗溶接を使用しない新たな接合法を開発する。

5.2. ダイクエンチされた鋼板と棒材の穴抜き接合法

ホットスタンピング部材におけるプロジェクション溶接の問題点を解決するために、溶接を用いない機械的な接合法を開発した。鋼板への棒材およびナットの穴抜き接合法を Fig. 5.1 に示す。棒材およびナットの底角部に付けられた小さな丸みまたは面取りにより、棒材の直径よりも僅かに小さな穴をあける。穴に棒材およびナットを押し込むことによって穴表面がしごかれ、穴の弾性回復によって機械的な接合が得られる。本方法ではプロジェクション溶接のように接合前の穴あけが不要である。ダイクエンチされたホットスタンピング部材は非常に高強度であり、工具磨耗や遅れ破壊などの問題を避けるためにレーザー加工によって穴をあけているが、溶接のために多くの穴をあけることはコスト増大と生産性低下に繋がっており、本方法ではそれを改善できる。

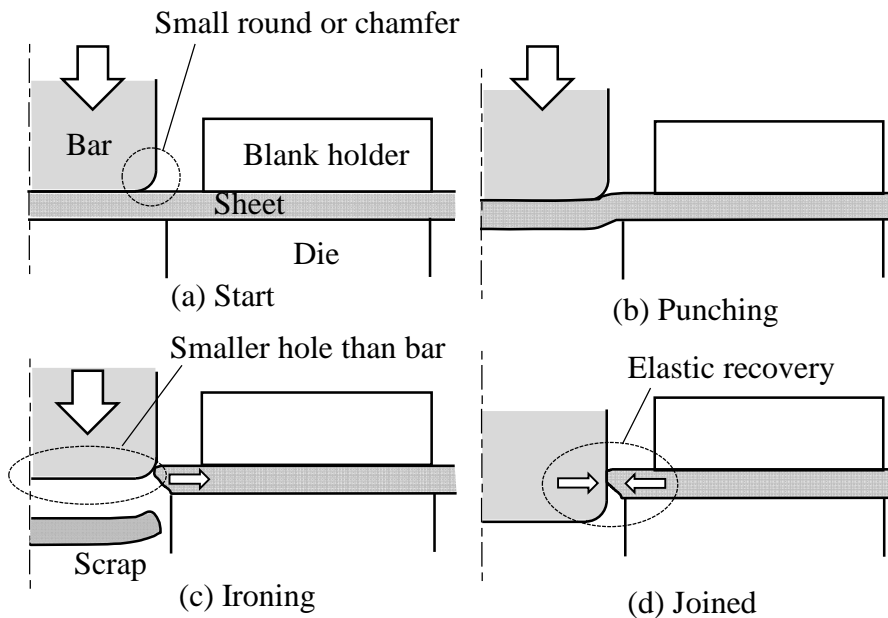


Fig.5.1. Joining of bar to hot-stamped steel sheet by punching.

5.3. ダイクエンチされた鋼板と棒材の穴抜き接合条件

棒材の穴抜き接合の実験方法を Fig. 5.2 に示す. 棒材の材質は SCM445 で, 熱処理後の硬さは 710HV1 であり, 直径は 8 mm, 長さは 50 mm であった. 棒材の底角部は, 半径 $R = 1.0$ mm の丸み, $C = 1.0, 1.5, 2.0$ mm の面取りが付いている. $R = 0$ mm は底角部に丸み形状が付いていない直角角部を示す. 鋼板はダイクエンチされた Al-Si めっき 22MnB5 鋼板であり, 硬さは約 490 HV1 であった. 寸法は 70×70 mm の正方形で, 厚さは 1.6mm であり, 鋼板とダイスのクリアランス比は板厚の 5% であった. パンチ速度は 150 mm/s であり, 棒材は鋼板底部から丸み半径または面取りに 1 mm を加えた長さだけ突き出して接合された.

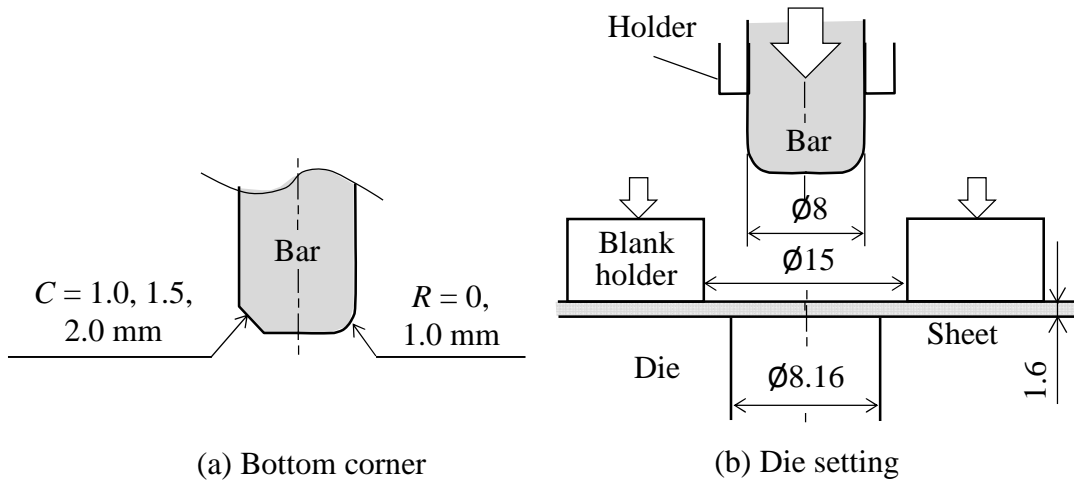


Fig.5.2. Schematic of experimental equipment for joining sheet with bar.

5.4. 穴抜き接合された棒材の接合結果

底角部に丸み形状が付いていない直角角部では穴抜きされるだけで棒材は鋼板に接合されなかったが, 小さな丸みまたは面取りを付けると接合された. 丸み半径 $R = 1.0$ mm における鋼板に棒材を穴抜き接合したときの外観と接合断面を Fig. 5.3 に示す. 棒材の底部に小さな丸みおよび面取りを付けたことにより小さな穴があげられ, 棒材が圧入されて鋼板に接合される.

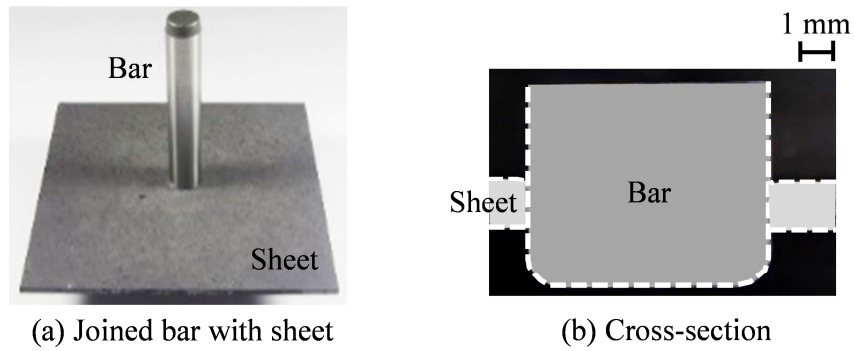


Fig. 5.3. Die-quenched steel sheet joined with bar of $R = 1.0$ mm.

各種底角部形状における接合荷重-ストローク曲線を Fig. 5.4 に示す。丸みおよび面取りが大きくなるほど、スクラップが分離する最大荷重が小さくなり、分離するストロークが増加する。穴が抜かれた後に棒材が圧入されているため、最大荷重点以降に圧入荷重が生じている。

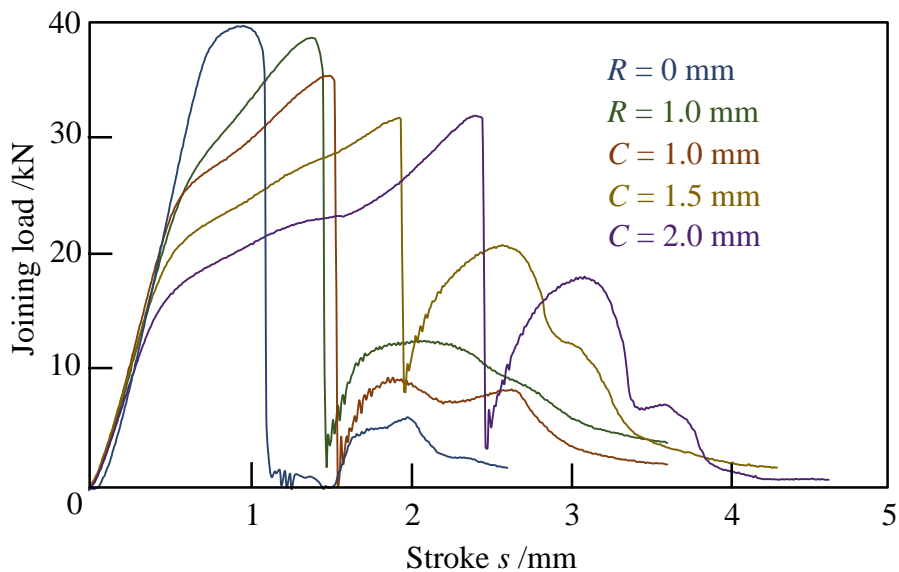


Fig. 5.4. Joining load-stroke curves for different corner shapes.

接合強度は押し込んだ反対側から棒材を押し戻した荷重で評価した。各種底角部形状における押し戻し-ストローク曲線を Fig. 5.5 に示す。ストローク初期では棒材は穴から滑らないが、滑り出しても荷重は増加している。 $R = 1.0$ mm の丸みの押し出し荷重は面取りよりもかなり大

きくなっており、強固な接合が得られている。押し戻し荷重は広げられた穴による弾性回復により生じており、穴をしごきながら押し広げる圧入荷重よりもかなり小さくなる。

各種底角部形状における抜かれたスクラップの上部の直径を Fig. 5.6 に示す。棒材の底角部に形状を付けると、スクラップの直径は棒材の直径よりも小さくなっており棒材よりも小さな穴がけられている。一方、 $R = 0$ mm の直角角部ではスクラップ直径が大きくなっており、穴の直径が棒材の直径よりも大きくなって接合されなかった。 $R = 1.0$ mm ではスクラップ直径が最も小さくなったため、接合強度が最大になった。

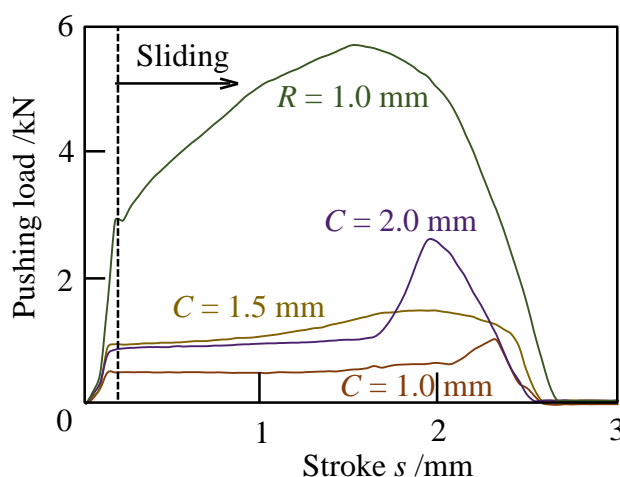


Fig. 5.5. Pushing load-stroke curves for different corner shapes.

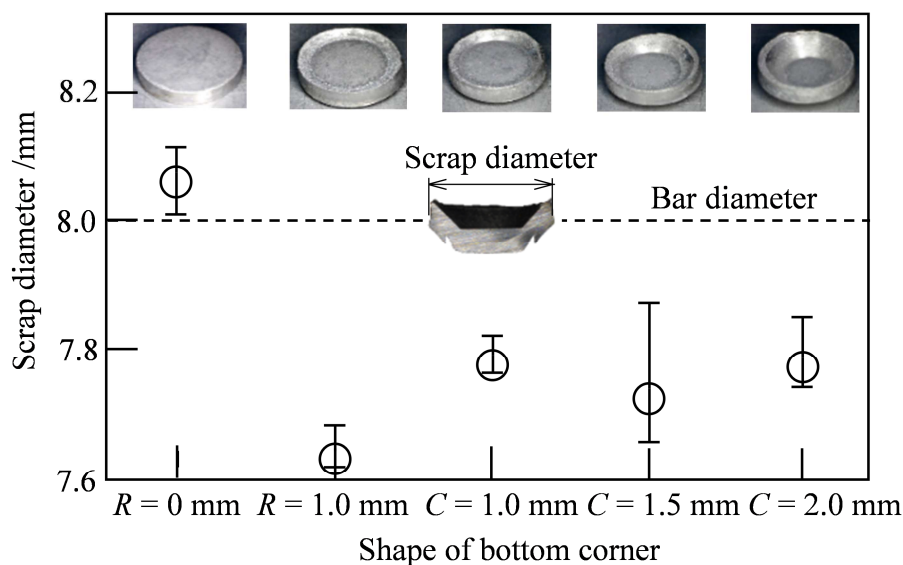


Fig. 5.6. Scrap diameter of different corner shapes.

$R = 1.0 \text{ mm}$ と $C = 1.0 \text{ mm}$ における接合時の変形挙動を Fig. 5.7 に示す. s は接合時のストロークであり, 図は穴抜き中, 穴抜き直後, 圧入中の断面をそれぞれ示している. 穴抜き直後まではどちらの棒材もほぼ同じ挙動を示しているが, 圧入中に $R = 1.0 \text{ mm}$ では穴を押し広げながら変形しているのに対し, $C = 1.0 \text{ mm}$ では板厚方向に材料を削り取ってばりとして排出しており, 弾性回復が小さくなって接合強度も小さくなる.

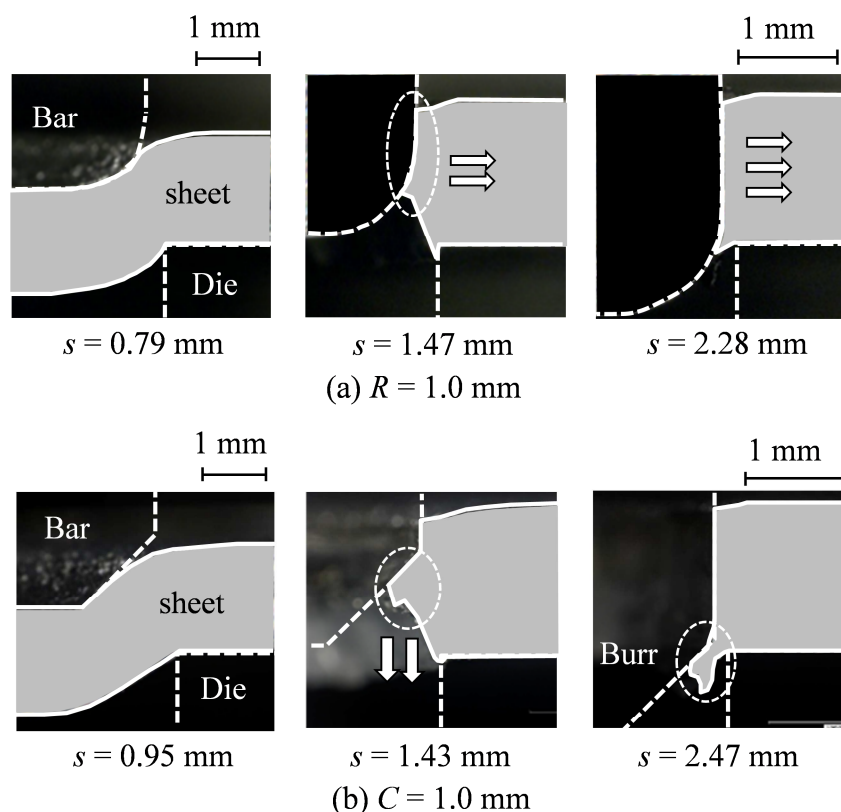


Fig. 5.7. Deformation behavior of bar and sheet during joining for $R = 1.0 \text{ mm}$ and $C = 1.0 \text{ mm}$.

$R = 0, 1.0 \text{ mm}$ と $C = 1.0, 1.5 \text{ mm}$ における鋼板の接合面および断面を Fig. 5.8 に示す. 接合した鋼板を切断して棒材を取り除いた接合面であり, 棒材は穴と冶金的に接合しておらず, 穴が棒材を締め付けることによって機械的な接合が得られている. $R = 1.0 \text{ mm}$ では表面をしごいて材料を破断面に流動させているが, 面取りでは削り取りによって破断面への流動は小さくなっている.

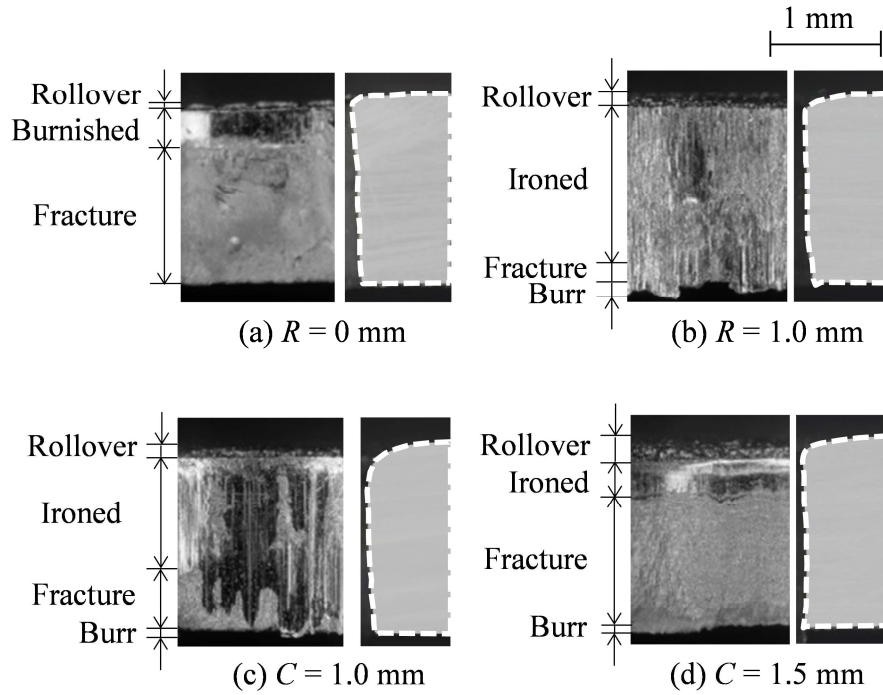


Fig. 5.8. Jointed surfaces and cross-sections for different corner shapes.

各種底角部形状における接合面の構成比を Fig. 5.9 に示す。 $R = 1.0 \text{ mm}$ ではしごき面が多く、しごき面で棒材と接触するため、接合強度が最大になった。

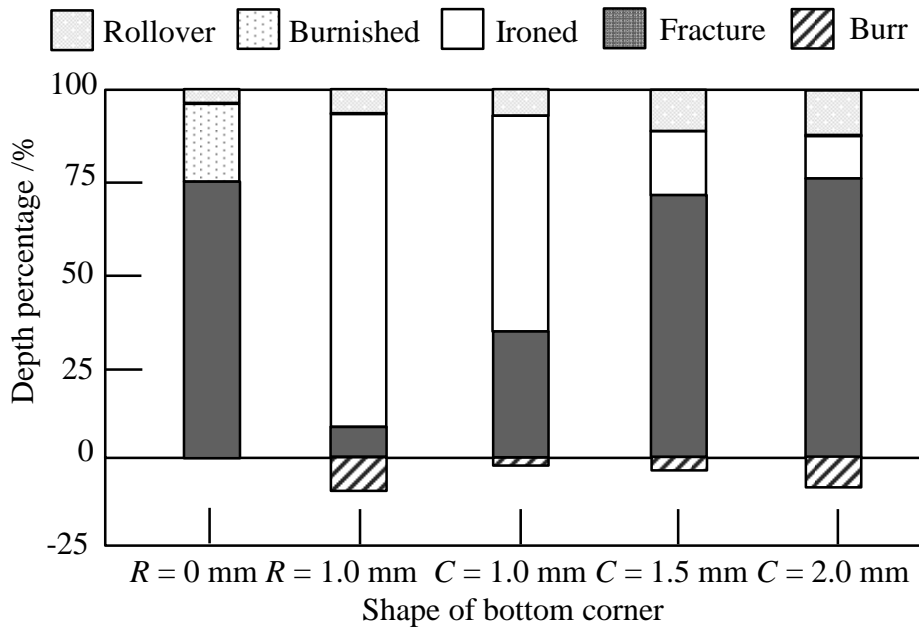


Fig. 5.9. Depth percentage of joined surface for different corner shapes.

5.5. ダイクエンチされた鋼板と円形ナットの穴抜き接合条件

5.3 章と同じダイクエンチ鋼板を用いて、ナットを穴抜き接合した。棒材は鋼板から貫通させても機能上問題ないが、ナットでは締結のため面を一致させて接合する必要があり圧入が少なくなる。また内部にねじが付いているため、接合後に変形なくねじとして機能するかの懸念もある。鋼板に接合させるナットは、締結時の工具の固定が不要のため六角形にする必要がなく、製造が容易な円形ナットにした。また、六角形ナットでは少し小さな六角形の穴を抜くのが難しく、接合されない可能性がある。

円形ナットによる穴抜き接合の模式図を Fig. 5.10 に示す。棒材では底角部丸み形状による接合強度が高かったため、ナットの底部は $R = 0, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0$ mm に変化させ、ナットとダイスのクリアランス比は 5% であった。円形ナットが鋼板から突き出すと取り付ける部品の締結が行えないため、ナット底部と鋼板下面が一致するようにパンチの穴抜きストロークを制御した。ナットの材質は SCM435 であり、焼入れ後の硬さは 450 HV1 であった。

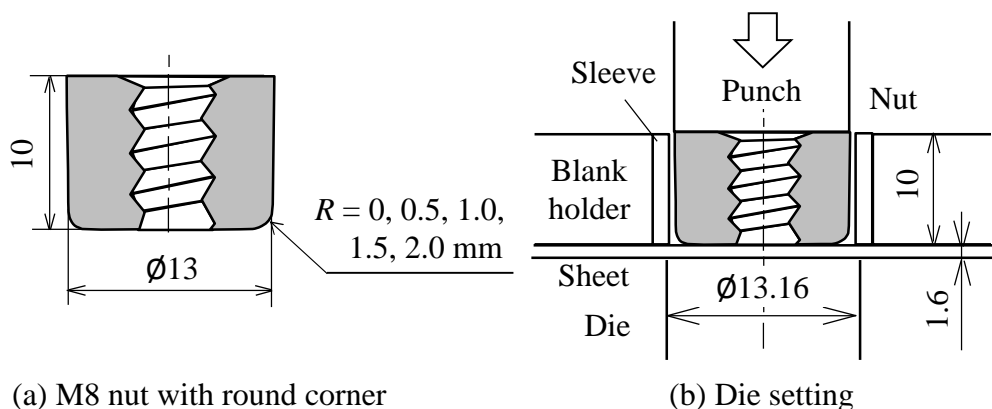


Fig. 5.10. Schematic of experimental equipment for joining sheet with nut.

5.6. 穴抜き接合されたナットの接合結果

鋼板に $R = 1.0$ mm の円形ナットを穴抜き接合したときの外観と接合断面を Fig. 5.11 に示す。 $R = 1.0$ mm はナット底面が鋼板下面と一致するように接合されており、 $R = 1.5$ mm についても同様であった。 $R = 0$ mm の直角角部では穴抜きは行えるが接合されなく、 $R = 0.5$ mm では穴抜き時の衝撃によりナット底面が鋼板下面から大きく突き出た。 $R = 2.0$ mm では最終

ストロークが短すぎてスクラップが分離しなかった。また、ナットによって高強度な鋼板を打抜いたが、ナットのねじ部は変形しておらず、ねじとしての特性を十分に有している。

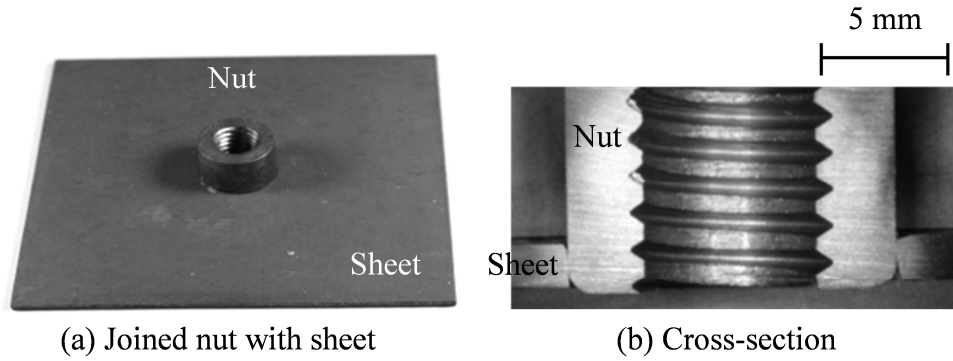


Fig. 5.11. Die-quenched steel sheet joined with nut of $R = 1.0$ mm.

各種底角部丸み半径における接合荷重-ストローク曲線を Fig. 5.12 に示す。丸み半径が大きいほど最大荷重は減少し、最大荷重時のストロークが増加している。

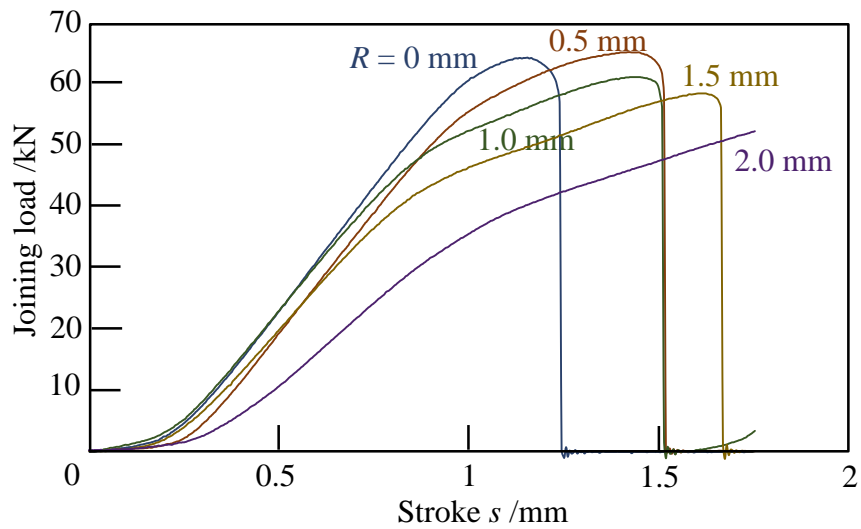


Fig. 5.12. Joining load-stroke curves for different corner radii.

接合されたナットを反対側から押戻した時の $R = 1.0$, 1.5 mm における押戻し荷重-ストローク曲線を Fig. 5.13 に示す。 $R = 1.0$, 1.5 mm とともに JIS B 1196 で規定された M8 の溶接

ナットの押込みはく離強さ 3.73 kN を満足しているが、 $R = 1.0 \text{ mm}$ の方が押し戻し荷重、ナットが鋼板から抜けるまでのストロークともに大きく、接合がより強固になる。

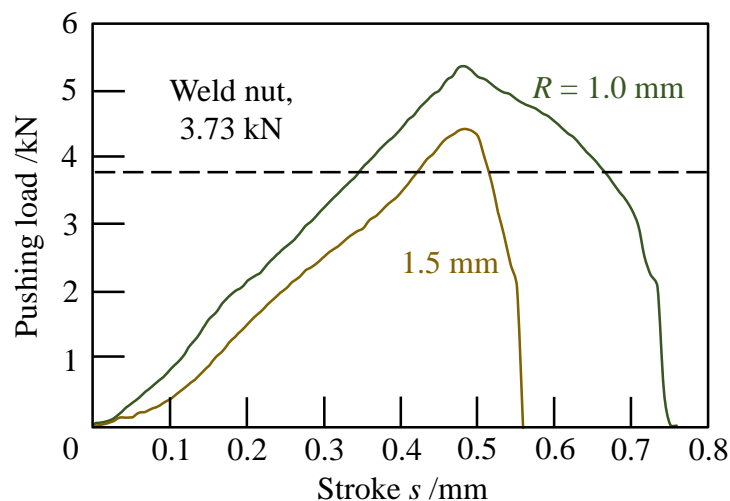


Fig. 5.13. Pushing load-stroke curves for $R = 1.0$ and 1.5 mm .

破壊トルクはトルクレンチを用いた回り始めのトルクで評価した。 $R = 1.0, 1.5 \text{ mm}$ における破壊トルクを Fig. 5.14 に示す。 $R = 1.0 \text{ mm}$ はトルクが大きく、JIS B 1196 で規定された M8 の溶接ナットのトルクはく離強さ $20.5 \text{ N}\cdot\text{m}$ よりも大きくなっている。一方で $R = 1.5 \text{ mm}$ は JIS の規定値とほぼ同等である。

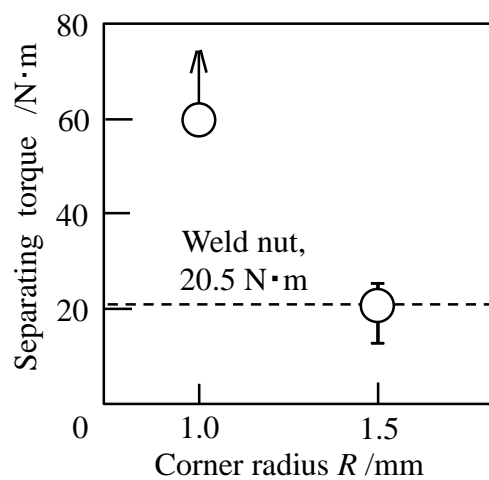


Fig. 5.14. Separating torque for $R = 1.0$ and 1.5 mm .

各種底角部丸み半径におけるスクラップ直径を Fig. 5.15 に示す。丸み半径が大きいほどスクラップ直径が減少して小さな穴が明けられるため、ナット直径との差が大きくなる。しかしながら、 $R = 1.5 \text{ mm}$ の方が $R = 1.0 \text{ mm}$ よりも穴が小さいが、 $R = 1.0 \text{ mm}$ の方が押し戻し荷重および破壊トルクは大きかった。これはナット底面と鋼板下面が一致するように穴抜きストロークを制御したためであり、 $R = 1.5 \text{ mm}$ では鋼板の厚さ 1.6 mm に対して丸みが大きく、十分にしごくことができなかった。

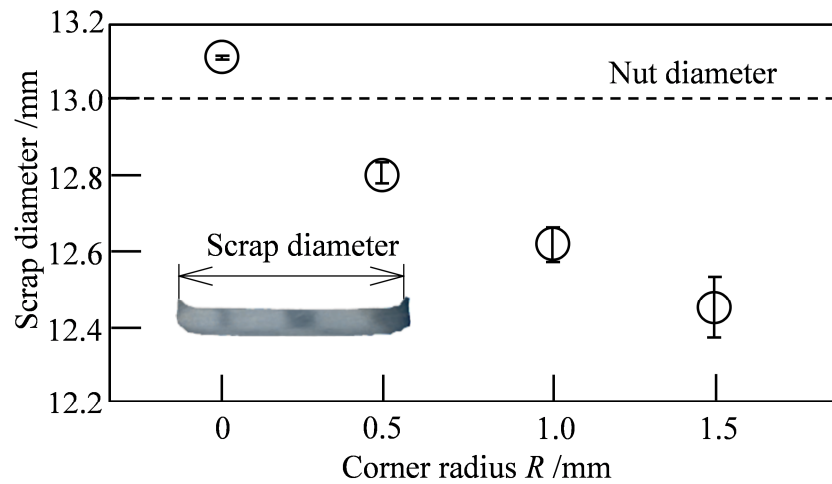


Fig. 5.15. Scrap diameter of different corner radii.

各種底角部丸み半径における鋼板の接合面および断面を Fig. 5.16 に示す。

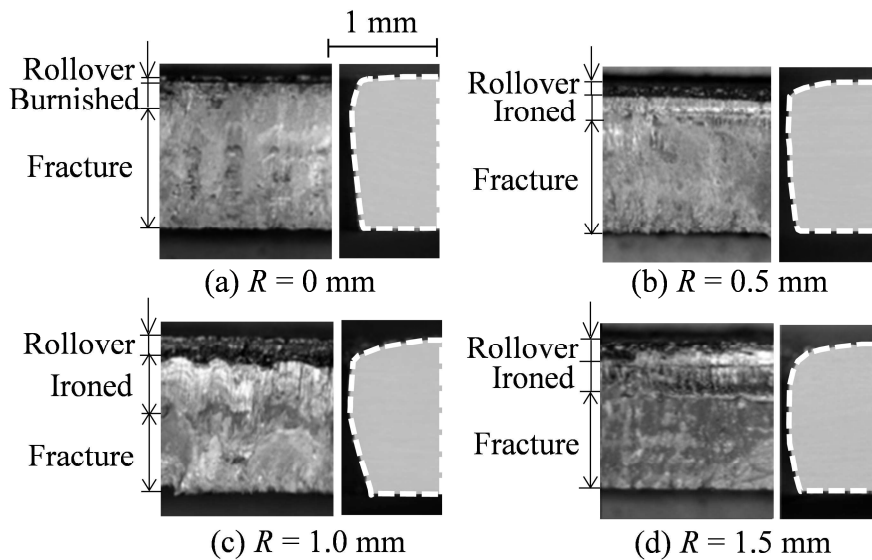


Fig. 5.16. Joined surfaces and cross-sections for different corner radii.

$R = 1.0 \text{ mm}$ におけるしごき面が最も大きくなり, Fig. 5.13 に示すように接合強度が最大になる. $R = 0.5 \text{ mm}$ の断面は, 大きな穴が明けられてしごきが不足して十分に接合しなかった.

5.7. 結言

ダイクエンチングされた鋼板に棒材とナットを穴抜きして接合し, 以下の結果を得た.

- 1) 棒材およびナットは, 底角部に丸みおよび面取りを付けることによって鋼板に小さい穴があいて, その穴に圧入されることにより接合された.
- 2) 底角部に半径 1.0 mm の丸みを有する棒材において, スクラップ直径が最も小さくなってしごき面が大きくなり, 最大の接合強度が得られた.
- 3) 底角部に半径 1.0 mm の丸みを有する円形ナットにおいて, JIS B 1196 で規定された溶接基準以上の接合強度が得られ, ナット底面と鋼板下面はほぼ一致していた.

1 つの自動車部品につき 4~6 個の溶接ナットやボルトを接合するが, 溶接を使用しない本接合法ではレーザーによる下穴加工が廃止でき, また溶接条件の微調整や設備保守などのコストが削減されることで約 1% のコスト低減が可能になる. さらに, 鋼板表面に生成する合金層や酸化皮膜などの影響を受けないため, 酸化を防止する表面処理に依存しないで接合できる.

第6章 超高強度鋼板へのテーパナットおよびボルトの穴抜き接合

6.1. 緒言

自動車の衝突安全性能の向上のため、車体骨格部材の高強度化が進んでいる。自動車部品は成形後に部品取り付け用のナットやボルト、位置決めピンなどがプロジェクション抵抗溶接によって接合される[40]が、高強度部材への溶接は一般に容易ではない。ホットスタンピングでは、加熱時に生成される金属間化合物が硬くて電気抵抗が高いためスパッタや溶接不良が発生しやすく[41,69]、ねじ部にスパッタが付着して不良になることもある。高強度鋼板ではナットの強度が相対的に低くなり、ナット突起部付近のみが変形して溶接されにくく、また、溶融部周辺の変形量が減少するために負荷時に応力集中しやすく接合強度が低下する[72]。さらに、亜鉛めっきされた高張力鋼板では溶接時に液化した亜鉛が鋼板の結晶粒界に侵入し、液化金属脆性割れを引き起こす危険性もある[73,74]。一方、プロジェクション溶接では、溶接前に締結するための穴抜き加工が必要になる。

塑性変形を利用した機械的な接合法としてかしめナットがあり[48]、ナットで穴を抜くとともに穴部付近の材料を盛り上げてかしめ部を形成して接合を行っているが、超高強度鋼板では穴抜きおよびかしめ部形成が困難になる。これに対して第5章で底角部に小さな丸みを付けたナットで、ダイクエンチされたホットスタンピング部材を穴抜きして接合する方法を開発し、溶接ナット規格 JIS B 1196 を満足する接合強度を得た。この方法では高強度のナットで鋼板を穴抜きし、穴の弾性回復の締め付けによってナットを鋼板に接合しており、かしめナットようなかしめ部の形成および接合前の穴抜き加工が不要であり、超高強度鋼板にナットを接合できる。

車体部品にはナット以外にもボルトやピンの接合が要求され、JIS の溶接規格の上ではナットよりも高い接合強度が求められている。また、ホットスタンピング鋼板に限らず、超高強度鋼板では溶接性が低下するため、確実性の高い接合法が望まれている。

本章では、ホットスタンピングを含む超高強度鋼板に対し、側面にテーパを付けたナットやボルトを上部まで押込むことで穴抜き接合を行う。ナットやボルトの位置の制御を容易

にし、JIS 規格でナットよりも大きな接合強度が要求されるボルトについても規格を満足させる。

6.2. 超高強度鋼板とテーパーナットの穴抜き接合

超高強度鋼板へのナットの穴抜き接合法を Fig. 6.1 に示す。高強度なナットによって鋼板を穴抜き、穴の弾性回復によってナットを接合している。Fig. 6.1.(a)に示す底角部に小さな丸みを付けたナットでは、丸みにより少し小さな穴があげられて、そこにナットを押し込むことによって接合している。しかしながら、取り付け部品の締結のためにナット下面と鋼板下面が一致するように穴抜きストロークを制御する必要があるが、穴抜きと接合がほぼ同時に起こり一致が難しい。そこで Fig. 6.1.(b)に示すようにナット側面にテーパを付けてナット上面と鋼板上面を一致させるようにする。穴抜き後に十分なストロークを取ることで面の一致は容易になり、テーパで切口面をしごきながら穴を押し広げることによって接合強度も増加する。

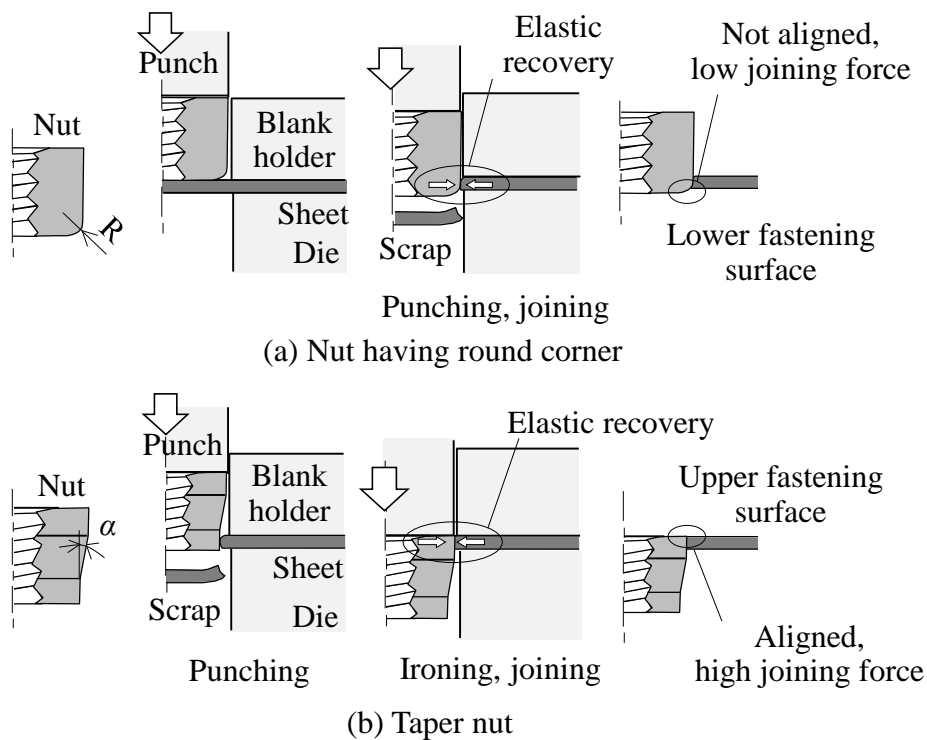


Fig. 6.1. Joining processes of nut to ultra-high strength steel sheet by punching.

6.3. 超高強度鋼板とテーパナットの穴抜き接合法

6.3.1. 超高強度鋼板とテーパナットの穴抜き接合条件

テーパナットの穴抜き接合条件を Fig. 6.2 に示す。ナットの材質は SCM435、高さは 10 mm であり、M8 のねじ部が内径に付けられており、熱処理後の硬さは約 590 HV1 であった。テーパナットは底角部に丸みが無いテーパ角 $\alpha = 1.8, 3.0^\circ$ の 2 種類であり、接合後にナットを押戻したときの荷重を安定させるためにナット上部に 2 mm 以上の直線部を設けている。 $\alpha = 0^\circ$ ではテーパが付いていないため接合されないため、底角部に 1.0 mm の丸みを付けた。鋼板は硬さ約 490 HV1、引張強さ 1530 MPa のダイクエンチングされたホットスタンプ用アルミめっき鋼板 22MnB5 であり、厚さは 1.6 mm、1 片の長さは 70 mm の正方形であった。ナットの上側直径とダイス間のクリアランス比は 5% であった。パンチ速度は 1 mm/s で、ナット上面と鋼板上面が一致するようにパンチストロークを設定した。

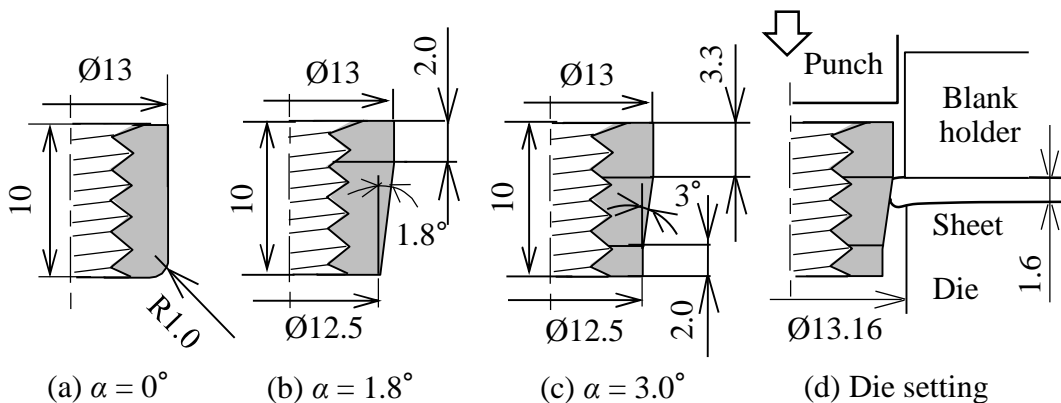


Fig. 6.2. Schematic of experimental equipment for joining sheet with M8 nuts.

6.3.2. 超高強度鋼板とテーパナットの穴抜き接合結果

全てのナット形状に対してナット上面と鋼板上面が一致した状態で接合された。テーパ角 $\alpha = 3.0^\circ$ における鋼板に穴抜き接合したときの外観と接合断面を Fig. 6.3 に示す。ナットによって超高強度な鋼板を打抜いたが、ナットのねじ部は変形しておらず、ねじとしての機能を十分に有している。

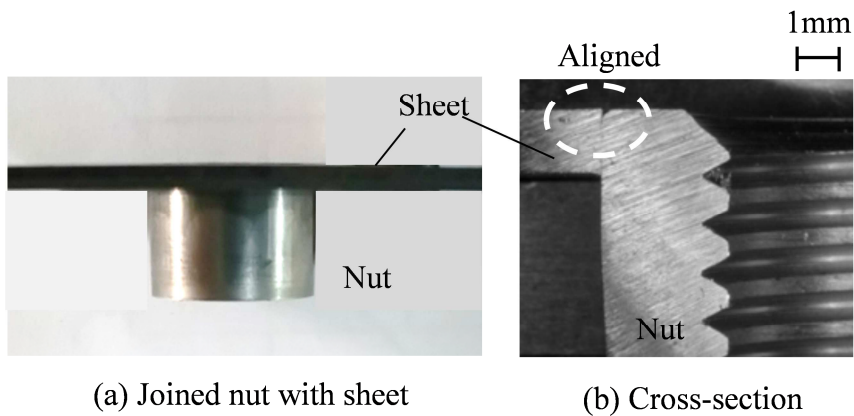


Fig. 6.3. Die-quenched steel sheet joined with taper nut having $\alpha = 3.0^\circ$.

$\alpha = 0, 1.8, 3.0^\circ$ における接合荷重-ストローク曲線を Fig. 6.4 に示す. 穴抜き荷重はほとんど同じであり, スクラップが分離すると荷重は 0 になり, その後しごき加工され荷重は上昇する. スクラップが分離するストロークはほとんど同じであるが, $\alpha = 0^\circ$ では穴抜き後すぐに荷重が上昇するが, テーパーナットでは少しストロークした後に大きくなる. しごきによる荷重は, テーパー角が大きくなるほど上昇する.

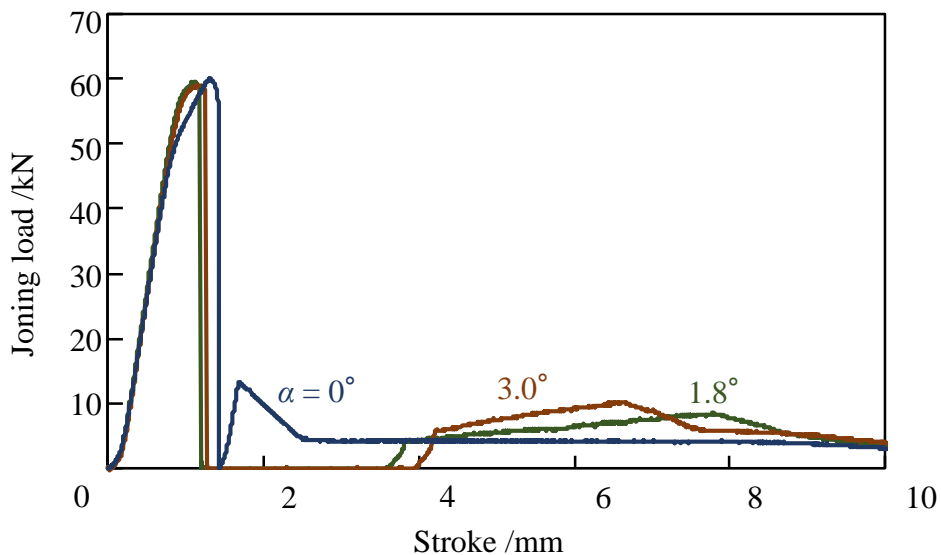


Fig. 6.4. Joining load-stroke curves for different taper angles.

接合後に接合品を切断し、ナットを取り除いた接合面を Fig. 6.5 に示す。 $\alpha = 1.8, 3.0^\circ$ では、テーパで穴をしごきながら押し広げるため、しごき面が板厚の 60%程度と大きくなっている。一方、 $\alpha = 0^\circ$ では、底角部丸みによって小さな穴がけられるが、しごき面は 35%と小さい。しごき面は穴を押し広げながら形成され、大きいほど接合強度が増加する。

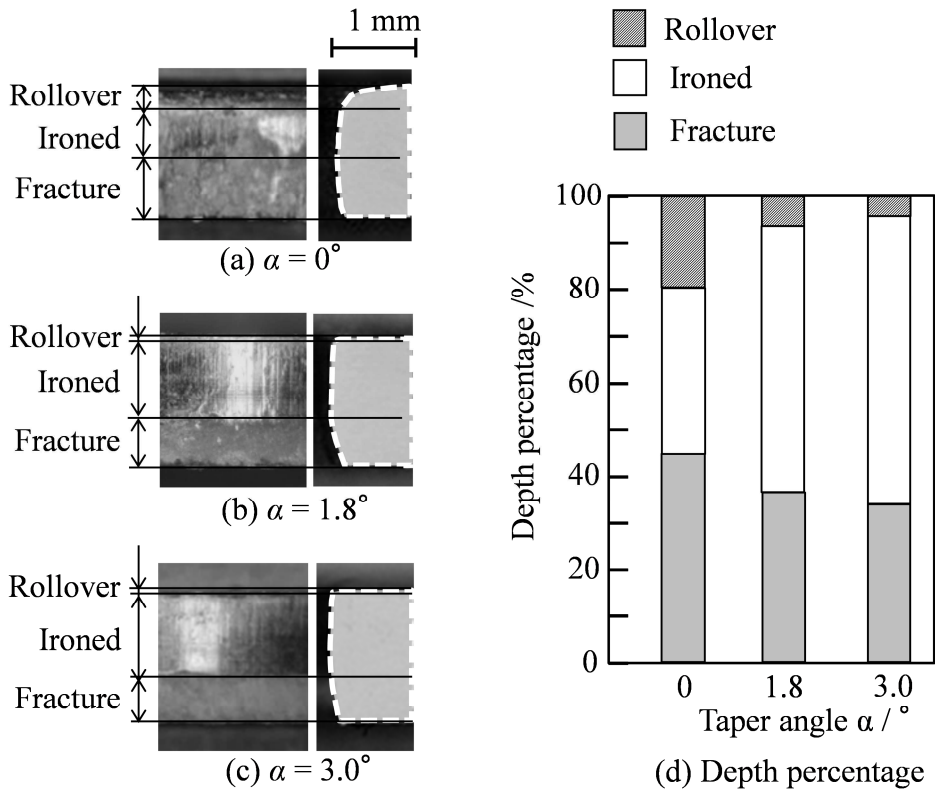


Fig. 6.5. Joined surfaces and depth percentage for different taper angles.

ナットの接合強度は押し込んだ反対側からナットを押し戻す荷重によって評価した。各テーパ一角における押し戻し荷重—ストローク曲線を Fig. 6.6 に示す。テーパ一角を付けた $\alpha = 1.8, 3.0^\circ$ は $\alpha = 0^\circ$ より大きな接合強度を示し、JIS B 1196 で規定された M8 溶接ナットの押し込みはく離強さの 2 倍まで向上した。テーパ一ナットを用いることによって、接合強度は $\alpha = 0^\circ$ の下面一致のものよりもかなり大きくなっている。

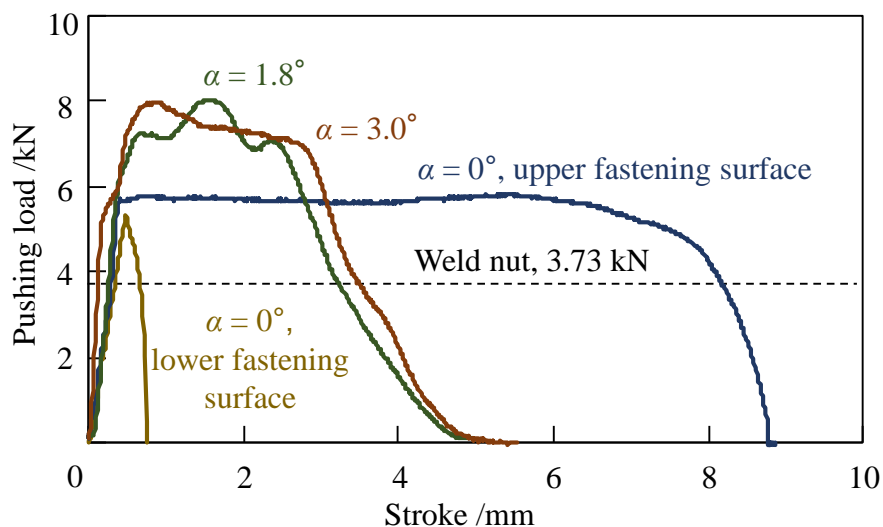


Fig. 6.6. Pushing load-stroke curves for different taper angles.

破壊トルクは最大能力が 60 N・m のトルクレンチを用いた回り始めのトルクとした。各テーパ角における破壊トルクを Fig. 6.7 に示す。全てのナット形状において、破壊トルクは JIS B 1196 で規定された M8 の溶接ナットのトルクはく離強さ 20.5 N・m を上回っている。

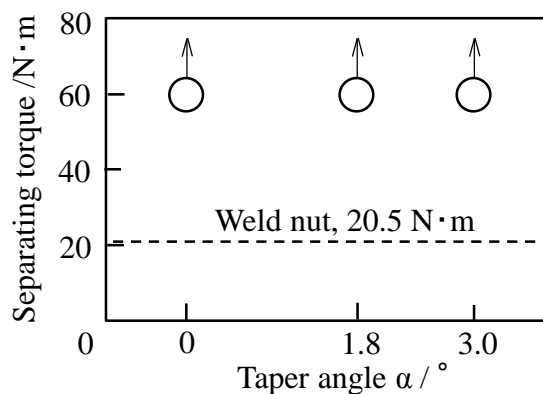


Fig. 6.7. Separating torque for different taper angles.

6.4. 鋼板強度と板厚を変化させた穴抜き接合条件

テーパナットを上部まで押し込むことにより、ナットと鋼板上面が一致し、しごき面増大により接合強度が向上した。つぎに鋼板強度と板厚が穴抜き接合特性に及ぼす影響を調査した。

鋼板強度と板厚を変化させた穴抜き接合に用いたテーパナットの寸法と接合条件を Fig. 6.8 に示す. より小さなナットの適用を想定してナットは M6 の円形形状とし, テーパー角は 3° とした. 接合のばらつきを小さくするため上部に 2 mm のストレート部を設けている. ナットの材質は SCM435, 熱処理後の硬さは 600 HV1 であり, 調査した全ての鋼板よりも高強度である. 板厚を 1.6 mm で統一した冷間プレス用鋼板は引張強さ 270, 590, 780, 980, 1180 MPa 級であり, 実際の強度はそれぞれ 290, 610, 800, 1010, 1200 MPa であり, 6.3 章で用いた 22MnB5 鋼板も用いた. なお, 22MnB5 鋼板では板厚の影響を調べるため, 板厚 $t = 1.0, 2.0$ mm についても調査し, ダイクエンチング後の引張強さはそれぞれ 1500, 1450 MPa であった. 全ての試験条件でダイスとナット上部径のクリアランス比は板厚の 5% とし, 板厚を変化させた場合はダイスも変更した.

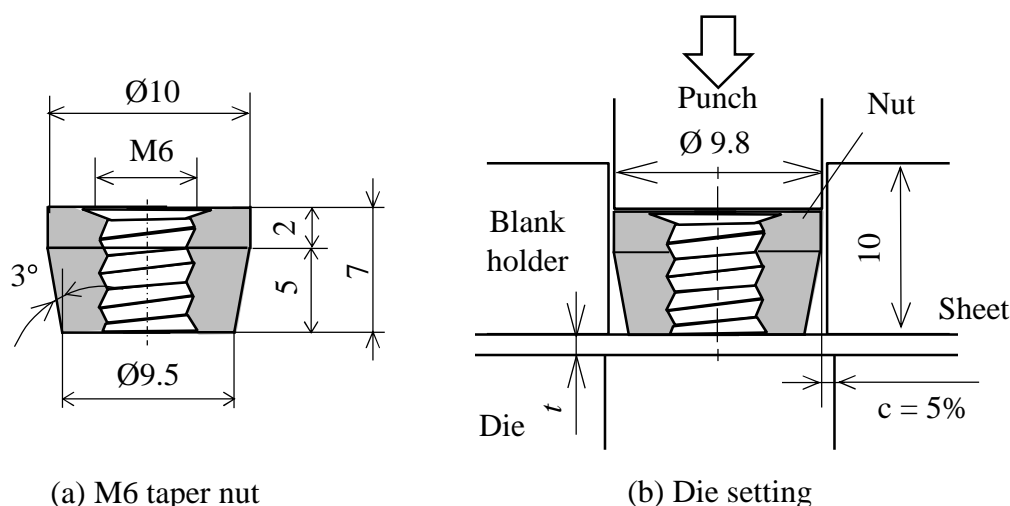


Fig. 6.8. Schematic of experimental equipment for joining sheet with taper nut.

6.5. 鋼板強度が穴抜き接合に及ぼす影響

$t = 1.6$ mm における接合荷重-ストローク曲線を Fig. 6.9 に示す. スクラップ排出と同時に荷重が 0 になり, テーパー部でしごき加工され荷重が生じている. 鋼板強度が低くなるとスクラップ分離までのストロークが増加し, 穴抜き荷重は小さくなる.

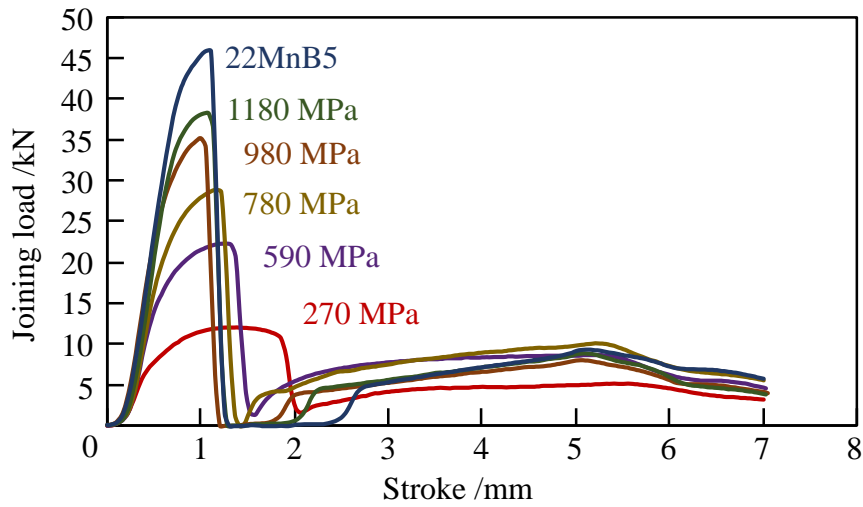


Fig. 6.9. Joining load-stroke curves for different sheet strengths for $t = 1.6$ mm.

接合強度は押戻し荷重と破壊トルクで評価した。押戻し荷重は接合方向の反対側に押戻したときの最大荷重、破壊トルクは最大能力が $30 \text{ N} \cdot \text{m}$ のトルクレンチを用いた回り始めのトルクとした。押戻し荷重と破壊トルクに及ぼす鋼板強度の影響を Fig. 6.10 に示す。押戻し荷重、破壊トルクは鋼板強度と比例し、 780 MPa 級以上で JIS B 1196 の溶接ナット規格を満足した。鋼板強度が高いほど溶接による接合は難しくなるが、穴抜き接合では鋼板強度とともに接合強度が増加する。

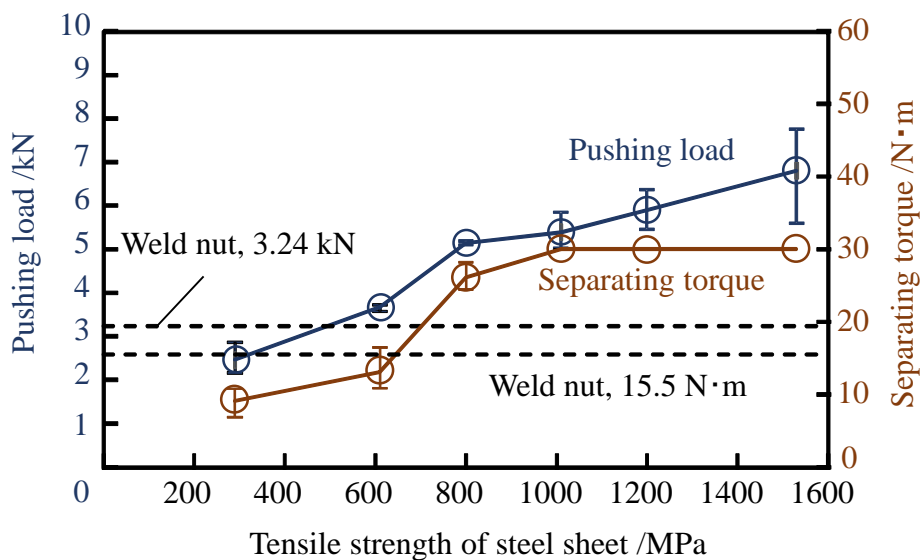


Fig. 6.10. Effect of sheet strength on pushing load and separating torque for $t = 1.6$ mm.

穴抜き直後および接合後の穴直径と鋼板強度の関係を Fig. 6.11 に示す。穴抜き直後の穴直径はスクラップが排出されたせん断面の直径であり、接合後の穴直径は放電加工でナットのみを除去したしごき面の直径である。ナットは鋼板と金属的に結合していなかった。鋼板強度が変化しても穴抜き直後の直径は大きく変化しないが、接合後の直径は鋼板強度の増加に伴い小さくなる。鋼板強度が増加すると穴をしごく量が少なくなって、穴を弾性的に広げる量が多くなり、穴とナットの弾性回復量が増加して接合強度が大きくなっている。

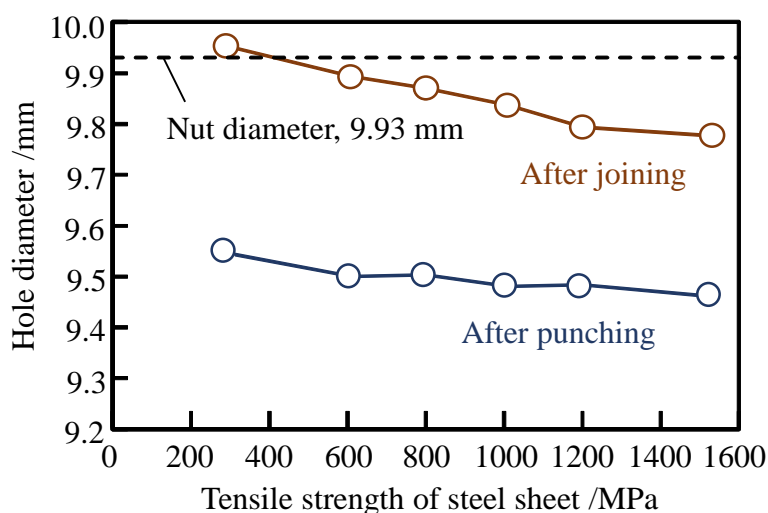


Fig. 6.11. Effect of sheet strength on hole diameter after punching and joining for $t = 1.6$ mm.

6.6. 板厚が穴抜き接合に及ぼす影響

板厚の影響は 22MnB5 鋼板についてのみ調査した。異なった板厚における接合荷重—ストローク曲線を Fig. 6.12 に示す。板厚が増加するとともに荷重も大きくなっている。

押戻し荷重と破壊トルクに及ぼす板厚の影響を Fig. 6.13 に示す。押戻し荷重、トルクは板厚の増加とともに大きくなっており、 $t = 1.6$ mm 以上で JIS B 1196 の溶接ナット規格を満足している。 $t = 1.0$ mm では押戻し荷重が低く、トルクのばらつきも大きく、接合が十分でない。

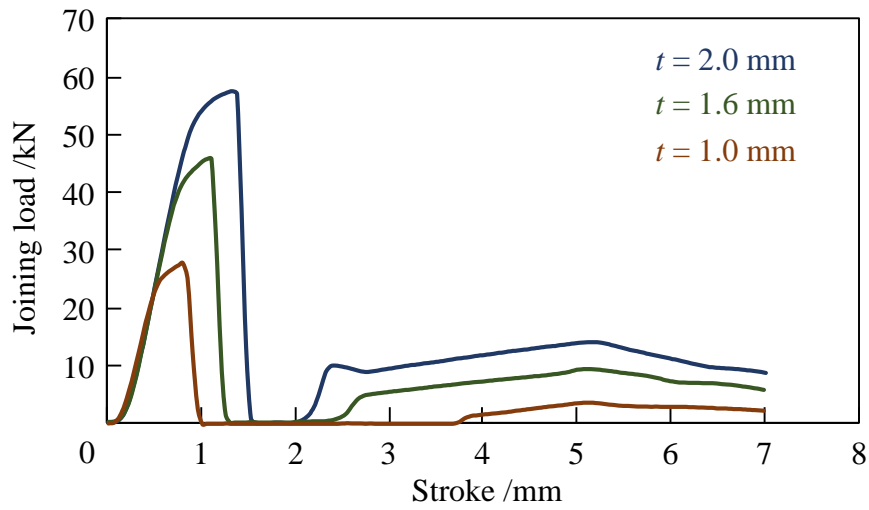


Fig. 6.12. Joining load-stroke curves for different thicknesses of 22MnB5.

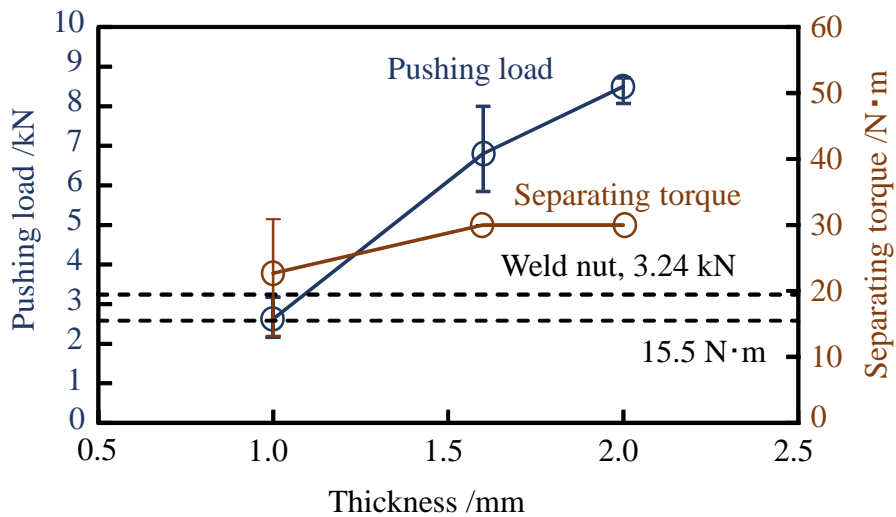


Fig. 6.13. Effect of thickness on pushing load and separating torque of 22MnB5.

板厚が接合面に及ぼす影響を Fig. 6.14 に示す. 板厚の増加とともにしごき面長さが大きくなっており, これによって接合強度が増加した. $t = 1.0 \text{ mm}$ では, しごき面長さが小さく, 接合強度が十分でなかった.

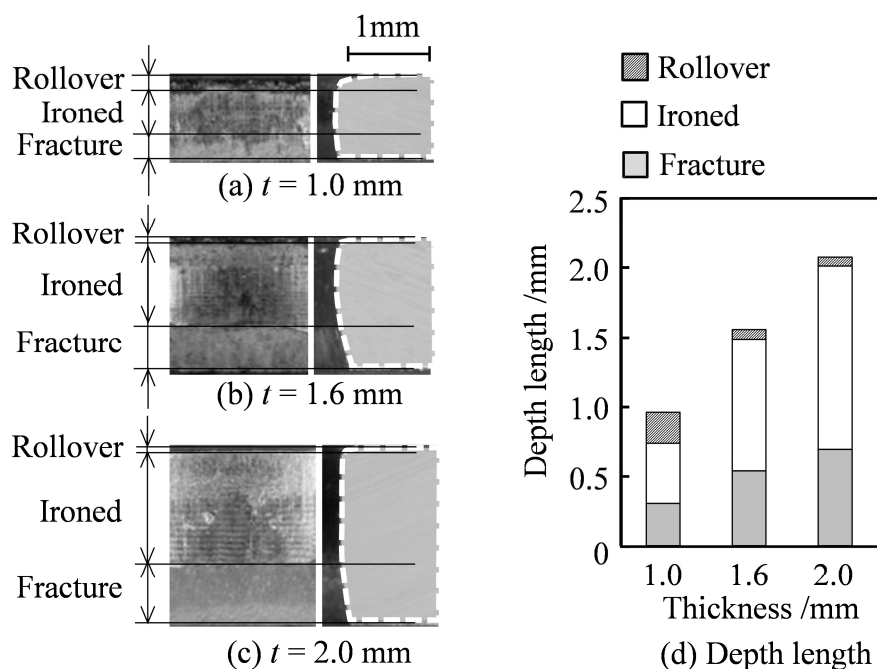


Fig. 6.14. Joined surfaces and depth length for different thicknesses.

6.7. 超高強度鋼板とテーパボルトの穴抜き接合

6.7.1. 超高強度鋼板とテーパボルトの穴抜き接合条件

自動車部品にはナットだけではなく、多くのボルトやピンが溶接によって接合されている。開発した穴抜き接合はナットだけではなく、ボルトやピンに対しても適用できる。

ボルトの寸法と接合条件を Fig. 6.15 に示す。ボルトの材質は SCM435、熱処理後の硬さは 600 HV であり、頭部にテーパ角 $\alpha = 3.0^\circ$ を付けた M8 ボルトを用いた。接合時にねじが変形しないよう円筒パンチによって穴抜き加工を行った。取り付け部品の締結のために、ボルト頭部の下面を鋼板上面に一致させるようにストロークを制御し、クリアランス比 $c = 1, 5\%$ で穴抜き接合を行った。ダイクエンチ鋼板には板厚 1.6 mm のホットスタンピング用鋼板 22MnB5 を使用し、ダイクエンチ後の硬さは 490 HV1 であった。

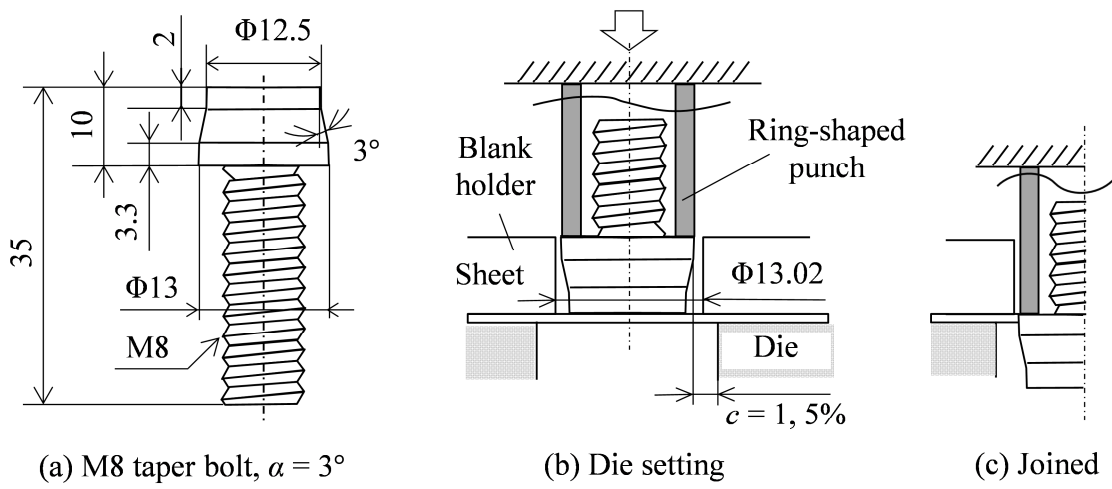


Fig. 6.15. Schematic of experimental equipment for joining sheet with bolt.

6.7.2. 超高強度鋼板とテーパボルトの穴抜き接合結果

$c = 5\%$ における穴抜き接合品と接合断面を Fig. 6.16 に示す. 接合したボルトはねじ部が変形しておらずナットを通すことができ, ボルト頭部と鋼板上面が一致している。

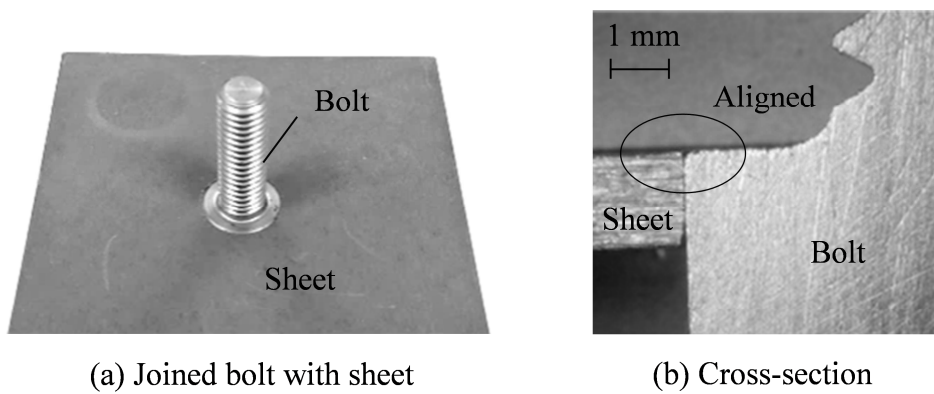


Fig. 6.16. Die-quenched steel sheet joined with bolt.

クリアランス比が接合面に及ぼす影響を Fig. 6.17 に示す。クリアランス比を小さくすることによってしごき面が増加する。

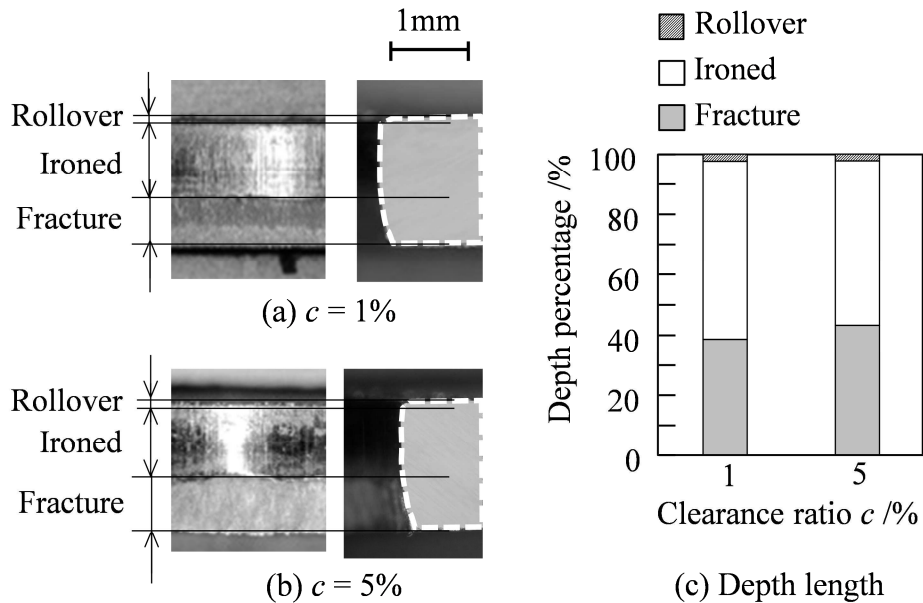


Fig. 6.17. Joined surfaces and depth percentage for different clearances.

接合強度は押し込んだ反対側からボルトを押し戻す荷重によって評価した。各クリアランス比における押し戻し荷重-ストローク曲線を Fig. 6.18 に示す。JIS B 1195 における M8 の溶接ボルトの押し込みはく離強さは 6.24 kN であり、同径のナットに比べて高い接合強度が求められる。どちらも JIS の押し込みはく離強さ 6.24 kN を満足し、 $c = 1, 5\%$ ではそれぞれ JIS の約 1.6, 1.4 倍であった。

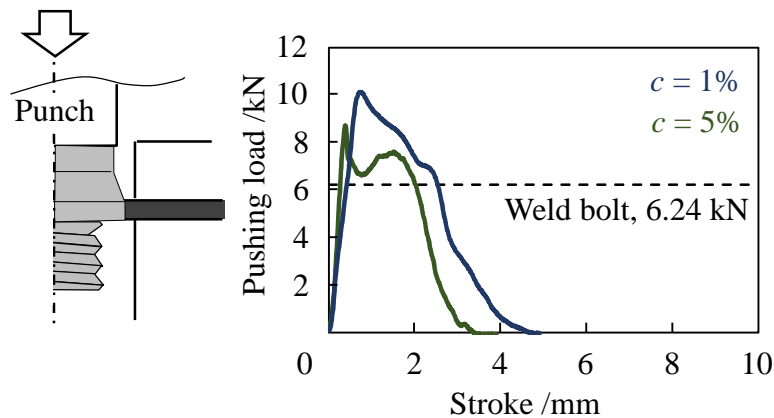


Fig. 6.18. Pushing load-stroke curves for different clearances.

6.8. 結言

テーパナットおよびボルトを超高強度鋼板に穴抜き接合し、以下の結果を得た。

- 1) 穴抜き後テーパで切り口面をしごきながら、ナットと鋼板上面が一致した状態で接合できた。
- 2) ダイクエンチングされたホットスタンピング用鋼板では、ナットの接合強度は JIS 規格の約 2 倍であり、底角部に丸みを付けたナットよりも接合強度が向上した。
- 3) 引張強さ 780 MPa、板厚 1.6 mm 以上で十分な接合強度が得られた。
- 4) ボルトの接合強度は JIS 規格の約 1.4 倍であった。

本接合法は鋼板の引張強さが大きいほど穴を弾性的に広げる量が多くなり、弾性回復量が増加して接合強度が大きくなるため、抵抗溶接では溶接条件が狭く難しい冷間の超高張力鋼板に対しても有効である。また、溶接を用いると飛散したスパッタがねじ部に付着する問題があるが、これについても解決できる。

第7章 結論

7.1. 本論文の結論

本論文では、車体骨格部材の高強度化、軽量化およびコスト低減を目的に、ホットスタンピングにおけるプレス成形と接合について検討した。本研究における成果と、本論文における総括を以下に示す。

第1章では、超高強度鋼部材のホットスタンピングにおける製造の課題および本論文の目的を記した。

第2章では、加熱炉から金型への搬送時に、加熱された鋼板を工具で部分冷却を行うことで鋼板の変形抵抗を最適化し、局部減肉を抑制させ成形性を30%程度向上させた。

第3章では、高延性を有する溶接テーラードブランク鋼板に対し、一般的に使用されている非焼入れ鋼板は入手が難しく高価であるため、代替となる冷間成形用鋼板の焼入れ特性を調査した。270 MPa 鋼板は焼入れ後も十分な延性を有しており非焼入れ鋼板の代替となることを示した。

第4章では、加熱前に母板とパッチを接合することで板厚が制限されるパッチワークブランクのホットスタンピングに対し、加熱後に型内で機械接合する新たなパッチワークのホットスタンピング工法を開発した。母板とパッチの板厚の自由度が大きくなり、母板よりもパッチの板厚を大きくすることが可能である。

第5章では、ダイクエンチされたホットスタンピング鋼板に対し、底角部に丸みを付けた棒材およびナットを用いて機械的に穴抜き接合を行い、JIS B 1196 の溶接規格を満足させる接合強度を得た。

第6章では、ホットスタンピングを含む超高強度鋼板に対し、側面にテーパを付けたナットやボルトを上部まで押込むことで穴抜き接合を行った。鋼板とナットやボルトの面の一致を容易にし、ボルトについても JIS B 1195 規格を満足する接合強度を得た。接合強度は鋼板の引張強さに比例したため、ホットスタンピングのみならず抵抗溶接が難しい冷間超高張力鋼板に対しても有効であることを示した。

ホットスタンピングで製造されるテーラード特性を有する B ピラーについて、本研究を高強度部に適用した場合の成果を Fig. 7.1, 7.2 にそれぞれ示す。部材強度同等で軽量化、低コストを実現する手法として 2 種類のアプローチを提案した。1 つは第 2 章で述べた断面を深くできる場合であり、約 30% 深い成形品を製造することによって断面二次モーメントを増加させてパッチを廃止し、約 5% の軽量化と、10% のコスト低減が可能になる。パッチの材料費およびスポット溶接費が削減されることから、コスト低減に有効である。一方、断面深さを不変とする場合には第 4 章の同時接合パッチワークで母板を薄く、パッチを厚くすることで部材強度同等のまま 10% の軽量化と 5% のコスト低減が得られる。母板はパッチに比べて大型であることから軽量化に大きく貢献する。部材強度を増加させる場合には第 2, 4 章を組み合わせることで深い成形品に厚いパッチを適用し、強度が 60% 増加する。

高強度部へのナットやボルトの接合については、第 5, 6 章の穴抜き接合によって部品コストが 1% 低減する。1 部品につき約 5 個のナットを接合させる必要があるが、レーザーによる複数の下穴加工を省略できることからコスト低減につながる。

高延性部に本研究を適用した場合の成果を Fig. 7.3 に示す。第 3 章で述べた冷間成形用鋼板を非焼き入れ鋼板の代替とすることで、材料コストの低減のみならず、自社で溶接テーラードブランクの製造が可能になり、これらを合わせて約 5% のコスト低減が見込まれる。

本論文で提案する手法すべてを組合せたテーラード特性を有するホットスタンピングで製造される B ピラーに対する強度、質量およびコストの関係を Table 7.1 に示す。部材強度同等の場合、深い成形品によりパッチを廃止することで 5% の質量低減と 16% のコスト低減が図れ、断面深さ同等で母板とパッチの板厚を最適化することで 10% の質量低減と 11% のコスト低減が図れる。今後のさらなる衝突安全基準の高まりに対しては、深い成形品と母板よりも大幅に厚いパッチを組み合わせることで 26% の質量増加、9% のコスト増加で 60% の大幅な部材強度の増加が可能になる。本論文で提案した手法は高強度、軽量化およびコスト低減に対して様々なアプローチを可能にするものであり、目的に応じてさらに最適化したホットスタンピング部材の製造が可能になる。

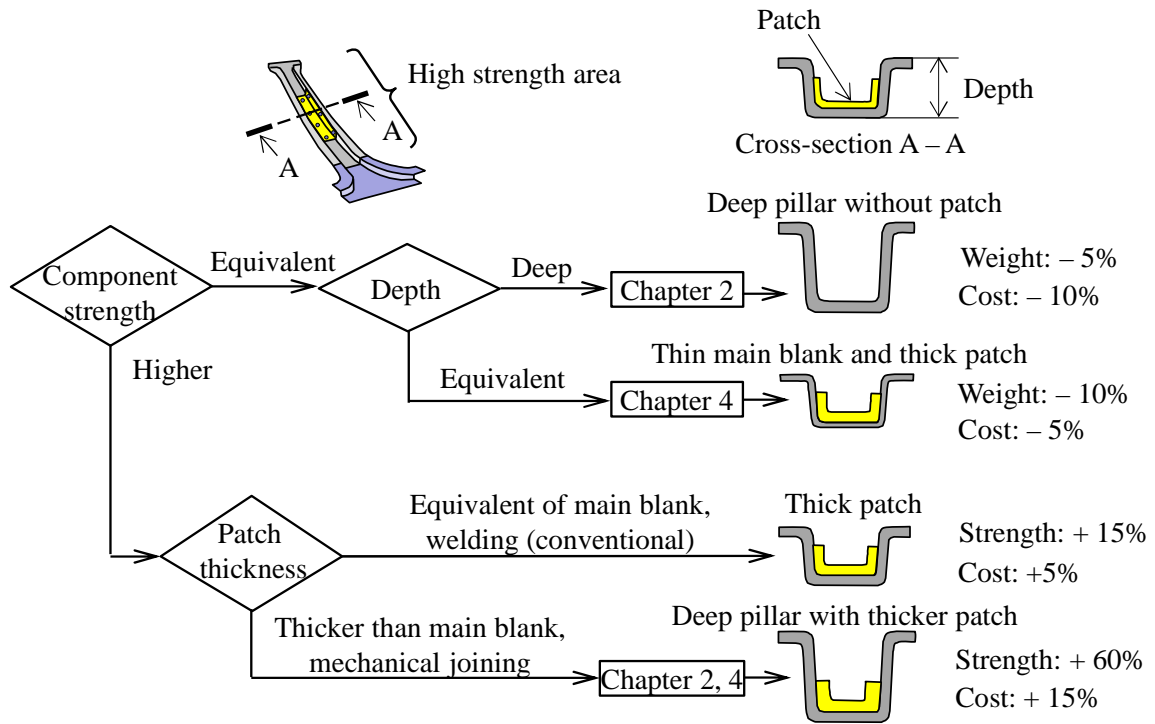


Fig. 7.1. Result of forming processes for high strength area.

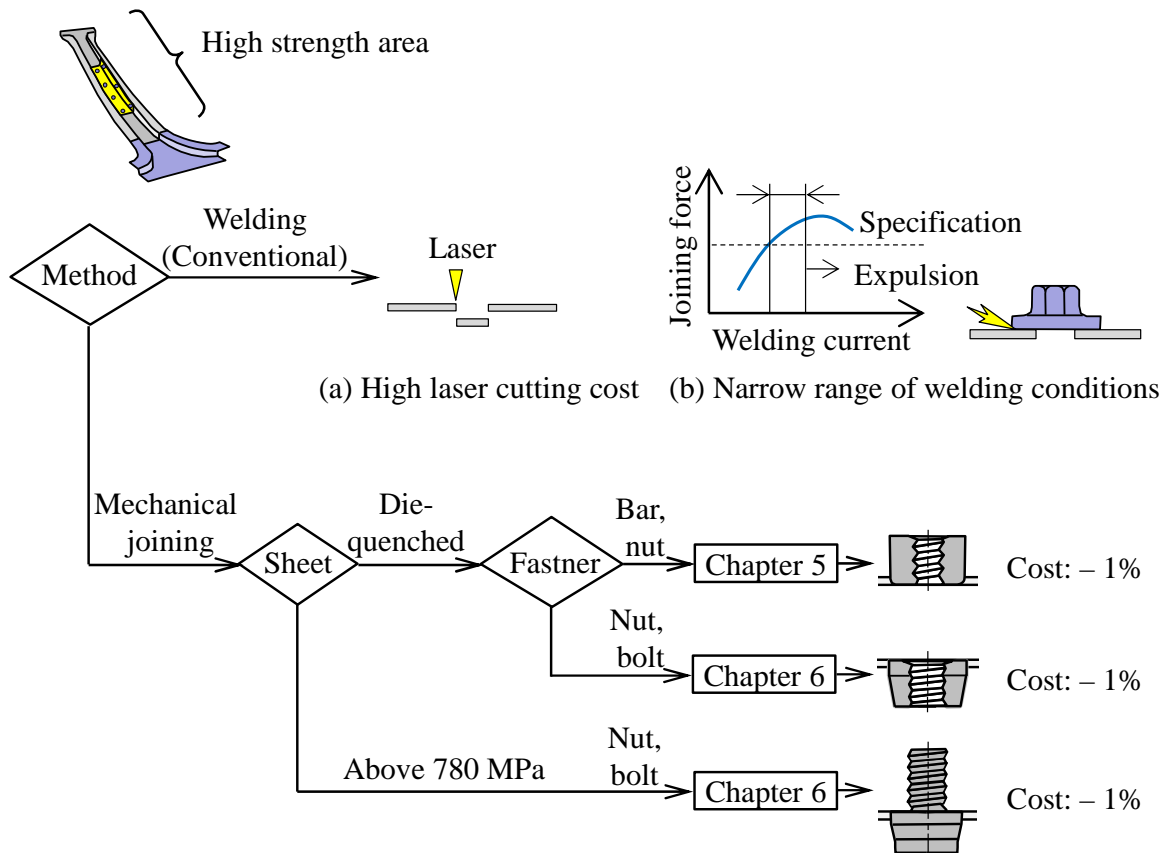


Fig. 7.2. Result of joining processes for high strength area.

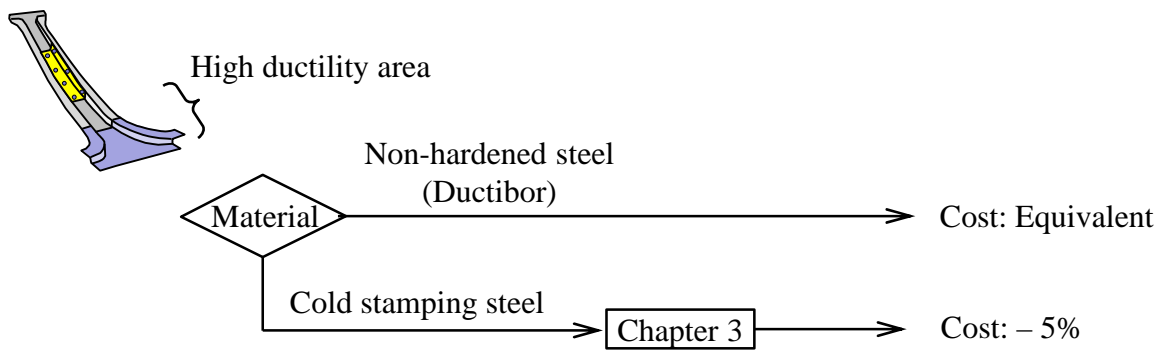


Fig. 7.3. Result of cost for high ductility area.

Table 7.1. Strength, weight and cost relationship of B pillar for industrial applications of processes proposed in this study.

Components strength	Method	Strength	Weight	Cost			
				High strength area		High ductility area	Total
				Forming	Fastening	Material	
Equivalent	Deep pillar, without patch	$\pm 0\%$	- 5%	- 10%	- 1%	- 5%	- 16%
	Thin main blank, thick patch	$\pm 0\%$	- 10%	- 5%	- 1%	- 5%	- 11%
Higher	Deep pillar, with thicker patch	+ 60%	+ 26%	+ 15%	- 1%	- 5%	+ 9%

7.2. 今後の技術課題

輸送機器において、車両重量の低減と衝突安全性能の強化は今後さらに進んでいくと考えられる。生産性が高い冷間成形における超高張力化も急速に進んできているが、製造メーカーが所有するプレス機の加圧能力の限界やスプリングバックの制御の難しさ、世界中で同じ材料の調達が困難なことなどから、ホットスタンピングによる車体の高強度化は今後も主流であると考えられる。

第2章では、成形深さを30%程度向上させる方法を開発し、成形品の形状を深くすることでさらなる高強度、軽量化が可能になる。量産化に向けては、鋼板温度を安定的に低下させ

るために冷却機構を有する搬送治具が必要と考えられ、金型と同様に熱の移動を考慮した高度な設計が要求される。また、既に設置されている生産ラインの設置面積などの制約の中で搬送治具を成立させることも大きな課題の1つである。製品形状の事前予測のため、成形前の鋼板の温度分布を考慮した成形解析や、その精度向上を行う必要がある。

第3章では、一般的に使用されている非焼入れ鋼板に替わり 270 MPa 鋼板が代替可能であることを示したが、270 MPa 鋼板の表面処理は非めっきか亜鉛めっきしか製造されていない。非めっきを用いる場合は成形後に酸化スケール除去を行う必要があるが、ショットブラストでは加工後に反りなどの問題がおきやすいため、新たな酸化スケールの除去方法の開発が望まれる。一方、亜鉛めっき鋼板を用いることで酸化スケール除去が不要になるが、液化金属脆性割れの問題によりパッチワークブランクが採用できなくなる。これに対しては第4章で述べた同時接合パッチワークを用いることで製造が可能となる。

第4章では板厚の自由度が高いパッチワーク部材の製造法を示したが、金型内部で鋼板を重ねるため搬送ロボットや治具に複雑な動きをさせる必要があり、詳細な設備検討が必要である。また接合後にレーザー溶接を行うと熱ひずみによる変形や熱影響による強度低下を引き起こす可能性があり、製品性能に与える影響について調査を継続する必要がある。

第5、6章については超高強度部材に適用できる穴抜き接合法を開発したが、量産に向けてはナットやボルトの直径および形状のばらつきや、ダイスの磨耗などが接合力に及ぼす影響について継続的な調査が必要である。また、使用するナットやボルトの径によって JIS で規定されたはく離強さが変わるため、鋼板の引張強さや板厚が接合力に及ぼす影響を総合的に勘案し、本接合技術の最終的な適用範囲について特定する必要がある。

今後のホットスタンピング技術については、引き続き部材の高強度、軽量化に貢献する研究が進んでいくと考えられる。特に熱間成形により低い荷重で成形できるホットスタンピングの特性を活かし、鋼板を重ねた状態で成形して部材の特性を作り分けるテーラード技術は冷間成形と比較してもコスト競争力が高く、自動車業界のニーズも高い。

第3章において 270 MPa 鋼板を用いた高延性のテーラード部材を製造したが、高温からのダイクエンチでも延性が高い 270 MPa 鋼板の特性を活かし、Fig.7.4 に示す高延性部のパッチに用いることで効率の良い補強ができる。金型の数を削減してコストを低減させ、スポット溶接の位置の自由度を高くすることで効率よく荷重が伝達できる高延性部が製造できる。このためには 270 MPa 材の高温におけるダイクエンチ後の材料特性をさらに調査し、生産条件を決定していく必要がある。

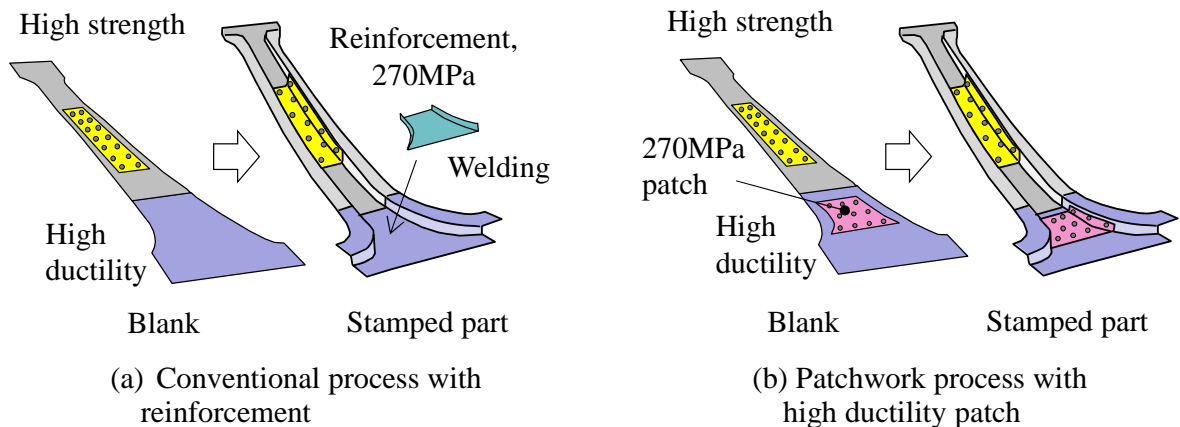


Fig. 7.4. Application of patchwork in high ductility area.

また、第4章で開発した同時接合ホットスタンピングを用いることで、Fig.7.5 に示すパッチを2枚用いた部分的に超高強度なホットスタンピング部材が製造できる。

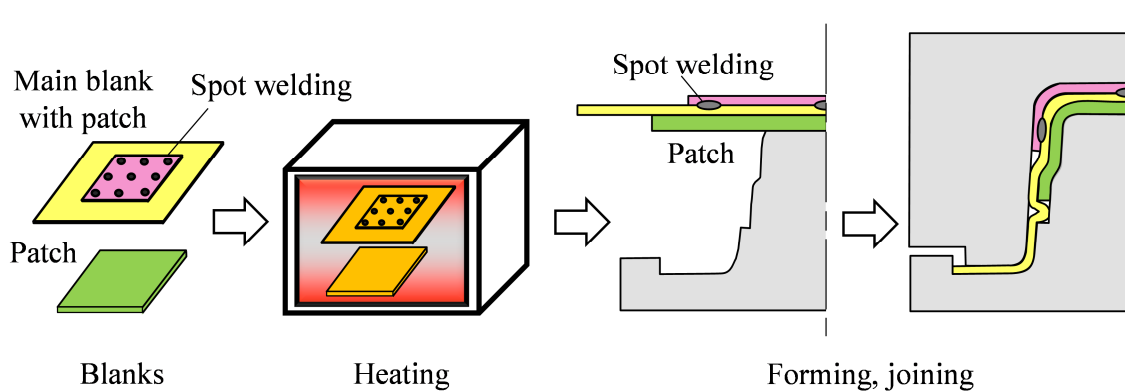


Fig. 7.5. Ultra-high strength patchwork component using two patches.

母板とパッチが事前に溶接されたパッチワークブランクと、型内で機械接合するためのもう1つのパッチを用い、型内で同時接合することで成形性の低下や合金層の不均一を最小限にして、さらなる高強度、軽量化が図れる。パッチが重なった部位はダイクエンチに時間がかかり生産性が低下するため、成形時に製品に直接水を接触させることで冷却時間を短縮する直水冷ホットスタンピング[75]が有効である。

材料の高強度化に対しては、炭素量を増加させて1800 MPa以上の引張強さを有するホットスタンピング鋼板が開発されている[76]が、遅れ破壊の懸念があるために現在に至るまで採用例は少ない。このため、自動車が組み立てられた後に部材に残る内部応力量の調査と、1800 MPa級ホットスタンピング鋼板のその応力状態における拡散性水素量と破壊の関係などが調査されており、合わせて製造から廃車までの間に部材に侵入する水素量をより高い精度で定量化する必要がある。遅れ破壊の抑制には鋼板に侵入する水素の制御が有効であり、湿度を制御できる設置面積の小さい高効率な多段式加熱炉の開発や、ホットスタンピング工程で侵入した水素を後工程でより容易に排出させる研究などが進むことによって今後の採用が拡大していくと考えられる。本研究で開発した成形、接合技術は1800 MPa級ホットスタンピング鋼板でも適用できるため、さらなる超高強度鋼部材の製造が可能になる。

参考文献

- [1] 環境省 HP, 部門別 CO2 排出量の現況推計,
https://www.env.go.jp/policy/local_keikaku/tools/suikei.html.
- [2] 環境省 HP, 諸外国における車体課税のグリーン化の動向,
<https://www.env.go.jp/policy/policy/tax/mat-6.pdf>.
- [3] 国土交通省, 自動車燃費一覧. 4,
<https://www.mlit.go.jp/common/001284634.pdf>.
- [4] Insurance Institute for Highway Safety, <https://www.iihs.org/>
- [5] Subaru Impreza, Euro Car Body Conference Proceedings, 2017, 183-232.
- [6] K. Mori, S. Maki, Y. Tanaka, Warm and Hot Stamping of Ultra High Tensile Strength Steel Sheets Using Resistance Heating, CIRP Annals, 54-1, 2005, 209-212.
- [7] M. Takahashi, Development of High Strength Steels for Automobiles, NIPPON STEEL Technical Report, 88, 2003, 2-7.
- [8] K. Hasegawa, S. Kaneko, K. Seto, Cold-Rolled and Galvannealed High Strength Steel Sheets for Automotive Cabin Structure, JFE Technical Report, 18, 2013, 80-88.
- [9] K. Mori, K. Akita, Y. Abe, Springback Behaviour in Bending of Ultra-High-Strength Steel Sheets Using CNC Servo Press, International Journal of Machine Tools and Manufacture 47-2, 2007, 321-325.
- [10] 平本治郎, ト部正樹, 石渡亮伸, 占部俊明, 吉田総仁, スプリングバック駆動応力の特定によるハイテン成形部品の寸法精度向上, 塑性と加工, 56-658, 2015, 955-960.
- [11] K. Mori, Y. Abe, Y. Suzui, Improvement of Stretch Flangeability of Ultra High Strength Steel Sheet by Smoothing of Sheared Edge, Journal of Materials Processing Technology, 210-4, 2010, 653-659.
- [12] E. Billur, Hot Stamping of Ultra High Strength Steels - From a Technological and Business Perspective, 2019, Springer, Chapter 3.

- [13] M. Oldenburg, Simulation Methods for Press Hardening Applications, Tutorial Presented at 5th International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High Performance Steel, 2015.
- [14] Ford Focus, Euro Car Body Conference Proceedings, 2018, 517-561.
- [15] M. Geiger, M. Merklein, C. Hoff, Basic Investigations on the Hot Stamping Steel 22MnB5. *Advanced Materials Research*, 6-8, 2005, 795-802.
- [16] P. Feuser, T. Schweiker, M. Merklein, Partially Hot-Formed Parts from 22MnB5 – Process Window, Material Characteristics and Component Test Results, Proceedings of 10th International Conference on Technology of Plasticity, Aachen, 2011, 408-413.
- [17] 森謙一郎, ホットスタンピング入門, 2015, 日刊工業新聞社.
- [18] M. Merklein, J. Lechler, M. Geiger, Characterisation of the Flow Properties of the Quenchenable Ultra High Strength Steel 22MnB5, *CIRP Annals*, 55, 2006, 229-232.
- [19] Y. Nakagawa, K. Mori, T. Maeno, Springback-Free Mechanism in Hot Stamping of Ultra-High-Strength Steel Parts and Deformation Behaviour and Quenchability for Thin Sheet, *Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 95, 2018, 459-467.
- [20] R. Neugebauer, T. Altan, M. Geiger, M. Kleiner, A. Sterzing, Sheet Metal Forming at Elevated Temperatures, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 55-2, 2006, 793-816.
- [21] H. Karbasian, A. E. Tekkaya, A Review on Hot Stamping, *Journal of Materials Processing Technology*, 210-15, 2010, 2103-2118.
- [22] 森謙一郎, 超高強度部材のホットスタンピング, *塑性と加工*, 58-673, 2017, 125-129.
- [23] K. Mori, Smart Hot Stamping of Ultra-High Strength Steel Parts, *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 22-2, 2012, 496-503.
- [24] K. Kusumi, N. Nomura, S. Yamamoto, M. Nakata, M. Abe, M. Suehiro, Improvement of Cylindrical Deep Drawability in Hot Stamping, *Procedia Engineering*, 81, 2014, 1719-1724.

- [25] E. Ota, Y. Yogo, T. Iwata, N. Iwata, K. Ishida, K. Takeda, Formability Improvement Technique for Heated Sheet Metal Forming by Partial Cooling, *Key Engineering Materials*, 622-623, 2014, 279-283.
- [26] M. Merklein, M. Wieland, M. Lechnera, S. Bruschi, A. Ghiotti, Hot Stamping of Boron Steel Sheets with Tailored Properties: A Review. *Journal of Materials Processing Technology*, 228, 2016, 11-24.
- [27] A. E. Tekkaya, J. M. Allwood, R. Bariani, J. Yanagimoto, Metal Forming beyond Shaping: Predicting and Setting Product Properties, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 64-2, 2015, 629-653.
- [28] T. Konrad, P. Feuser, Improvement of the Ductility of Press-Hardened Plane Sheets through a Modified Heat Treatment, *Key Engineering Materials*, 639, 2015, 243-248.
- [29] K. Mori, D. Ito, Prevention of Oxidation in Hot Stamping of Quenchable Steel Sheet by Oxidation Preventive Oil, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 58-1, 2009, 267-270.
- [30] R. Grigorieva, P. Drillet, J. M. Mataigne, A. Redjaïmia, Phase Transformations in the Al-Si Coating during the Austenitization Step, *Solid State Phenomena*, 172-174, 2011, 784-790.
- [31] C. Kim, M. J. Kang, Y. D. Park, Laser Welding of Al-Si Coated Hot Stamping Steel, *Procedia Engineering*, 10, 2011, 2226-2231.
- [32] W. Ehling, L. Cretteur, A. Pic, R. Vierstraete, Q. Yin, Development of a Laser Decoating Process for Fully Functional Al-Si Coated Press Hardened Steel Laser Welded Blank Solutions, *Proceedings of the Fifth International WLT-Conference on Lasers in Manufacturing 2009*, 2009, 409-413.
- [33] D. D. Mùnera, A. Pic, D. Abou-Khalil, F. Shmit, F. Pinard, Innovative Press Hardened Steel Based Laser Welded Blanks Solutions for Weight Savings and Crash Safety Improvements, *SAE International Journal of Materials & Manufacturing*, 1, 2008, 472-479.

- [34] J. Brecht, S. Pohl, A. Schlender, H. Voswinckel, Hotformed Tailor Rolled Products, Tailored Lightweight Design Solutions for the Vehicle Structure, Proceedings of the 5th International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel, 2015, 571-581.
- [35] L. Tajul, T. Maeno, T. Kinoshita, K. Mori, Successive Forging of Tailored Blank Having Thickness Distribution for Hot Stamping, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 89-9-12, 2017, 3731-3739.
- [36] M. Merklein, M. Johannes, M. Lechner, A. Kuppert, A Review on Tailored Blanks-Production, Applications and Evaluation, Journal of Materials Processing Technology, 214, 2014, 151-164.
- [37] J. K. Larsson, J. Lundgren, E. Asbjörnsson, H. Andersson, Extensive Introduction of Ultra High Strength Steels Sets New Standards for Welding in the Body Shop, Welding in the World, 53-5, 2009, 4-14.
- [38] F. Pinard, L. Cretteur, J. Y. Sener, State of the art Regarding Design, Modeling and Processing of Spot-Welded Patched Blanks for Automotive Industry, Proceeding of the IDDRG Conference, 2004, 174-181.
- [39] 松崎輝男, 宮崎高志, 森修, 岩沼忠士, 矢島正毅, 衝突安全と軽量化を両立するホットスタンプパッチワーク技術の実用化, スバル技報, 41, 2014, 109-113.
- [40] 長谷川和芳, 抵抗溶接, 溶接学会誌, 79-4, 2010, 316-327.
- [41] O. L. Ighodaro, E. Biro, Y. N. Zhou, Study and Applications of Dynamic Resistance Profiles During Resistance Spot Welding of Coated Hot-Stamping Steels, Metallurgical and Materials Transactions A, 48A, 2017, 745-758.
- [42] 泰山正則, ホットスタンプ材の抵抗溶接技術, 溶接学会誌, 84-6, 2015, 447-451.
- [43] I. Picas, R. Munoz, A. Lara, R. Hernández, D. Casellas, Effect of the Cutting Process in the Mechanical and Fatigue Properties of Press Hardened 22MnB5 Steel, Proceedings of the 3rd International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel, 2011, 85-92.

- [44] M. Fritz, Process Optimization of Laser Cutting and in the Heating Process, Proceedings of the 3rd International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel, 2011, 239-245.
- [45] Y. Abe, T. Kato, K. Mori, Joinability of Aluminium Alloy and Mild Steel Sheets by Self Piercing Rivet, Journal of Materials Processing Technology, 177, 2006, 417-421.
- [46] Y. Abe, K. Mori, T. Kato, Joining of High Strength Steel and Aluminium Alloy Sheets by Mechanical Clinching with Dies for Control of Metal Flow, Journal of Materials Processing Technology, 212-4, 2012, 884-889.
- [47] R. Matsumoto, S. Hanami, A. Ogura, H. Yoshimura, K. Osakada, New Plastic Joining Method Using Indentation of Cold Bar to Hot Forged Part, CIRP Annals-Manufacturing Technology, 57-1, 2008, 279-282.
- [48] 江間光弘, 今村美速, 堀口一茂, アルミ押出型材組立用ボルトナット工法, 神戸製鋼技報, 62-2, 2012, 87-90.
- [49] K. Mori, T. Maeno, Y. Yanagita, Deep Drawability and Bendability in Hot Stamping of Ultra-High Strength Steel Parts, Key Engineering Materials, 716, 2016, 262-269.
- [50] J. T. Kim, B. M. Kim, C. G. Kang, The Effect of Die Structure on Formability in Hot Press Forming of Center Pillar. Proceedings of 10th International Conference on Technology of Plasticity, Aachen, 2011, 432-437.
- [51] T. Maeno, K. Mori, T. Nagai, Improvement in Formability by Control of Temperature in Hot Stamping of Ultra-High Strength Steel Parts, CIRP Annals-Manufacturing Technology, 63-1, 2014, 301-304.
- [52] K. Osakada, K. Mori, T. Altan, P. Groche, Mechanical Servo Press Technology for Metal Forming, CIRP Annals-Manufacturing Technology, 60, 2011, 651-672.

- [53] K. Zhao, Y. Chang, P. Hu, Y. Wu, Influence of Rapid Cooling Pretreatment on Microstructure and Mechanical Property of Hot Stamped AHSS Part, *Journal of Materials Processing Technology*, 228, 2016, 68-75.
- [54] B. A. Behrens, A. Bouguecha, C. M. Gaebel, J. Moritz, J. Schrödter, Hot Stamping of Load Adjusted Structural Parts, *Procedia Engineering*, 81, 2014, 1756-1761.
- [55] F. J. Ebner, Hotphase-Press Hardening Automotive Solutions by EBNER, *Proceedings of the 3rd International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel*, 2011, 247-253.
- [56] D. Landgrebe, M. Putz, F. Schieck, A. Sterzing, A. Rennau, Examples and Innovations from Research on Production Technologies. *Proceedings of 5th International Conference on Accuracy in Forming Technology*, Chemnitz, 2015, 61-78.
- [57] M. Oldenburg, G. Lindkvist, Tool Thermal Cycle Design for Manufacturing of Components with Tailored Material Properties, *Proceedings of 3rd International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel*, 2011, 203-210.
- [58] R. George, A. Bardelcik, M. J. Worswick, Hot Forming of Boron Steels Using Heated and Cooled Tooling for Tailored Properties, *Journal of Materials Processing Technology*, 212, 2012, 2386-2399.
- [59] K. Mori, Y. Okuda, Tailor Die Quenching in Hot Stamping for Producing Ultra-High Strength Steel Formed Parts Having Strength Distribution, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 59-1, 2010, 291-294.
- [60] D. W. Fan, B. C. D. Cooman, State-of-the-Knowledge on Coating Systems for Hot Stamped Parts, *Steel Research International*, 83-5, 2012, 412-433.
- [61] P. Siebert, M. Alsmann, H. J. Watermeier, Influence of Different Heating Technology on the Coating Properties of Hot-Dip Aluminized 22MnB5, *Proceedings of the 3rd International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel*, 2011, 457-464.

- [62] C. Lei, Z. Xing, W. Xu, Z. Hong, D. Shan, Hot Stamping of Patchwork Blanks: Modelling and Experimental Investigation, *Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 92-5, 2017, 2609-2617.
- [63] M. A. Ahmad, A. Zakaria, Optimization of Spot-Welds on Patchwork Blank for Hot Forming Process, *Applied Mechanics and Materials*, 606, 2014, 177-180.
- [64] C. K. C. Huang, S. W. Wang, P. K. Lee, T. R. Chen, H. Y. Liou, P. K. Cheng, Y. T. Chen, The Effect of Welding Spot Arrangement on the Energy Absorption of Hot-Stamped Patchwork B-Pillar, *Proceedings of the 6th International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel*, 2017, 573-580.
- [65] X. Wang, Y. Zhang, Effects of Welding Procedures on Resistance Projection Welding of Nuts to Sheets, *ISIJ International*, 57-12, 2017, 2194-2200.
- [66] C. V. Nielsen, W. Zhang, P. A. F. Martins, N. Bay, 3D Numerical Simulation of Projection Welding of Square Nuts to Sheets, *Journal of Materials Processing Technology*, 215, 2015, 171-180.
- [67] E. Tolf, J. Hedegard, Resistance Nut Welding: Improving the Weldability and Joint Properties of Ultra High Strength Steels, *Welding in the World*, 51, 2007, 28-36.
- [68] J. W. Ringsberg, P. Orvegren, H. F. Henrysson, G. Akerstrom, Sheet Metal Fatigue Near Nuts Welded to Thin Sheet Structures, *International Journal of Fatigue*, 30-5, 2008, 877-887.
- [69] C. W. Ji, I. Jo, H. Lee, I. D. Choi, Y. Kim, Y. D. Park, Effects of Surface Coating on Weld Growth of Resistance Spot-Welded Hot-Stamped Boron Steels, *Journal of Mechanical Science and Technology*, 28-11, 2014, 4761-4769.
- [70] 柳原直人, 斎藤博, 中川威雄, 高速せん断接合, *塑性と加工*, 28-322, 1987, 1181-1185.
- [71] K. Kitamura, K. Hirota, Y. Ukai, K. Matsunaga, K. Osakada, Cold Joining of Rotor Shaft with Flange by Using Plastic Deformation, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 61-1, 2012, 275-278.

- [72] 富士本博紀, 岡田徹, 材料別にみた溶接条件の選定基準と抵抗溶接の実際 熱間プレス鋼板, 高張力鋼板の抵抗溶接性, 溶接技術, 59-3, 2011, 48-53.
- [73] C. W. Lee, D. W. Fan, R. Sohn, S. J. Lee, B. C. D. Cooman, Liquid-Metal-Induced Embrittlement of Zn-Coated Hot Stamping Steel. Metallurgical and Materials Transactions A, 43A, 2012, 5122-5127.
- [74] 古迫誠司, 松井翔, 銭谷佑, 若林千智, 岡田徹, 嶋田直明, 富士本博紀, 自動車用超高強度鋼板の接合組立技術 スポット溶接, 日本製鉄技報, 412, 2019, 67-77.
- [75] Y. Nakagawa, K. Mori, T. Maeno, Reduction in Holding Time at Bottom Dead Centre in Hot Stamping by Water and Die Quenching, Procedia Manufacturing, 15, 2018, 1111-1118.
- [76] K. Eriksson, S. Lindgren, P. Muskos, Hot Stamping of 1800-2000 MPa Steels, Proceedings of the 7th International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel, 2019, 447-454.

謝辞

本研究の遂行および論文執筆に際し、始終懇親丁寧なご指導並びにご鞭撻頂いた豊橋技術科学大学 森謙一郎特任教授に心より御礼申し上げます。また本論文の執筆において、ご査読およびご助言頂いた豊橋技術科学大学 足立忠晴教授、柴田隆行教授、安部洋平准教授に厚く御礼申し上げます。

研究の遂行に際して多大なるご尽力頂いた、横浜国立大学 前野智美准教授、東京工業大学 中川佑貴助教授、榊原一輝氏(現アイシン精機株式会社)、中村充氏(現 JFE スチール株式会社)、細谷涼氏(現 JFE スチール株式会社)、博士前期 2 年次海道智也氏、博士前期 2 年次横尾大輔氏、極限成形システム研究室の皆さまに深く感謝申し上げます。

社会人学生として研究の機会を与えて下さいました、東亜工業株式会社 常務取締役 神林茂実氏、執行役員 岡崎方紀氏に心より感謝の意を表します。研究を進めていく中で、有益な御助言ならびにご協力を頂きました技術開発部 清水太一氏、岩沼忠士氏、品部祥貴氏に厚く御礼を申し上げます。その他、暖かい御支援を頂きました東亜工業株式会社の皆様に心より御礼申し上げます。

本研究は以上の方々をはじめ、多くの方々のご指導、ご鞭撻により成し遂げたものであります。これらの方々に対して心より感謝の意を表します。