

薄鋼板の温度依存性と成形技術

に関する研究

大 上 啓 郎

薄鋼板の温度依存性と成形技術

に関する研究

大上 哲郎

要旨

近年、自動車の軽量化や乗員の安全対策のため高強度鋼板が多く用いられるようになった。また、家具や自動車の騒音や振動の抑制を図るため制振鋼板が開発され、剛性を確保しつつ大幅な軽量化を図るため軽量ラミネート鋼板が開発された。この制振鋼板や軽量ラミネート鋼板は表皮鋼板の間に合成樹脂を挟んだ積層構造であり、本報では樹脂複合鋼板と総称することとする。このような高強度鋼板や樹脂複合鋼板は従来の軟鋼板よりも成形が難しく、何らかの成形技術上の工夫が必要である。

また、自動車や電気部品などのプレス成形工程においては生産性向上のため、高速成形かつ単位時間当たりの生産個数の多いトランスファープレスが普及してきた。トランスファープレスにおいては変形発熱の蓄積のため金型温度が上昇し、素材である鋼板の成形性が劣化する可能性大である。このトランスファープレスの金型温度の上昇を利用して、素材の成形性を向上させる工夫が必要である。

かかる素材面及びプレス成形工程面の変化に対応するため、本報告では温度を利用した成形技術を検討した。特に、高強度鋼板を含む薄鋼板や樹脂複合鋼板の機械的特性の温度依存性を調査すると共に、その機械的特性の温度変化が深絞り・張出・曲げの各種成形法に及ぼす影響を調査した。そして、トランスファープレスに連したポンチ冷却深絞り法や樹脂複合鋼板の低温成形法など新しい成形技術の有効性を立証した。

本論文は12章から成り、第1章は序論、第2章から第6章までは第I部として薄鋼板の温度と成形性を調査したもの、第7章から第11章までは第II部として樹脂複合鋼板の温度と成形性を調査したもの、第12章は結論である。第I部、第II部は構成を同じ形式とし、機械的特性の温度依存性、深絞り成形性、張出成形性、曲げ成形性及びそれぞれの部の総括として構成した。以下に各々の章の概要を述べる。

第1章では、「序論」として過去の論文調査と本論文の目的について述べた。

第2章では、薄鋼板の「機械的特性の温度依存性」として室温から600℃の温度域での調査及び-30℃から室温までの低温域での調査を行った。供試材は30kgf/mm²級の軟鋼板から100kgf/mm²級の超高強度鋼板及び固溶(C+N)を変化させた材料を準備し、機械的特性として引張強さ、降伏強さ、伸び、n値、r値の温度依存性を調べた。

第3章では、薄鋼板の「深絞り成形性」として0℃から400℃の温度範囲で、青熱強化深絞り法・周辺加熱深絞り法及びポンチ冷却深絞り法について検討した。特に固溶(C+N)を活用した青熱強化深絞り法の効果、工業的な意味での周辺加熱深絞り法の優位性及びトランスファープレスに適したポンチ冷却深絞り法の効果などを明らかにした。

第4章では、薄鋼板の「張出成形性」として-10℃から300℃の温度範囲で、球底ポンチ張出による変形限界曲線(FLD)の温度依存性を明らかにした。また、平

面ひずみ変形下での変形限界が素材の伸びと良い相関があることを明らかにした。

第5章では、薄鋼板の「曲げ成形性」として室温から400℃の温度範囲で、角筒ポンチによるハット曲げ成形を行い、成形後の成形品のスプリングバック量を調査した。その結果、ハット曲げ成形のスプリングバック量は素材の引張強さと良い相関があること、及び金型温度を適当に選ぶと100kgf/mm²級の超高強度鋼板のスプリングバックを大きく低減できることが分かった。

第6章では、「第I部の総括」として第2章から第5章まで述べてきたことをまとめた。

第7章では、樹脂複合鋼板の「機械的特性の温度依存性」として-30℃から100℃の温度域での一軸引張試験を行い、引張強さ・伸び及びせん断接着強度の温度依存性の調査結果を明らかにした。供試材としては、制振鋼板として高温用制振鋼板及び常温用制振鋼板の2種類、軽量ラミネート鋼板として芯材樹脂にポリプロピレン及びナイロン6（ポリアミド）を用いたものの2種類、合計4種類の樹脂複合鋼板を準備した。他に、ほぼ同じ板厚の冷延鋼板、表皮鋼板及び芯材樹脂のポリプロピレン及びナイロン6についても引張試験を行い、表皮鋼板及び芯材樹脂の影響についても調査した。

第8章では、樹脂複合鋼板の「深絞り成形性」として-30℃から100℃の温度範囲で、円筒深絞り成形及び角筒深絞り成形を行い、樹脂複合鋼板の深絞り成形性に及ぼす温度効果を調査した。特に低温成形における深絞り成形性の向上効果を明らかにし、せん断接着強度と限界

絞り比の関係及び芯材樹脂の伸びと表皮鋼板の伸びの影響なども調査した。

第9章では、樹脂複合鋼板の「張出成形性」として -10°C から 100°C の温度範囲で、球底ポンチ張出による変形限界曲線(FLD)の温度依存性を明らかにした。また、平面ひずみ変形下での樹脂複合鋼板の変形限界が表皮鋼板の伸びと良い相関があることを明らかにした。

第10章では、樹脂複合鋼板の「曲げ成形性」として -5°C から室温の低温域でのV曲げ成形性及び -20°C から 100°C の温度範囲でのハット曲げ成形性を調査した。V曲げ成形では、低温になるほどせん断接着強度が増加するため樹脂複合鋼板の折れ曲がり角度は減少することを実験及びシミュレーションにより明らかにした。また、ハット曲げ成形では、表皮鋼板・芯材樹脂共に温度低下と共に引張強さが増加するため、スプリングバックが増加することを明らかにした。

第11章では、「第II部の総括」として第7章から第10章まで述べてきたことをまとめた。

第12章では、「結論」として薄鋼板と樹脂複合鋼板の成形挙動の相違点と共通点、及びそれぞれの深絞り・張出・曲げの各成形法における工業的実用化のための最適成形温度についてまとめた。

Temperature Dependence of Mechanical Properties
of Steel Sheets in Chill and Warm Working Condition
and its Application to Forming Processes

Tetsuro Ohwue

ABSTRACT

In recent years, "high strength steel sheets" became applied to many automobile panels in order to reduce the automobile weight and to save the life of passenger. Moreover, "vibration damping steel sheets" were developed in order to reduce the noises and the vibrations of automobiles. Light-weight laminates were also developed in order to reduce the automobile weights keeping the same rigidity as steel sheets. These vibration damping steel sheets and light-weight laminates were named "steel-plastic laminated sheets", because they had resin sheets between upper and lower surface steel sheets. "High strength steel sheets" and "steel-plastic laminates" needed new forming methods, because their formability were inferior than normal steel sheets.

As for the forming processes for automobile and electric panels, transfer-presses became prevalent because of their higher productivity. In a transfer-press, forming speed was very high and cycle time was very short. Temperatures of punch and die became 50 or 60°C, by the accumulated deformation heat. Formability of steel sheets became inferior under these higher temperature condition. Some means of improving formability was necessary in a transfer-press.

In order to cope with these change in materials and

forming processes, formability of steel sheets, in chill and warm working conditions, was examined in detail. Especially, temperature dependence of mechanical properties of steel sheets (including high strength steel sheets) and steel-plastic laminates were investigated precisely. Temperature dependence of deep drawing, stretch forming and bending were also investigated, by corresponding the changes of material properties. In this paper, new effective forming processes, such like "cooled-punch deep drawing" for the transfer-press and "chilled punchand die forming" for steel-plastic laminates, were developed.

This paper consisted of 12 chapters. Chapter I was an introduction. Division No.1, composed of chapters from II to VI, concerned steel sheets. Division No.2, composed of chapters VII to XI, concerned steel-plastic laminates. Chapter XII was a conclusion. Division No.1 and Division No.2 were adopted the same construction, which described temperature dependence of mechanical properties, deep drawability, stretch formability, bending formability and the summary of the Division. The abstract of each chapter was as follows.

Chapter I was an "introduction", which described the previous research and the purpose of the present thesis.

Chapter II was "temperature dependence of mechanical properties" of steel sheets, in chill working condition(from -30°C to room temperature) and in warm working condition(from room temperature to 600°C). Materials were prepared from mild steel(30 kgf/mm^2) to high strength steel(100 kgf/mm^2), with various amount of solute(C+N). Temperature dependence of tensile strength (TS), yield stress (YS),

elongation (El), n-value and r-value were examined in detail.

Chapter III was "deep drawability" of steel sheets, from 0°C to 400°C. The effects of 'blue brittle strengthened deep drawing', 'flange heated deep drawing' and 'cooled-punch deep drawing' were compared. From the industrial aspects, 'flange heated deep drawing' was better than 'blue brittle strengthened deep drawing'. Especially, 'cooled-punch deep drawing' was very useful for the transfer-press.

Chapter IV was "stretch formability" of steel sheets, from -10°C to 300°C. Temperature dependence of forming limit diagram (FLD) with hemi-spherical punch was examined. Major strain under plane strain deformation had good relationship with elongation of material.

Chapter V was "bending formability" of steel sheets, from room temperature to 400°C. Spring-back behavior of side wall curl test with square punch was investigated, which led to the conclusions that spring-back had good relationship with tensile strength (TS), and that spring-back of high strength steel sheets can be reduced by changing punch and die temperature.

Chapter VI was a "summary" of Division No.1, from Chapter II to Chapter V.

Chapter VII was "temperature dependence of mechanical properties" of steel-plastic laminates, from -30°C to 100°C. Temperature dependence of tensile strength (TS), elongation (El) and bonding strength under shear stress became clear. Uni-axial tensile tests were carried out for 8 materials. Materials were 2 types of vibration damping steel sheets (one was for room temperature damping type and

the another was high temperature damping type), 2 types of light-weight laminates(polypropylene core and polyamide core), steel sheet of the almost same thickness as previous 4 steel-plastic laminates, surface steel sheet, polypropylene sheet and polyamide sheet.

Chapter VIII was "deep drawability" of steel-plastic laminates, from -30°C to 100°C . Temperature dependence of limiting drawing ratio (LDR) was examined in detail with circular and square punch. As the results, "chilled punch and die forming" turned out to be very useful for steel-plastic laminates. LDR increased with the decrease of temperature, because bonding strength under shear stress increased with the decrease of temperature. But it turned out that elongation of core resin should exceed that of surface steel sheet.

Chapter IX was "stretch formability" of steel-plastic laminates, from -10°C to 100°C . Temperature dependence of FLD was investigated with hemi-spherical punch. The more elongation the surface steel had, the more forming limit under plane strain deformation the steel-plastic laminates had.

Chapter X was "bending formability" of steel-plastic laminates. Folding-down phenomena and spring-back behaviors were investigated. Folding-down phenomena were examined by V-bending tests, from -5°C to room temperature, and FEM simulation was also carried out. Folding-down angle decreased with the increase of bonding strength under shear stress. For this purpose, 'cooled punch and die forming' turned out to be very useful. Spring-back behaviors were examined by side wall curl tests with square punch, from -20°C to 100°C . Spring-back decreased with the increase of temperature, because tensile strength

decreased with the increase of temperature.

Chapter XI was the "summary" of Division No.2, from Chapter VII to Chapter X.

Chapter XII was a "conclusion" of this thesis. The common points and the difference of deformation processes, between steel sheets and steel-plastic laminates, were tabled. The best temperature ranges for deep drawing, stretch forming and bending were also summarized.

Über die Temperaturabhängigkeit der mechanischen
Eigenschaften von Stahlblechen unter kalten und warmen
Bearbeitungsbedingungen und Anwendung

in Formgebungsverfahren

Tetsuro Ohwue

Zusammenfassung

In den letzten Jahren sind Bleche aus hochfesten Stählen bei vielen Autokarosserieteilen zum Einsatz gekommen, um das Gewicht der Fahrzeuge zu verringern und das Leben der Passagiere besser zu schützen. Die schwingungsdämpfende Stahlbleche wurden entwickelt, um die Geräusche und Schwingungen der Fahrzeuge beim Fahren zu verringern. Außerdem wurden Stahlblechlaminate entwickelt, die das Gewicht verringern ohne dabei die Steifigkeit der Stahlbleche einzubüßen. Diese schwingungsdämpfende Eigenschaften der Stahlbleche und die leichten Stahlblechlaminate werden als "Stahl-Kunststoffverbundbleche" bezeichnet, weil sie eine Kunststoffschicht zwischen dem oberen und unteren Oberflächenblech besitzen. Die Herstellung von hochfesten Stahlblechen und Stahl-Kunststoffverbundblechen benötigt ein neues Verarbeitungsverfahren, weil diese im Vergleich zu den normalen Stahlblechen eine geringere Umformbarkeit besitzen.

Beim Formgebungsverfahren für Fahrzeugverkleidungen und elektrische Anlagenteile werden wegen ihrer besseren Produktivität häufig Transferpressen verwendet. Bei der Transferpresse ist die Umformgeschwindigkeit sehr hoch und die Taktzeit sehr kurz. Wegen der anfallenden Umformwärme erreicht der Stempel und das Werkzeug eine Temperatur von 50°C bis 60°C. Unter diesen hohen Temperaturbedingungen wird die Umformbarkeit der Stahlbleche verringert. Es war daher erforderlich die Umformbarkeit in der Transferpresse zu verbessern.

Um diesen Änderungen im Werkstoff und Umformprozeß gerecht zu werden, wurde die Umformbarkeit von Stahlblechen unter kalten und warmen Bearbeitungsbedingungen eingehend untersucht. Es wurden insbesondere die Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von Stahlblechen (einschließlich von hochfesten Stahlblechen) und Stahl-Kunststoffverbundblechen genau untersucht. Die Temperaturabhängigkeit von Tiefziehen, Streckziehen und Biegen wurde ebenfalls durch die entsprechenden Änderungen in den Werkstoffeigenschaften geprüft. In dieser Abhandlung wurden neue, wirksame Umformverfahren, wie z.B. das "Kühlstempel-Tiefziehen" bei der Transferpresse und "Umformen mit kühlem Stempel und Werkzeug" für Stahl-Kunststoffverbundbleche entwickelt.

Diese Abhandlung besteht aus 12 Kapiteln. Kapitel 1 ist die Einleitung. Der 1. Teil umfaßt Kapitel II bis VI und betrifft Stahlbleche. Der 2. Teil umfaßt Kapitel VII bis XI und behandelt Stahl-Kunststoffverbundbleche. Kapitel XII ist der Schluß. Der 1. Teil ist ähnlich aufgebaut wie der 2. Teil und es wird dort nebst der Zusammenfassung des jeweiligen Teils, die Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften, der Tiefziehbarkeit, Umformbarkeit, Streckziehbarkeit und Biegefähigkeit erörtert.

Nachfolgend werden die einzelnen Kapitel kurz zusammengefaßt.

Kapitel I ist die Einleitung und beschreibt den Forschungshintergrund und den Zweck der vorliegenden Abhandlung.

Kapitel II beschreibt die Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von Stahlblechen bei kühlen Bearbeitungsbedingungen (von -30°C bis zur Raumtemperatur) und bei warmen Bearbeitungsbedingungen (von Raumtemperatur bis zu 600°C). Die Werkstoffe erstreckten sich von Weichstählen (30 kp/mm^2) bis zu hochfesten Stählen (100 kp/mm^2) mit verschiedenen Lösungszusammensetzungen (C+N). Die Temperaturabhängigkeit der Zugfestigkeit, Umformfestigkeit, Dehnung, des n- und r-Wertes wurde eingehend geprüft.

Kapitel III beschreibt die Tiefziehfestigkeit von Stahlblechen von 0°C bis 400°C. Die Wirkung von Tiefziehen mit verstärkter Blaubruchigkeit, Tiefziehen mit Flansch-erwärmung, und Tiefziehen mit gekühltem Stempel wurden miteinander verglichen. Aus technischer Sicht war das Tiefziehen mit Flansch-erwärmung vorteilhafter als das Tiefziehen mit verstärkter Blaubruchigkeit. Besonders günstig für die Transferpresse war das Tiefziehen mit gekühltem Stempel.

Kapitel IV beschreibt die Streckziehbarkeit von Stahlblechen von -10°C bis 300°C. Die Temperatur-abhängigkeit des Grenzformänderungsdiagramms mit dem halbkugeligen Stempel wurde untersucht. Die Hauptbeanspruchung unter der ebenen Dehnungsverformung zeigte einen deutlichen Zusammenhang mit der Werkstoffdehnung.

Im Kapitel V wird die Biegeumformung von Stahlblechen von Raumtemperatur bis zu 400°C beschrieben. Das Rückfederungsverhalten des Seitenwand-Rollbiegenversuchs mit einem Vierkantstempel wurde untersucht, woraus sich ergab, daß die Rückfederung einen engen Zusammenhang mit der Zugfestigkeit besitzt und daß die Rückfederung von hochfesten Stahlblechen durch Veränderung der Stempel- und Werkzeugtemperatur verringert werden kann.

Kapitel VI ist die Zusammenfassung des 1. Teils von Kapitel II bis zum Kapitel V.

Im Kapitel VII wird die Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von Stahl-Kunststoffverbundblechen von -30°C bis 100°C beschrieben. Die Temperaturabhängigkeit der Zugfestigkeit, Dehnung und Bindefestigkeit unter Schubspannung wird erläutert. Einachsige Zugversuche wurden mit 8 Werkstoffen durchgeführt. Zu den Werkstoffen zählten zweierlei schwingungsdämpfende Stahlbleche (die eine Sorte war für Dämpfung bei Raumtemperatur und die andere für Dämpfung bei hoher Temperatur), zweierlei leichte Verbundbleche (das eine mit Propylän- und das andere mit Polyamidkern), ein Stahlblech mit fast derselben Dicke wie die vorherigen 4 Stahl-Kunststoffverbundbleche, ein Oberflächenblech, eine Propylänfolie und eine Polyamidfolie.

Kapitel VIII beschreibt die Tiefziehbarkeit von Stahl-Kunststoffverbundblechen von -30°C bis zu 100°C . Die Temperaturabhängigkeit des Grenztiefziehverhältnisses mit einem Rund- und einem Vierkanstempel wurde eingehend untersucht. Es wurde festgestellt, daß die Umformung mit gekühltem Stempel und Werkzeug für Stahl-Kunststoffverbundbleche ein sehr wirksames Verfahren ist.

Das Grenztiefziehverhältnis wurde mit senkender Temperatur erhöht, weil die Bindefestigkeit unter Schubspannung mit senkender Temperatur erhöht wird. Es zeigte sich jedoch, daß die Dehnung des Kunststoffkerns die Dehnung des Oberflächenbleches überschreiten soll.

Kapitel IX untersucht die Streckziehbarkeit von Stahl-Kunststoffverbundblechen von -10°C bis 100°C . Die Temperaturabhängigkeit des Grenztiefziehverhältnisses wurde mit einem halbkugeligen Stempel untersucht. Je größer die Dehnung des Oberflächenstahls, desto größer war die Grenzumformung der Stahl-Kunststoffverbundbleche unter ebener Dehnverformung.

Im Kapitel X wird die Biegeumformbarkeit von Stahl-Kunststoffverbundblechen untersucht. Die Faltenbildung und das Rückfederungsverhalten wurden durch den V-Biegeversuch von -5°C bis zur Raumtemperatur untersucht und eine FEM-Simulation wurde ebenfalls durchgeführt. Der Faltenwinkel wurde bei steigender Bindefestigkeit unter Schubspannung verringert. Zu diesem Zweck war die Umformung mit kühlen Stempel und Werkzeug sehr vorteilhaft. Das Rückfederungsverhalten wurde anhand des Seitenwand-Rollbiegenversuchs mit einem Vierkantstempel bei -20°C bis 100°C untersucht. Die Rückfederung verringerte sich mit steigender

Temperatur, weil die Zugfestigkeit bei steigender Temperatur abnahm.

Kapitel XI ist eine Zusammenfassung des 2. Teils von Kapitel VII bis zum Kapitel X.

Kapitel XII bildet den Schluß dieser Abhandlung. Die gemeinsamen und die unterschiedlichen Punkte des Umformverhaltens zwischen den Stahlblechen und den Stahl-Kunststoffverbundblechen wurde tabular zusammengestellt. Die besten Temperaturbereiche für Tiefziehen, Streckziehen und Biegen wurden ebenfalls zusammengefaßt.

目次

第1章 序論	1
1・1 緒言	1
1・2 薄鋼板の温度を利用した成形研究の経緯と本論文の狙い	2
1・2・1 薄鋼板の機械的特性	2
1・2・2 薄鋼板の深絞り成形性	4
1・2・3 薄鋼板の張出成形性	7
1・2・4 薄鋼板の曲げ成形性	8
1・3 樹脂複合鋼板の成形性に関する研究の経緯と本論文の狙い	9
1・3・1 樹脂複合鋼板の機械的特性	10
1・3・2 樹脂複合鋼板の深絞り成形性	10
1・3・3 樹脂複合鋼板の張出成形性	13
1・3・4 樹脂複合鋼板の曲げ成形性	13
—— 第I部 薄鋼板の温度と成形性 ——	19
第2章 薄鋼板の機械的特性の温度依存性	20
2・1 緒言	20
2・2 実験方法	21
2・2・1 供試材	21
2・2・2 温度を変えた引張試験	24
2・2・3 m値の測定方法	26
2・3 実験結果	26
2・3・1 引張強さ(TS)の温度依存性	26
2・3・2 引張強さ(TS)のひずみ速度依存性	31
2・3・3 降伏強さ(YS)の温度依存性	33
2・3・4 伸び(El)の温度依存性	33
2・3・5 m値の温度依存性	38
2・3・6 n値の温度依存性	38
2・3・7 r値の温度依存性	38
2・4 結言	43
第3章 薄鋼板の深絞り成形性	46
3・1 緒言	46
3・2 実験方法	47
3・2・1 供試材	47
3・2・2 小型成形実験	48

3・2・3	自動車部品の実物成形実験	53
3・3	実験結果とその解析	53
3・3・1	小型成形実験による青熱強化深絞り法の効果	53
3・3・2	実物成形実験による青熱強化深絞り法・周辺加熱深絞り法の比較	60
3・3・3	温度を利用した深絞り成形モデル	68
3・3・4	ポンチ冷却深絞り法の効果	74
3・3・5	ポンチ冷却深絞り法の熱伝達挙動	75
3・3・6	変形発熱の概略計算	85
3・4	結言	89

第4章 薄鋼板の張出成形性 ----- 92

4・1	緒言	92
4・2	実験方法	93
4・2・1	供試材	93
4・2・2	球底ポンチ張出によるF.L.D.の求め方	93
4・3	実験結果	98
4・4	結言	98

第5章 薄鋼板の曲げ成形性 ----- 100

5・1	緒言	100
5・2	実験方法	101
5・2・1	供試材	101
5・2・2	ハット曲げ成形実験方法	101
5・2・3	成形品の形状測定方法	101
5・3	実験結果と考察	105
5・3・1	室温でのハット曲げ成形のスプリングバック	105
5・3・2	温間でのハット曲げ成形のスプリングバック	105
5・3・3	ハット曲げ成形のスプリングバックの解析モデル	110
5・4	結言	113

第6章 第I部の総括 ----- 117

6・1	薄鋼板の機械的特性の温度依存性	117
6・2	薄鋼板の深絞り成形性の温度依存性	119
6・3	薄鋼板の張出成形性の温度依存性	122
6・4	薄鋼板の曲げ成形性の温度依存性	123
6・5	結言	124

第7章 樹脂複合鋼板の機械的特性の温度依存性 129

7・1	緒言	129
7・2	樹脂複合鋼板の分類	130
7・2・1	制振鋼板	130
7・2・2	軽量ラミネート鋼板	131
7・3	実験方法	131
7・3・1	供試材	131
7・3・2	引張試験片	135
7・3・3	引張試験機及び試験温度	135
7・4	実験結果及び考察	138
7・4・1	引張強さ及び伸びの温度依存性	138
7・4・2	引張試験に於ける破断形態	138
7・4・3	芯材樹脂としてのナイロン6の引張特性	148
7・4・4	機械的特性の複合則	153
7・4・5	せん断接着強度の温度依存性	156
7・5	結言	156

第8章 樹脂複合鋼板の深絞り成形性 160

8・1	緒言	160
8・2	予備的実験	161
8・2・1	供試材	161
8・2・2	円筒深絞り試験	161
8・2・3	角筒深絞り試験	163
8・3	温度可変金型による低温及び温間深絞り成形実験方法	167
8・3・1	供試材	167
8・3・2	角筒深絞り成形実験方法	167
8・3・3	円筒深絞り成形実験方法	169
8・4	温度可変金型による低温及び温間深絞り成形実験結果	169
8・4・1	角筒深絞り成形実験結果	169
8・4・2	円筒深絞り成形実験結果	173
8・5	考察	175
8・5・1	霜潤滑の効果	175
8・5・2	霜潤滑の効果を除いたLDRの温度依存性	180
8・6	結言	183

第9章 樹脂複合鋼板の張出成形性	184
9・1 緒言	184
9・2 実験方法	185
9・2・1 恒温室内のエリクセン試験	185
9・2・2 温度を変えた球底ボンチ張出試験	185
9・2・3 芯材樹脂の伸びを変化させた室温での球底ボンチ張出試験	185
9・3 実験結果	188
9・3・1 恒温室内のエリクセン試験結果	188
9・3・2 温度を変えた球底ボンチ張出試験結果	188
9・3・3 芯材樹脂の伸びを変化させた室温での球底ボンチ張出試験結果	192
9・4 考察	192
9・5 結言	195
第10章 樹脂複合鋼板の曲げ成形性	197
10・1 緒言	198
10・2 実験方法	198
10・2・1 供試材	198
10・2・2 V曲げ成形実験方法	198
10・2・3 ハット曲げ成形実験方法	198
10・3 実験結果	204
10・3・1 V曲げ成形実験結果	204
10・3・2 ハット曲げ成形実験結果	204
10・4 V曲げ成形の有限要素法によるシミュレーション	204
10・4・1 計算条件	208
10・4・2 シミュレーション結果	208
10・5 結言	212
第11章 第II部の総括	214
11・1 樹脂複合鋼板の機械的特性の温度依存性	214
11・2 樹脂複合鋼板の深絞り成形性の温度依存性	215
11・3 樹脂複合鋼板の張出成形性の温度依存性	217
11・4 樹脂複合鋼板の曲げ成形性の温度依存性	218
11・5 結言	219
第12章 結論	223
12・1 薄鋼板と樹脂複合鋼板の成形性を支配する材料特性	223
12・2 薄鋼板と樹脂複合鋼板の最適成形温度	225

謝辭	229
----	-----

提出論文一覽	230
--------	-----

第1章 序論

1・1 緒言

金属の塑性変形挙動は多くの要因によって変化するが、特に温度の影響を強く受ける。温度が高くなれば金属が軟化し加工性が向上することは古くから知られており、昔の刀鍛冶から現代の熱間圧延や熱間鍛造などに至るまで広くこの性質が利用されている。しかしながら、自動車用薄鋼板のプレス成形などにおいては通常室温で成形されることが多く、自動車用薄鋼板の主流は加工性の良い軟鋼板であった。

1970年代の石油危機以降、自動車の軽量化及び乗員の安全対策のため高強度鋼板が多く用いられるようになった。高強度鋼板は軟鋼板に比較して成形性が劣化するため、成形技術面の工夫が従来以上に必要となり、温度を利用した成形技術も注目されるようになった。また、プレス成形の生産性向上のためトランスファープレスが普及してきた。このトランスファープレスは成形速度が大きいくつ単位時間当たりの生産個数が多いため、変形発熱が蓄積して金型温度の上昇が大きくなった。この温度上昇により薄鋼板の成形性が変化すると考えられ、薄鋼板の機械的特性の温度依存性及び成形性を調査する必要性が生じてきた。

また、最近制振鋼板や軽量ラミネート鋼板といった樹脂複合鋼板が開発され、実用に供せられるようになってきた。この樹脂複合鋼板は表皮鋼板と芯材樹脂という機械的特性の大きく異なるものの複合材料であり、その成形性は同一板厚の冷延鋼板と比較して劣ることが多いため、その成形性向上を図ることが必要である。この芯材樹脂は機械的特性の温度変化が大きいために経験的に知られており、成形温度を変化させることによりプレス成形性を向上できる可能性大である。

このような観点から、本論文では薄鋼板及び樹脂複合鋼板について、その機械的特性の温度依存性を調査すると共に、深絞り成形性・張出成形性及び曲げ成形性に及ぼす温度効果を検討した。特に、トランスファープレスに遇したポンチ冷却深絞り法、樹脂複合鋼板の低温成形法など、金型温度を制御する新しい成形技術の効果を明らかにした。

1・2 薄鋼板の温度を利用した成形研究の経緯と本論文の狙い

1・2・1 薄鋼板の機械的特性の温度依存性

鉄鋼及び他の金属の機械的特性の温度依存性については、室温以下の低温域から数百℃までの温度域にかけていくつかの調査結果^{1)~13)}が報告されている。また、金属薄板のプレス加工においても温度を利用してその加工性を向上させる研究がいくつか^{14)~18)}発表されており、その中でも機械的特性の温度依存性を扱ったものがある。ここでは、鉄鋼材料の機械的特性の温度依存性についての過去の調査結果についてまとめてみたい。

鉄鋼材料便覧¹⁾には、炭素含有量約0.25%の炭素鋼について、0℃から500℃までの温度範囲で機械的特性の温度依存性を報告している。この中で、引張強さ（以下、本論文ではTSと記す）は250℃から300℃で極大値を示し、伸び（以下、本論文ではE1と記す）は250℃から300℃で極小値を示すことが報告されている。この現象は一般に青熱脆性と呼ばれており、炭素含有量が増加するほど青熱脆性は高温側にずれることも報告¹⁾されている。

藤野ら²⁾は、炭素含有量約0.15%の炭素鋼(S15C)のFlow Stressの温度及びひずみ速度依存性について報告しており、この結果を図1.1に示す。図1.1からひずみ速度($\dot{\epsilon}$)が大きくなるほど青熱脆性に伴うFlow Stressの極大値は高温側に移行することが報告されており、Wongら³⁾も同様のことを指摘している。藤野ら²⁾は転移密度の温度及びひずみ速度依存性に及ぼす固溶(C+N)の影響を計算し、図1.2に示すような結果を報告している。図1.2の中で、kは相対濃度パラメーターで固溶(C+N)量を示している。転位密度が変形応力と正の相関を持つと仮定すると、ひずみ速度が大きくなるほど変形応力が高温側にずれること、及び固溶(C+N)が多くなるほど変形応力が高くなることを示している。また、竹山ら⁴⁾、阿部ら⁵⁾は、この青熱脆性は転位の移動速度と固溶(C+N)の拡散速度の同期によって起こることを報告している。

低温側の鉄鋼材料の機械的特性についてもいくつか^{7)~11)・13)}報告されている。周藤ら⁷⁾は-70~200℃の温度範囲での缶用素材の温度及びひずみ速度依存性について報告し、作井ら⁸⁾及び西野ら⁹⁾は-200℃~室温で極低温域を主体にひずみ速

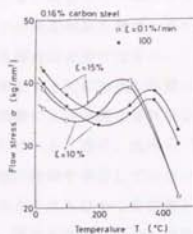


図1.1 ひずみ速度と温度のFlow Stress に及ぼす影響
(藤野ら²¹⁾)

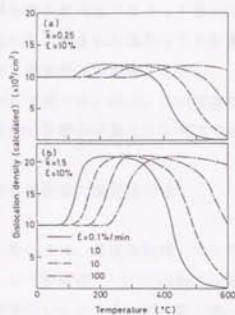


図1.2 ひずみ速度と温度の転位密度に及ぼす影響
(藤野ら²¹⁾)

度依存性について報告している。河合ら³⁰⁾ はオーステナイト系ステンレス鋼について-50～80℃の温度範囲での調査結果を報告しているが、-30℃から室温までの温度範囲での薄鋼板に関する調査は充分ではない。

また、薄鋼板の成形性を支配する材料特性の影響については、木原³²⁾ が室温での深絞り・張出などの成形実験による詳細な検討及び材料特性値を支配する金属学的な因子の検討結果を報告している。更に、五弓ら³³⁾ は変形抵抗の温度・ひずみ速度依存性についても詳細な検討結果を報告している。

このように、靱性脆性に伴うTS及びE1を主体とした調査結果及び極低温に於ける報告はいくつかあるが、温度を利用した成形技術の実用化という観点から重要となる-30℃から300℃程度の温度範囲についての、薄鋼板の機械的特性の温度依存性に関する調査は不十分であった。特に、TS及びE1も含めて、成形性を評価する上で重要とされる他の降伏点（以下、YSと記す）、均一伸び（以下、U.E1と記す）、局部伸び（以下、L.E1と記す）、均一伸び（以下n値と記す）、塑性ひずみ比（以下、r値と記す）、ひずみ速度硬化指数（以下、m値と記す）に関する報告は少ない。また、従来成形性を悪化させるとして極力少なくするようにしてきた固溶(C+N)についても、図1.2に示された藤野ら³¹⁾の計算結果は実験的に証明されていない。かかる観点から、本報告では実験を主体に、-30℃から600℃の範囲で引張試験を行った結果について述べる。特に、この調査は後述する深絞り、張出、曲げ成形性に及ぼす材料特性の影響の定量化に不可欠である。

1・2・2 薄鋼板の深絞り成形性の温度依存性

金属薄板の深絞り加工に於いては、温度を利用してその加工性を向上させる研究が、福井³³⁾ をはじめいくつか報告^{33)～34)} されている。福井³³⁾ はアルミニウム及び鉛の円筒深絞り成形を行い、ポンチ・ダイ共に均一加熱した場合は成形限界が室温よりも劣下するが、ポンチを加熱せずダイのみ加熱した場合に成形限界が向上することを報告している。以後、戸澤³⁴⁾ はポンチに接する部分を冷延ままとし周辺部のみ焼鈍した純アルミニウム板を用いて、フランジ部のみ加熱してポンチとフランジ部の間に温度こう配を付与して円筒深絞り成形を行うと絞り比4.0が得られることを報告している。また、宮川³⁵⁾・西村ら³⁶⁾・渡辺ら³⁷⁾・阿部ら³⁸⁾

などはフランジ部の加熱とポンチの強制冷却を併用すると絞り比が向上することを報告している。このように過去の研究の多くは、フランジ部を加熱してポンチとの間に温度こう配を与える「周辺加熱深絞り法」であった。また、河合ら²¹¹はオーステナイト系ステンレス鋼のマルテンサイト変態によって生ずる変態誘起塑性を利用する深絞り成形法として、ポンチを $-20\sim-36^{\circ}\text{C}$ とすると限界絞り比が向上することを報告している。

このように、ポンチの強制冷却を主体とした検討^{177), 187), 211), 287), 311)}だけでなく、厚板を 700°C に加熱して成形すると限界絞り比が向上するという竹本ら²³¹⁾の報告、オーステナイト系ステンレス鋼のマルテンサイト変態を防止して穴広げ比を向上させるための加熱打ち抜き法についての川瀬ら²⁴¹⁾の報告、及び極低温加工実験用の装置²²¹⁾など様々な検討がなされてきた。

従来の研究の主流であった「周辺加熱深絞り法」に対して、町田・中川²⁵¹⁾は市販の板厚 0.8mm のアルミキルド鋼板及び板厚 1.6mm の熱延リムド鋼板を用いて、ランクの中心部を予め局部焼入れしてフランジ部よりも硬くして円筒深絞り成形を行うと、限界絞り比（以下、 LDR と記す）が向上することを報告している。更に、町田・中川²⁷¹⁾及び町田²⁹¹⁾は深絞り装置に高周波誘導装置を連設して、フランジ部を加熱軟化して深絞りする方法（フランジ加熱法）及びポンチ頭部を局部加熱して青熱脆性域での強度上昇を利用し破断を回避する方法（青熱法）を比較検討している。この結果を図1.3に示す。この図1.3から、町田²⁹¹⁾はフランジ加熱法の方が得られる LDR が高いが、局部的に破断が起る場合には破断危険部位のみを強化する青熱法が、工業的には有利ではないかと述べている。

しかしながら、この町田・中川²⁷¹⁾及び町田²⁹¹⁾の提言したフランジ加熱法（以下、「周辺加熱深絞り法」と記す）及び青熱法（以下、「青熱強化深絞り法」と記す）について、工業的実用化の観点での両者の比較検討、その場合の最適材料、及び鋼板の加熱方法などについては検討が不十分であった。また、この温度を利用した深絞り成形技術の効果に対して材料特性との対比が十分ではなく、深絞り成形に対する材料特性の影響が不鮮明であった。更に、近年普及したトランスファープレスに於いては、打ち抜き成形での金型及び材料の温度上昇に関する高石ら²³¹⁾の報告、ポンチ表面温度の測定法に関する田村ら²⁶¹⁾の報告、及びオイルパン成形時に変形発熱の蓄積による金型温度の上昇により成形性が劣下するとの著者ら²⁸¹⁾の報

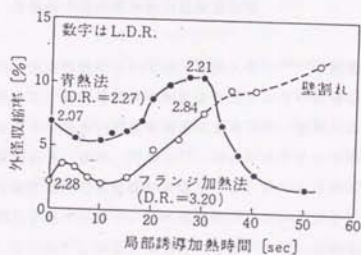


図1.3 局部加熱深絞りにおける成形限界の変化
 [軟鋼板, SPHC ($t=1.6\text{mm}$)]
 (町田^{2*)})

告などがある。しかしながら、この金型温度の上昇を利用した成形法についても、検討されていなかった。

このような観点から、本論文では主に以下のことについて検討した。

- (1)『周辺加熱深絞り法』と『青熱強化深絞り法』の比較検討。
- (2)トランスファープレスに於ける変形発熱の蓄積による金型温度の上昇を利用した「ポンチ冷却深絞り法」の検討。
- (3)温度を利用した深絞り成形に対する最適材料の検討。
- (4)深絞り成形に対する材料特性の対比により、温度を利用した深絞り成形技術の原理を明確化する。

1・2・3 薄鋼板の張出成形性の温度依存性

金属薄板の張出成形性については、町田・中川³⁷⁾の超塑性板(Zn-22%Al)のバルジ成形に於いて、高周波誘導加熱によりブランクの板厚ひずみの大きい部位を低温に、板厚ひずみの小さい部位を高温にする不均一加熱により、板厚の均一化が図れるとの報告がある。また、河合ら³¹⁾はオーステナイト系ステンレス鋼を用いて-40~80℃の温度範囲で張出成形試験を行い、みつろうのポンチ面潤滑の場合張出限界高さが25℃で最大となり、これは材料の伸びが最大となる温度に一致していることを報告している。このような2件の報告^{31), 37)}はあるが、温度を変えた張出成形は余り研究されていないようである。

しかしながら、温度変化のない室温での薄鋼板の張出成形性については多くの報告^{38)~41)}がある。中島ら³⁸⁾、中島³⁹⁾、Keelerら⁴⁰⁾は球底ポンチ張出成形による2軸変形下での変形限界曲線(Forming Limit Diagramの略で、以下FLDと記す)の求め方を提案している。林⁴¹⁾は、この中島ら³⁸⁾の方法で張出成形性に及ぼすn値とr値の影響を調査し、n値が大きいほど張出成形性が高いが、r値の影響は破断位置により異なることを報告している。また、Backofen⁴²⁾も同様にn値が大きいほど張出成形性が高いことを報告している。また、最近ではNakamachi⁴³⁾やKimら⁴⁴⁾のように有限要素法による張出成形のシミュレーションも行われるようになってきた。

このように、温度変化のない室温での薄鋼板の張出成形性については調査されて

きたが、温度を変化させた場合の薄鋼板の張出成形性については調査が不十分であり、有限要素法によるシミュレーションも材料特性の影響を定量的に把握するまでに至っていない。本報告では、かかる観点から温度を変化させた球底ポンチ張出成形によりFLDを求め、張出成形性に及ぼす材料特性の影響を実験的に明らかにした。

1・2・4 薄鋼板の曲げ成形性の温度依存性

曲げ成形は、ハット曲げ成形・V曲げ成形・縮フランジ曲げ・伸びフランジ曲げなど多くの成形法がある。温度を利用した曲げ成形では、プラスチックのV曲げ成形を扱った中川ら⁴⁵⁾の報告、及び町田ら⁴⁶⁾の硬ぜい性の金属材料のV曲げ成形の報告、及び竹本ら³³⁾の厚板のV曲げ成形に関するものがある。町田ら⁴⁶⁾は、室温成形では殆ど延性がなくV曲げ成形するとすぐ亀裂を生じて破断してしまう硬ぜい性の金属材料を、直接通電加熱すると成形できるようになると報告している。また、竹本ら³³⁾は厚板を500℃以上に加熱して成形するとV曲げ成形時の破断を防止できると報告している。このように、V曲げ成形の破断防止のために温度を利用する報告はあるが、スプリングバックに関するものやその他の曲げ成形法について、薄鋼板を主体として温度を変えた調査は殆ど報告されていない。

しかしながら、温度変化のない室温での薄鋼板の曲げ成形性については林ら⁴⁷⁾などの報告^{48)・49)}がある。林ら⁴⁷⁾はハット曲げ成形後の成形品の形状を測定し、スプリングバックによる変形は材料特性の引張強さ(TS)の影響が大きいことを指摘している。著者ら^{48)・49)}は縮フランジ曲げ成形後の成形品のスプリングバックを実験⁴⁸⁾及び有限要素法による解析⁴⁹⁾を行い、この成形では板厚ひずみが小さいために、スプリングバックは素材の降伏点と板厚の影響が大きいことを指摘している。

近年、自動車用鋼板に於いては米国をはじめとして再びクローズアップされてきた。このため、超高強度鋼板⁵⁰⁾などが開発され、その成形品のスプリングバックが大きいことが指摘⁵¹⁾されている。ハット曲げ成形は自動車のフレーム類の基本形状であり、その成形品のスプリングバックに及ぼす材料特性の影響を明確化すると共に抑制手段の検討が必要である。

かかる観点から、本報告では室温から400℃の温度範囲で、30kgf/mm²級の軟鋼板から100kgf/mm²級の超高強度鋼板のハット曲げ成形を行い、その成形品のスプリングバックに及ぼす材料特性の影響を明確化すると共に、温度を利用したスプリングバックの抑制方法の検討を行った。

1・3 樹脂複合鋼板の成形性に関する研究の経緯と本論文の狙い

樹脂複合鋼板については、近年軽量ラミネート鋼板³¹⁾や制振鋼板³²⁾が開発されたばかりであり、樹脂複合鋼板の温度と成形性を扱った論文は著者ら^{33), 34), 35)}以外には殆ど報告されていない。このため、ここでは樹脂複合鋼板の成形性を扱った論文^{31)~32)}を機械的特性・深絞り成形性・張出成形性及び曲げ成形性に分類し、その研究の経緯と本論文の狙いを述べることにする。

樹脂複合鋼板は表皮鋼板と芯材樹脂という特性の大きく異なるものの複合材料であり、芯材樹脂の比較的薄い制振鋼板と比較的厚い軽量ラミネート鋼板に分類される。この樹脂複合鋼板はV曲げ成形を行うと、由田³⁶⁾など多くの報告が指摘しているように、図1.4のような折れ曲がり現象が生ずる。由田³⁶⁾は図1.4において、単一組成の一枚板及び単純に重ねただけの二枚板の成形ではこの折れ曲がり現象は見られず、樹脂複合鋼板を成形した場合にのみこの折れ曲がり現象が生ずることを報告している。この原因は、樹脂複合鋼板では表皮鋼板と芯材樹脂のせん断接着強度が影響し、この強度が単一組成の一枚板よりは小さく、単純に重ねただけの二枚板のように零ではないためであろうと由田³⁶⁾は指摘している。また、本田ら³⁷⁾は図1.5に示すように、せん断接着強度が小さい場合には成形性は同一板厚の鋼板よりも劣下し、大きい場合には成形性が同一板厚の鋼板なみになると報告している。

芯材としての合成樹脂は温度によりその機械的特性が大きく変化することが知られており、温度を変化させると樹脂複合鋼板の成形性は大きく変化すると考えられる。

1・3・1 樹脂複合鋼板の機械的特性の温度依存性

樹脂複合鋼板は表皮鋼板と芯材樹脂という特性の大きく異なるものの複合材料であり、その機械的特性についてはいくつかの報告^{21)~23), 26), 27), 28)}があるが、表皮鋼板と芯材樹脂の板厚比に対応した複合則が成立するか否か、及び成形性と関連づけた機械的・せん断接着強度の調査が主なものである。

制振鋼板に関しては、佐々木²¹⁾は引張試験による3方向の機械的特性は表皮鋼板の特性と殆ど同じとなると報告している。しかし、この場合芯材樹脂の板厚比が小さいため、複合則が成立するか否かについては言及されていない。

軽量ラミネート鋼板については、Dicelo, J. A.²¹⁾及び山本ら²⁴⁾は引張強さ及び降伏強さについては複合則が成立するが、伸びに関しては表皮鋼板の伸びに一致するかまたは若干上回る程度で複合則は成立しないとの報告がある。

また、樹脂複合鋼板の成形性には、表皮鋼板と芯材樹脂のせん断接着強度が大きく影響することが多く発表^{20)~24), 27), 28), 31)}されている。その多くは由田²⁰⁾や本田ら²²⁾の発表のように、せん断接着強度が大きいかほど成形性が向上するというものである。一般に芯材樹脂が硬質化すればせん断接着強度は大きくなるが、制振性能や製造コストを考えるとせん断接着強度の向上には限界がある。しかしながら、芯材樹脂は温度が低くなるほど硬質化するため、低温成形の場合にはせん断接着強度が向上し、成形性が向上する可能性がある。

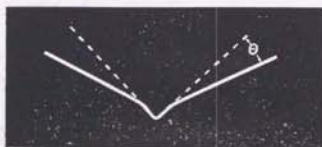
かかる観点から、本報告では-30℃から100℃の範囲で、温度を変えて引張試験を行った結果についてまとめた。この調査は、単に樹脂複合鋼板の機械的特性の温度依存性及び複合則の検討に止まらず、後述する深絞り成形性・張出成形性及び曲げ成形性の温度依存性と対応させて、樹脂複合鋼板の成形性支配因子を明確化する上で不可欠である。

1・3・2 樹脂複合鋼板の深絞り成形性の温度依存性

樹脂複合鋼板の深絞り成形についてはいくつかの報告^{22)~23), 31)}がある。本田ら²¹⁾は円筒深絞り成形の限界絞り比や円錐台成形のボディしわの調査を行い、樹



(a) 1.2 mm monolithic sheet



(b) 0.6/0.15/0.6 laminated sheet



(c) 0.6 mm + 0.6 mm piled up sheets

図1.4 V曲げ成形後の断面写真例
(由田⁸⁰⁾)

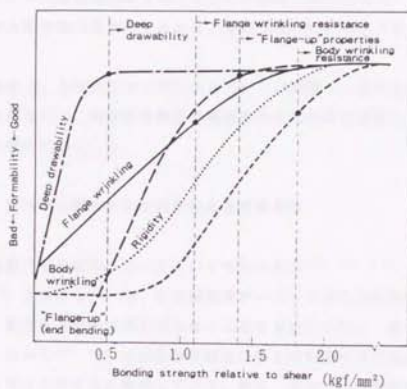


図1.5 樹脂複合鋼板の成形性とせん断接着強度の関係
(本田ら²⁾)

樹脂複合鋼板の成形性は同じ板厚の単一組成の鋼板よりも劣っているが、せん断接着強度を向上させると同じ板厚の単一組成の鋼板なみになると報告している。また、小嶋ら^{72), 73)} はオイルパンの成形において制振鋼板はしわが発生しやすく、これもせん断接着強度が低い場合に発生しやすいことを報告している。柚島ら⁸⁸⁾ は、円筒深絞り成形に於けるフランジしわの発生は芯材樹脂層厚が増加するほど大きくなり、これはフランジ拘束力の低下によるのではないかと指摘している。

このように、せん断接着強度を向上させると深絞り成形性は向上するので、低温成形によりせん断接着強度が向上すれば、深絞り成形性が向上できる可能性大である。

かかる観点から、本報告では -30°C から 100°C の範囲で、温度を変えて円筒及び角筒深絞り成形を行い、樹脂複合鋼板の低温成形の効果及び深絞り成形性に及ぼす材料特性の影響を明確化した。

1・3・3 樹脂複合鋼板の張出成形性の温度依存性

樹脂複合鋼板の張出成形についてもいくつかの報告^{54), 55), 60), 65), 67), 81)}がある。原ら⁶¹⁾及び林ら⁶⁷⁾は、表皮鋼板厚が一定ならば芯材樹脂厚やボンチ肩半径によらず、樹脂複合鋼板の張出成形高さは表皮鋼板のそれに一致すると報告している。また、山本ら^{84), 85)}は樹脂複合鋼板の張出成形高さは樹脂複合鋼板の3方向平均の n 値に比例すると報告している。更に、由田⁸⁹⁾は制振鋼板の張出性は表皮鋼板の延性に左右され、せん断接着強度の影響が少ないと報告している。

本報告では、 -30°C から 100°C の範囲で球底ボンチによる張出成形、及び 5°C から 35°C の範囲での恒温室内でのエリクセン試験を行い、張出成形性に及ぼす材料特性の影響を明確化した。

1・3・4 樹脂複合鋼板の曲げ成形性の温度依存性

樹脂複合鋼板の曲げ成形についてもいくつかの報告^{39)~61), 66), 67), 74)~80)}がある。由田⁸⁹⁾は、制振鋼板のV曲げ成形において、表裏の表皮鋼板がずれて折れ曲がる現象が生ずること、及びこの現象はせん断接着強度が非常に低いかまたは

高い場合には発生しないことを報告している。この現象は、実験及び有限要素法などによるシミュレーションを通じて多くの研究者が指摘^{74), 78) ~ 80)}している。しかしながら、ハット曲げ成形に於ける成形品のスプリングバックに関する報告は殆どない。

このように、せん断接着強度を向上させるとV曲げ成形性は向上するので、低温成形によりせん断接着強度が向上すれば、V曲げ成形性が向上できる可能性大である。また、樹脂複合鋼板のハット曲げ成形に於ける成形品のスプリングバックの調査は殆ど行われていない為、この調査も樹脂複合鋼板の用途拡大には不可欠である。

本報告ではかかる観点から、 -5°C から室温の範囲でのV曲げ成形試験結果及び有限要素法によるシミュレーション、及び -20°C から 100°C の範囲でのハット曲げ成形に於ける成形品のスプリングバックの調査を行い、曲げ成形性に及ぼす材料特性の影響を明確化した。

[参考文献]

- 1) 日本金属学会、日本鉄鋼協会編：鉄鋼材料便覧。(1985), 61.
- 2) 藤野宗昭、新田哲夫、山本正弘、平修二：材料, 20-214 (1971), 827.
- 3) Wong, N.K., Arkun, B.H., Roberts, W.T., Wilson, D.V.: *Memories scientifiques review metallurgie*, Mars (1980), 413.
- 4) 竹山太郎、高橋平七郎：純鉄の精製と性質 (鉄鋼基礎共同研究会編), (1971), 115.
- 5) 阿部光延、小甲康二、新井信一、速水哲博：日本金属学会誌 45-9 (1981), 942.
- 6) 作井誠太、酒井 拓：日本金属学会誌, 40-3 (1976), 263.
- 7) 周藤悦郎、Hansson, A. : 塑性と加工, 11-112 (1970), 351.
- 8) 作井誠太、中村正久、大森正信：鉄と鋼, 49-7 (1963), 996.
- 9) 西野知良、本間浩夫：鉄と鋼, 57-6 (1971), 954.
- 10) 田中吉之助、野島武敏：材料, 20-210 (1971), 418.
- 11) 浅尾 宏、小林 勝：塑性と加工, 26-299 (1985), 1181.
- 12) 花木香司、開発清和、加藤健三：塑性と加工, 31-357 (1990), 1208.
- 13) 木原諄二：第9回西山記念講座, (1970), 37.
- 14) 五弓勇雄、木原諄二：塑性と加工, 6-54 (1965), 403.
- 15) 福井伸二：科研報告, 第24集, (1948), 691.
- 16) 戸澤康壽：塑性と加工, 1-1 (1960), 23.
- 17) 宮川松男：機誌, 62-484 (1958), 713.
- 18) 西村 尚、川上芳正、宮川松男：塑性と加工, 16-177 (1975), 955.
- 19) 鈴木信行：第39回塑加工連講論 (1988), 25.
- 20) 花木香司、國里竜也、開発清和、加藤健三：第38回塑加工連講論 (1987), 373.
- 21) 渡部豈臣、坂井 修、後藤隆夫、山崎栄一、鈴木誠一：第36回塑加工連講論 (1987), 257.
- 22) 鈴木元治、金子純一、菅又 信：昭58春塑加工連講論 (1983), 583.
- 23) 藤岡敏行、菅又 信、金子純一：昭58春塑加工連講論 (1983), 587.
- 24) 金子純一、菅又 信：昭59春塑加工連講論 (1984), 385.

- 25) 小林 勝、北沢君義、三村 治：昭59春塑加講論（1984），377.
- 26) 阿部佑二、吉田正勝：第40回塑加連講論（1989），53.
- 27) 町田輝史、中川威雄：塑性と加工，16-171（1975），291.
- 28) 町田輝史、中川威雄：塑性と加工，16-169（1975），148.
- 29) 町田輝史：塑性と加工，17-184（1976），425.
- 30) 松倉孝典、須藤誠一、大上哲郎、滝田道夫：平2春塑加講論（1990），13.
- 31) 河合 望、後藤 学、松田敏雄：塑性と加工，15-156（1974），11.
- 32) 小林 勝：塑性と加工，26-295（1985），833.
- 33) 竹本喜道、増本展祥、中村克昭：塑性と加工，24-271（1983），859.
- 34) 川瀬尚男、竹添明信：鉄と鋼，60-4（1974），S319.
- 35) 高石和年、前田禎三：塑性と加工，21-232（1980），431.
- 36) 田村 清、富田正一：塑性と加工，18-192（1977），29.
- 37) 町田輝史、中川威雄：塑性と加工，16-177（1975），988.
- 38) 中島浩衛、菊間敏夫、長島晋一：日本機械学会論文集、17-184（1975），988.
- 39) 中島浩衛：塑性と加工，11-109（1970），112.
- 40) Keeler, S. P., Backofen, W.A. : Trans. ASM, 56, 25 (1963)
- 41) 林 豊：第41回塑性加工学講座「薄板のプレス成形の理論と実際」，（1986），99.
- 42) Backofen, W. A. : Deformation processing, Addison-Wesly Publishing Company (1972)
- 43) Nakawachi, E. : Proceedings of the 3'rd ICTP (1990), 1129.
- 44) Kim, Y. H., Wagoner, R. H. : Proceedings of the 3'rd ICTP (1990), 1129.
- 45) 中川威雄、鈴木 清、町田輝史：塑性と加工，16-172（1975），379.
- 46) 町田輝史、中川威雄、鈴木 清、岡井紀彦：塑性と加工，19-207（1978），308.
- 47) 林 豊、高木美智雄：鉄と鋼，68-9（1982），1236.

- 48) 福原新一郎、田村邦典、玉田 剛、滝田道夫、大上哲郎、片山知久：
平1春塑加講論（1989），375.
- 49) 片山知久、大上哲郎、滝田道夫、福原新一郎、田村邦典、玉田 剛：
平1春塑加講論（1989），379.
- 50) 岩谷二郎、郡田和彦、宮原征行、小久保一郎：第36回塑加連講論
（1985），309.
- 51) Dicello, J. A. : SAE Technical Paper Series (1980), No.800078.
- 52) McKenna, L. W., Wohl, M. H., Woodbrey, J.C. : SAE Technical
Paper Series (1980), No.800079.
- 53) Miller, W. K. : SAE Technical Paper Series (1980), No.800077.
- 54) 山本弘園、西村 尚、淡路美治：塑性と加工，26-291（1985），380.
- 55) 山本弘園、西村 尚、淡路美治：第32回塑加連講論（1981），471.
- 56) 山本弘園、西村 尚、淡路美治：昭58年春塑加講論（1983），33.
- 57) 篠崎正利、松本義裕、角山浩三：塑性と加工，26-291（1985），409.
- 58) 原 健治、松本義典、竹添明信：昭59年春塑加講論（1984），429.
- 59) 由田征史：昭59年春塑加講論（1984），433.
- 60) 由田征史：塑性と加工，26-291（1985），394.
- 61) 由田征史：第36回塑加連講論（1985），353.
- 62) 本田忠史、江嶋瑞男：鉄と鋼，72-13（1986），S 1621.
- 63) 大上哲郎、橋本浩二、滝田道夫、江嶋瑞男、遠藤 紘：
第38回塑加連講論（1987），417.
- 64) 伊藤耿一、佐川武俊：第38回塑加連講論（1987），413.
- 65) 原 健治、仲子武文、竹添明信：第34回塑加連講論（1983），5.
- 66) 林 豊、高谷 勝、長井弘行：昭58年春塑加講論（1983），29.
- 67) 林 豊、高谷 勝：プレス技術，22-4（1984），47.
- 68) 柚島善之、野村伸吾、小久保一郎：昭53年春塑加講論（1978），369.
- 69) 橋本浩二、大上哲郎、滝田道夫、江嶋瑞男、遠藤 紘：
第38回塑加連講論（1987），421.
- 70) 伊藤耿一、佐川武俊：第39回塑加連講論（1988），43.
- 71) 浜野秀光、真鍋健一、西村 尚：昭61年春塑加講論（1986），71.

- 72) 小嶋正康、高木美智雄：第36回塑加連講論（1985），349.
- 73) 小嶋正康、高木美智雄：第38回塑加連講論（1987），401.
- 74) 佐川武俊、伊藤耿一、寺田正徳、吉田 亨：
第40回塑加連講論（1989），17.
- 75) 佐藤金司、阿部祐二、角山浩三、松本義裕、宮 隆一、狩野政春：
昭61年春塑加講論（1986），291.
- 76) 広瀬洋三、小嶋正康：昭61年春塑加講論（1986），95.
- 77) 牧野内昭武、吉田 茂、平林義啓、真下義雄：
昭62年春塑加講論（1987），183.
- 78) 吉田総仁：昭62年春塑加講論（1987），175.
- 79) 牧野内昭武、吉田 茂、小川秀夫：塑性と加工，29-330（1988），755.
- 80) 小林 章、多田昭郎、藤原治生、渡辺健一、豊島史郎：
第40回塑加連講論（1989），461.
- 81) 大上哲郎、橋本浩二、江嶋瑞男、滝田道夫：
塑性と加工，31-352（1990），639.
- 82) 佐々木雄貞：プレス技術、22-4（1984）、52.

第 I 部、薄鋼板の温度と成形性

2・1 緒言

金属の塑性変形挙動は多くの要因によって変化するが、低炭素鋼板の場合には特に変形温度及びひずみ速度の影響を強く受ける。しかしながら変形温度を例にとった場合、通常のプレス成形では一応室温という温度断面での成形性や材料特性を問題にしているが、室温から600℃程度までの温間・亜温間という温度断面では、或いは-30℃程度から室温までの冷間という温度断面では、室温と異なった成形性や材料特性を得ることができると考えられる。

温間・亜温間という温度断面での鉄鋼材料の機械的特性の温度依存性についてはいくつかの報告^{1)~8)}がある。鉄鋼材料便覧¹⁾には炭素鋼(含有炭素量約0.25%)について0℃から500℃までの温度範囲で、引張強さ・降伏強さ・伸びなどの温度依存性を調査しており、引張強さは250℃~300℃の温度範囲で極大値を示すと共に、伸びは250℃~300℃の温度範囲で極小値を示すことが報告されている。この現象は、一般に青熱脆性(Blue shortness: 又はBlue brittleness)と呼ばれている。この青熱脆性に対して、含有炭素量・ひずみ速度・固溶(C+N)の影響などについていくつか報告^{1)~3)}されている。鉄鋼材料便覧¹⁾には含有炭素量の影響として、電解鉄から0.75%まで変化させた場合に青熱脆性に伴う引張強さの極大値を示す温度が高くなることが報告されている。また、藤野ら²⁾及びWongら³⁾はひずみ速度が大きくなるほど引張強さの極大値を示す温度が高くなることを報告している。更に、竹山ら⁴⁾は純鉄(含有炭素量約0.006%)の一軸引張試験における応力-ひずみ関係を測定し、100℃~300℃の温度範囲で鋸状の応力-ひずみ曲線(セレーション)が現れることを報告している。阿部ら⁵⁾はこのセレーションは固溶(C+N)と転移の固着・離脱によって起こる現象(動的ひずみ時効)であり、固溶(C+N)が多い場合に引張速度を遅くすると室温でもセレーションが起こることを報告している。また、主として青熱脆性域以上の温度範囲での純鉄多結晶体の機械的特性の温度依存性を検討したものとしては、作井ら⁶⁾の報告がある。

-30℃程度から室温までの冷間という温度断面を含む温度域での鉄鋼材料の機械

的特性の温度依存性を検討したものも、いくつか^{7)~9)}報告されている。 -70°C ~ 200°C の靱性域以下の温度範囲での圧延素材の機械的特性を検討したものとして、岡藤ら⁷⁾の報告がある。また、 -200°C ~室温までの低温域での機械的特性のひずみ速度依存性を調査したものとしては、作井ら⁸⁾及び西野ら⁹⁾の報告がある。更に、オーステナイト系ステンレス鋼について -50°C ~ 80°C の温度範囲で機械的特性の温度依存性を調査した河合ら¹⁰⁾の報告がある。

また、薄鋼板の成形性を支配する材料特性の影響については、木原¹¹⁾が室温での深絞り・張出などの成形実験をもとに詳細な検討を行っている。更に、五弓ら¹²⁾は変形抵抗の温度及びひずみ速度依存性について検討を行い、固溶(C+N)の影響についても報告している。

このように、靱性域を含む温間・亜温間という温度断面或いは冷間という温度断面での鉄鋼材料の機械的特性の調査結果はいくつか^{11)~10), 12)}報告されてきた。また、室温での機械的特性と深絞り・張出などの成形性との対応¹¹⁾も検討されてきた。しかしながら、これらの報告は靱性域に関する調査結果^{11)~9)}に代表されるように冶金学的な見地から機械的特性の温度依存性を検討したものが多く、薄鋼板の成形性を論ずる上で重要とされる r 値・ n 値・ m 値・均一伸び・局部伸びなどの温度依存性については検討が不十分であった。更に、最近多く使用されるようになった $35\sim 60\text{kgf/mm}^2$ 級の高強度鋼板及び 100kgf/mm^2 級の超高強度鋼板などについてもその機械的特性の温度依存性は殆ど検討されていない。

この報告は、 -30°C から 600°C 程度の冷間から温間の温度域に於いて温度を利用した成形技術を検討するために、低炭素アルミキルド鋼・極低炭素チタン添加鋼・ $35\sim 60\text{kgf/mm}^2$ 級の超高強度鋼板及び 100kgf/mm^2 級の超高強度鋼板などについて、機械的特性の温度依存性を調査したものである。

2・2 実験方法

2・2・1 供試材

供試材は表2.1及び表2.2に示すような鋼種・製造方法・固溶(C+N)量・含有成分及び室温での機械的性質を持つ、板厚 $0.7\sim 1.2\text{ mm}$ の冷間圧延鋼板を用いた。

表2.1 供試材の板厚・鋼種・製造方法・固溶 (C+N) 一覧表

符号	板厚 (mm)	鋼 種	製 造 方 法	固溶 (C+N) 量 (ppm)
A	0.8	I F 鋼	極低炭素の添加鋼を塩浴炉焼鈍 (図1)	0
B	0.8	低炭素78Mn鋼	実機箱型焼鈍による (DDQ)	1
C	0.8	低炭素78Mn鋼	塩浴炉焼鈍 (図1) による400℃水冷材	10
D	0.8	低炭素78Mn鋼	塩浴炉焼鈍 (図1) による500℃水冷材	20
E	0.8	低炭素78Mn鋼	塩浴炉焼鈍 (図1) による600℃水冷材	30
F	0.8	低炭素78Mn鋼	塩浴炉焼鈍 (図1) による700℃水冷材	70
G	1.2	I F 鋼	実機箱型焼鈍による (EDDQ)	0
H	1.2	低炭素78Mn鋼	実機箱型焼鈍による (DDQ)	2
I	0.7	40kgf/mm ² 級HSS	実機連続焼鈍による (DQ)	0
J	1.0	40kgf/mm ² 級HSS	実機連続焼鈍による (CQ)	8~10
K	1.0	45kgf/mm ² 級HSS	実機連続焼鈍による (CQ)	8~10
L	1.0	60kgf/mm ² 級HSS	実機連続焼鈍による (CQ)	8~10
M	0.8	35kgf/mm ² 級HSS	実機箱型焼鈍による (DQ)	未測定
N	0.8	38kgf/mm ² 級HSS	実機箱型焼鈍による (DQ)	未測定
O	0.8	60kgf/mm ² 級HSS	実機連続焼鈍による (CQ)	未測定
P	0.8	100kgf/mm ² 級HSS	実機連続焼鈍による (CQ)	未測定

表2.2 供試材の含有成分及び室温での機械的性質一覧表

符号	含有成分 (重量%)						YS (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	T.EI (%)	n 値 5-15	r 値 15%
	C	Si	Mn	P	S	Ti					
A	0.004	0.01	0.27	0.01	0.015	0.07	14.2	28.9	49.7	0.27	1.82
B	0.04	0.01	0.25	0.01	0.012	-	17.1	30.6	44.9	0.24	1.54
C	0.04	0.01	0.28	0.01	0.014	-	21.8	32.8	42.3	0.23	1.01
D	0.04	0.01	0.28	0.01	0.014	-	23.4	33.7	39.8	0.22	0.98
E	0.04	0.01	0.28	0.01	0.014	-	25.1	35.2	34.9	0.21	0.95
F	0.04	0.01	0.28	0.01	0.014	-	27.8	37.2	19.1	-	-
G	0.0035	0.01	0.28	0.01	0.012	0.07	14.2	28.8	54.8	0.29	2.27
H	0.042	0.01	0.33	0.01	0.011	-	17.8	32.5	46.1	0.25	1.58
I	0.008	0.07	0.87	0.08	0.007	0.07	26.8	44.2	34.8	0.23	1.60
J	0.04	0.01	0.23	0.01	0.012	-	33.5	41.2	33.9	0.18	1.01
K	0.06	0.02	0.23	0.08	0.012	-	36.2	45.4	31.0	0.17	0.98
L	0.09	0.65	0.82	0.01	0.008	0.09	49.1	64.5	21.1	-	-
M	0.035	0.01	0.25	0.07	0.012	-	20.7	35.9	38.8	0.24	1.57
N	0.051	0.01	0.28	0.09	0.014	-	20.9	33.5	40.2	0.24	2.02
O	0.08	0.72	0.85	0.01	0.009	0.10	45.2	59.4	28.1	0.14	0.95
P	0.13	0.48	2.23	0.01	0.002	0.06	61.3	104.	20.6	-	-

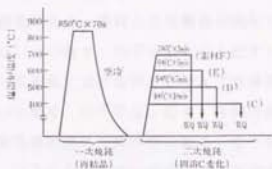


図2.1 塩浴炉での焼鈍条件
(WQ は Water Quench の略で水冷の意味である)

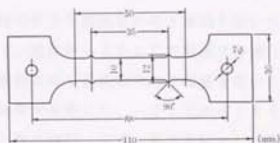


図2.2 温間引張用特殊形状試験片

。素材A及びC～Fは冷間圧延ままの素材を、図2.1に示すような方法で塩浴炉にて焼鈍及び水冷を行って固溶(C+N)量を変化させたものである。素材B及びHは実機箱型焼鈍で製造した深絞り用(Deep Drawing Qualityの略で、以下DDQと記す)冷間圧延鋼板である。素材Gは実機箱型焼鈍で製造した超深絞り用(Extra Deep Drawing Qualityの略で、以下EDDQと記す)冷間圧延鋼板である。素材Iは極低炭素チタン添加鋼にMn及びPを加えて実機連続焼鈍で製造した絞り用(Drawing Qualityの略で、以下DQと記す)冷間圧延鋼板である。素材J～L及び素材O～Pは、実機連続焼鈍で試験的に製造した一般用または加工用(Commercial Qualityの略で、以下CQと記す)冷間圧延鋼板である。素材M～Nは実機箱型焼鈍で製造した絞り用(DQ)冷間圧延鋼板である。

室温での機械的特性は全て3方向平均の値とし、r値はJIS13号A引張試験片で15%の伸びひずみを与えて測定し、n値はJIS5号引張試験片で伸びひずみ5～15%で算出した。n値及びr値が記入されていない材料は均一伸びが15%に達しなかったため、測定できなかったことによる。

2・2・2 温度を変えた引張試験

引張試験片としては、JIS5号引張試験片・JIS13号B引張試験片及び図2.2に示すような特殊形状の引張試験片の3種類を用いた。素材I～LはJIS5号引張試験片を用いて、室温から300℃の範囲で詳細な機械的特性の調査を行った。に示すような特殊形状の引張試験片の3種類を用いた。素材G及び素材HはJIS13号B引張試験片を用いて、-30℃から100℃までの範囲で引張強さ(以下、TSと記す)及び伸び(以下、E1と記す)に関する調査を行った。それ以外の素材、即ち素材A～F及び素材M～Pは図2.2に示すような特殊形状の引張試験片を用いて、室温から600℃の範囲で、TS及びE1に関する調査を行った。

引張試験機としては、図2.3のように恒温槽を備えたインストロン型のものを用いた。試験片及びその握み部は共に恒温槽内に入るような構造となっており、同じ温度に制御されるため試験片内の温度変化は無視できるくらい小さかった。



図2.3 恒温室を持つ能力5トンの
引張試験機の写真

2・2・3 m 値の測定方法

素材 I～L は J I S 5 号引張試験片を用いて、室温から 200℃ の範囲で詳細なひずみ速度硬化指数（以下、m 値と記す）の測定を行った。m 値の定義は(1)式のひずみ速度（以下、 $\dot{\epsilon}$ と記す）に掛かる m の値である。

$$\sigma = K \dot{\epsilon}^n \quad \text{----- (1)}$$

図 2.4 はその測定方法を示したもので、引張試験の最初から伸びひずみ 3% までは 2mm/分の引張速度とし、3% から 5% までは 20mm/分の引張速度とし、5% から 7% までは再び 2mm/分の引張速度とした。このように、伸びひずみ 3% 以降は 2% 毎に引張速度を変えて伸びひずみ 15% まで引張試験を行った。その引張速度を変えた伸びひずみ 3%、5%、7%、9%、11%、13% の場合について、m 値の算出を(2)式のようにして行った。(2)式に於いて、引張速度 V_1 の場合の引張荷重を P_1 とし、引張速度 V_2 の場合の引張荷重を P_2 とした。

$$m = \frac{1}{n} \frac{P_1 / P_2}{V_1 / V_2} \quad \text{----- (2)}$$

2・3 実験結果

2・3・1 引張強さ (TS) の温度依存性

図 2.5 には、-30℃ から 100℃ の温度範囲での素材 G、H の TS の温度依存性を示す。図 2.6 には、室温から 600℃ の温度範囲での素材 A～F の TS の温度依存性を示す。また、図 2.7 には室温から 300℃ での素材 I～L の TS の温度依存性を示す。更に、図 2.8 には素材 N～P の室温から 600℃ の TS の温度依存性を示す。これらの場合、いずれも引張速度は 2～3 mm/min とした。この結果、以下のことが分

引張荷重

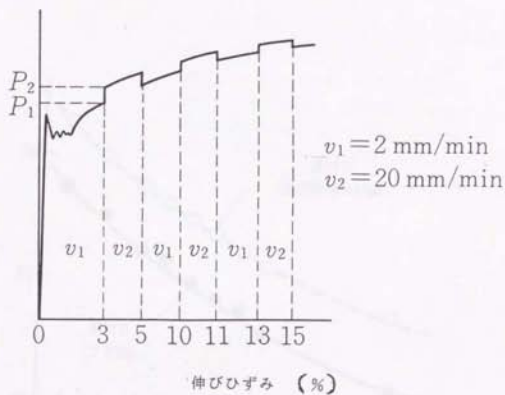


図2.4 m値の測定方法

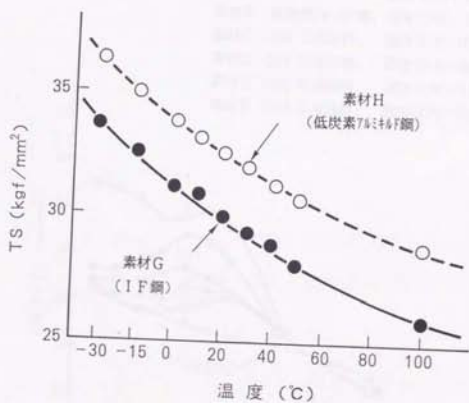


図2.5 供試材の温度と引張強さ (TS) の関係

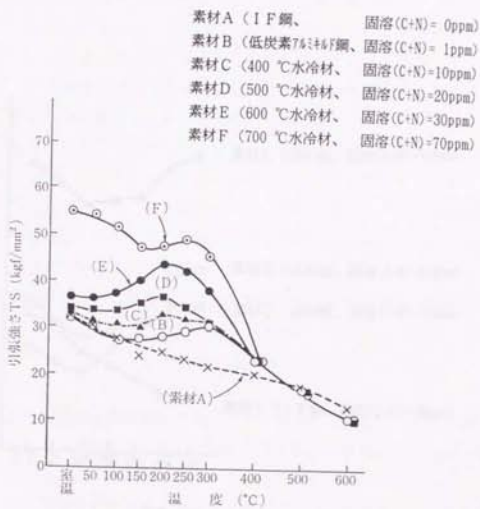


図2.6 軟鋼板で固溶(C+N)を変化させた素材A~Fの
 室温から600℃での引張強さ(TS)の変化

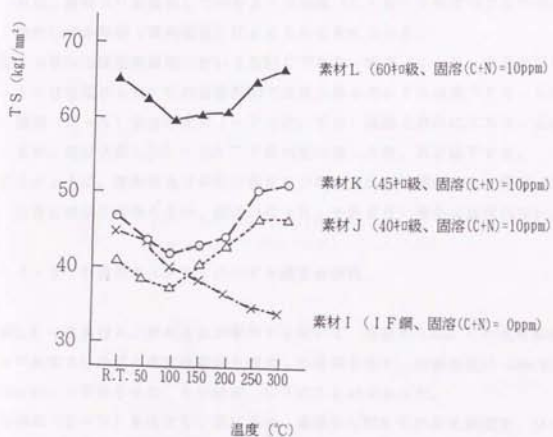


図2.7 高強度鋼板で固溶(C+N)を変化させた素材I～Lの
室温から300℃での引張強さ(TS)の変化

かった。

- ① -30°C から 100°C の温度範囲では、固溶 (C+N) を含まない素材 G 及び固溶 (C+N) を若干含む素材 H 共に、温度上昇と共に T S は低下する。(図 2.5)
- ② 室温から 600°C の温度範囲では、固溶 (C+N) を含まない素材 A は温度上昇と共に T S は低下する。(図 2.6)
- ③ 室温から 600°C の温度範囲では、固溶 (C+N) を含む素材 B ~ F は温度上昇と共に T S は一旦低下するが、再び上昇し $200 \sim 300^{\circ}\text{C}$ で極大値に達した後、再び低下する。この極大値は固溶 (C+N) 含有量の多いほど大きくなる。これは、藤野ら²⁾の指摘しているように固溶 (C+N) と転移の交互作用による動的ひずみ時効(青熱脆性)によるものと考えられる。
- ④ この傾向は高強度鋼板に於いても同じであり、固溶 (C+N) を含まない素材 I では室温から 300°C の温度範囲で温度上昇と共に T S は低下する。しかし、固溶 (C+N) を含む素材 J ~ P に於いては、温度上昇と共に T S は一旦低下するが、再び上昇し $200 \sim 300^{\circ}\text{C}$ で極大値に達した後、再び低下する。
- ⑤ このように、青熱脆性は材料の強度及び製造方法には関係なく、固溶 (C+N) を含む場合には現れるが、固溶 (C+N) を含まない場合には現れない。

2・3・2 引張強さ (T S) のひずみ速度依存性

図 2.9 には素材 A、素材 B 及び素材 E を用いて、室温から 600°C の温度範囲での T S の温度及びひずみ速度依存性を調査した結果を示す。引張速度は 2mm/min 及び 200mm/min で変化させた。その結果、以下のことが分かった。

- ① 固溶 (C+N) を含まない素材 A は、室温から 600°C の温度範囲で、ひずみ速度上昇と共に T S は上昇する。これは、ひずみ速度硬化指数 (m 値) が正であることを示している。
- ② 固溶 (C+N) を含む素材 B 及び素材 E は、青熱脆性に伴う T S のピークがひずみ速度上昇と共に高温側にずれる。これに伴い、 $50 \sim 300^{\circ}\text{C}$ 前後でひずみ速度が大きくなるほど T S が低下する領域 (m 値が負となる領域) が現れる。これも、藤野ら²⁾の指摘に一致する。

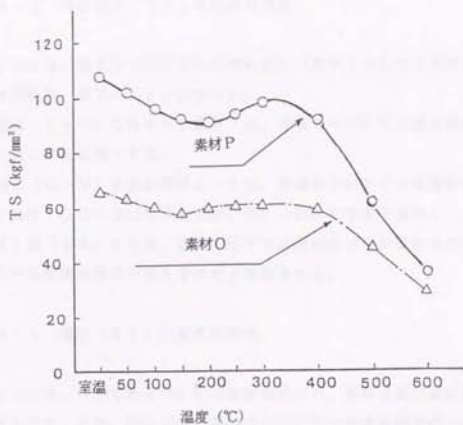


図2.8 60~100kgf/mm² 級高強度鋼板の
室温から600℃での引張強さ(TS)の変化

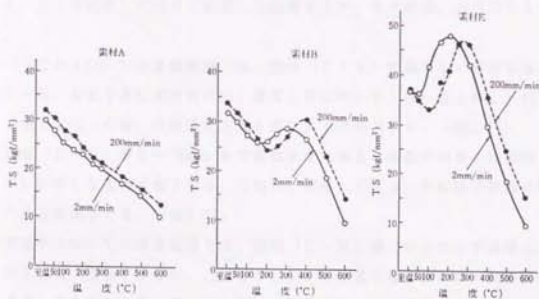


図2.9 各素材の温度・引張速度による引張強さ(TS)の変化

2・3・3 降伏強さ（YS）の温度依存性

図2.10には、室温から300℃の温度範囲での素材I～LのYSの温度依存性を示す。その結果、以下のことが分かった。

- ①固溶（C+N）を含まない素材Iは、室温から300℃の温度範囲で、温度上昇と共にYSは低下する。
- ②固溶（C+N）を含む素材J～Lは、室温から300℃の温度範囲で、温度上昇と共にYSは一旦は低下するが、200～250℃で若干増加し、300℃で再び大きく低下する。これは、250℃以下では降伏点伸びが現れるのに対して、300℃では降伏点伸びが消えるためと推測される。

2・3・4 伸び（E1）の温度依存性

図2.11には、-30℃から100℃の温度範囲での、素材G及び素材HのE1の温度依存性を示す。また、図2.12には室温から600℃の温度範囲での、固溶（C+N）を変化させた素材A～FのE1の温度依存性を示す。更に、図2.13には室温から200℃の温度範囲で、固溶（C+N）を含まない素材I及び固溶（C+N）を含む素材J～Lの伸び（E1）を均一伸び（以下、U.E1と記す）及び局部伸び（以下、L.E1と記す）に分けて調査した結果を示す。その結果、以下のことが分かった。

- ①-30℃から100℃の温度範囲では、固溶（C+N）を含まない素材G及び固溶（C+N）を若干含む素材H共に、温度上昇に伴いE1は一旦上昇し-15℃程度で極大になった後、以後温度上昇と共にE1は低下する。（図2.11）
- ②固溶（C+N）を0～70ppmまで変化させた場合、室温でのE1は固溶（C+N）が多くなるほど低下する。これは、固溶（C+N）が転移の移動を妨げるためと推測される。（図2.12）
- ③室温から600℃の温度範囲では、固溶（C+N）量にかかわらず温度上昇と共にE1は一旦低下するが、100℃から400℃程度で極小値になった後再び上昇する。このE1の極小値となる温度は固溶（C+N）量が少ないほど高く、かつこのE1の極小値は固溶（C+N）量が少ないほど高くなる。（図2.12）

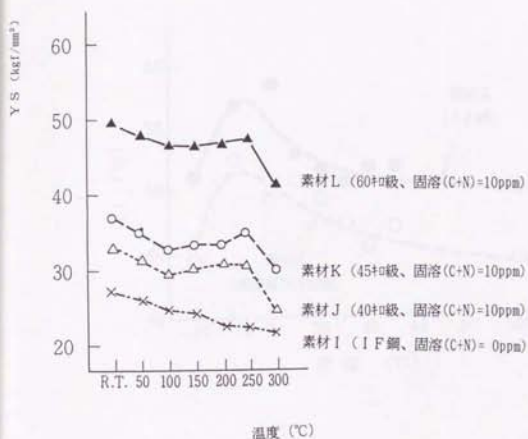


図2.10 高強度銅板で固溶(C+N)を変化させた素材I～Lの
室温から300℃での降伏強さ(Y S)の変化

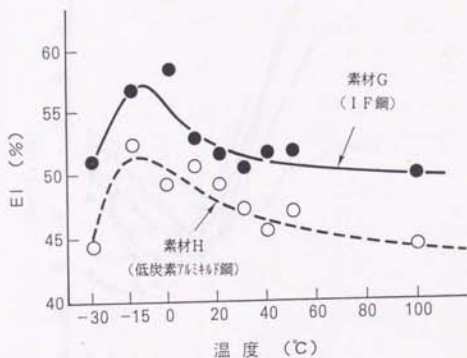


図2.11 供試材の温度と伸び(EI)の関係

- 凡例
- 素材A (IF鋼、固溶(C+N) = 0ppm)
 - 素材B (低炭素7%Ni鋼、固溶(C+N) = 1ppm)
 - 素材C (400℃水冷材、固溶(C+N) = 10ppm)
 - 素材D (500℃水冷材、固溶(C+N) = 20ppm)
 - 素材E (600℃水冷材、固溶(C+N) = 30ppm)
 - 素材F (700℃水冷材、固溶(C+N) = 70ppm)

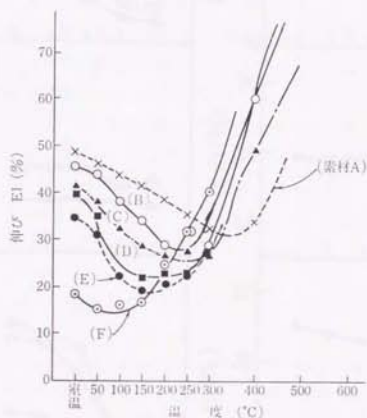


図2.12 軟鋼板で固溶(C+N)を変化させた素材A～Fの室温から600℃での伸び(EI)の変化

- 凡例
- × 素材I (1F鋼、固溶(C+N)=0ppm)
 - △ 素材J (40H鋼、固溶(C+N)=10ppm)
 - 素材K (45H鋼、固溶(C+N)=10ppm)
 - ▲ 素材L (60H鋼、固溶(C+N)=10ppm)

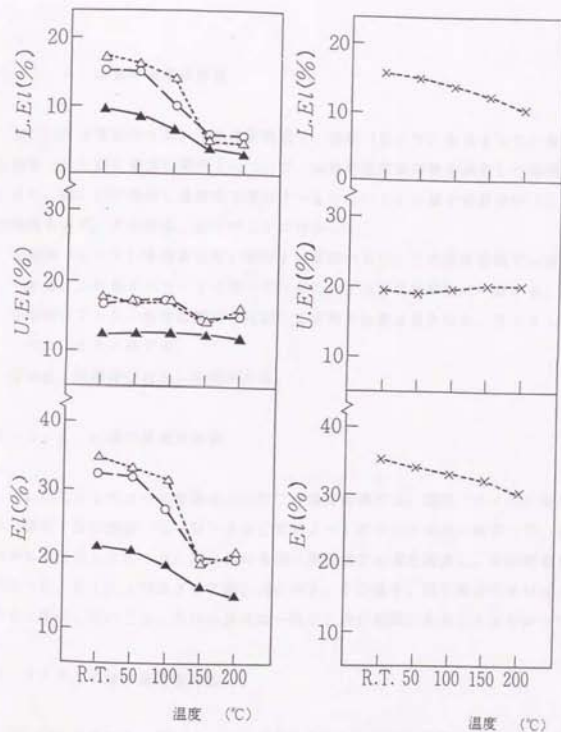


図2.13 高強度鋼板で固溶(C+N)を変化させた素材I～Lの
室温から300℃での伸び(E1)・均一伸び(U.E1)
及び局部伸び(L.E1)の変化

④室温から200℃の温度範囲では、均一伸び（ $U, E1$ ）はあまり変化せず、局部伸び（ $L, E1$ ）が大きく変化しその変化が伸び（ $E1$ ）の変化に対応している。

2・3・5 m 値の温度依存性

図2.14には室温から300℃の温度範囲で、固溶（ $C+N$ ）を含まない素材I及び固溶（ $C+N$ ）を含む素材Jについて、m 値の温度依存性を調査した結果を示す。また、図2.15には同じ温度域で素材I～Lについて、m 値と局部伸び（ $L, E1$ ）の関係を示す。その結果、以下のことが分かった。

- ①固溶（ $C+N$ ）を含まない素材Iは室温から300℃の温度範囲でm 値は正である。これは $2 \cdot 3 \cdot 2$ で述べたTSのひずみ速度依存性に一致する。
- ②固溶（ $C+N$ ）を含む素材Jは200℃近傍でm 値は負となり、 $2 \cdot 3 \cdot 2$ で述べたことと一致する。
- ③m 値と局部伸びは良い相関がある。

2・3・6 n 値の温度依存性

図2.13に示したように室温から200℃の温度範囲では、固溶（ $C+N$ ）を含まない素材I及び固溶（ $C+N$ ）を含む素材J～Lについては均一伸び（ $U, E1$ ）はあまり変化しなかった。同じ素材を同じ温度域でn 値を調査し、その結果を均一伸び（ $U, E1$ ）と対応させて図2.16に示す。その結果、同じ素材であればn 値はあまり変化しないこと、及びn 値は均一伸びと良い相関があることが分かった。

2・3・7 r 値の温度依存性

図2.17には素材I～Kについて、室温から300℃の温度範囲で調査したr 値の面内異方性の結果を示す。調査した項目は、圧延方向に対して $0^\circ \cdot 45^\circ \cdot 90^\circ$

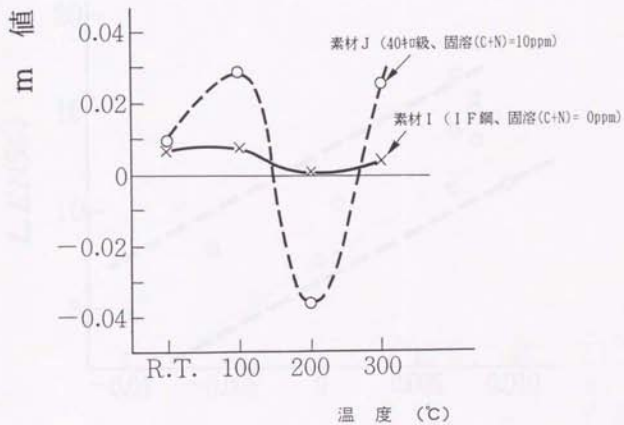


図2.14 m 値の温度依存性

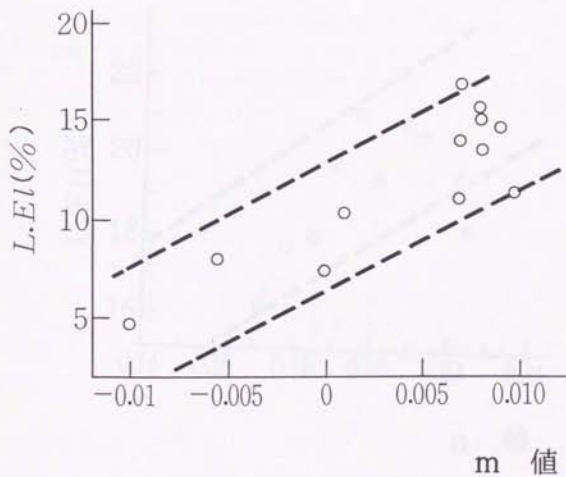


図2.15 m 値と局部伸び ($L.El$) の関係

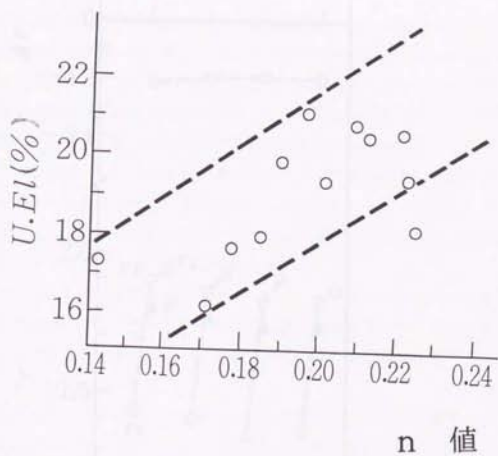


図2.16 n 値と均一伸び ($U.El$) の関係

- 凡例 {
- r_L : 圧延方向の r 値
 - r_D : 圧延方向と 45° 方向の r 値
 - r_C : 圧延方向と直角方向の r 値
 - \bar{r} : 3 方向平均の r 値
 - Δr : r 値の異方性を表す値

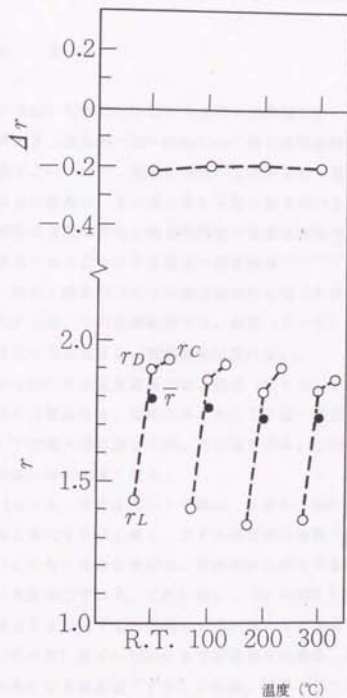


図2.17 r 値の温度依存性 (素材1の例)

の3方向の r 値、その平均値 \bar{r} 及び Δr である。その結果、以下のことが分かった

- ①室温から300℃の温度範囲では、圧延方向に対して $0^\circ \cdot 45^\circ \cdot 90^\circ$ の3方向の r 値、その平均値 \bar{r} 及び Δr は余り変化しない。これは、この温度範囲では再結晶が起こらず集合組織が変化しない為と推測される。

2・4 結 言

-30℃から600℃程度の冷間から温間の温度域に於いて、低炭素アルミキルド鋼・極低炭素チタン添加鋼・35~60kgf/mm²級の高強度鋼板及び100kgf/mm²級の超高強度鋼板などについて、機械的特性の温度依存性を調査し以下のことを明らかにした。これらの結果は、主に第3章から第5章で述べる深絞り成形性・張出成形性・曲げ成形性の温度依存性と機械的特性の温度依存性を対応させるために不可欠であり、藤野ら²⁾をはじめとする過去の調査結果^{1)~12)}を実験的に検証すると共に r 値・均一伸び・局部伸びなどの温度依存性も明らかにした。

- ①-30℃から600℃の温度範囲では、固溶(C+N)を含まないIF鋼は温度上昇と共にTSは低下し、靱性脆性は現れない。
- ②室温から600℃の温度範囲では、固溶(C+N)を含む素材は素材の強度や製造方法には関係なく、温度上昇と共にTSは一旦低下するが、再び上昇し200~300℃で極大値に達した後、再び低下する。この極大値は固溶(C+N)含有量の多いほど大きくなる。
- ③固溶(C+N)を含まないIF鋼は、室温から600℃の温度範囲で、ひずみ速度上昇と共にTSは上昇し、ひずみ速度硬化指数(m 値)は正である。
- ④固溶(C+N)を含む素材は、靱性脆性に伴うTSのピークがひずみ速度上昇と共に高温側にずれる。これに伴い、50~300℃前後でひずみ速度が大きくなるほどTSが低下する領域(m 値が負となる領域)が現れる。
- ⑤固溶(C+N)を0~70ppmまで変化させた場合、室温でのEIは固溶(C+N)が多くなるほど低下する。これは、固溶(C+N)が転移の移動を妨げるためと推測される。
- ⑥室温から600℃の温度範囲では、固溶(C+N)量にかかわらず温度上昇と共に

にE1は一旦低下するが、100℃から400℃程度で極小値になった後再び上昇する。このE1の極小値となる温度は固溶(C+N)量が少ないほど高く、かつこのE1の極小値は固溶(C+N)量が少ないほど高くなる。

(7)室温から200℃の温度範囲では、均一伸び(U, E1)はあまり変化せず、局部伸び(L, E1)が大きく変化し、その変化が伸び(E1)の変化に対応している。

(8)m値と局部伸びは良い相関がある。

(9)n値は均一伸びと良い相関がある。

(10)室温から300℃の温度範囲では、圧延方向に対して $0^\circ \cdot 45^\circ \cdot 90^\circ$ の3方向のr値、その平均値 \bar{r} 及び Δr は余り変化しない。

〔参考文献〕

- 1) 日本金属学会、日本鉄鋼協会編：鉄鋼材料便覧，(1985)，61.
- 2) 藤野宗昭、新田哲夫、山本正弘、平修二：材料，20-214 (1971)，827.
- 3) Wong, N.K., Arkun, B.H., Roberts, W.T., Wilson, D.V. : *Memories scientifiques review metallurgie*, Mars (1980), 413.
- 4) 竹山太郎、高橋平七郎：純鉄の精錬と性質（鉄鋼基礎共同研究会編），(1971)，115.
- 5) 阿部光延、小甲康二、新井信一、速水哲博：日本金属学会誌，45-9 (1981)，942.
- 6) 作井誠太、酒井 拓：日本金属学会誌，40-3 (1976)，263.
- 7) 周藤悦郎、Hansson, A. : 塑性と加工，11-112 (1970)，351.
- 8) 作井誠太、中村正久、大森正信：鉄と鋼，49-7 (1963)，996.
- 9) 西野知良、本間浩夫：鉄と鋼，57-6 (1971)，954.
- 10) 河合 望、後藤 学、松田敏雄：塑性と加工，15-156 (1974)，11.
- 11) 木原諄二：第9回西山記念講座，(1970)，37.
- 12) 五弓勇雄、木原諄二：塑性と加工，6-54 (1965)，403.

第3章 薄鋼板の深絞り成形性

3・1 緒 言

温度を利用した金属薄板の深絞り成形方法に関しては、福井¹⁾をはじめいくつかの報告^{1)~18)}がある。取り扱った材料としては、アルミニウム板・アルミニウム合金板・銅板など主に非鉄金属について研究したものの^{1)~11)}が多く、ステンレス鋼などを含めても薄鋼板を主体に検討したもの^{12)~18)}は少ない。また、小林¹⁸⁾のように極低温成形について検討したものも報告されている。

福井¹⁾はアルミニウム板及び鉛板の円筒深絞り成形を行い、ポンチ及びフランジ部を共に均一加熱した場合は成形限界が室温よりも劣化するが、ポンチを加熱せずフランジ部のみ加熱した場合は成形限界が向上することを報告している。鈴木ら⁸⁾及び金子ら¹⁰⁾はアルミニウム合金板を用いて同様の実験を行い、ポンチ及びフランジ部を共に均一加熱した場合は限界絞り比(以下、Limiting Drawing Ratioを略してLDRと記す)が室温よりも劣化するが、ポンチを冷却してフランジ部を加熱した場合はLDRが向上することを報告している。また、花木ら⁹⁾は黄銅板や純チタン板などの各種金属薄板を用いて、ポンチ及びフランジ部を共に均一加熱するとLDRが減少する金属薄板が多いことを報告している。また、戸澤²⁾はポンチ部を冷延ままとし周辺部のみ焼鈍した純アルミニウム板を用いて、フランジ部のみ加熱すると絞り比4.0が得られることを報告している。更に、宮川³⁾、西村ら⁴⁾、鈴木⁵⁾、阿部ら⁷⁾、藤岡ら⁶⁾、渡部ら¹²⁾などが、ポンチを冷却してフランジ部を加熱した場合はLDRが向上することを報告している。このように、従来の研究の多くはポンチを冷却すると共にフランジ部のみ加熱する方法であり、本報告ではこの方法を「周辺加熱深絞り法」と呼ぶこととする。また、河合ら¹⁸⁾はオーステナイト系ステンレス鋼のマルテンサイト変態によって生ずる変態誘起塑性を利用する深絞り成形法として、ポンチを -36°C 〜 -20°C とするとLDRが向上することを報告している。

また、竹本ら¹⁷⁾は厚板を 700°C に加熱して成形するとLDRが向上することを報告しており、小林¹⁹⁾は極低温加工用の実験装置及び測定方法を提案している。

従来の研究の主流であった「周辺加熱深絞り法」に対して、町田・中川¹³⁾・¹⁴⁾、町田¹⁵⁾及びWongら¹⁶⁾はフランジ部よりもボンチを高い温度に設定すると成形性が向上する場合があることを報告しており、これを町田・中川¹⁴⁾及び町田¹⁵⁾は「青熱法」(以下、この論文では「青熱強化深絞り法」と記す。)と呼んでいる。しかしながら、この「周辺加熱深絞り法」と「青熱強化深絞り法」の得失検討は不十分であった。

近年、自動車会社をはじめとして薄鋼板のプレス成形に生産性の優れたトランスファープレスが普及してきた。このトランスファープレスでは変形発熱の蓄積が大きく金型の温度上昇が著しいことが、高石ら²⁰⁾の打ち抜き成形での検討及び著者ら²¹⁾の自動車部品成形での調査から明らかになった。また、田村ら²²⁾はボンチの温度測定法について述べている。著者ら²³⁾はオイルパンの成形で金型温度がボンチ肩部及びダイ肩部で50~70℃になることを明らかにし、薄鋼板に於いても福井¹⁾の報告と同様に成形性が劣化することを報告している。しかしながら、ボンチ肩部など金型の一部のみを冷却すればフランジ部は50~70℃で、ボンチ肩部は室温以下という「周辺加熱深絞り法」に近い条件がトランスファープレスでも可能となると考えられる。

著者ら²²⁾・²³⁾は、従来あまり検討されていなかった薄鋼板について材料特性の温度依存性を調査すると共に、温度を利用した深絞り成形法について深く調査した。特に、従来成形性を阻害するとして忌避されてきた固溶(C+N)を活用した「青熱強化深絞り法」の検討、「周辺加熱深絞り法」と「青熱強化深絞り法」の工業化を含めた得失検討、トランスファープレスに適した深絞り成形法としての「ボンチ冷却深絞り法」を検討した。また、第2章で述べた機械的特性の温度依存性に対応させて深絞り成形性を評価する実験式の提案、金型から鋼板への熱伝達のシミュレーションなど、実用化する場合の様々な課題についても明らかにした。

3・2 実験方法

3・2・1 供試材

供試材は表3.1に示すような、板厚0.8mmから1.4mmの冷延鋼板とした。素材A

～Fは全て板厚0.8mmである。素材Bは箱型焼鈍にて製造したもので、素材A及び素材C～Fは第2章の図2.1に示す方法で製造した実験室実験材である。この素材A～Fは、図3.2に示す温間成形用金型及び図3.3に示すポンチ冷却用金型により、小型円筒深絞り成形実験及び小型角筒深絞り成形実験に使用した。素材G～Iは、いずれも板厚1.4mmの冷延鋼板であり、図3.4に示すオイルパンの温間成形実験に使用した。素材G及び素材Hは箱型焼鈍にて製造したものである。素材Iは素材Hを、幅510mmで長さ630mmの矩形ブランクに切断後、図3.1に示すように塩浴炉にて600℃×3分の熱処理直後に水冷して製造したものであり、固溶(C+N)を含んでいる。素材G及び素材Hは箱型焼鈍にて製造した板厚1.2mmの冷延鋼板であり、図3.6に示すオイルパンのポンチ冷却実験及び図3.3に示す小型円筒深絞り成形実験に使用した。

3・2・2 小型成形実験

表3.2には図3.2に示す温間成形用金型及び図3.3に示すポンチ冷却用金型の使用温度範囲・金型寸法などの諸元を示す。図3.2に示す温間成形用金型は新日鉄㈱八幡製鉄所に設置した37トン油圧プレスを用いて、直径75mmの平底円筒及び一辺75mmの角筒成形実験を行うためのものである。温間成形用金型はポンチ及びフランジ部をそれぞれ室温から400℃の範囲の任意の温度に設定・制御できるように、金型内にインサートヒーターを内蔵し、金型外部の温度制御装置と連結されている。図3.3に示すポンチ冷却用金型は新日鉄㈱第2技術研究所に設置した80トン油圧プレスを用いて、直径75mmの平底円筒及び一辺75mmの角筒成形実験を行うためのものである。ポンチ冷却用金型は、ポンチは冷却媒体（以下、冷媒と略して記す）を循環させることにより-30℃から室温までの任意の温度に設定・制御できる構造となっており、フランジ部はインサートヒーターを内蔵し室温から300℃の範囲の任意の温度に設定・制御できるようになっている。

表3.2、図3.2及び図3.3に示す小型の平底円筒成形実験の場合、供試材を5mm単位で円形ブランクに打ち抜いて成形しLDRを求めた。同様に、小型の角筒成形実験の場合、供試材を5mm単位で正方形ブランクに切断後、破断及びしわの生じない最大のブランクの一辺の長さをポンチの一辺の長さで割った値を限界絞り比とし

表3.1 供試材の板厚・鋼種・製造方法・固溶(C+N)一覧表

符 号	板厚 (mm)	鋼 種	製 造 方 法	固溶(C+N) 量 (ppm)
A	0.8	IF鋼	極低炭素付 添加鋼を塩浴炉焼鈍 (図2.1)	0
B	0.8	低炭素76:46F鋼	実機箱型焼鈍による (DDQ)	1
C	0.8	低炭素76:46F鋼	塩浴炉焼鈍 (図2.1)による400℃水冷材材	10
D	0.8	低炭素76:46F鋼	塩浴炉焼鈍 (図2.1)による500℃水冷材材	20
E	0.8	低炭素76:46F鋼	塩浴炉焼鈍 (図2.1)による600℃水冷材材	30
F	0.8	低炭素76:46F鋼	塩浴炉焼鈍 (図2.1)による700℃水冷材材	70
G	1.4	IF鋼	実機箱型焼鈍による (EDDQ)	0
H	1.4	低炭素76:46F鋼	実機箱型焼鈍による (DDQ)	2
I	1.4	低炭素76:46F鋼	素材Hを塩浴炉により600℃水冷 (図3.1)	30
J	1.2	IF鋼	実機箱型焼鈍による (EDDQ)	0
K	1.2	低炭素76:46F鋼	実機箱型焼鈍による (DDQ)	2

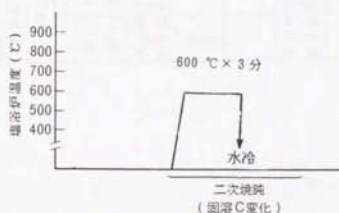


図3.1 塩浴炉での焼鈍条件

表 3.2 金型の温度制御範囲及び寸法一覧表

区 分	温 度 制 御 範 囲	使 用 プレス	金 型 略 称	ポ ン チ 寸 法			ダ イ 寸 法		
				ポンチ 形 状	ポンチ 肩 半 径	ポンチ コーナ 半 径	ダイ 形 状	ダイ 肩 半 径	ダイ コーナ 半 径
温 間 成 形 用 金 型	ポ ン チ フ ラ ン ジ 部 共 に 室 温 ～ 400℃	37トン 油 圧 プレス	75□ 角 筒	一 辺 77mm 正 方 形	8mm	8mm	一 辺 77.4mm 正 方 形	8mm	9.2mm
			75○ 円 筒	直 径 75mm 円 形	8mm	—	直 径 77.4mm 円 形	8mm	—
	ポ ン チ フ ラ ン ジ 部 共 に 室 温 ～ 300℃	80トン 油 圧 プレス	75□ 角 筒	一 辺 75mm 正 方 形	5mm	8mm	一 辺 80mm 正 方 形	5mm	10.5mm
			75○ 円 筒	直 径 75mm 円 形	5mm	—	直 径 80mm 円 形	5mm	—
ポ ン チ 冷 却 金 型	ポ ン チ ～30℃ ～ 室 温 フ ラ ン ジ 部 室 温 ～ 300℃	80トン 油 圧 プレス	75□ 角 筒	一 辺 75mm 正 方 形	5mm	8mm	一 辺 80mm 正 方 形	5mm	10.5mm
			75○ 円 筒	直 径 75mm 円 形	5mm	—	直 径 80mm 円 形	5mm	—

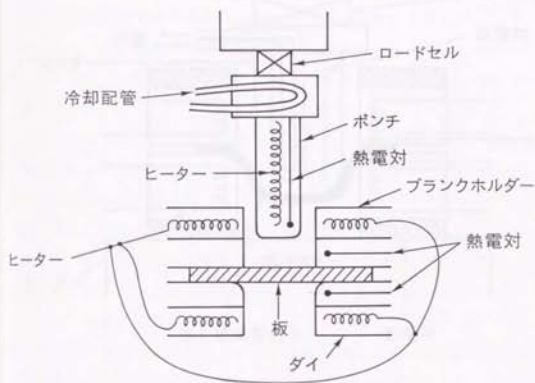


図3.2 小型温間成形用金型の模式図

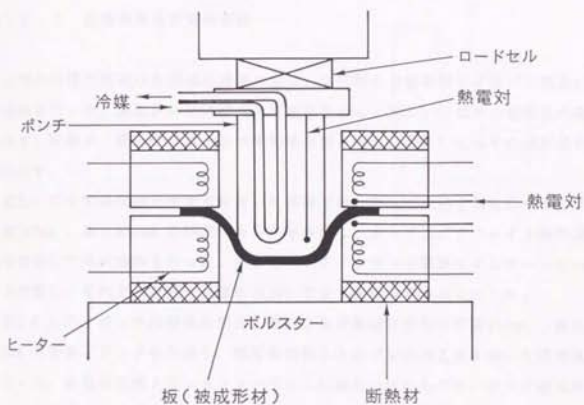


図3.3 小型ポンチ冷却金型の模式図

た。

潤滑剤としては、表3.2 には図3.2 に示す温間成形用金型での実験にはカーボングラファイト系のものを用いた。また、表3.2 には図3.3 に示すボンチ冷却金型での実験には、極圧添加剤入りのプレス油を用いた。

3・2・3 自動車部品の実物実験

小型の平底円筒及び角筒成形実験の他に、2種類の自動車用オイルパン部品の成形実験を行った。図3.4 には温間成形用金型を示し、図3.5 にはその成形品の略図を示す。同様に、図3.6 にはボンチ冷却用金型を示し、図3.7 にはその成形品の略図を示す。

図3.4 に示す温間成形用金型を用いた実験では、表3.1 に示す素材G～Iを用いて幅510mm、長さ630mmの矩形ブランクを作成し、カーボングラファイト系の潤滑剤を塗布して成形実験を行った。金型はボンチ・フランジ部共にインサートヒーターを内蔵し、それぞれ単独に室温から300℃まで加熱できるようにした。

図3.6 に示すボンチ冷却用金型は、素材J及び素材Kを用いて幅410mm、長さ510mmの矩形ブランクを作成し、極圧添加剤入りのプレス加工油を用いて成形実験を行った。金型は実機トランスファープレスに取りつけたもので、ボンチ頭部の一部のみを冷却するようになっている。実機トランスファープレスでは成形速度及び単位時間当たりの成形個数が多いため、変形発熱の蓄積が大きくボンチ冷却を行わない場合は金型温度が数十℃まで上昇する。その温度を及びボンチ冷却の効果を確認するため、ボンチ頭部及びフランジ部の表面近傍の温度を測定した。

3・3 実験結果とその解析

3・3・1 小型成形実験による青熱強化深絞り法の効果

ボンチの温度を300℃から400℃程度の青熱温度域にすることにより、被加工材のボンチ肩部の強度を上げて成形する方法を「青熱強化深絞り法」と呼ぶこととする。この深絞り法の効果を図3.2 に示す金型を用いて、小型の平底円筒及び角筒成

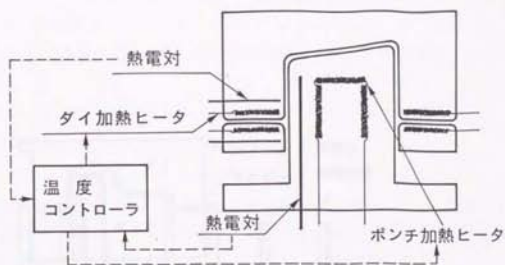


図3.4 実機温間成形用オイルパン金型の模式図

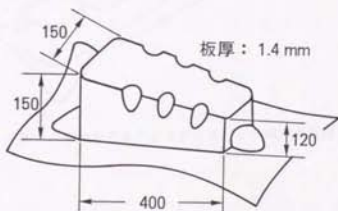


図3.5 実機温間成形によるオイルパンの成形品略図

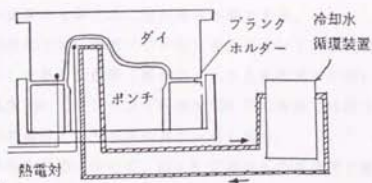


図3.6 実機ポunch冷却オイルパン金型の模式図

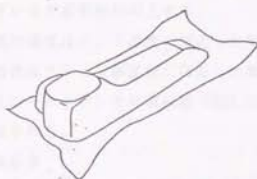


図3.7 実機ポunch冷却成形によるオイルパンの成形品略図

形実験を行ってその効果を確認した。

①小型平底円筒成形実験結果

まず、小型の平底円筒成形実験結果について述べる。図3.8には、素材A及び素材Eを直径165mmの円形ブランク（絞り比2.2）に打ち抜いて、ポンチ及びフランジ部の温度の組合せを変えて成形した場合の成形高さを示す。その結果、以下のことが分かった。

- ①固溶（C+N）を含まないIF鋼（素材A）は、フランジ部の温度が一定の場合ポンチ温度の上昇と共に成形高さが減少する。
- ②室温での成形では、固溶（C+N）を含まないIF鋼（素材A）の方が、固溶（C+N）を多く含む鋼（素材E）よりも成形高さが高い。しかし、素材Eはポンチ温度300℃でフランジ部温度100℃の条件では絞り比2.2以上となり、室温成形の素材Aよりも成形高さが高くなる。

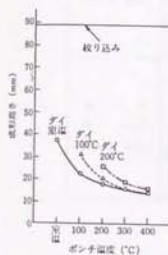
このようになる原因について、図3.9に成形品の写真例と素材のTS変化を対応させて示す。また、図3.10にはポンチストロークとポンチ荷重曲線を示し、図3.11には成形品の断面硬度を示す。その結果、以下のことが分かった。

- ③深絞り成形を行う場合、ポンチ肩部の素材強度が高くしかもフランジ部からの流入抵抗が小さいほど成形性が向上する。
- ④ポンチ肩部の素材強度はポンチ温度に対応した素材のTSに相当し、フランジ部からの流入抵抗はフランジ部温度に対応した素材のTSに相当する。このことはポンチストロークとポンチ荷重曲線（図3.10）及び成形品の断面硬度（図3.11）から実証される。

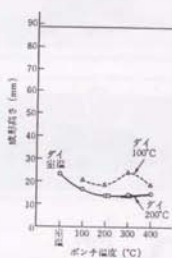
②小型角筒成形実験結果

円筒成形と同様に、角筒成形においても青熱強化深絞り法は有効である。図3.12には、固溶（C+N）を変化させた素材Bから素材Fを一边170mmの正方形ブランク（絞り比2.27）に切断後、ポンチ温度とフランジ部温度を変更させて成形した場合の成形高さの変化を示す。また図3.13には、素材B及び素材Eのブランクの大きさとポンチ温度とフランジ部温度の組合せを変更させて求めたLDRの変化を示す。更に図3.14には、ポンチ温度に対応した素材のTS（TS_p）及びフランジ部温度に対応した素材のTS（TS_f）の差 ΔTS とLDRの関係を示す。その結果、以下のことが分かった。

素材A (IF鋼、
固溶(C+N)=0ppm)



素材C (400 °C水冷材、
固溶(C+N)=10ppm)



素材E (600 °C水冷材、
固溶(C+N)=30ppm)

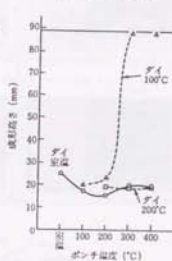






図3.8 小型温間成形用金型による75φ円筒成形での
ポンチ温度、フランジ部(ダイ)温度を変化させた場合の成形高さ

成形温度	素材	A	B
室温 (ダイ 室温 ポンチ 室温)		成形品径: $\phi 11.30mm$ 	径: $\phi 12.5mm$ 
温 間 (ダイ 100°C ポンチ 300°C)		径: $\phi 14mm$ 	径: $\phi 18mm$ 

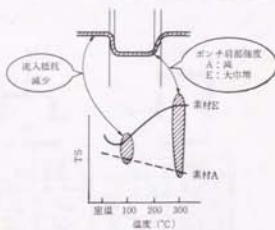


図3.9 小型温間成形用金型による75φ円筒成形での成形品写真例と青熱強化深絞り法の考え方

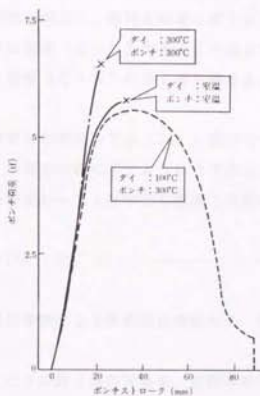
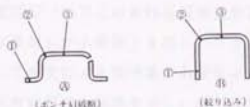


図3.10 小型温間成形用金型による75φ円筒成形での
ポンチ荷重とポンチストローク曲線例（素材E）



素材	成形条件		バネテンジ	Hv(50kg)		
	ダイ温度	ポンチ温度		①	②	③
A	室温	室温	⑤	127	164	120
	100°C	300°C	⑥	97	133	112
	室温	室温	⑦	160	195	140
E	室温	室温	⑧	225	220	154
	100°C	300°C	⑨			

図3.11 小型温間成形用金型による75φ円筒成形での
成形品の断面硬度分布の測定結果

- ①室温での成形では、固溶(C+N)を殆ど含まないアルミキルド鋼(素材B)が最も成形高さが高く成形性が良い。(図3.12)
- ②しかし、ポンチ温度とフランジ部温度を変更させた場合、固溶(C+N)の増加に伴って成形性が向上し、素材Eが最も絞り込みに至るものが多い。しかし、素材Fのように固溶(C+N)が多くなり過ぎてもよくない。これは図2.5に示すように、固溶(C+N)が多くなり過ぎると室温での時効が生ずるためと考えられる。
- ③ポンチ温度に対応した素材のTS(TS_p)及びフランジ部温度に対応した素材のTS(TS_f)の差を(1)式に示すように ΔTS とすると、 ΔTS とLDRは良く対応し、鋼種が変わってもほぼ同じ曲線上に乗ると考えられる。(図3.14)

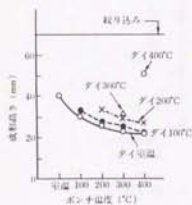
$$\Delta TS = TS_p - TS_f \text{ ----- (1)}$$

3・3・2 実物成形実験による青熱強化深絞り法・周辺加熱深絞り法の比較

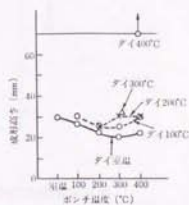
温度効果を利用した深絞り成形技術を、自動車部品の実物成形へ適用できるか否かについて検討した。対象部品は自動車用深絞り部品で最も難しいとされるオイルパンを選び、図3.4に示す温間成形用金型を用いて実験を行った。この場合、「青熱強化深絞り法」としてポンチ温度300℃でフランジ部温度100℃(以下、この条件を温間成形Ⅰと称する)、及び「周辺加熱深絞り法」としてポンチ温度が室温でフランジ部温度90℃(以下この条件を温間成形Ⅱと称する)の2条件を比較した。供試材としては素材Gから素材Iを用い、ブランクにはカーボングラファイト系の潤滑剤を塗布して温度による潤滑条件の変化を少なくして実験を行った。

表3.3には、成形試験結果の一覧表を示し、図3.15にはその成形品の写真の代表例を示す。また、図3.16には金型の温度を変えた場合の長辺及び短辺のクリアランスの変化を示す。更に、図3.17には小型角筒成形実験による ΔTS とLDRの関係を、青熱強化深絞り法(温間成形Ⅰ)と周辺加熱深絞り法(温間成形Ⅱ)で比較した結果を示し、図3.18には素材の機械的特性のTS及びE1の温度依存性と成形温度の対応を示す。図3.18で TS_p はポンチ温度に対応したTS、 TS_f はフランジ部温度に温度に対応した TS_f 、 $E1_p$ はポンチ温度に対応したE1を示す。そ

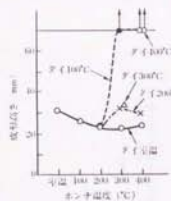
素材 B (低炭素78:14F鋼)



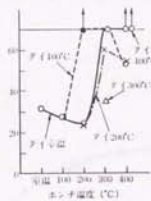
素材 C (400 °C 水冷材)



素材 D (500 °C 水冷材)



素材 E (600 °C 水冷材)



素材 F (700 °C 水冷材)

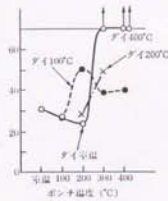


図3.12 小型温間成形用金型による78□角筒成形での
ポンチ温度、フランジ部(ダイ)温度を変化させた場合の成形高さ

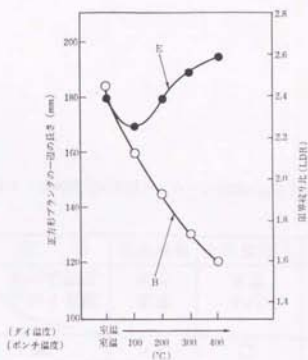


図3.13 小型温間成形用金型による78□角筒成形での
ポンチ温度、フランジ部（ダイ）温度と
限界絞り比（LDR）の関係

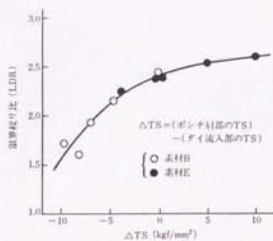


図3.14 小型温間成形用金型による78□角筒成形での
ポンチ部とフランジ（ダイ）部の引張強さの差
（ ΔTS ）と 限界絞り比（LDR）の関係

表3.3 実機温間成形用オイルパン金型による実験結果

区 分 ポンチ温度 ダイ温度 素 材	室温成形	温間成形Ⅰ	温間成形Ⅱ
	室温 室温	室温 90℃	300℃ 90℃
G (IF鋼)	○	○	×
H (低炭素78MnH鋼)	×	×	×
I (600℃水冷材)	×	○	×

(○—成形可能, ×—成形途中でワレ発生)

素 材 G



室温成形

ポンチ	室温
ダイ	室温

素 材 H



室温成形

ポンチ	室温
ダイ	室温

素 材 I



室温成形

ポンチ	室温
ダイ	室温

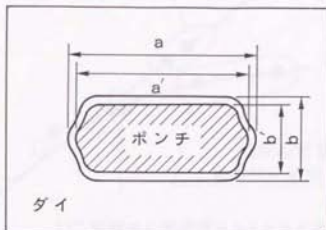
素 材 I



温間成形 I

ポンチ	室温
ダイ	90°C

図3.15 実機温間成形用オイルパン金型による成形品写真例



$$\Delta a = a - a'$$

$$\Delta b = b - b'$$

ポンチ温度	ダイ温度	Δa	Δb
常 温	常 温	3.2 mm	3.2 mm
常 温	90℃	3.5 mm	3.3 mm
300℃	90℃	2.4 mm	2.9 mm

図3.16 実機温間成形用オイルパン金型での
温度付与に伴うクリアランスの変化

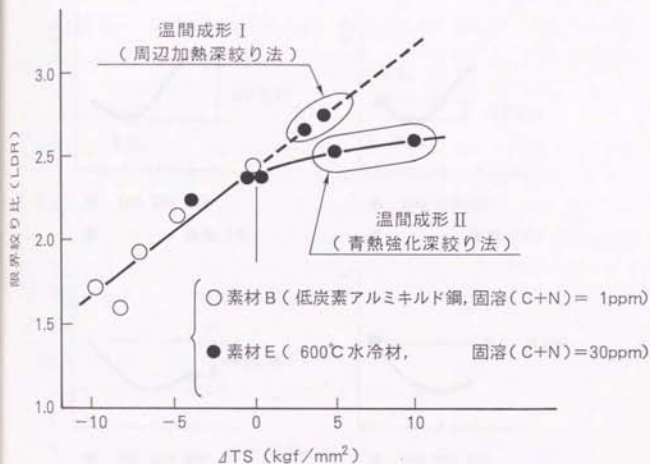
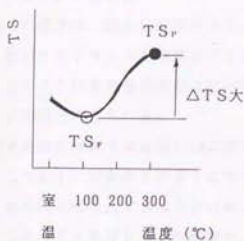


図3.17 小型温間成形用金型による78□角筒成形での
温間成形法と限界絞り比 (LDR) の関係

青熱強化深絞り法



周辺加熱深絞り法

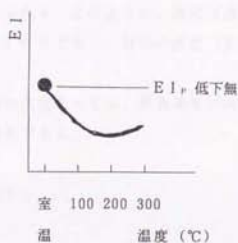
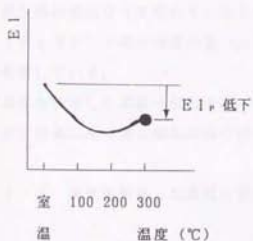
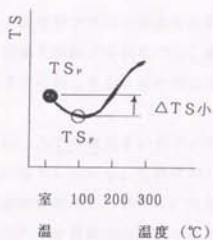


図3.18 青熱強化深絞り法と周辺加熱深絞り法に於ける
材料の引張強さ (TS) と伸び (EI) の影響

の結果、以下のことが分かった。

- ①オイルパンの実物実験の場合、周辺加熱深絞り法（温間成形Ⅱ）では成形性が向上するが、青熱強化深絞り法（温間成形Ⅰ）ではその効果が得られない。

（表3.3，図3.15）

- ②その理由は、図3.16に示すようにポンチ温度がフランジ部よりも高いために金型のクリアランスが板厚以下となり材料流入が妨げられたこと、及び図3.17に示すように青熱強化深絞り法が同じ $\Delta T S$ に対してLDRの向上が少ないことが原因と考えられる。

- ③青熱強化深絞り法は図3.18に示すように、 $\Delta T S$ は大きいがポンチ温度に対応した $E1_p$ が室温での $E1$ よりも大幅に低下している。これに対して、周辺加熱深絞り法は $\Delta T S$ は小さいがポンチ温度が室温のため $E1_p$ の低下はない。この $\Delta T S$ 及び $E1_p$ の影響が、図3.17に示す青熱強化深絞り法と周辺加熱深絞り法の差になって現れていると考えられる。このように、深絞り成形にはポンチとフランジ部の強度の差（ $\Delta T S$ ）だけでなく、材料の伸び（ $E1_p$ ）も影響している。

- ④温度を利用した深絞り成形技術の実機化に当たっては、熱効率及び成形性に及ぼす効果の面で周辺加熱深絞り法が適当である。

3・3・3 温度を利用した深絞り成形モデル

図3.18に示すように、深絞り成形のLDRに対しては $\Delta T S$ 及びポンチ温度での材料の伸びが影響していると考えられる。そこで、素材J及び素材Kを用いて直径75mmの平底円筒ポンチによる周辺加熱深絞り成形実験を行った。そのポンチ温度とフランジ部温度の組合せ及び成形速度と限界絞り比（LDR）の対応を表3.4に示し、成形品の代表的写真例を図3.19に示す。素材J及び素材Kとも同様の傾向であるので、素材Kについて引張強さ（ $T S$ ）及び伸び（ $E1$ ）と温度の関係をそれぞれ図3.20及び図3.21に示す。図3.20及び図3.21には、ポンチ温度14℃でかつフランジ部温度54℃の場合（○印）と、ポンチ温度0℃とフランジ部温度54℃の場合（●印）で状態を示している。その結果、以下のことが分かった。

- ①ポンチを冷却しフランジ部を加熱する成形（周辺加熱深絞り法）により、成形

表3.4 小型ポンチ冷却金型による75φ円筒成形での
ポンチ肩部とフランジ（ダイ）部の温度
及び成形速度の変化と限界絞り比（LDR）の関係

符号	成形速度	ポンチ温度 ダイ温度	14℃（室温）	14℃	0℃	0℃	0℃
		14℃（室温）	54℃	40℃	60℃	80℃	
J	3 mm/sec		2.33	2.43	2.47	2.57	2.60
K	3 mm/sec		2.20	2.30	2.33	2.40	2.43
	100 mm/sec		2.27	2.33	2.40	2.47	2.50

ポンチ温度 ----- 室温 0℃ 0℃ 0℃
フランジ部温度 ----- 室温 40℃ 60℃ 80℃

素材 J

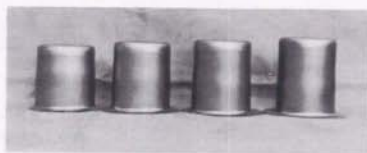


図3.19 小型ポンチ冷却金型による75φ円筒成形での
限界絞り比（LDR）の成形品写真例（素材 J）

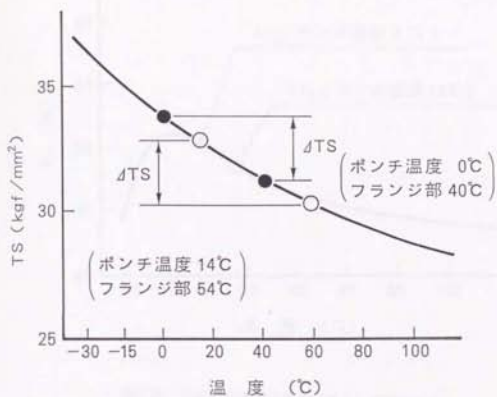


図3.20 供試材の温度と引張強さ (TS) の関係から
ΔTSを算出した例

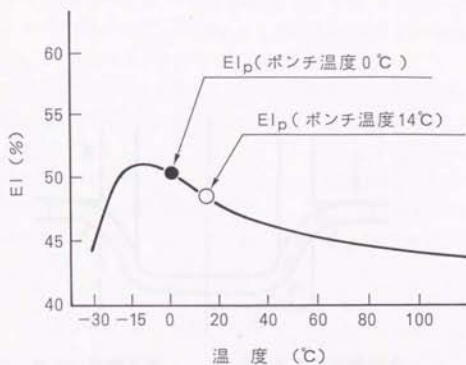


図3.21 供試材の温度と伸び (EI) の関係から
ボンチ温度に対応した素材の伸び (EI_p)
を算出した例

限界が向上する。(表3.4、図3.19)

- ②これは、ポンチ温度の低下に対応して素材の破断強度 (TS_F) が上昇し、フランジ部温度の上昇に対応して素材の流入抵抗 (TS_F) が減少すると考えられる。その向上効果はほぼ(1)式に示す ΔTS に比例すると考えられる。
- ③更に、同じ ΔTS であればポンチ温度が低いほど LDR の向上効果は大きくなる。これは図3.21に示すように、この実験の温度範囲では温度が低下するほど伸び ($E1$) が大きくなるためと推測される。
- ④高速成形 (100mm/sec) に於いても、周辺加熱深絞り法は有効である。これは、実機トランスファープレスによる成形などの高速成形に充分適用できる可能性を示唆している。

上記のような結果に対して、後藤³⁶⁾ の考え方を参考にして図3.22に示すような温度を利用した深絞り成形モデルを作成した。まず、ポンチ肩部の応力 (σ) はフランジ部からの流入抵抗 (TS_F) を用いて(2)式のように表される。

$$\sigma = \exp(\mu \phi) \times \left(TS_F \ln \frac{D}{d} + \frac{P}{\pi D t} + \frac{t}{4r} TS_F \right) + \frac{t}{4r} TS_F \quad (2)$$

ただし、 d : ダイ内径、 D : 初期ブランク径、 r : ダイ肩半径、 t : 板厚、 ϕ : ダイ接角、 μ : 摩擦係数、 P : しわ押さえ力である。(1)式を TS_F を含む項とそうでない項に分けると(3)式のようになり、その係数 k_1 及び k_2 は(4)及び(5)式になる。

$$\sigma = k_1 \times TS_F + k_2 \quad (3)$$

$$k_1 = \exp(\mu \phi) \times \left(\ln \frac{D}{d} + \frac{t}{4r} \right) + \frac{t}{4r} \quad (4)$$

$$k_2 = \exp(\mu \phi) \times \frac{\mu P}{\pi D t} \quad (5)$$

実験条件に合わせて、 $\mu = 0.15$ 、 $\phi = \pi/2$ 、 $d = 80$ 、 $D = 165$ 、 $r = 5$ 、 $t = 1.2$ として(4)式により k_1 の値を計算すると、 $k_1 = 1.05$ となる。このため、実用的には $k_1 = 1$ と考えて良く、(3)式は(6)式ようになる。

$$\sigma = TS_F + k_2 \quad (6)$$

この σ がポンチ温度に対応した材料の破断強度 (TS_F) よりも小さい場合には成形可能であり、大きい場合には破断すると考えられるため、成形限界としての LDR

は $\Delta TS (=TS_F - TS_R)$ に比例すると考えられる。

また、ポンチ肩部での材料の伸び(E_I)が大きいほどLDRが向上することも図3.18から明らかである。ポンチ温度に対応した材料の伸び(E_{IF})と室温での材料の伸び(E_{IR})の差を ΔE_I とすると、LDRはまた ΔE_I の影響も受ける。ここで、比較として E_{IR} をとったのは温度を利用した深絞り成形技術の効果を室温成形のLDRと比較するためである。 ΔE_I は(7)式のように表される。

$$\Delta E_I = E_{IF} - E_{IR} \quad \text{----- (7)}$$

金型温度を変えた場合のLDRと室温成形の限界絞り比の差を ΔLDR とすると、 ΔLDR は素材の引張強さの寄与する ΔTS と素材の伸びの寄与する ΔE_I に影響される。LDRの単位は無次元であるため、室温での素材の引張強さ及び伸びをそれぞれ TS_R 及び E_{IR} として、(1)式及び(7)式を無次元化して対応させると、それぞれ(8)式及び(9)式ようになる。

$$\frac{\Delta TS}{TS_R} = \frac{TS_F - TS_R}{TS_R} \quad \text{----- (8)}$$

$$\frac{\Delta E_I}{E_{IR}} = \frac{E_{IF} - E_{IR}}{E_{IR}} \quad \text{----- (9)}$$

ここで、図3.18から ΔTS 及び ΔE_I の影響が同等のように見えたので、物理的意味は乏しいが(8)式及び(9)式の和を α とすると、 ΔLDR は α に比例することになる。 α は(10)式のように表される。

$$\alpha = \frac{\Delta TS}{TS_R} + \frac{\Delta E_I}{E_{IR}} = \frac{TS_F - TS_R}{TS_R} + \frac{E_{IF} - E_{IR}}{E_{IR}} \quad \text{---- (10)}$$

ΔLDR と α の関係を表3.4の結果と対応させて図3.23に示す。その結果、実験結果と実験式の結果は良く対応し、(10)式に示す実験式の正当性が立証された。

3・3・4 ポンチ冷却深絞り法の効果

トランスファープレスなど成形速度が大きくかつ単位時間当たりの成形個数が多い成形では、変形発熱が蓄積して金型温度が上昇する。図3.24はその例を示したも

ので、オイルパンの成形個数と金型温度の関係を示したものである。成形開始前は25℃であった金型温度は、60個成形時点でポンチ肩部の最も破断しやすい部位の温度 T_1 は約47℃で、フランジ部温度としてダイ肩部近傍の温度 T_2 をとると約60℃となることが分かる。そして、上部から金型にかける冷却シャワーは約3℃程度の冷却効果しかない。しかし、図3.6に示すポンチ冷却用金型を用いてポンチの一部に冷却配管を通して冷却すると、 T_1 は10℃以下に押さえることができる。

このポンチの一部に冷却配管を通して冷却し深絞り成形を行う方法を、ここではポンチ冷却深絞り法と呼ぶことにする。表3.5にその試験結果を示し、図3.25には素材K（アルミキルド鋼）の成形品の写真例を示す。また、図3.26には素材Kのポンチ肩部の最も破断しやすい部位のひずみを測定した結果を示す。これらの結果から、以下のことが分かった。

- ①トランスファープレスなどの成形では変形発熱が蓄積して金型温度が上昇するため、ポンチの一部のみを冷却することにより、ポンチ肩部の最も破断しやすい部位とフランジ部に数十度の温度差をつけることができる。これを、ポンチ冷却深絞り法と呼び、周辺加熱深絞り法と同じような効果を持つ。
- ②ポンチ冷却深絞り法により、図式に示す $\Delta T S$ 及び $\Delta E I$ の効果が生じ、ポンチ肩部の最も破断しやすい部位の余裕歪³⁷⁾が増加し、成形性が向上する。
- ③このポンチ冷却深絞り法の成形性向上効果を利用して、自動車用部品の製造に温度を利用した深絞り成形法を実用化することができた。

3・3・5 ポンチ冷却深絞り法の熱伝達挙動

前述のようにポンチ冷却深絞り法の効果は、3・3・3及び3・3・4で確かめられた。しかし、トランスファープレスのような高速成形でポンチ冷却を行った場合、金型から被成形材料への熱伝達挙動については検討が不十分であった。このため、有限要素法によるシミュレーションを行った。また、被成形材料を予め加熱しておいて金型に接触させた場合の温度変化を調査した。

①有限要素法によるシミュレーション

ポンチを冷却した場合のポンチから板への熱伝達を、有限要素法の汎用プログラムMARCを使用して計算した。金型寸法及び板厚は3・3・3に述べた直径75mm

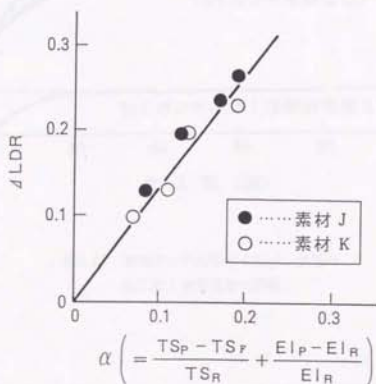


図3.23 小型ポンチ冷却金型による75φ円筒成形での
金型温度の変化による α と ΔLDR の関係

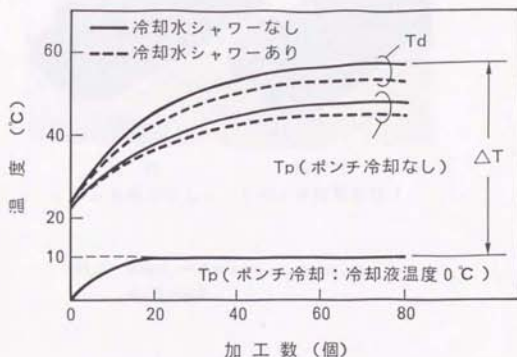


図3.24 実機ポンチ冷却オイルパン金型の
加工数と金型温度の関係

表3.5 実機ポンチ冷却オイルパン金型による成形試験結果

ポンチ肩部冷却		あ り	な し	
冷却水シャワー		な し	あ り	な し
材	1 F 鋼	—	○	△(110)
質	低炭素7&147鋼	○	△(33)	× (52)

○：200 個連続加工成形可

△：() 個目ポンチ肩部くびれ

×：() 個目ポンチ肩部破断



破断 成形可
(ポンチ冷却なし) (ポンチ冷却あり)

図3.25 実機ポンチ冷却オイルパン金型による
成形品写真例

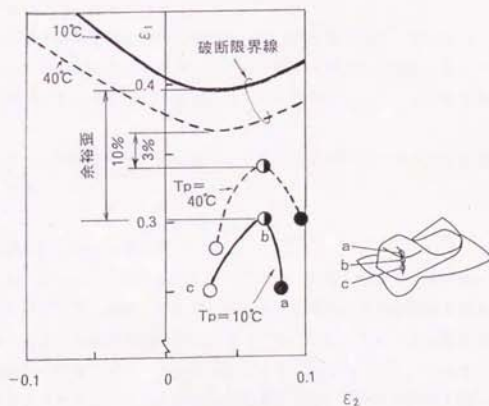


図3.26 実機ポンチ冷却オイルパン金型による
ポンチ肩部の二軸ひずみ状態の変化

の平底円筒成形に合わせた。計算した温度はポンチ温度 0°C でフランジ部温度を 50°C とした。計算に使用した定数は以下のである。

金型から板への熱伝達率 -----	$1.0 \times 10^{-2} \text{ kcal} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$
又は	$1.0 \times 10^{-3} \text{ kcal} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$
板から大気への熱伝達率 -----	$1.0 \times 10^{-4} \text{ kcal} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$
板内部の熱伝導率 -----	$1.28 \times 10^{-2} \text{ kcal} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$
板の比重 -----	$7.83 \times 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$
板の比熱 -----	$1.11 \times 10^{-1} \text{ kcal} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$

金型は板に比較して充分大きいので金型温度は一定とし、板の初期温度はダイ及びブランクホルダーの温度に合わせて計算し、金型と板との接触後 0.01 から 10 秒経過後の板の温度分布を計算した。成形深さは 0mm 及び 20mm としたが、 20mm の場合のみメッシュ分割の略図を図3.27に示す。また、ポンチ底及びポンチ肩R部が全て接触した場合について比較検討した。

図3.28には金型から板への熱伝達率 $1.0 \times 10^{-2} \text{ kcal} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$ とした場合について 0.01 秒後・ 0.05 秒後及び 0.1 秒後の温度分布を示し、図3.29には金型から板への熱伝達率 $1.0 \times 10^{-3} \text{ kcal} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$ についてしめす。その結果、以下のことが分かった。

- ①ポンチから板への熱伝達は瞬時に行われ、 0.1 秒程度ではほぼ一定となる。
- ②このことは成形速度の大きいトランスファープレスのような場合でも、ポンチ冷却が有効であることを示しており、 $3 \cdot 3 \cdot 3$ 及び $3 \cdot 3 \cdot 4$ の結果を裏付けている。
- ③金型から板への熱伝達率が一桁小さくなっても、ポンチから板への熱伝達は瞬時に行われる。

④金型と材料間の熱伝達の測定結果

①のシミュレーションの正当性を実証するために、板厚 0.8mm で一辺 150mm の正正方形ブランクを 300°C に加熱して金型に接触させた場合の熱伝達挙動を調査した。図3.30にはブランクへの熱電対の溶接方法を示す。このブランクを小型恒温槽の中で 300°C に加熱した後、ブランクを取り出してダイ上にセットし、しわ押さえ圧力 0.6tf でブランクホルドした場合の温度履歴を測定した。その結果を図3.31に

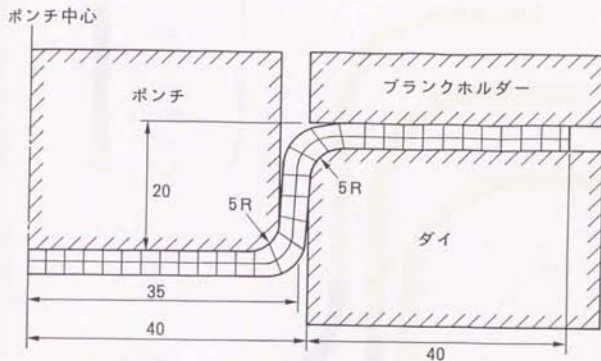


図3.27 小型ポンチ冷却金型による75φ円筒成形の
MARCによる熱伝達シミュレーションの
メッシュ分割略図
(幅方向40分割、板厚方向 2分割)

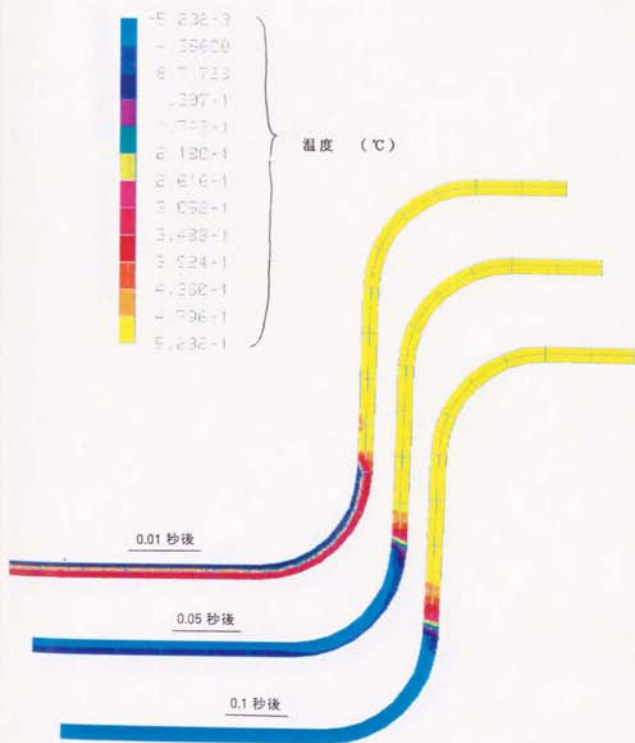


図3.28 小型ポンチ冷却金型による75φ円筒成形の
MARCによる熱伝達シミュレーション結果
(金型から板への熱伝達率 = $1.0 \times 10^{-2} \text{ kcal} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$)

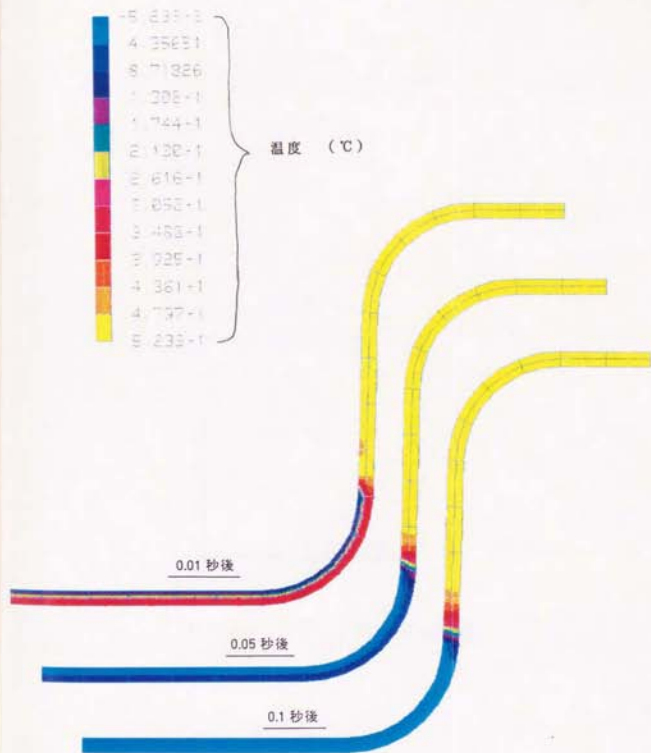
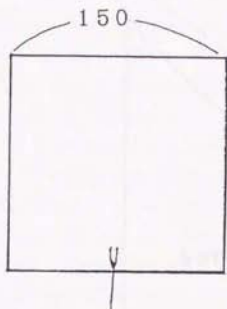


図3.29 小型ポンチ冷却金型による75φ円筒成形の
MARCによる熱伝達シミュレーション結果
(金型から板への熱伝達率 = $1.0 \times 10^{-3} \text{ kcal} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$)



クロメル・アルメル熱電対を溶接

図3.30 板への熱電対溶接位置

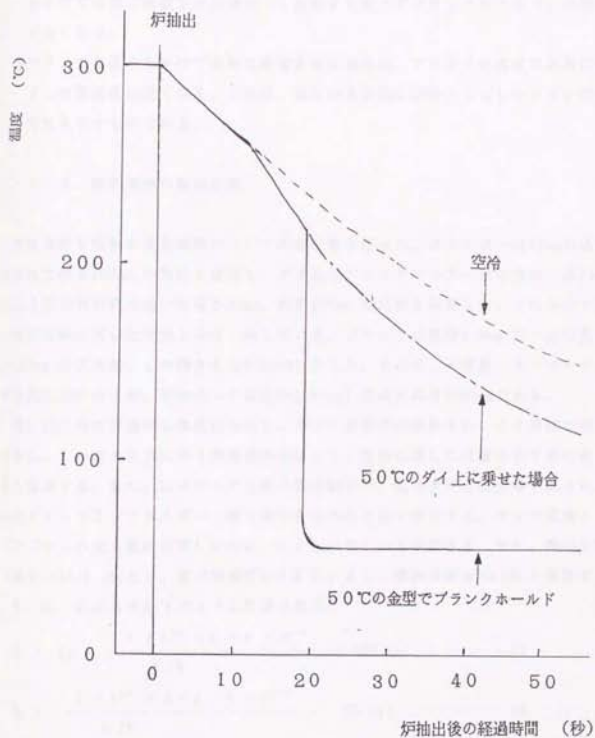


図3.31 板及びフランジ部を加熱してブランクホールドした場合の温度履歴測定結果

示す。この結果、以下のことが分かった。

- ①ブランクの冷却速度は、空冷、ブランクを金型に置いた場合、ブランクに圧力をかけて金型に密着させた場合（しわ押さえ圧力でブランクホルド）の順に大きくなる。
- ②ブランクに圧力をかけて金型に密着させた場合は、ブランクの温度は急激に低下し金型温度に近くなる。これは、図3.28及び図3.29のシミュレーションの有効性を示すものである。

3・3・6 変形発熱の概略計算

角筒深絞り成形の変形発熱について概略計算を行った。ポンチは一辺70mmの正方形形状で深さ200mmの角柱と仮定し、ダイ及びブランクホルダーは中央に一辺74mmの正方形形状の穴のあいた深さ20mm、外形200mmの円柱と仮定した。これらの寸法は成形実験に用いた寸法とほぼ一致している。ブランクは板厚0.8mmで一辺の長さ $l=150\text{mm}$ の正方形、しわ押さえ力 $B=3\text{tonf}$ とした。そのポンチ荷重—ストローク曲線を図3.32に示すが、平均ポンチ荷重 $P=5.4\text{tonf}$ で成形深さ $h=50\text{mm}$ である。

図3.33には成形途中の模式図を示す。ポンチ肩部での発熱を Q_1 、ダイ肩部での発熱を Q_2 、しわ押さえ力に伴う摩擦発熱を Q_3 とし、変形に要した仕事は全て熱に変わると仮定する。また、 Q_1 はポンチと板に等分配され、 Q_2 はダイと板に等分配され、 Q_3 はダイ・ブランクホルダー・板に等分配されると各々仮定する。ポンチ荷重とブランジからの流入抵抗は等しいため、 Q_1 と Q_2 は等しいと仮定する。また、熱の仕事当量を $1\text{cal}=4.18\text{J}$ とし、重力加速度 $g=9.8\text{N/s}^2$ とし、摩擦係数 $\mu=0.15$ と仮定する。 Q_1 、 Q_2 、 Q_3 は各々以下のように計算される。

$$Q_1 = Q_2 = \frac{P \times 10^3 \times g \times h \times 10^{-3}}{4.18} = 633 \text{ cal} \quad \text{----- ①}$$

$$Q_3 = \frac{B \times 10^3 \times \mu \times g \times h \times 10^{-3}}{4.18} = 53 \text{ cal} \quad \text{----- ②}$$

この実験に用いた板、ポンチ、ダイ、ブランクホルダーの重量を計算すると、各々141g、7690g、2230g、2230gとなる。この実験に用いたのは油圧プレスのため、成形速度は遅いが、上記仮定のもとに板の温度上昇 T_1 、ポンチの温度上昇 T_2 、ダイ

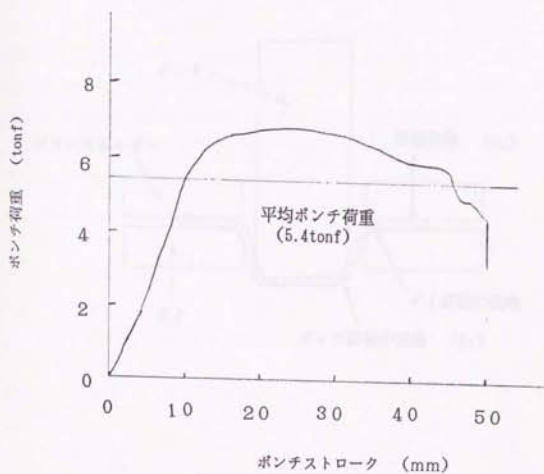


図3.32 70°角筒成形のポンチ荷重—ポンチストローク曲線

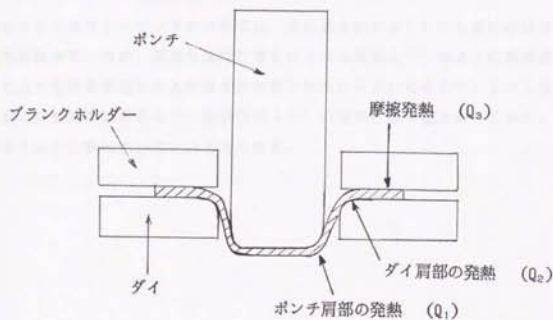


図3.33 変形発熱の模式図

の温度上昇 T_3 、プランクホルダーの温度上昇を T_4 として計算すると以下のような
る。但し、板及び金型の比熱は $c=0.11\text{kcal/Kg}$ と仮定する。

$$T_1 = \frac{Q_1/2 + Q_2/2 + Q_3/3}{141 \times c} = 42.0 \text{ }^{\circ}\text{C} \text{ ----- } 03$$

$$T_2 = \frac{Q_1/2}{7690 \times c} = 0.4 \text{ }^{\circ}\text{C} \text{ ----- } 03$$

$$T_3 = \frac{Q_2/2 + Q_3/3}{2230 \times c} = 1.4 \text{ }^{\circ}\text{C} \text{ ----- } 03$$

$$T_4 = \frac{Q_3/3}{2230 \times c} = 0.1 \text{ }^{\circ}\text{C} \text{ ----- } 03$$

実際のトランスファープレスの成形では、成形速度が大きくしかも単位時間当たりの成形個数が多いため、正確な温度計算を行うには高石ら²⁰⁾のように熱流速を計算した上で有限要素法による計算を行わなければならないであろう。しかしながら、上記の計算結果は高石ら²⁰⁾及び田村ら²¹⁾の結果と近い値となっており、実際と大きくはかけ離れていないと考えられる。

温度を利用した薄鋼板の深絞り成形技術について検討を行い以下の結果を得た。

- (1) 薄鋼板の深絞り成形には、青熱強化深絞り法・周辺加熱深絞り法及びボンチ冷却深絞り法があるが、熱効率・金型の熱膨張によるクリアランス変化及び成形性の向上効果を考えると、周辺加熱深絞り法又はボンチ冷却深絞り法が有効である。
- (2) トランスファープレスなどの高速成形でかつ単位時間当たりの成形個数が多い場合には、ボンチ肩部の破断しやすい部位の近傍のみを冷却するボンチ冷却深絞り法が有効である。
- (3) 温度を利用した薄鋼板の深絞り成形に於いて、成形性の向上効果は材料特性の引張強さ及び伸びの温度変化に対応してもたらされる。この効果を実験式で表し、実験結果と良い対応を得た。
- (4) 金型から板への熱伝達は瞬時に行われ、トランスファープレスなどの高速成形に対しても有効である。

〔参考文献〕

- 1) 堀井伸二：科研報告，第24集（1948），691.
- 2) 戸澤康壽：塑性と加工，1-1（1960），23.
- 3) 宮川松男：機誌，62-484（1958），713.
- 4) 西村 尚、川上芳正、宮川松男：塑性と加工，16-177（1975），955.
- 5) 鈴木信行：第39回塑加連講論（1988），25.
- 6) 花木香司、國里竜也、開発清和、加藤健三：第38回塑加連講論（1987），373.
- 7) 阿部佑二、吉田正勝：第40回塑加連講論（1989），53.
- 8) 鈴木元治、金子純一、菅又 信：昭58春塑加講論（1983），583.
- 9) 藤岡敏行、菅又 信、金子純一：昭58春塑加講論（1983），587.
- 10) 金子純一、菅又 信：昭59春塑加講論（1984），385.
- 11) 小林 勝、北沢君義、三村 治：昭59春塑加講論（1984），377.
- 12) 渡部豊臣、坂井 修、後藤隆夫、山崎栄一、鈴木誠一：
第36回塑加連講論（1985），257.
- 13) 町田輝史、中川威雄：塑性と加工，16-169（1975），148.
- 14) 町田輝史、中川威雄：塑性と加工，16-171（1975），291.
- 15) 町田輝史：塑性と加工，17-184（1976），425.
- 16) Wong, N.K., Arkun, B.H., Roberts, W.T., Wilson, D.V. : Memories
scientifiques review metallurgie, Mars（1980），413.
- 17) 竹本喜道、増本展祥、中村克昭：塑性と加工，24-271（1983），859.
- 18) 河合 望、後藤 学、松田敏雄：塑性と加工，15-156（1974），11.
- 19) 小林 勝：塑性と加工，26-295（1985），833.
- 20) 高石和年、前田禎三：塑性と加工，21-232（1980），431.
- 21) 田村 清、富田正一：塑性と加工，18-192（1977），29.
- 22) 武智 弘、大上哲郎、古野嘉邦：第35回塑加連講論（1984），93.
- 23) 武智 弘、大上哲郎、古野嘉邦：第35回塑加連講論（1984），97.
- 24) Takechi, H., Oue, T., Furuno, Y. : Proceedings of 2'nd IAVD
Congress（1985），B24.
- 25) 武智 弘、大上哲郎、古野嘉邦：第36回塑加連講論（1985），249.

- 26) 武智 弘、大上哲郎、古野嘉邦：昭61春塑加講論（1986），279.
- 27) 大上哲郎、武智 弘、古野嘉邦：塑性と加工，28-314（1987），225.
- 28) 大上哲郎、武智 弘、古野嘉邦：製鉄研究，325（1987），103.
- 29) 大上哲郎、武智 弘、古野嘉邦：塑性と加工，28-318（1987），706.
- 30) Ohwue, T., Takechi, H., Furuno, Y. : Proceedings of 2'nd ICTP (1987)
- 31) 武智 弘、大上哲郎：プレス技術，25-9（1987），1.
- 32) 大上哲郎、滝田道夫、武智 弘、品川 浩、土肥雅宏、西山為裕：
昭63春塑加講論（1988），65.
- 33) Ohwue, T., Hashimoto, K., Michio, T. : Deep drawability of steel sheets in cold and warm working condition. IDDRG WG (1989)
- 34) 大上哲郎、滝田道夫、松倉孝典、須藤誠一：平 2春塑加講論（1990），9.
- 35) 松倉孝典、須藤誠一、大上哲郎、滝田道夫：平 2春塑加講論（1990），13.
- 36) 後藤 学：塑性学、コロナ社（1982），99.
- 37) 佐藤泰一：プレス技術，14-12（1976），85.

第4章 張出成形性

4・1 緒言

温度を変化させた場合の張出成形性については、町田・中川¹⁾の超塑性板(Zn-22%Al)のバルジ成形に於いて、高周波誘導加熱によりブランクの板厚ひずみの大きい部位を低温に、板厚ひずみの小さい部位を高温にする不均一加熱により、板厚の均一化が図れるとの報告がある。また、河合ら²⁾のオーステナイト系ステンレス鋼を用いて-40~80℃の温度範囲で張出成形試験を行い、みつろうのポンチ面潤滑の場合張出成形高さが25℃で最大となり、これは材料の伸びが最大となる温度に一致していることを報告している。このような2件の報告はあるが、温度を変えた張出成形に関する報告は少ない。しかしながら、温度変化のない室温での張出成形性については多くの報告^{3)~8)}がある。

中島ら³⁾及び中島⁴⁾は直径100mmの球底ポンチを用いて、直径5mmから20mm程度のスクライブド・サークルを焼き付けたブランクの幅のみを変化させて成形を行い、破断ひずみを求めて2軸変形下の変形限界曲線(Forming Limit Diagram)の略で以下FLDと記す)を提案している。Keelerら⁵⁾も同様の方法を提案している。

林⁶⁾は球底ポンチ張出の成形性に対する n 値と r 値の影響を調査し、 n 値が大きいほど張出成形性が高いが、 r 値の影響は破断位置により異なることを報告している。また、Backofen⁷⁾も同様に n 値が大きいほど張出成形性が高いことを報告している。最近では、Nakamachi⁸⁾やKimら⁹⁾のように有限要素法による張出成形のシミュレーションも行われるようになってきた。

この報告は中島ら³⁾の方法を参考にして、-10℃から300℃までの温度範囲で、球底ポンチ張出成形によりFLDを求め、張出成形性に及ぼす材料特性の影響を調査したものである。

4・2 実験方法

4・2・1 供試材

供試材は表4.1 に示すように板厚0.8mm の冷延鋼板とした。供試材の製造方法は第2章の表2.1 表2.2 及び図2.1 に示すのでここでは省略する。

表4.1 供試材の板厚・鋼種・製造方法・固溶(C+N)一覧表

符 号	板厚 (mm)	鋼 種	製 造 方 法	固溶(C+N) 量 (ppm)
B	0.8	低炭素76Mn鋼	実機箱型焼鈍による(深絞り用)	1
E	0.8	低炭素76Mn鋼	塩浴炉焼鈍(図2.1)による600℃水冷材	30

4・2・2 球底ポンチ張出によるFLDの求め方

実験に使用した金型は図4.1 及び図4.2 に示すような低温成形用金型、及び温間成形用金型の2種類であり、いずれも直径75mmの球底ポンチを用いた。ダイは直径80mm、ダイ肩半径は5mmとした。低温成形用金型は-30℃から室温までの範囲の実験が可能であるが、材料流入抑制ビードをつけなかったため-10℃以下では金型に霜が付着して材料が破断しなかったため-10℃を下限とした。温間成形用金型は室温から300℃までの温度範囲での試験が可能である。この実験ではポンチ・フランジ部共に同じ温度としたが、これはポンチとフランジ部の温度を変えると生ずる材料の温度勾配の影響を除くためである。

供試材は直径10mmのスクライブドサークルを焼き付けたのち、長さは150mmで幅のみを50mmから150mmの間で変化させて切断した。しわ押さえ圧力を30tonfとして球底ポンチ張出成形後、破断部のひずみを測定することによりFLDを求めた。球底ポンチの大きさ及び材料流入抑制ビードを除き、基本的には中島ら²¹⁾の方法に則っている。

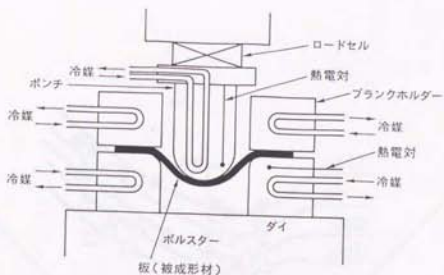


図4.1 直径75mmの球底ポンチによる
低温用張出成形金型の模式図
(-10°C ～室温)

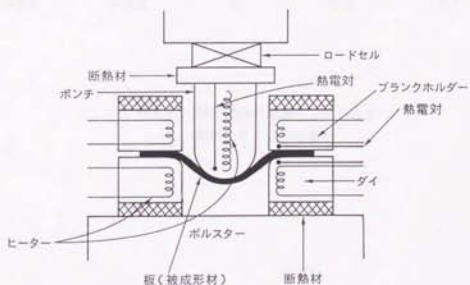


図4.2 直径75mmの球底ポンチによる
温間用張出成形金型の模式図
(室温～ 300°C)

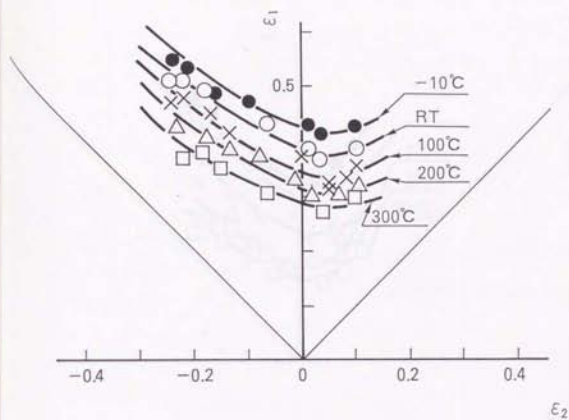


図4.3 直径75mmの球底ポンチによる
素材BのFLDの変化

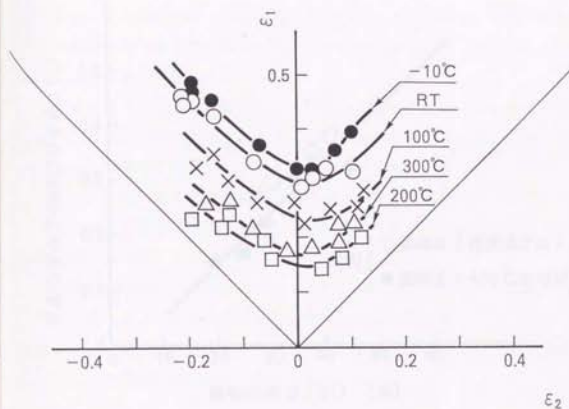


図4.4 直径75mmの球底ポンチによる
素材EのFLDの変化

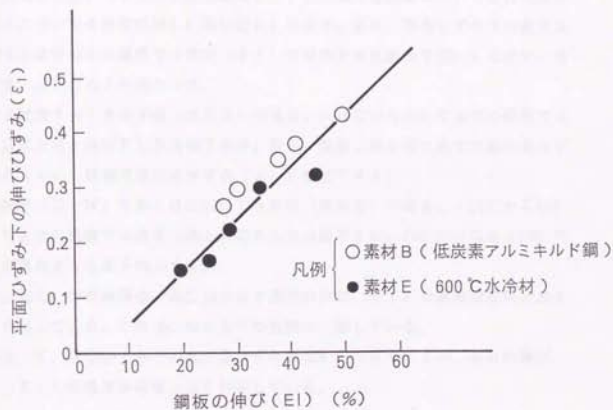


図4.5 平面ひずみ下の伸びひずみ (ϵ_1)
と鋼板の伸び (E_1) との関係

4・3 実験結果

-10℃から300℃までの温度範囲での、FLDの調査結果について素材B及び素材Eについてそれぞれ図4.3及び図4.4に示す。また、平面ひずみ下の最大主ひずみと素材のその温度での伸び(E1)を対応させた結果を図4.5に示す。その結果、以下のことが分かった。

- (1) 低炭素アルミキルド鋼(素材B)の場合、-10℃から300℃までの範囲では温度上昇と共にFLDは低下する。即ち、温度上昇と共に全ての最小主ひずみ(ε_2)領域で最大主ひずみ(ε_1)は低下する。
- (2) 固溶(C+N)を多く含む600℃水冷材(素材E)の場合、-10℃から200℃までの範囲では温度上昇と共にFLDは低下すが、300℃になると200℃の場合よりも若干向上する。
- (3) 上記(1)、(2)の結果は、図2.12に示す素材の伸び(E1)の温度依存性と良く対応している。これは、河合ら²⁾の指摘に一致している。
- (4) 従って、平面ひずみ下の最大主ひずみは図4.5に示すように、素材の伸び(E1)の温度依存性と良く対応している。

4・4 結言

-10℃から300℃までの範囲で、球底ポンチ張出によるFLDの実験を行い、張出成形性を評価し、以下の結果を得た。

- (1) FLDを平面ひずみ変形下の最大主ひずみで評価した場合、素材の伸びの温度依存性と良く対応する。
- (2) 素材の伸びが大きいくほど、FLDの最大主ひずみは大きくなる。

[参考文献]

- 1) 町田輝史、中川威雄 : 塑性と加工, 17-184 (1975), 988.
- 2) 河合 望、後藤 学、松田敏雄 : 塑性と加工, 15-156 (1974), 11.
- 3) 中島浩衛、菊間敏夫、長島晋一 : 日本機械学会論文集、
17-184 (1975), 988.
- 4) 中島浩衛 : 塑性と加工, 11-109 (1970), 112.
- 5) Keefer, S. P., Backofen, W. A. : Trans. ASM, 56, 25 (1963).
- 6) 林 豊 : 第41回塑性加工学講座「薄板のプレス成形の理論と実際」,
(1986), 99.
- 7) Backofen, W. A. : Deformation processing, Addison-Wesley
Publishing Company (1972)
- 8) Nakamachi, E. : Proceedings of the 3rd International Conference
on Technology of Plasticity (1990), 1129.
- 9) Kim, Y. H., Wagoner, R. H. : Proceedings of the 3rd International
Conference on Technology of Plasticity (1990), 1397.

第5章 薄鋼板の曲げ成形性

5・1 緒言

薄鋼板の曲げ成形に関してはHill¹⁾以降多くの実験的及び解析的報告^{2)~14)}があり、その曲げ成形の種類によりV曲げ、ハット曲げ、縮フランジ曲げ、伸びフランジ曲げなどに区分される。しかしながら、温度を利用して曲げ成形性を向上させる研究は、中川ら²⁾のプラスチックのV曲げ成形及び町田ら³⁾の金属薄板の直接通電による局部加熱V曲げ成形が報告されているくらいであり、十分検討されていない。

ハット曲げ成形は自動車部品のフレーム類・家具及び建材などの基本的な曲げ成形性を調査するものであり、林ら⁴⁾の研究が代表的なものである。林ら⁴⁾は、ハット曲げ成形後の成形品の形状を検討し、スプリングバックによる変形は材料特性の引張強さ(TS)の影響が大きいことを指摘している。また、著者ら^{5)~7)}は縮みフランジ曲げ成形後の成形品のスプリングバックを実験⁵⁾及び有限要素法⁶⁾による解析⁷⁾を行い、この成形ではひずみが小さいために、スプリングバックは素材の降伏点(YS)の影響が大きいことを指摘している。その他、一般的に曲げ成形の理論的検討及び有限要素法による解析^{7)~14)}などがなされているが、スプリングバックの検討は未だ不十分である。

近年、自動車用鋼板に於いては米國をはじめとして車体軽量化及び乗員の安全対策が注目されている。このため、超高強度鋼板⁸⁾などが開発され、その成形品のスプリングバックが大きいことが指摘⁹⁾されており、スプリングバックに及ぼす材料特性の影響を明確化すると共にその抑制手段の検討が必要である。

本章では、軟鋼板から100kgf/mm²級超高強度鋼板まで素材を変えて、室温から400℃の範囲でハット曲げ成形を行い、スプリングバックに及ぼす材料特性の効果及び温度の効果を明らかにした。

5.2 実験方法

5.2.1 供試材

供試材は表5.1に示すように板厚0.8mmの軟鋼板から110kgf/mm²級高強度鋼板を用いた。その機械的特性も併せて表5.1に示すが、素材G及び素材Hはいずれも板厚1.4mmで製造した冷延鋼板を板厚0.8mmまでに板厚研削したものの特性を示している。供試材はいずれも幅50mm、長さ200mmに切断後、脱脂してカーボングラファイト系の潤滑剤を塗布して温度による潤滑性の変化を受けにくいようにして実験を行った。

5.2.2 ハット曲げ成形実験方法

実験に使用したプレスは弊社八幡製鉄所に設置した37トン油圧プレスであり、実験用金型は図5.1及び図5.2に示すような一辺75mmの正方形形状の角筒ポンチ及び一辺77.4mmの正方形形状のダイ及びブランクホルダーを用いた。ポンチ肩半径は8mm、ダイ肩半径も8mmとした。ポンチ及びフランジ部はそれぞれ室温から400℃まで温度を変化できるようにした。しわ押さえ圧力(Blank Hold Force)の略で以下BHFと記す)及びポンチとフランジ部の温度を変えて、全ての条件で成形深さ50mmとした。また、成形中の板温を図5.3のようにポンチ肩半径の外側対応部分で測定した。この温度をもとに、供試材の機械的特性の温度依存性を補正して、スプリングバック量の機械的特性との対応を検討した。

5.2.3 成形品の形状測定方法

成形品の形状を図5.4のようにポンチ底部を基準として、成形深さ35mmの位置での成形品の幅(ℓ)及びフランジ部の頂点を結ぶ位置の幅(ℓ')を測定した。そして、 ℓ 及び ℓ' から次の(1)式及び(2)式を用いてスプリングバック量 $\Delta\ell$ 、 $\Delta\ell'$ を算出した。なお、(2)式で8mmを2回引くのはダイ肩半径分の補正の為である。

$$\Delta\ell = \ell - 75 \text{ ----- (1)}$$

表5.1 供試材とその室温での機械的特性（3方向平均値）

符号	材質	板厚 (mm)	YS (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	E l	n 値	r 値
A	IF鋼（極低炭素鉄に添加鋼）	0.8	14.2	28.9	49.7	0.27	1.82
B	低炭素7%ニッケル鋼		17.1	30.6	44.9	0.24	1.54
C	低炭素7%ニッケル鋼600℃水冷		27.8	37.2	42.3	0.21	0.95
D	35kgf/mm ² 級HSS		20.7	35.9	38.8	0.24	1.57
E	38kgf/mm ² 級HSS		20.9	38.5	40.2	0.24	2.02
F	60kgf/mm ² 級HSS		45.2	59.4	28.1	0.14	0.95
G	100kgf/mm ² 級HSS		61.3	104.0	20.6	-	-
H	110kgf/mm ² 級HSS		92.2	113.7	12.5	-	-

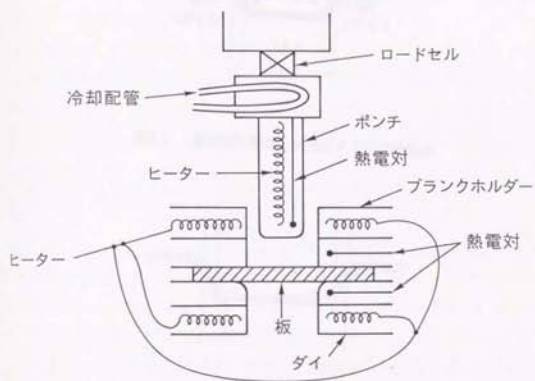


図5.1 一辺75mmの角筒ポンチによる
温間でのハット曲げ成形の模式図
(室温 $\sim 400^{\circ}\text{C}$)



図5.2 温間用角筒ポンチ及びダイの寸法略図

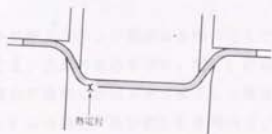


図5.3 成形中の板温測定方法

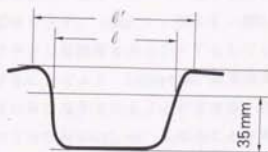


図5.4 ハット曲げ成形品のスプリングバックの測定方法

$$\Delta l' = l' - 75 - 8 - 8 = l' - 91 \text{ ----- (2)}$$

5・3 実験結果と考察

5・3・1 室温でのハット曲げ成形のスプリングバック

図5.5 に室温でのハット曲げ成形品の写真例を示し、図5.6 には素材のTSと l' 、 $\Delta l'$ の対応を示す。その結果、以下のことが分かった。

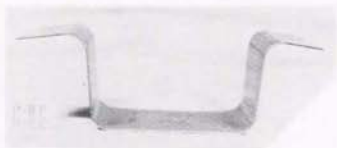
- ①60kgf/mm² 級以上の高強度鋼板ではスプリングバックが大きく、100kgf/mm² 級の高強度鋼板ではハット曲げ成形品の形状確保は難しい。
- ②スプリングバック量は素材のTSと良い相関を示し、素材のTSが大きくなるほどスプリングバック量が大きくなる。

5・3・2 温間でのハット曲げ成形のスプリングバック

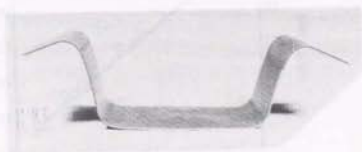
図5.7 にはポンチ温度とフランジ部温度を同じにして室温から400℃まで変化した場合の温度と l 、 Δl の対応を示す。図5.8 にはポンチ肩半径の素材外側の成形深さ35mmの場合の温度に対応させて補正した素材のTSと、温度との関係を示す。また、図5.9 には図5.7 及び図5.8 を用いて、素材のTSとスプリングバック量 l 、 Δl の対応を示す。更に、図5.10には素材Gの100kgf/mm²級高強度鋼板の温間成形及びしわ押さえ圧力の効果を、素材A及び素材Fと比較して、成形品の断面形状で示す。図5.11には、図5.8 と同様にして補正した素材のTSと温度の関係を示す。その結果、以下のことが分かった。

- ①室温での成形と同様に、温間でのハット曲げ成形のスプリングバックは素材のTSと良い相関を示す。(図5.7、図5.8、図5.9)
- ②ポンチ温度とフランジ部温度を共に200℃としてしわ押さえ圧力を3tonfから7tonfに上げるにより、100kgf/mm²級高強度鋼板のスプリングバックを60kgf/mm² 級なみに減少させることができる。200℃に於ける100kgf/mm² 級高強度鋼板のTSが約80kgf/mm² となることを考えると、この効果は温間成形の効果としわ押さえ圧力の効果の総和と考えることができる。

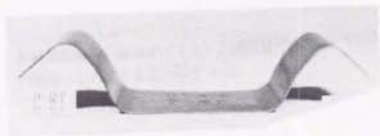
(図5.10、図5.11)



素材A (IF鋼)



素材F (60kgf/mm²級HSS)



素材G (100kgf/mm²級HSS)

図5.5 室温でのハット曲げ成形品写真例
(しわ押さえ圧力：3トン)

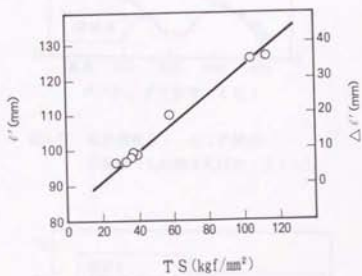


図5.6 室温成形時の引張強さ(TS)と成形品寸法(l')
の関係(しわ押さえ圧力: 3トン)

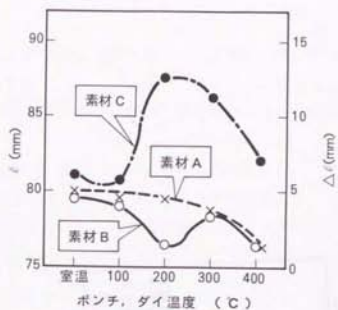


図5.7 成形温度と δ , Δl の関係
の関係 (しわ押さえ圧力: 3 トン)

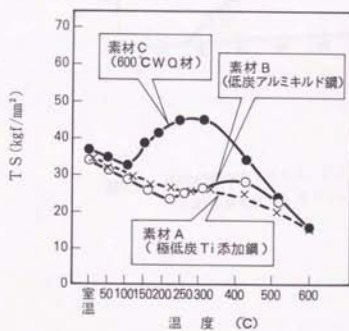


図5.8 曲げ成形速度に合わせた
温度との引張強さ (TS) の関係

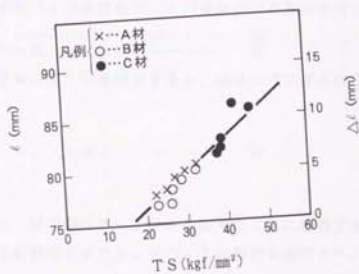


図5.9 温間成形時のTSと l 、 Δl の関係
(しわ押さえ圧力：3トン)

5・3・3 ハット曲げ成形のスプリングバックの解析モデル

平ら⁴³が平面ひずみ曲げで提案している方法を参考にして、図5.12に示すようなハット曲げ成形のスプリングバックの解析モデルを作成した。前提条件として板厚方向中心に中立軸があり、材料の加工硬化は次の(3)式によるとする。

$$\sigma = K \varepsilon^n \quad (3)$$

ただし、 σ ：応力、 K ：定数、 ε ：ひずみである。さらに、図5.12及び以下に示す記号は、 ρ ：曲げ半径、 h ：板厚、 η ：板厚方向位置、 ε_1 ： η の位置でのひずみ、 σ_1 ： η の位置での応力、 σ_s ：表層位置での応力である。板厚方向中心から η の距離の点のひずみ(ε_1)及び応力(σ_1)は次の(4)式及び(5)式で表される。

$$\varepsilon_1 = \eta / \rho \quad (4)$$

$$\sigma_1 = K \varepsilon_1^n = K (\eta / \rho)^n \quad (5)$$

単位幅当たりの曲げモーメントを M とすると、 M は(6)式で表される。

$$M = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_1 \cdot \eta \, d\eta \quad (6)$$

除荷とは弾性変形で $-M$ の曲げモーメントを加えたことに相当する変形であるとする、除荷による変形即ちスプリングバックは最初の曲げモーメント M に比例すると考えられる。(6)式を計算により求めると(7)式ようになる。

$$\begin{aligned} M &= \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} K \left(\frac{\eta}{\rho} \right)^n \cdot \eta \, d\eta = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} K \frac{1}{\rho^n} \eta^{1+n} \, d\eta \\ &= 2 K \frac{1}{\rho^n} \frac{1}{2+n} \left(\frac{h}{2} \right)^{2+n} = 2 \frac{1}{2+n} \left(\frac{h}{2} \right)^2 K \frac{1}{\rho} \cdot \left(\frac{h}{2} \right)^n \\ &= 2 \frac{1}{2+n} \left(\frac{h}{2} \right)^2 \cdot \sigma_s \quad (7) \end{aligned}$$

⑦式より、曲げモーメント M は素材の板厚の2乗に比例し、 n 値に逆比例すると共に、表層部の応力 σ_s に比例することが分かる。

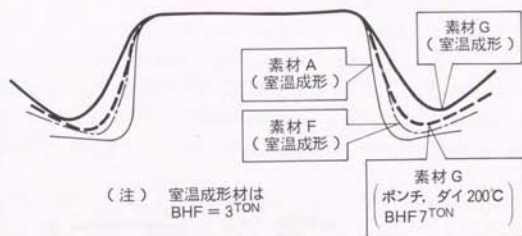


図5.10 素材G (100kgf/mm²級HSS) に対する温間成形の効果
(しわ押さえ圧力=BHF)

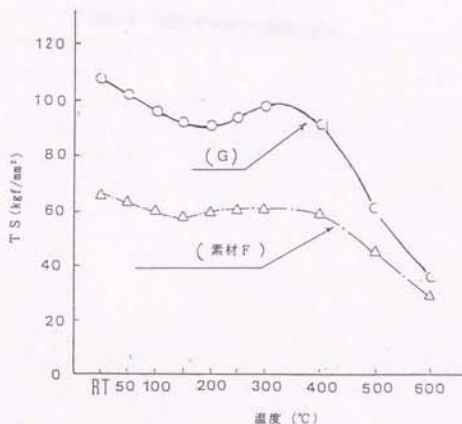


図5.11 素材F (60kgf/mm²級HSS) 及び素材G (100kgf/mm²級HSS)
の温度との引張強さ (TS) の関係

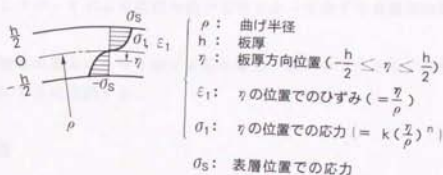


図5.12 平面ひずり曲げの簡易モデル

一方、素材に直径5mmのスクライブドサークルを焼き付けて成形したハット曲げ成形品について、ボンチ肩部近傍の表層部のひずみを測定した結果を図5.13に示す。28kgf/mm²級の冷延鋼板（素材A）は最大ひずみは約13%、100 kgf/mm²級冷延鋼板（素材G）では約7%の最大ひずみが生じていることが分かる。これらの最大表層ひずみに対応する表層部の応力 σ と素材のTSとの相関をとると、図5.14に示すように良く対応することが分かる。この結果、以下のことが分かった。

- ①スプリングバックによる変形は曲げ変形によって生ずる表層部の応力に比例する。
- ②この表層部の応力はハット曲げ成形の場合、素材のTSと良い相関があり、近似的にTSに比例する。

5・4 結言

室温から400℃の範囲で、28kgf/mm²級から100 kgf/mm²級冷延鋼板を用いたハット曲げ成形試験を行い以下の知見を得た。

- ①ハット曲げ成形によるスプリングバック量は、室温から400℃の範囲で素材のTSにほぼ比例する。
- ②これはハット曲げ成形によって生ずるボンチ肩部の最大表層ひずみが約7%から13%と比較的大きく、このひずみに対応する表層部の応力が素材のTSにほぼ比例するためである。
- ③温間成形を利用してスプリングバック量を減少させることができる。

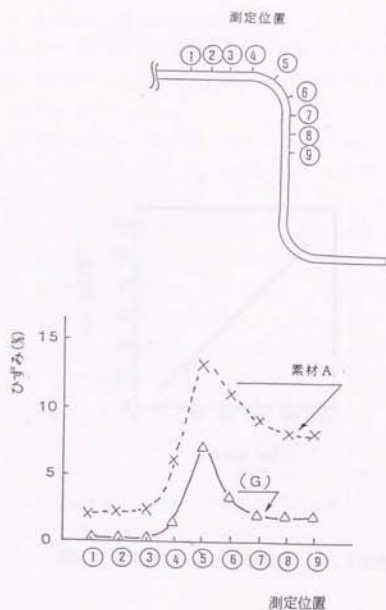


図5.13 室温成形時のハット曲げ成形品のひずみ分布
(直径 5mmのスクライブドサークルによる)

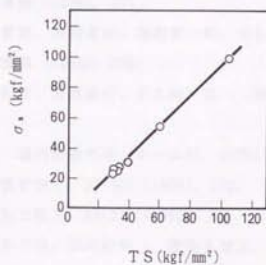


図5.14 引張強さ (TS) と表層応力 (σ_s) の関係

[参考文献]

- 1) Hill, R. : 塑性学, 培風館, (1954) 283.
- 2) 中川威雄、鈴木 清、町田輝史 : 塑性と加工, 16-172 (1975), 379.
- 3) 町田輝史、中川威雄、鈴木 清、岡井紀彦 : 塑性と加工,
19-207 (1978), 308.
- 4) 林 豊、高木美智雄 : 鉄と鋼, 68-9 (1982), 1236.
- 5) 福原新一郎、田村邦典、玉田 剛、滝田道夫、大上哲郎、片山知久
: 平1春塑加講論 (1989), 375.
- 6) 片山知久、大上哲郎、滝田道夫、福原新一郎、田村邦典、玉田 剛
: 平1春塑加講論 (1989), 379.
- 7) 岩谷二郎、郡田和彦、宮原征行、小久保一郎 : 第36回塑加連講論
(1985), 309.
- 8) 平 修二監修 : 現代塑性力学, オーム社, (1976) 85.
- 9) 永井康友 : 塑性と加工, 27-300 (1986), 176.
- 10) 永井康友 : 塑性と加工, 23-252 (1982), 23.
- 11) 坂木修次、金井不二弥、宮川松男 : 塑性と加工, 25-286 (1984), 1027.
- 12) 林 郁彦、間宮映幸 : 塑性と加工, 4-24 (1963), 897.
- 13) 増田森治 : 薄板の曲げ加工, 誠文堂新光社 (1958)
- 14) 牧野内昭武 : 昭60春塑加講論、(1985)、153.

第6章 第I部の総括

薄鋼板の機械的特性と成形性に及ぼす温度の影響について、第2章に機械的特性、第3章に深絞り成形性、第4章に成形性及び第5章に曲げ成形性に関するそれぞれの報告を行った。本章では、第I部の総括として、過去の論文^{11)~13)}と対比させながら、温度を利用した薄鋼板の成形技術の効果をその機械的特性の温度依存性と対応させて述べることにする。

6・1 薄鋼板の機械的特性の温度依存性

第1章の序論で述べたように、薄鋼板の機械的特性の温度依存性に関しては、いくつかの報告^{11)~14)}がある。藤野ら²¹⁾は、炭素含有量約0.15%の炭素鋼の Flow Stressの温度及びひずみ速度依存性について報告しており、ひずみ速度が大きくなるほど青熱脆性に伴う Flow Stressの極大値は高温側に移行すること、及びこの青熱脆性には固溶(C+N)の影響があることを計算して示している。また、竹山ら²²⁾・阿部ら²³⁾はこの青熱脆性は転移の移動速度と固溶(C+N)の拡散速度の同期によって起こることを報告している。このように、青熱脆性に固溶(C+N)が影響を及ぼすことは指摘されているが、実際に固溶(C+N)を変化させた材料を温度を変えて引張強さ(TS)及び伸び(El)の変化を調査した報告は殆どない。また、室温での機械的特性と深絞り成形性・張出成形性などとの対応は本原¹³⁾が詳細に調査している。しかしながらTS・Elのみならず、その他成形性を評価する上で重要とされる他の降伏点(YS)、均一伸び(UEl)、局部伸び(LEl)、加工硬化指数(n値)、塑性ひずみ比(r値)、ひずみ速度硬化指数(m値)に関する報告も殆どない。また、-30℃から100℃程度の温度範囲についての薄鋼板の機械的特性の温度依存性に関する調査も不十分である。かかる観点から、本節では、実験を主体に、-30℃から600℃の範囲で引張試験を行った結果について述べる。特に、この調査は後述する深絞り、張出、曲げ成形性に及ぼす材料特性の影響の定量化に不可欠である。

まず、図2.9には固溶(C+N)を変化させた場合の引張強さ(TS)の温度及びひずみ速度依存性を示す。この結果、固溶(C+N)を含まないIF鋼は、室温から600℃の温度範囲では温度上昇に伴い、TSは単調に減少し靱性によるTSのピークは見られない。しかし、固溶(C+N)を含む鋼は靱性によるTSのピークが現れ、固溶(C+N)の多いほどピークの値が大きくなり、ひずみ速度が増加するとTSの温度依存性の曲線は高温側に移動する。これらの現象は藤野ら²⁾の計算結果を裏付けるものである。

次に、図2.12には室温から600℃の温度範囲で、固溶(C+N)を変化させた材料の伸び(EI)の温度依存性を示す。この結果、いずれの素材も室温から600℃の温度範囲では温度上昇に伴い、EIは一旦低下して100～300℃で極小値となったのち再び増加するが、その極小値及び極小となる温度はいずれも固溶(C+N)の少ないほど大きくなることが分かった。このことは、従来指摘されておらず、新しい知見である。

更に、図2.13には室温から200℃の温度範囲で、固溶(C+N)及び強度を変化させた材料の、伸び(EI)・均一伸び(U.EI)及び局部伸び(L.EI)の温度依存性を示す。その結果、室温から200℃の温度範囲では、均一伸び(U.EI)は殆ど変化せず、局部伸び(L.EI)が大きく変化し、局部伸び(L.EI)の変化がEIの変化に対応している。このことは、新しい知見である。

また、図2.14には室温から300℃の温度範囲で、m値の温度依存性を示す。この結果、固溶(C+N)を含まないIF鋼はm値は正であるが、固溶(C+N)を含む材料は200℃前後でm値は負となる。これは、図2.9の結果及び藤野ら²⁾の実験結果とも一致しており、五弓ら¹⁴⁾の実験結果とも定性的に一致している。

また、図2.17には室温から300℃の温度範囲で、固溶(C+N)を含まないIF鋼のr値の温度依存性を示す。この結果、r値は殆ど変化しないことが分かった。これは、固溶(C+N)を含む場合も同じであり、この温度範囲では集合組織が殆ど変化しないためと推測される。

金属薄板の深絞り成形性の温度依存性に関しては、いくつかの報告^{13)~18)}がある。福井¹³⁾はアルミニウム及び鉛の円筒深絞り成形を行い、ポンチ・ダイ共に均一加熱した場合は成形限界が室温よりも劣下するが、ポンチを加熱せずダイのみ加熱した場合に成形限界が向上することを報告している。以後、宮川¹⁷⁾・西村ら¹⁸⁾・渡辺ら²¹⁾などは、フランジ部を加熱してポンチとの間に温度こう配を与える「周辺加熱深絞り法」により、絞り比が向上することを報告している。これに対して、町田²⁰⁾は深絞り装置に高周波誘導装置を連設して、フランジ部を加熱軟化して深絞りする方法（フランジ加熱法）及びポンチ頭部を局部加熱して靱性域での強度上昇を利用し破断を回避する方法（靱性法）を比較検討している。しかしながら、この町田²⁰⁾の提言したフランジ加熱法（以下、「周辺加熱深絞り法」と記す）及び靱性法（以下、「靱性強化深絞り法」と記す）について、工業的実用化の観点での両者の比較検討、その場合の最適材料、及び材料としての鋼板の加熱方法などについては検討が不十分であり、本節ではこのような観点から検討を行った。また、近年普及したトランスファープレスに於いては、変形発熱の蓄積による金型温度の上昇により成形性が劣下することが報告¹⁹⁾されており、この金型温度の上昇を利用した成形法についても検討した。

まず、ポンチ頭部を靱性域のTSのピークとなる300℃程度とし、フランジ部を室温から100℃の範囲として成形する「靱性強化深絞り法」の効果について述べる。図3.9には円筒深絞り成形の結果と温間成形の考え方を示す。深絞り成形では福井¹³⁾が指摘しているようにポンチ肩部の破断強度とフランジ部からの流入抵抗のバランスが重要である。ポンチ肩部の破断強度はポンチ温度での素材のTS（以下TS_Pと略す）に対応し、流入抵抗はフランジ部温度での素材のTS（以下TS_Fと略す）に対応する。従って、TS_PとTS_Fの差を(1)式のようにならと表すと、「靱性強化深絞り法」に限らず温度を利用した深絞り成形では ΔTS が大きいほど成形性が向上することとなる。

$$\Delta TS = TS_P - TS_F \quad (1)$$

図3.9の場合、TSの温度変化の大きい固溶(C+N)の多い素材Eに、ポン

チ 300℃でフランジ部100℃とすると△TSが大きくなり成形性が向上する。しかし、温度上昇と共にTSが低下するIF鋼の素材Aは、この温度条件では逆に△TSが負となり成形性が室温成形よりも低下する。

次に、「青熱強化深絞り法」と「周辺加熱深絞り法」の得失について述べる。

図3.17 には角筒深絞り成形のLDRと△TSの関係を示す。「青熱強化深絞り法」では△TSは大きくとれるがLDRの向上効果は小さい。逆に、「周辺加熱深絞り法」は△TSにはほぼ比例したLDRの向上効果がある。この原因は、ポンチ温度に対応する素材の伸び(E1)が影響するためと考えられる。即ち、「青熱強化深絞り法」ではポンチ温度に対応する素材のE1(以下E1_Pと記す)が室温での素材のE1(以下E1_Rと記す)よりも低下するのに対し、「周辺加熱深絞り法」ではポンチ温度が室温以下のため図3.18に示すようにE1_Pの低下がないためである。この考え方により、②式のようにTS及びE1を用いて無次元化したαの方がLDRとの相関を取るには適当と考えられる。ただし、TS_Rは室温での素材のTSである。

$$\alpha = \frac{TS_P - TS_R}{TS_R} + \frac{E1_P - E1_R}{E1_R} \quad (2)$$

室温成形と室温成形でのLDRの差を△LDRとし、△LDRとαの関係を詳細に調査した円筒深絞り成形の結果を図3.23に示す。図3.23 から△LDRとαは良い相関があり、②式の妥当性が証明された。

以上、「周辺加熱深絞り法」が「青熱強化深絞り法」よりも効率的であることを証明したが、現在のプレス成形ではトランスファープレスに代表される高速成形が主流である。高速成形下に於いても「周辺加熱深絞り法」が有効か否かを検証することは非常に重要なことである。この為に、まず板厚1.2mmの冷延鋼板(低炭素アルミキルド鋼及びIF鋼)を用いて、円筒深絞り成形を行った。この実験に用いたプレスは温度及び成形速度が可変であり、そのLDRの算出結果を図6.1に示す。図6.1から高速成形(100mm/sec)に於いても、低速成形(3mm/sec)と同様に「周辺加熱深絞り法」の有効性が実証された。また、金型温度が材料に瞬時に伝わるのが図3.28のFEMシミュレーション及び図3.31の実測結果から分かり、高速成形下でも温度を利用する成形技術の有効性が実証された。

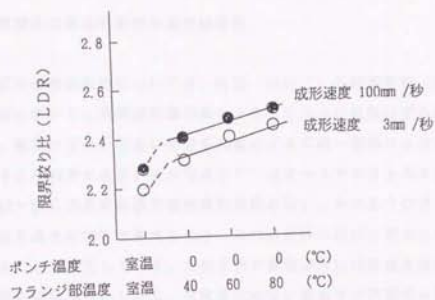


図6.1 小型ポンチ冷却金型による75φ円筒成形での
LDRに及ぼす金型温度と成形速度の影響

また、トランスファープレスでは変形発熱の蓄積のため、金型温度が上昇し、図3.24に示すようにボンチ・フランジ部とも50℃以上となることがある。このため、ボンチ頭部の破断危険部のみを冷却し10℃程度にすれば、フランジ部を加熱しなくても近似的に「周辺加熱深絞り法」の状態が得られる。これを、「ボンチ冷却深絞り法」と呼ぶこととする。この効果について、図3.25に示すようにオイルパンの実機トランスファープレスの成形で確認することができ、実用化に至ることができた。

6・3 薄鋼板の張出成形性の温度依存性

金属薄板の張出成形性については、町田・中川³⁷⁾の超塑性板(Zn-22%Al)のバルジ成形に於いて、高周波誘導加熱によりブランクの板厚ひずみの大きい部位を低温に、板厚ひずみの小さい部位を高温にする不均一加熱により、板厚の均一化が図れるとの報告がある。また河合ら³⁸⁾はオーステナイト系ステンレス鋼を用いて-40~80℃の温度範囲で張出成形試験を行い、みつろうのボンチ面潤滑の場合張出成形高さが25℃で最大となり、これは材料の伸びが最大になる温度に一致していることを報告している。この2件の報告以外には温度を変化させた張出成形性の報告は少ない。しかし、温度変化のない室温での薄鋼板の張出成形性については多くの報告^{39)~41)}がある。林⁴¹⁾は、 n 値が大きいほど張出成形性が高いが、 r 値の影響は破断位置により異なることを報告している。このように、温度変化のない室温での薄鋼板の張出成形性については調査されてきたが、温度を変化させた場合の薄鋼板の張出成形性については調査されておらず、材料特性の影響も未だ不明確な部分がある。本節では、かかる観点から温度を変化させた球底ボンチ張出成形によりFLDを求め、張出成形性に及ぼす材料特性の影響を実験的に明らかにした。

張出成形性を平面ひずみを中心としたFLDで評価した場合、温度を-10℃から300℃までの温度範囲での結果を、600℃水冷材について図4.4に示す。また、平面ひずみ状態での最大主ひずみ(ϵ_1)とその温度での伸び($E1$)との対応を図4.5に示す。その結果、FLD曲線は温度と共に大きく変化するが、

これは素材の伸びの温度依存性と良い相関があることが分かった。従来から、張出成形性と素材の伸びに相関があることは経験的に良く言われてきたが、伸びという材料特性は理論的に扱うことが難しいため、河合ら³¹⁾ 以外にこのことを指摘した報告は少ない。しかし、今回温度を変えて張出成形性と素材の伸びとの相関を明らかにすることができた。

6・4 薄鋼板の曲げ成形性の温度依存性

温度を利用した曲げ成形では、プラスチックのV曲げ成形を扱った中川ら⁴³⁾ の報告、及び町田ら⁴⁴⁾ の金属薄板の直接通電による局部加熱V曲げ成形が報告されている。町田ら⁴⁴⁾ は、室温成形では殆ど延性のなく曲げるとすぐ亀裂を生じて破断してしまう硬ぜい性の金属材料を、直接通電加熱すると成形できるようになると報告している。このように、V曲げ成形に関しては上記2件の報告はあるが、その他の曲げ成形法について薄鋼板を主体として温度を変えた調査は殆ど報告されていない。しかし、曲げ成形のスプリングバックに関しては、室温での調査及び解析結果がいくつか報告^{47)~49)} されている。林ら⁴⁷⁾ はハット曲げ成形後の成形品の形状を測定し、スプリングバックによる変形は材料特性の引張強さ(TS)の影響が大きいことを指摘している。近年、自動車用鋼板に於いては超高強度鋼板⁵⁰⁾ などが開発され、その成形品のスプリングバックが大きいことが指摘⁵¹⁾ されている。ハット曲げ成形は自動車のフレーム類の基本形状であり、その成形品のスプリングバックに及ぼす材料特性の影響を明確化すると共に、抑制手段の検討が必要である。かかる観点から、本節では室温から400℃の温度範囲で、30kgf/mm²級の軟鋼板から100kgf/mm²級の超高強度鋼板のハット曲げ成形を行い、その成形品のスプリングバックに及ぼす材料特性の影響を明確化すると共に、温度を利用したスプリングバックの抑制方法について述べる。

温度を変化させた場合のスプリングバック量と材料のTSとの関係を図5.9に示し、ハット曲げ成形品の形状の代表例を図5.5に示す。その結果、ハット曲げの形のスプリングバックは素材のTSに比例して大きくなること、及び金型の温度を変えて成形することにより、100kgf/mm²級の超高強度鋼板のスプリングバックを60kgf/mm²級なみに減少できることが分かった。

薄鋼板の機械的特性と成形性に及ぼす温度の影響について調査し、以下の結論を得た。

- (1) 機械的特性の温度依存性、特に引張強さ (TS) 及び伸び (E1) に及ぼす固溶 (C+N) の影響を明らかにした。
- (2) 金型温度を変えた深絞り成形技術として、青熱強化深絞り法及び周辺加熱深絞り法について検討し、周辺加熱深絞り法の有効性を立証した。特に、金型温度が被成形材に瞬時に伝達すること及び高速成形での周辺加熱深絞り法の効果を立証したことは、この周辺加熱深絞り法が工業的に極めて有効であることを示している。
- (3) 金型温度を変えた張出成形を行い、FLDに及ぼす材料特性及び温度の影響を検討した。その結果、平面ひずみ変形下での破断ひずみが材料の伸びに依存し、材料の伸びが大きいほど平面ひずみ変形下での破断ひずみが大きくなることが分かった。特に材料の伸びが大きくなる -10°C から室温での成形が有効であり、自動車部品など深絞り成形及び張出成形の混在する複合成形ではポンチを冷却すると、ポンチ肩部での張出成形性が向上する。
- (4) 金型温度を変えたハット曲げ成形を行い、スプリングバックに及ぼす材料特性及び温度の影響について検討した。その結果、スプリングバックは材料の引張強さ (TS) に大きく依存し、TSが小さくなるような温度域での成形がスプリングバックの削減に有効であることが分かった。

〔参考文献〕

- 1) 日本金属学会、日本鉄鋼協会編：鉄鋼材料便覧，(1985)，61.
- 2) 藤野宗昭、新田哲夫、山本正弘、平修二：材料，20-214 (1971)，827.
- 3) Wong, N.K., Arkun, B.H., Roberts, W.T., Wilson, D.V.: *Memories scientiques review metallurgie*, Mars (1980), 413.
- 4) 竹山太郎、高橋平七郎：純鉄の精製と性質（鉄鋼基礎共同研究会編），(1971)，115.
- 5) 阿部光延、小甲康二、新井信一、速水哲博：日本金属学会誌 45-9 (1981)，942.
- 6) 作井誠太、酒井 拓：日本金属学会誌，40-3 (1976)，263.
- 7) 周藤悦郎、Hansson, A.：塑性と加工，11-112 (1970)，351.
- 8) 作井誠太、中村正久、大森正信：鉄と鋼，49-7 (1963)，996.
- 9) 西野知良、本間浩夫：鉄と鋼，57-6 (1971)，954.
- 10) 田中吉之助、野島武敏：材料，20-210 (1971)，418.
- 11) 浅尾 宏、小林 勝：塑性と加工，26-299 (1985)，1181.
- 12) 花木香司、開発清和、加藤健三：塑性と加工，31-357 (1990)，1208.
- 13) 木原諄二：第9回西山記念講座，(1970)，37.
- 14) 五弓勇雄、木原諄二：塑性と加工，6-54 (1965)，403.
- 15) 福井伸二：科研報告，第24集，(1948)，691.
- 16) 戸澤康壽：塑性と加工，1-1 (1960)，23.
- 17) 宮川松男：機誌，62-484 (1958)，713.
- 18) 西村 尚，川上芳正，宮川松男：塑性と加工，16-177 (1975)，955.
- 19) 鈴木信行：第39回塑加連講論 (1988)，25.
- 20) 花木香司、國里竜也、開発清和、加藤健三：第38回塑加連講論 (1987)，373.
- 21) 渡部豈臣、坂井 修、後藤隆夫、山崎栄一、鈴木誠一：第36回塑加連講論 (1987)，257.
- 22) 鈴木元治、金子純一、菅又 信：昭58春塑加講論 (1983)，583.
- 23) 藤岡敏行、菅又 信、金子純一：昭58春塑加講論 (1983)，587.
- 24) 金子純一、菅又 信：昭59春塑加講論 (1984)，385.

- 25) 小林 勝、北沢君義、三村 治：昭59春塑加講論（1984），377.
- 26) 阿部佑二、吉田正勝：第40回塑加連講論（1989），53.
- 27) 町田輝史、中川威雄：塑性と加工，16-171（1975），291.
- 28) 町田輝史、中川威雄：塑性と加工，16-169（1975），148.
- 29) 町田輝史：塑性と加工，17-184（1976），425.
- 30) 松倉孝典、須藤誠一、大上哲郎、滝田道夫：平2春塑加講論（1990），13.
- 31) 河合 望、後藤 学、松田敏雄：塑性と加工，15-156（1974），11.
- 32) 小林 勝：塑性と加工，26-295（1985），833.
- 33) 竹本喜道、増本展祥、中村克昭：塑性と加工，24-271（1983），859.
- 34) 川瀬尚男、竹添明信：鉄と鋼、60-4（1974），S319.
- 35) 高石和年、前田植三：塑性と加工，21-232（1980），431.
- 36) 田村 清、富田正一：塑性と加工，18-192（1977），29.
- 37) 町田輝史、中川威雄：塑性と加工，16-177（1975），988.
- 38) 中島浩衛、菊間敏夫、長島晋一：日本機械学会論文集、17-184（1975），988.
- 39) 中島浩衛：塑性と加工，11-109（1970），112.
- 40) Keeler, S. P., Backofen, W. A. : Trans. ASM. 56, 25（1963）
- 41) 林 豊：第41回塑性加工学講座「薄板のプレス成形の理論と実際」，（1986），99.
- 42) Backofen, W. A. : Deformation processing. Addison-Wesly Publishing Company（1972）
- 43) Nakamachi, E. : Proceedings of the 3'rd ICTP（1990），1129.
- 44) Kim, Y. H., Wagoner, R. H. : Proceedings of the 3'rd ICTP（1990），1129.
- 45) 中川威雄、鈴木 清、町田輝史：塑性と加工，16-172（1975），379.
- 46) 町田輝史、中川威雄、鈴木 清、岡井紀彦：塑性と加工，19-207（1978），308.
- 47) 林 豊、高木美智雄：鉄と鋼，68-9（1982），1236.

- 48) 福原新一郎、田村邦典、玉田 剛、滝田道夫、大上哲郎、片山知久：
平1春塾加講論（1989），375.
- 49) 片山知久、大上哲郎、滝田道夫、福原新一郎、田村邦典、玉田 剛：
平1春塾加講論（1989），379.
- 50) 岩谷二郎、郡田和彦、宮原征行、小久保一郎：第36回塾加連講論
（1985），309.

第Ⅱ部、樹脂複合鋼板の温度と成形性

第7章 樹脂複合鋼板の機械的特性の温度依存性

7・1 緒言

樹脂複合鋼板の機械的特性についてはいくつかの報告^{1)~3)}がなされているが、表皮鋼板と芯材樹脂という機械的特性の大きく異なるものが組み合わされた場合にその板厚比に対応した複合則が成立するのかどうかということが大きな論点になっていると思われる。

制振鋼板に関しては、佐々木¹⁾が表皮鋼板厚0.6mmで芯材樹脂厚0.07mmの制振鋼板の引張試験の結果を圧延方向に対して 0° (L)・ 45° (X)及び 90° (C)の3方向について報告しており、表皮鋼板の特性と殆ど同じとなると報告している。但し、この場合は芯材樹脂厚が表皮鋼板厚と比較して小さいため、その板厚比に対応した複合則が成立するかどうかについては言及されていない。

軽量ラミネート鋼板については芯材樹脂厚が表皮鋼板厚と比較して大きい場合、その板厚比に対応した複合則が成立するかどうかについて言及された例^{2), 3)}が報告されている。引張強さ(TS)及び降伏強さ(YS)に関しては、J.A.Dicello²⁾及び山本ら³⁾は表皮鋼板と芯材樹脂との板厚比に関係があり、表皮鋼板の特性と芯材樹脂の特性を板厚比で組み合わせた複合則で推定可能であると報告している。また、伸び(EL)に関しては、J.A.Dicello²⁾及び山本ら³⁾は表皮鋼板の伸びに等しいまたは若干表皮鋼板の伸びを上回るようになると報告している。芯材樹脂の全伸びが室温状態では数百%に達することを考えると、伸びに関しては複合則が成立しないようである。しかも、山本ら^{2), 3)}の報告によると、軽量ラミネート鋼板は板厚方向にくびれが生じやすく、表皮鋼板よりも一様伸びが減少するようである。

また、樹脂複合鋼板の成形性について調査した報告^{4)~8)}も多く発表されており、樹脂複合鋼板の成形性は表皮鋼板と芯材樹脂のせん断接着強度と強い相関があるということが多く発表^{4)~8)}されている。由田⁴⁾は制振鋼板の曲げ成形において、表裏の鋼板がずれて折れ曲がる現象が生ずること及びこの現象はせん断接着強度が小さい場合に発生することを報告している。本田ら⁷⁾は深絞り成形や端曲げなど様々な成形に対して、せん断接着強度が低い場合には成形性が同一板

厚の鋼板よりも劣化し、高い場合には同一板厚の鋼板なみになることを報告している。また、小嶋ら³¹⁾はオイルパンの成形に於いて制振鋼板はしわが発生しやすく、せん断接着強度が小さい場合にこのしわが大きくなることを報告している。

芯材樹脂として使用される合成樹脂は機械的特性の温度による変化が極めて大きいことが知られており、ポリアミド樹脂（ナイロン6）の例³²⁾等が報告されている。この芯材樹脂の機械的特性の温度依存性を利用して、せん断接着強度を上げられる可能性は高いと考えられる。

本章においては、樹脂複合鋼板の機械的特性の温度依存性について明らかにした。特に、表皮鋼板と芯材樹脂という機械的特性が全く異なったものが組み合わされた樹脂複合鋼板において、室温と言う温度断面だけでは明らかにしにくい表皮鋼板と芯材樹脂の複合則について検討した。また、樹脂複合鋼板の一軸引張試験による破断形態についても調査した。更に、深絞り成形性や曲げ成形性を向上させるのに重要なせん断接着強度の温度依存性についても明らかにした。

7・2 樹脂複合鋼板の分類

樹脂複合鋼板はその用いられる用途から、制振鋼板と軽量ラミネート鋼板の2種類に大別される。その2種類の樹脂複合鋼板の表皮鋼板と芯材樹脂の板厚構成についての略図を図7.1に示し、用いられる芯材樹脂の種類や板厚比率などを表7.1に示す。

7・2・1 制振鋼板

制振鋼板は芯材樹脂として厚さ30～50ミクロン程度の比較的薄い合成樹脂を用いており、振動の抑制及び防音効果を主な目的として使用される。これらは共に芯材樹脂による振動減衰機能（以下、制振性能と記す）を利用するものであり、芯材樹脂が粘弾性域となる温度で最大の効果を発揮するようである。芯材樹脂としては、ゴム系、ポリエステル系、アクリル系などが多く使用されているようであり、芯材樹脂を選ぶことにより制振性能が最大となる温度域が異なってくる。制振鋼板は表7.1に示すように用途によって80～100℃程度で制振性能が最大となる高温用制振鋼板、及び20～50℃程度で制振性能が最大となる常

温用制振鋼板に大別され、場合によってはその中間域のものが製造されることもある。制振鋼板は表皮鋼板の板厚に対し芯材樹脂の板厚が薄く、芯材樹脂の樹脂複合鋼板に対する板厚比率は0.1以下の場合が多い。

7・2・2 軽量ラミネート鋼板

軽量ラミネート鋼板は芯材樹脂として厚さ200～800ミクロン程度の比較的厚い合成樹脂を用いたもので、芯材樹脂の比重が表皮鋼板よりも小さいことを利用し、芯材樹脂の板厚構成比率を上げることにより軽量化を主な目的としている。従って軽量ラミネート鋼板では、芯材樹脂の板厚比率は0.2から0.6と比較的大きい。軽量ラミネート鋼板を用いて自動車用パネルなどを作った場合、パネルの剛性は表皮鋼板のヤング率の寄与が大きいため剛性の低下が少なく、しかも軽量化が図れる利点を持っている。芯材樹脂としては、製造コストの低いポリプロピレン樹脂やポリアミド樹脂（ナイロン6）が多く用いられる。軽量ラミネート鋼板の場合、用いられる芯材樹脂の種類と組み合わせて更に区分されることがあり、ポリプロピレンラミネート鋼板（以下PPラミネート鋼板と記す）及びナイロンラミネート鋼板（以下NYラミネート鋼板と記す）と呼ばれることがあり、以下本論文ではこのPPラミネート鋼板及びNYラミネート鋼板と略称で呼ぶこととする。

7・3 実験方法

7・3・1 供試材

実験に使用した供試材を表7.2に示す。樹脂複合鋼板としては、PPラミネート鋼板（素材A）・NYラミネート鋼板（素材B）・常温用制振鋼板（素材C）及び高温用制振鋼板（素材D）の4種類とし、板厚は0.8～0.84mmである。芯材樹脂についても、板厚0.3mmのポリプロピレン及びナイロン6の調査を行った。ナイロン6については、含水率による特性の変化が極めて大きいため、受入ままの状態（含水率3.3%）及び120℃で24時間恒温室内で保持してある程度水分を除去した状態（含水率1.0%）での比較も行った。含水率

表7.1 樹脂複合鋼板の構成

区分	樹脂複合鋼板の 名称	芯材樹脂名	主な板厚構成(mm)		芯材樹脂の板厚 構成比率(%)
			表皮鋼板	芯材樹脂	
制振鋼板	常温用制振鋼板	ポリエステル系	0.15	0.03	10%以下
		アクリル系	～	～	
		ゴム系など	1.6	0.05	
	高温用制振鋼板	ポリエステル系	0.15	0.03	10%以下
		アクリル系	～	～	
		ゴム系など	1.6	0.05	
軽量ラミ ネート 鋼板	NYラミネート 鋼板	ポリアミド (ナイロン6)	0.15 ～	0.2 ～	20%以上
			1.0	1.0	60%以下
	PPラミネート 鋼板	ポリプロピレン	0.15 ～	0.2 ～	20%以上
			1.0	1.0	60%以下

(注) 板厚構成及び板厚構成比率は、この値のものが多いことを示し、目安の値である。



図7.1 樹脂複合鋼板の板厚構成略図
(板厚構成及び板厚構成比率は目安)

表7.2 供試材の名称、板厚構成及び室温での機械的特性とせん断接着強度

符 号	名 称	板厚構成 (mm)			機械的特性 (平均値)				せん断接着 強度 (室温 (kgf/mm ²))
		表皮 銅板	芯材 樹脂	合計	YS (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	T.EI (%)	r 値	
A	PPラミネート銅板	0.23	0.34	0.80	10	18	46	1.98	1.65
B	NYラミネート銅板	0.25	0.30	0.80	12	21	44	1.93	1.95
C	常温用制振銅板	0.40	0.04	0.84	14	28	47	1.73	0.85
D	高温用制振銅板	0.40	0.04	0.84	15	29	46	2.02	1.28
E	ポリプロピレン樹脂	—	0.30	—	—	2.8	280	—	—
F	ナイロン6樹脂 (含水率1.0%)	—	0.30	—	—	8.8	62	—	—
G	ナイロン6樹脂 (含水率3.3%)	—	0.30	—	—	3.5	160	—	—
H	表皮銅板 (素材Aの ものと同一製造条件)	0.23	—	—	—	30	39	—	—
I	表皮銅板 (素材Bの ものと同一製造条件)	0.25	—	—	—	30	41	—	—

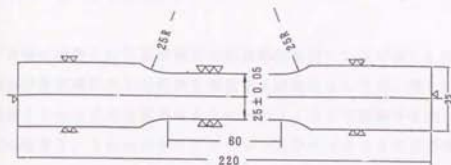
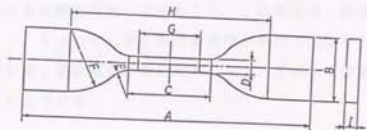


図7.2 樹脂複合鋼板及び表皮鋼板に用いた引張試験片の形状
(J I S 5 号試験片)



		単位 mm		
A	全 長	115	F 大 半 径	25 ± 2
B	両端の幅	25 ± 1	G 標尺間距離	25 ± 1
C	平行部分の長さ	33 ± 2	H つかみ具間距離	80 ± 5
D	平行部分の幅	6 ± 0.4	I 厚 さ	1 ~ 3
E	小 半 径	14 ± 1		

図7.3 芯材樹脂のポリプロピレン及びナイロン6
に用いた引張試験片の形状
(J I S K 7 1 1 3 の2試験片)

については、120℃で24時間恒温室内で保持しても水分は完全には除去できないのでこの状態を含水率1.0%と仮定し、受入ままの状態との重量差から受入ままの状態での含水率を3.3%とした。表皮鋼板はPPラミネート鋼板及びNYラミネート鋼板の表皮鋼板と同一条件で製造した原板について調査した。

7・3・2 引張試験片

実験に使用した引張試験片の形状略図を図7.2及び図7.3に示す。樹脂複合鋼板及び表皮鋼板の引張特性を調査する試験片としては、図7.2に示すような平行部幅25mmで平行部長さ60mmのJIS5号試験片を用いた。芯材樹脂としての板厚0.3mmのポリプロピレン及びナイロン6の引張特性を調査する試験片としては、図7.3に示すような平行部幅6mmで平行部長さ33mmのJISK7113の2号試験片を用いた。また、せん断接着強度を測定する試験片としては、図7.4に示すような平行部幅25mmで長さ200mmの試験片を用いた。試験片の中央部で表面から芯材樹脂層まで含み裏面の表皮鋼板を残して切断し、12.5mmまたは6.25mm離れた位置を今度は逆に裏面から芯材樹脂層まで含み表面の表皮鋼板を残して切断した。この理由は、制振鋼板では芯材樹脂が薄いため12.5mmでもせん断接着強度が測定できるが、軽量ラミネート鋼板は芯材樹脂が厚く表皮鋼板が薄いため、12.5mmでは表皮鋼板が切断する危険性が高いためである。

7・3・3 引張試験機及び試験温度

実験に使用した引張試験機は、握み部（チャック）まで恒温室内で温度制御できるようにした2トンの能力を持つインストロン型引張試験機である。実験に使用した引張試験機の写真を図7.5に示す。

引張試験を行った温度は、-30℃から100℃の範囲である。実験温度は10℃又は20℃毎に-30℃から100℃の範囲で変化させて行った。

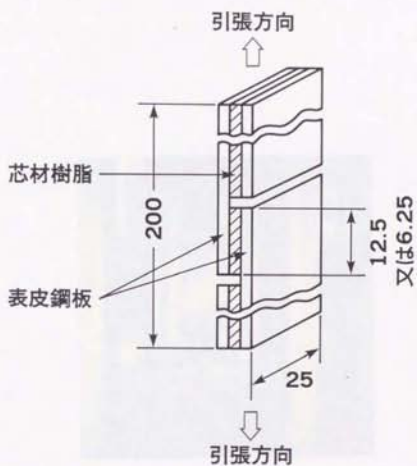


図7.4 樹脂複合鋼板のせん断接着強度測定用試験片の形状

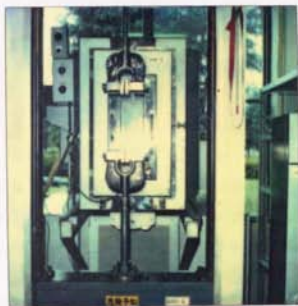


図7.5 温度可変の恒温室を持つ能力2トンの
インストロン型引張試験機の写真

7・4 実験結果及び考察

7・4・1 引張強さ及び伸びの温度依存性

図7.6には各種樹脂複合鋼板の引張強さ(TS)の温度依存性を示し、図7.7には表皮鋼板の代表例として板厚0.3mmの素材Hの引張強さ(TS)の温度依存性を示す。また、図7.8には各種樹脂複合鋼板の伸び(EI)の温度依存性を示し、図7.9には同様に素材Hの伸び(EI)の温度依存性を示す。その結果、以下のことが分かった。

- ①-30℃から100℃までの樹脂複合鋼板の引張強さは、いずれの種類においても温度上昇に伴い単調に減少する。これは、表皮鋼板の機械的特性の温度依存性に似た傾向を示している。この件については、7・4・4で詳細に検討する。
- ②-30℃から100℃までの樹脂複合鋼板の全伸びは、温度上昇と共にいったん増加するが、0℃から50℃程度で極大値となった後、再び減少する。この極大となる温度は常温用制振鋼板・高温用制振鋼板では0℃であり、Pプラミネート鋼板・NYラミネート鋼板は50℃程度であり、制振鋼板と軽量ラミネート鋼板で異なっている。これは表皮鋼板の全伸びが-20～0℃で最大となること(図7.9参照)及び芯材樹脂の伸びが温度上昇と共に大きくなることを考えると、芯材樹脂の板厚比率が大きく寄与していると考えられる。
- ③制振鋼板では芯材樹脂の板厚比率が小さいため伸びの温度依存性は、表皮鋼板の伸びの温度依存性に近くなる。
- ④軽量ラミネート鋼板では芯材樹脂の板厚比率が大きいため伸びの温度依存性は、表皮鋼板の伸びの温度依存性から大分離れており、芯材樹脂の特性の影響を受けていることが分かる。この件についても、7・4・4で詳細に検討する。

7・4・2 引張試験に於ける破断形態

各種樹脂複合鋼板の温度を変えた一軸引張試験において、破断形態にかなりの変化が見られた。そこで、Pプラミネート鋼板、NYラミネート鋼板、高温用制

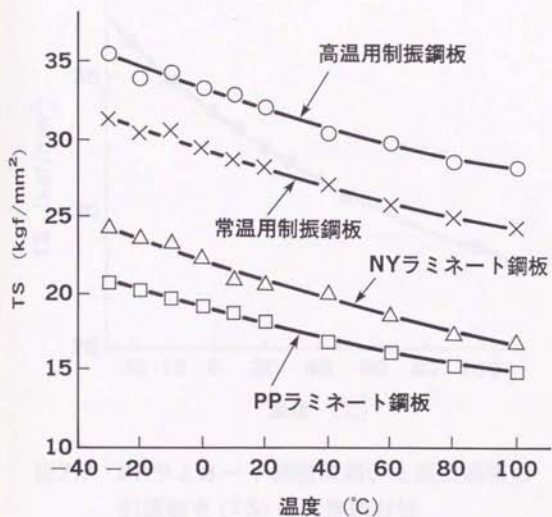


図7.6 樹脂複合鋼板の引張強さ (TS) の温度依存性

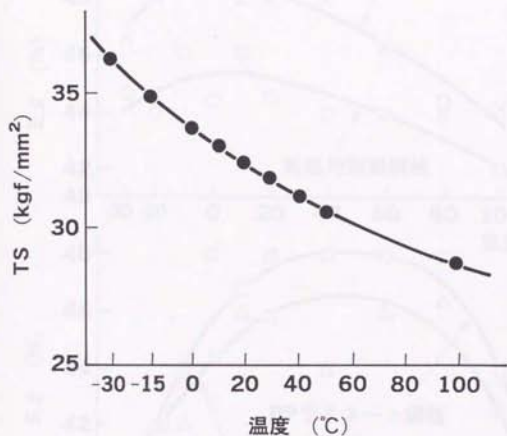


図7.7 PPラミネート鋼板に用いた表皮鋼板の
引張強さ (TS) の温度依存性

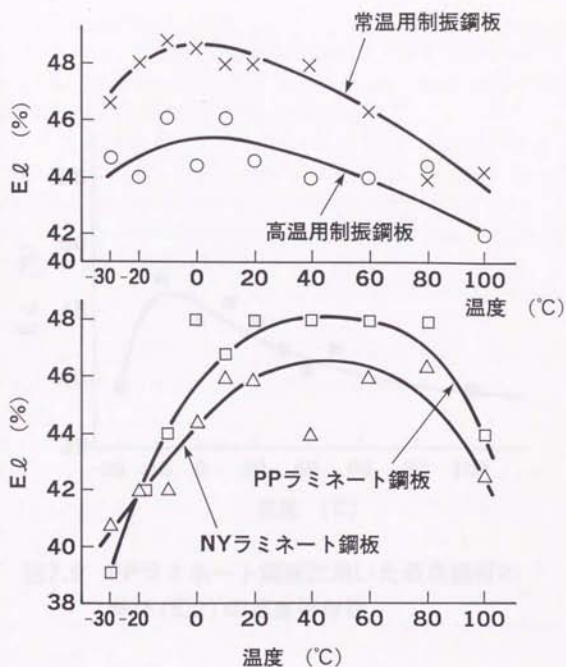


図7.8 樹脂複合鋼板の伸び ($E\ell$) の温度依存性

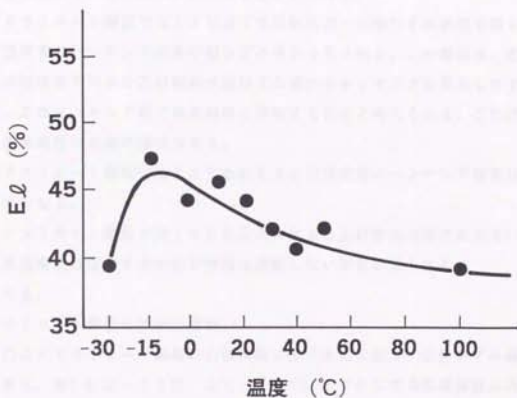


図7.9 PPラミネート鋼板に用いた表皮鋼板の
伸び (Eℓ) の温度依存性

耐振鋼板及び常温用制振鋼板について、それぞれ引張試験における公称応力-公称ひずみ線図、及び破断形態を示すこととした。

① P P ラミネート鋼板の破断の特徴

図7.10に P P ラミネート鋼板の引張試験に於ける公称応力-公称ひずみ線図を示す。また、表7.3 に -30°C 、 0°C 、 20°C 、 100°C での引張試験における破断形態を示す。この結果、以下のことが分かった。

- ① P P ラミネート鋼板では 20°C 以下で公称応力-公称ひずみ線図を描くと、引張荷重のハンチング現象が低ひずみ域から見られる。この原因は、芯材樹脂の延性低下により芯材樹脂が低ひずみ域からネッキングを発生しやすくなり、このネッキング部で表皮鋼板と剝離するためと考えられる。これは、樹脂複合鋼板に共通の傾向である。
- ② P P ラミネート鋼板では 20°C を超えると引張荷重のハンチング現象は見られなくなる。
- ③ P P ラミネート鋼板では 100°C 近傍になると芯材樹脂の延性が大きいいため、表皮鋼板は破断するが芯材樹脂は破断しない現象が見られる。

なる。

② N Y ラミネート鋼板の破断の特徴

図7.11に N Y ラミネート鋼板の引張試験に於ける公称応力-公称ひずみ線図を示す。また、表7.4 に -30°C 、 0°C 、 20°C 、 100°C での引張試験における破断形態を示す。この結果、以下のことが分かった。

- ① N Y ラミネート鋼板では 20°C 以下で公称応力-公称ひずみ線図を描くと、引張荷重のハンチング現象が低ひずみ域から見られる。この原因も、P P ラミネート鋼板と同様に、芯材樹脂の延性低下に伴う表皮鋼板との剝離現象と推測される。
- ② N Y ラミネート鋼板では、 0°C 以下で芯材樹脂と表皮鋼板が別々に破断する。これは N Y ラミネート鋼板に特有の現象であり、芯材樹脂の板厚比率が大きくしかも芯材樹脂の全伸びの現象が大きいためと推測される。この現象は、7・4・3で詳細に検討する。
- ③ N Y ラミネート鋼板においても、 20°C を超えると引張荷重のハンチング現象は見られなくなる。
- ④ N Y ラミネート鋼板においても、 100°C 近傍になると芯材樹脂の延性が大

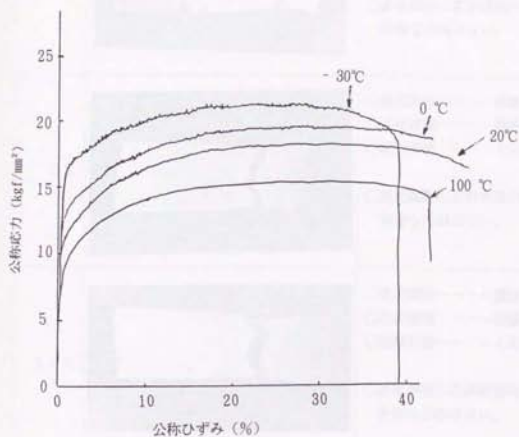
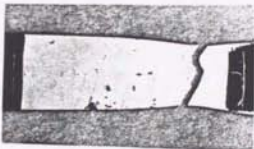
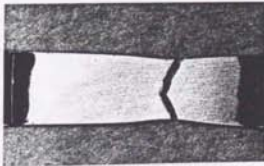
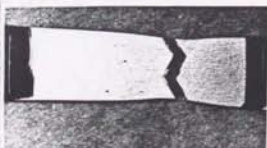
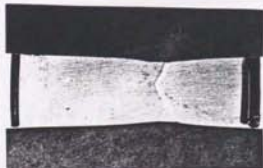


図7.10 PPラミネート鋼板の公称応力と公称ひずみ線図
の温度による変化

表7.3 P Pラミネート鋼板の破断形態

温度	破断部の写真	破断の特徴
-30℃		<p>○表皮鋼板-----破断 ○芯材樹脂-----破断 ○破断形態-----くの字状</p> <p>○表皮鋼板と芯材樹脂の 明確な分離はない。</p>
0℃		<p>○表皮鋼板-----破断 ○芯材樹脂-----破断 ○破断形態-----くの字状</p> <p>○表皮鋼板と芯材樹脂の 明確な分離はない。</p>
20℃		<p>○表皮鋼板-----破断 ○芯材樹脂-----破断 ○破断形態-----くの字状</p> <p>○表皮鋼板と芯材樹脂の 明確な分離はない。</p>
100℃		<p>○表皮鋼板-----破断 ○芯材樹脂-----破断なし</p> <p>○表皮鋼板の破断が芯材樹脂の 破断を誘発しない</p>

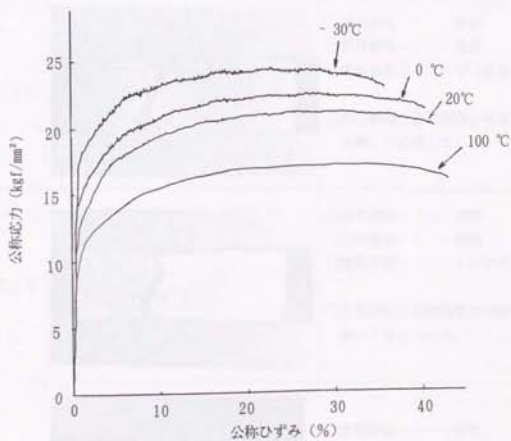
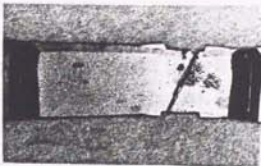
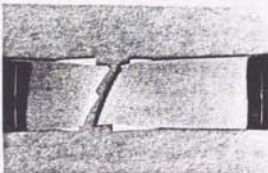
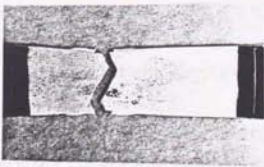
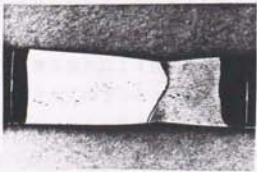


図7.11 NYラミネート鋼板の公称応力と公称ひずみ線図の温度による変化

表7.4 NYラミネート鋼板の破断形態

温度	破断部の写真	破断の特徴
-30℃		<p>○表皮鋼板——破断 ○芯材樹脂——破断 ○破断形態——ほぼ直線</p> <p>○表皮鋼板と芯材樹脂が明確に分離して破断している。</p>
0℃		<p>○表皮鋼板——破断 ○芯材樹脂——破断 ○破断形態——ほぼ直線</p> <p>○表皮鋼板と芯材樹脂が明確に分離して破断している。</p>
20℃		<p>○表皮鋼板——破断 ○芯材樹脂——破断 ○破断形態——くの字状</p> <p>○表皮鋼板と芯材樹脂の分離が少なくなっている。</p>
100℃		<p>○表皮鋼板——破断 ○芯材樹脂——破断なし</p> <p>○表皮鋼板の破断が芯材樹脂の破断を誘発しない</p>

きいため、表皮銅板は破断するが芯材樹脂は破断しない現象が見られる。これは、芯材樹脂の板厚比率の大きい軽量ラミネート銅板の特徴的な破断形態である。

③制振銅板の破断の特徴

制振銅板は芯材樹脂の板厚比率が低いため、高温用制振銅板・常温用制振銅板は共に良く似た挙動を示す。図7.12に常温用制振銅板の引張試験に於ける公称応力-公称ひずみ線図を示す。また、表7.5及び表7.6にそれぞれ高温用制振銅板・常温用制振銅板の-30℃、0℃、20℃、100℃での引張試験に於ける破断形態を示す。この結果、以下のことが分かった。

①制振銅板においても、20℃以下で公称応力-公称ひずみ線図を描くと、引張荷重のハンチング現象が低ひずみ域から見られる。この原因も、PPラミネート銅板・NYラミネート銅板と同様と考えられ、樹脂複合銅板の特徴である。

②制振銅板においても、20℃を超えると引張荷重のハンチング現象は見られなくなり、これも樹脂複合銅板の特徴である。

③制振銅板においては、芯材樹脂の板厚比率が小さいため、表皮銅板のみが破断したり、芯材樹脂のみが破断するような現象はみられない。

7・4・3 芯材樹脂としてのナイロン6の引張特性

表7.4に示したNYラミネート銅板の低温に於ける特異な破断形態を説明するために、芯材樹脂としてのナイロン6の引張試験を行った。ナイロン6は機械的特性の温度依存性に対して、含水率の影響を強く受けることが知られている³¹⁾。このため、ナイロン6樹脂の受入ままの状態（含水率3.3%）、及びその状態から100℃の恒温槽内に24時間保定して含有水分をできるだけ少なくした状態（含水率1.0%）の2つのケースを比較した。100℃の恒温槽内に24時間保定しても水分は完全に除去できないが、軽量ラミネート銅板として使用されているナイロン6の含水率はこれに近いと考えられる。図7.13にナイロン6の含水率が変化した場合の全伸びの温度依存性と表皮銅板の全伸びの温度依存性を示す。また、図7.14にナイロン6の含水率1.0%での、公称応力と伸びの関係を示す。この結果、次のことが分かった。

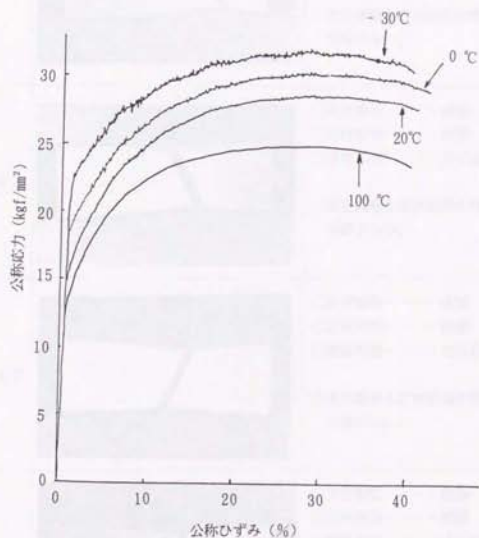


図7.12 常温用制振鋼板の公称応力と公称ひずみ線図の温度による変化

表7.5 高温用制振鋼板の破断形態

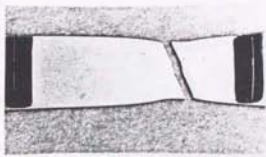
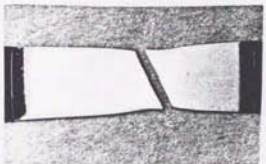
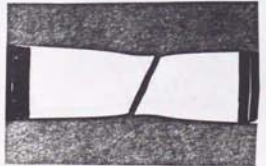
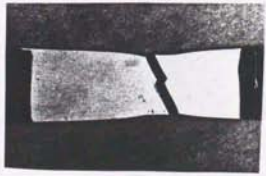
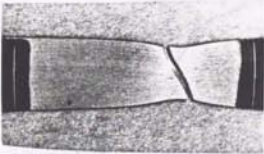
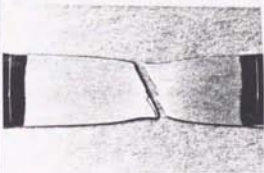
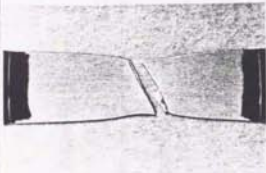
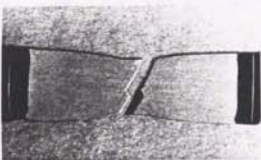
温度	破断部の写真	破断の特徴
-30℃		<p>○表皮鋼板-----破断 ○芯材樹脂-----破断 ○破断形態-----ほぼ直線</p> <p>○表皮鋼板と芯材樹脂の明確な分離がない。</p>
0℃		<p>○表皮鋼板-----破断 ○芯材樹脂-----破断 ○破断形態-----ほぼ直線</p> <p>○表皮鋼板と芯材樹脂の明確な分離がない。</p>
20℃		<p>○表皮鋼板-----破断 ○芯材樹脂-----破断 ○破断形態-----ほぼ直線</p> <p>○表皮鋼板と芯材樹脂の明確な分離がない。</p>
100℃		<p>○表皮鋼板-----破断 ○芯材樹脂-----破断 ○破断形態-----ほぼ直線</p> <p>○表裏の表皮鋼板が別々に破断している。</p>

表7.6 常温用制振鋼板の破断形態

温度	破断部の写真	破断の特徴
-30℃		<p>○表皮鋼板——破断 ○芯材樹脂——破断 ○破断形態——ほぼ直線</p> <p>○表皮鋼板と芯材樹脂の明確な分離がない。</p>
0℃		<p>○表皮鋼板——破断 ○芯材樹脂——破断 ○破断形態——ほぼ直線</p> <p>○表皮鋼板と芯材樹脂の明確な分離がない。</p>
20℃		<p>○表皮鋼板——破断 ○芯材樹脂——破断 ○破断形態——ほぼ直線</p> <p>○表皮鋼板と芯材樹脂の明確な分離がない。</p>
100℃		<p>○表皮鋼板——破断 ○芯材樹脂——破断 ○破断形態——ほぼ直線</p> <p>○表裏の表皮鋼板が別々に破断している。</p>

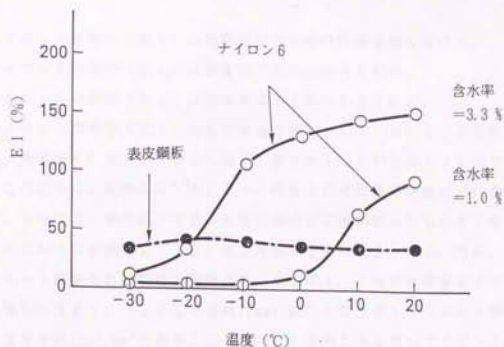


図7.13 芯材樹脂のナイロン6の含水率及び表皮鋼板の伸び (E_1) の温度依存性

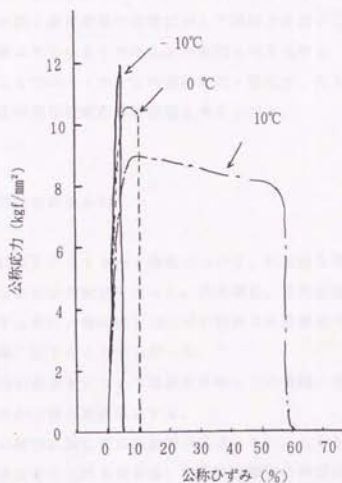


図7.14 芯材樹脂のナイロン6の公称応力と公称ひずみ線図の温度による変化

- ①ナイロン6の伸び(EI)は温度及び含水率の影響を強く受ける。
- ②ナイロン6の伸び(EI)は温度低下と共に小さくなる。
- ③ナイロン6の伸び(EI)は含水率低下と共に小さくなる。
- ④ナイロン6の伸び(EI)が表皮鋼板の伸び(EI)よりも小さくなる温度は、含水率3.3%では-20℃以下、含水率1.0%では10℃以下となる。このように、実際のNYラミネート鋼板の芯材樹脂の特性に近い含水率1.0%では、室温以下で芯材樹脂の伸びが表皮鋼板よりも小さくなる。
- ⑤ナイロン6の引張強さ(TS)は温度低下と共に大きくなる。特に、NYラミネート鋼板の芯材樹脂の特性に近い含水率1.0%では室温以下でのTSの増加が大きく、-10℃では約12kgf/mm²となりポリプロピレン樹脂が同じ温度で約4kgf/mm²であること(図7.16)を考えるとポリプロピレン樹脂の約3倍の強度を有することになる。
- ⑥表2.4に示したNYラミネート鋼板の低温に於ける特異な破断形態は、NYラミネート鋼板が芯材樹脂の板厚比率が高いこと、TSがポリプロピレン樹脂の約3倍と高く表皮鋼板の強度に対して無視できないこと及び芯材樹脂EIが表皮鋼板よりも小さくなることが原因と考えられる。即ち、低温における芯材樹脂としてのナイロン6の高強度化・脆化が、NYラミネート鋼板の低温に於ける特異な破断形態の原因と考えられる。

7・4・4 機械的特性の複合則

図7.15及び図7.16にPPラミネート鋼板について、引張強さ及び伸びに関しての複合則が成立するかどうかの検証を行った。表皮鋼板、芯材樹脂、PPラミネート鋼板の特性を示すと共に、特に図7.16には引張強さを板厚比で計算した値を示している。この結果、以下のことが分かった。

- ①樹脂複合鋼板の引張強さについては表皮鋼板と芯材樹脂の板厚比、及びそれぞれの引張強さから複合則が成立する。
- ②樹脂複合鋼板の伸びに関しては複合則は成立しない。しかし、芯材樹脂の伸びが表皮鋼板を大きく上回る場合は、樹脂複合鋼板の伸びは表皮鋼板のそれよりも若干大きくなる。

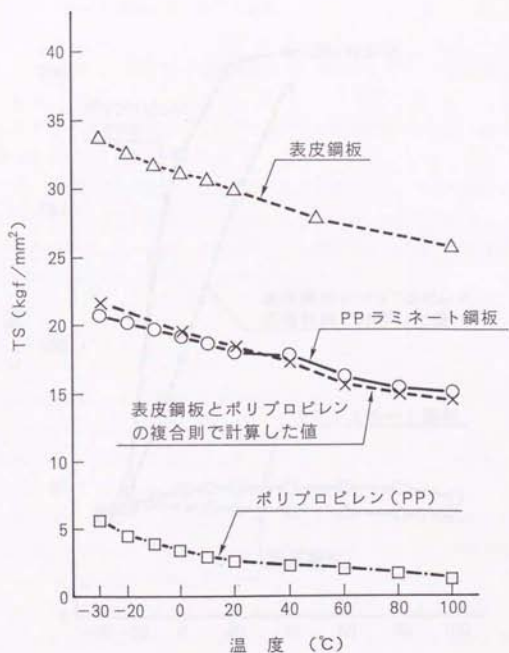


図7.15 芯材樹脂のポリプロピレン (PP)、表皮鋼板、PPラミネート鋼板の引張強さ (TS) の温度依存性

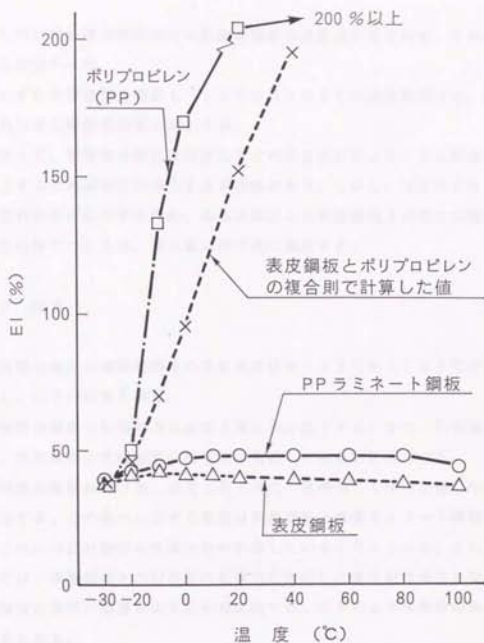


図7.16 芯材樹脂のポリプロピレン (PP)、表皮鋼板、PPラミネート鋼板の伸び (EI) の温度依存性

7・4・5 セン断接着強度の温度依存性

図7.17に樹脂複合鋼板のせん断接着強度の温度依存性を示す。その結果、以下のことが分かった。

- ①いずれの樹脂複合鋼板も -30°C から 100°C の温度範囲では、温度低下と共にせん断接着強度は向上する。
- ②従って、樹脂複合鋼板は室温以下での低温成形により、せん断接着強度が向上するため成形性が向上する可能性がある。しかし、NYラミネート鋼板は芯材樹脂が脆化するため、低温成形による成形性向上効果には疑問が残る。この件については、第8章以降で更に検討する。

7・5 結言

樹脂複合鋼板の機械的特性の温度依存性を -30°C から 100°C の温度範囲で調査し、以下の結果を得た。

- ①樹脂複合鋼板の引張強さは温度上昇と共に低下する。また、引張強さに関しては、表皮鋼板と芯材樹脂の板厚比に対応した複合則が成立する。
- ②樹脂複合鋼板の伸びは、温度上昇と共に一旦増加して極大に達したのち、再び増加する。この極大に達する温度は制振鋼板と軽量ラミネート鋼板で異なるが、これには芯材樹脂の板厚比率が影響していると考えられる。また、伸びに関しては、表皮鋼板と芯材樹脂の板厚比に対応した複合則は成立しない。
- ③樹脂複合鋼板の温度を変えた引張試験では、以下のような特徴のある破断形態が見られる。
 - ①制振鋼板では、 -30°C から 100°C の温度範囲で、表皮鋼板と芯材樹脂の破断形態が一致する。これは、芯材樹脂の板厚比率が小さいためと推測される。
 - ②PPラミネート鋼板では、 20°C 以下では表皮鋼板と芯材樹脂の破断形態が一致するが、 100°C になると芯材樹脂は破断しないのに表皮鋼板のみが破断する現象が見られる。この 100°C での表皮鋼板のみが破断する現象はNYラミネート鋼板でも見られ、芯材樹脂の板厚比率が大きいためと推測さ

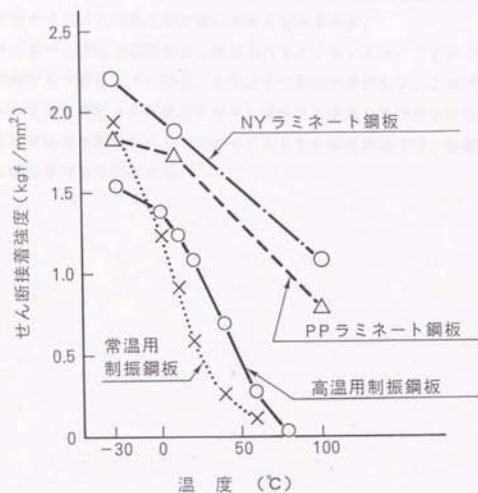


図7.17 樹脂複合鋼板のせん断接着強度の温度依存性

れる。

- ③NYラミネート鋼板では、0℃以下では表皮鋼板と芯材樹脂が別々に破断する現象が見られ、0℃以下で特に顕著となる。これは、低温での芯材樹脂としてのナイロン6の脆化が大きいためと推測される。
- ④NYラミネート鋼板の芯材樹脂に使用されるナイロン6は、10℃以下で表皮鋼板の伸びを下回るようになり、0℃以下で特に顕著になる。これは、引張試験における表皮鋼板と芯材樹脂が別々に破断する現象を裏づけている。
- ⑤いずれの樹脂複合鋼板も-30℃から100℃の温度範囲では、温度低下と共にせん断接着強度は向上する。

〔参考文献〕

- 1) 佐々木雄貞：プレス技術，22-4（1984），52.
- 2) Dicello, J.A. : SAE Technical Paper Series (1980), No. 800078.
- 3) 山本弘園、西村 尚、淡路美治：第32回塑加連講論（1981），471.
- 4) 山本弘園、西村 尚、淡路美治：昭58春塑加連講論（1983），33.
- 5) 山本弘園、西村 尚、淡路美治：塑性と加工，26-291（1985），409.
- 6) 由田征史：塑性と加工，26-291（1985），394.
- 7) 本田忠史、江嶋瑞男：鉄鋼協会第112 回講演大会（1986），S1621.
- 8) 小嶋正康、高木美智雄：第38回塑加連講論（1987），401.
- 9) 例えば、プラスチック材料講座16“ポリアミド樹脂”

第8章 樹脂複合鋼板の深絞り成形性

§・1 緒言

第7章で述べたように樹脂複合鋼板は表皮鋼板と芯材樹脂という特性の大きく異なるものの積層構造のため、鋼板単体または合成樹脂単体と異なった成形性を示すと考えられる。特に同一板厚の鋼板と比較すると樹脂複合鋼板は成形性が劣下することが指摘^{1)~3)}されており、樹脂複合鋼板の成形性は表皮鋼板と芯材樹脂との間のせん断接着強度と強い相関があることが共通して指摘^{1)~3)}されている。由田¹⁾は制振鋼板のV曲げ成形を行った場合、本来曲がるべきでないダイ肩部近傍で折れ曲がり現象が生ずること、及びこれはせん断接着強度が低い場合に発することを報告している。曲げ成形は深絞り成形のポンチ肩部及びダイ肩部に於いても行われるため、深絞り成形に対してもせん断接着強度は重要な役割を果たすと考えられる。この考え方を実証したのが本田ら²⁾であり、円筒深絞り成形性・フランジアップ（L曲げ成形）・ボディしわの発生などに対して、せん断接着強度が低い場合には成形性が同一板厚の鋼板よりも劣下し、高い場合には成形性が同一板厚の鋼板なみになることを報告している。また、小嶋ら³⁾はオイルパンの成形において制振鋼板はしわが発生しやすく、このしわもせん断接着強度が低いほど大きいことを報告している。

このように樹脂複合鋼板の深絞り成形性を向上させるにはせん断接着強度を向上させることが有効であるが、制振性能や製造コストを考えるとせん断接着強度の向上には限界がある。一方、第2章で述べたようにせん断接着強度は温度依存性が極めて強く、温度を低下させればせん断接着強度が向上するため^{4)・5)}、低温成形により樹脂複合鋼板の深絞り成形性が向上する可能性は高いと考えられる。この章では樹脂複合鋼板の深絞り成形性の温度依存性、特に-30℃から室温までの低温成形による深絞り成形性向上効果について述べることにする。

8・2 予備的実験

芯材樹脂を変えずに樹脂複合鋼板の成形性を向上させるには、室温以下でのせん断接着強度の向上効果を利用する方法が考えられる。低温での深絞り成形実験を行う場合、温度条件の安定した実験のためには専用の金型と温度制御装置が必要である。しかし、当初は温度制御装置を備えた低温用金型がなかったため、20トンエリクセン試験機及び3.7トン複動式油圧プレス⁸⁾を用いて実験を行った。実験内容はポンチのみを成形前に予め冷却しておいて成形するもので、数回成形するとポンチ温度は室温に近くなってしまう安定しない条件のものであったが、低温成形が効果があるか否かだけは調査できた。更に、3.7トン複動式油圧プレス⁸⁾では温度を室温から400℃までの範囲では温度制御できる温間成形用金型は取付け可能なため、温度を上昇させてせん断接着強度の低下のもとらす成形性への影響を確認するため温間成形実験を行った。

8・2・1 供試材

供試材は表8.1に示すようなポリプロピレンを芯材樹脂とし、軟質ぶりき原板を表皮鋼板とする軽量ラミネート鋼板を用いた。その室温での機械的特性とせん断接着強度を併せて表8.1に示す。

8・2・2 円筒深絞り試験

10トン小型油圧プレス(エリクセン社製)を用いて、ポンチ直径40mmでポンチ肩半径(r_s)=3mmの円筒深絞り試験を行った。素材Aの軽量ラミネート鋼板を直径84mmの円形ブランク(絞り比2.1)に打ち抜いて使用した。成形は室温で行う場合(室温成形)、及びアルコール液中にドライアイスを入れて-20℃とした溶液中にポンチのみを30分間保定したのち金型にポンチを取りつけて成形した場合(ポンチ予冷却低温成形)の2種類で行った。ポンチは金型及び板への熱伝導により、3~4枚成形すると室温近くまで温度が上昇するため、最初の1~2枚成形すると再びポンチを取り出して冷却する必要がある。

表8.1 予備試験に用いた供試材一覧表

符 号	銅 種	芯材樹脂	板厚構成 (mm)				機械的特性 (3方向平均値)				室温のせん断接着強度	
			表皮 銅板	芯材 樹脂	表皮 銅板	合計	YS (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	El (%)	r value	(kgf/mm ²)	
A	軽量ラミネート銅板	ポリブレン	0.27	0.26	0.27	0.80	12.7	20.9	45.0	1.58	1.65	
B	極低炭素チタン添加銅 (1F銅)		0.80	(芯材樹脂なし)			13.8	29.2	51.3	1.87	—	

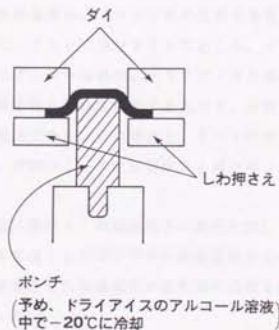


図8.1 ポンチ予冷却による円筒深絞り成形
実験方法の略図

た。実験方法の略図を図8.1に示す。

ポンチ予冷却低温成形及び室温成形の成形品の比較を図8.2に示す。その結果、温度条件は安定していないが、ポンチ予冷却低温成形を行うと軽量ラミネート鋼板の成形性が大幅に向上することが分かった。

8・2・3 角筒深絞り試験

温間成形用37トン複動式油圧プレス³⁾を用いて、一辺の長さ75mmの正方形形状のポンチ（以下75□と略す）の角筒成形実験を行った。ポンチ肩半径（ r_s ）=8mm、ポンチコーナ半径（ r_c ）=8mm、ダイ肩半径（ r_d ）=8mmでありダイは77.4□である。金型は図8.3に示すようにヒーターを内蔵しており、ヒーターを使用すればポンチ及びフランジ部の温度を400℃まで上げることができる。角筒成形実験は、素材A及び素材Bを一辺170mmの正方形ブランク（ブランクの一辺の長さをポンチの一辺の長さで除した値を絞り比DRとし、この場合DR=2.27）に切断して行い、カーボングラファイト系の潤滑剤を用いた。成形温度は、フランジ部の温度を室温として、ポンチ温度を0℃、室温、100℃、200℃及び300℃とした。ポンチ温度0℃の条件は、図8.4に示すようにアルコール液中にドライアイス溶かして-20℃とした容器に浸した後、容器を取り除いて成形するもので、円筒深絞り成形のポンチ予冷却低温成形と似た方法である。この場合も、3～4枚成形すると室温近くまで温度が上昇するため、最初の1～2枚成形すると再びポンチを冷却する必要がある。

軽量ラミネート鋼板（素材A）の成形高さの変化を図8.5に示す。また、ポンチ0℃でフランジ部を室温としたポンチ予冷却低温成形の成形品の写真と、ポンチ・フランジ部共に室温とした室温成形の成形品の比較を図8.6に示す。その結果、次のことが分かった。

- (1) フランジ部を室温とし、ポンチのみを0℃に冷却するポンチ予冷却低温成形を行うと、円筒深絞り成形と同様に角筒深絞り成形に於いても、大幅に成形性が向上する。
- (2) フランジ部を室温とし、ポンチ温度を0℃から300℃まで変化させて成形した場合、温度上昇と共に最大成形高さが減少する。これは、温度上昇と共に



図8.2 ポンチ予冷却による円筒深絞り成形
による成形品の写真例

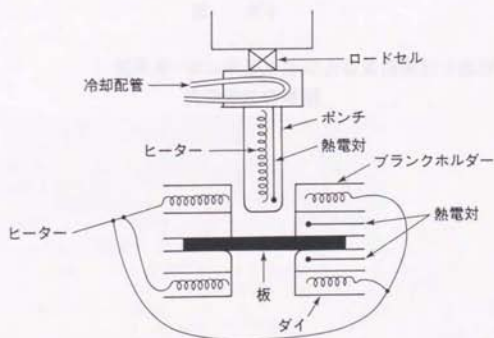


図8.3 ポンチ予冷却による角筒深絞り成形に使用した
温間成形用金型の略図

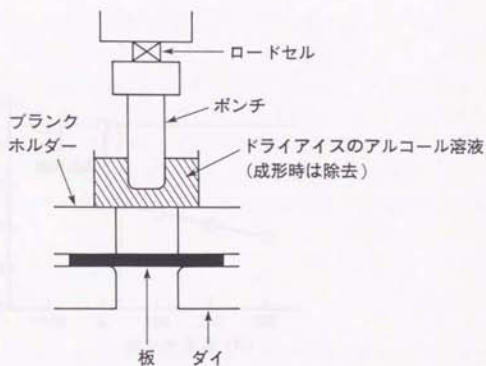


図8.4 ポンチ予冷却による角筒深絞り成形
実験方法の略図

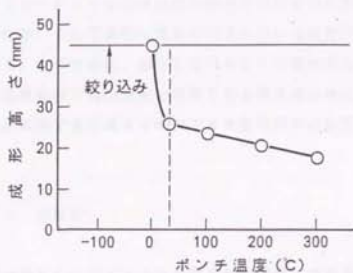


図8.5 ダイ温度室温でポンチ温度が変化
場合の成形高さ
(37トンプレス, 75°角筒)

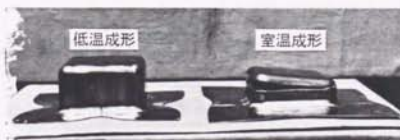


図8.6 ダイ室温でポンチのみ冷却
(5℃)した場合の低温成
形の効果
(37トンプレス, 75°角筒)

に軽量ラミネート鋼板のせん断接着強度が低下することと定性的に一致している。また、ポンチ温度が200℃以上になるとポンチ肩部の破断部で芯材樹脂の溶け出す現象が見られた。

8・3 温度可変金型による低温及び温間深絞り成形実験方法

8・2で述べたように低温成形が樹脂複合鋼板の成形に対して有利であることは分かったが、その定量的な効果の把握の為には温度制御した金型による実験が必要である。このために、図8.7に示すような複動式油圧プレス、-30℃から室温までの温度範囲で金型温度を制御できる低温成形用金型、及び室温から300℃までの温度範囲で金型温度を制御できる温間成形用金型を設計して実験を行った。

8・3・1 供試材

供試材は表8.2に示すような常温用制振鋼板・高温用制振鋼板・PPLラミネート鋼板・NYラミネート鋼板及び比較材としての低炭素アルミキルド鋼冷延鋼板の5種類を用いた。板厚はほぼ0.8mmであり、室温での機械的特性も併せて表8.2に示す。

8・3・2 角筒深絞り成形実験方法

図8.8に示すように一辺の長さ78mmの正方形形状のポンチ（以下78□と略す）を用いて成形試験を行った。この金型は、室温以上300℃までの温間用金型及び室温以下-30℃までの低温用金型からなり、ポンチ及びフランジ部をそれぞれ別の温度に制御できるようになっている。また、ポンチを低温用金型としフランジ部を温間用金型とするような組合せも出来るように、温間用金型と低温用金型のポンチ寸法及びフランジ部寸法を同じとした。温間用金型はインサートヒーター内蔵型であり、金型温度は成形時使用する範囲（ポンチ先端部より70mm以下及びダイ・ブランクホルダー面上）で設定値に対して±10℃以内に制御できるようにした。低温用金型はエチレングリコールの60%水溶液を



図8.7 温間及び低温成形用80トン複動式油圧プレス
の全体写真

表8.2 供試材一覧表（機械的特性は室温での値）

符 号	鋼 種	芯材樹脂または 制振性能の高い 温度域	板厚構成 (mm)				機械的特性(3方向平均値)				せん断接 着強度 (kgf/mm ²)
			表皮 鋼板	芯材 樹脂	表皮 鋼板	合計	YP (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	El (%)	r value	
C	PPラミネート鋼板	ポリプロピレン	0.23	0.34	0.23	0.80	10.0	17.9	46	1.98	1.65
D	NYラミネート鋼板	ナイロン6	0.25	0.30	0.25	0.80	12.1	21.0	44	1.93	1.95
E	常温用制振鋼板	室温～50℃	0.40	0.04	0.40	0.84	14.0	28.9	47	1.73	0.85
F	高温用制振鋼板	80～100℃	0.40	0.04	0.40	0.84	15.1	29.1	42	2.02	1.28
G	アルミキルド鋼冷延鋼板 (SPCE)		0.80 (芯材樹脂なし)				18.2	32.8	42	1.50	—

金型内を循環させてオンオフ制御により温度を一定に保つもので、成形時使用する範囲では $\pm 3^{\circ}\text{C}$ 以内に制御できるようにした。成形に伴う温度変化も殆どなく、金型温度の精度はほぼ充分と考えられる。

ポンチは温間用・低温用共に 78°C であり、ポンチ肩 $R(r_s) = 5\text{ mm}$ 、ポンチコーナ $R(r_c) = 8\text{ mm}$ とした。ダイ温間用・低温用共に 80°C であり、ダイ肩 $R(r_d) = 5\text{ mm}$ 、ダイコーナ $R = 9\text{ mm}$ とした。

ブランクは 5 mm 単位で一辺の長さ 100 mm の正方形ブランク（絞り比 $DR = 1.28$ ）から一辺の長さ 210 mm の正方形ブランク（絞り比 2.69 ）まで作成し、限界絞り比を求めた。潤滑油は防锈油を用いた。

8・3・3 円筒深絞り成形実験方法

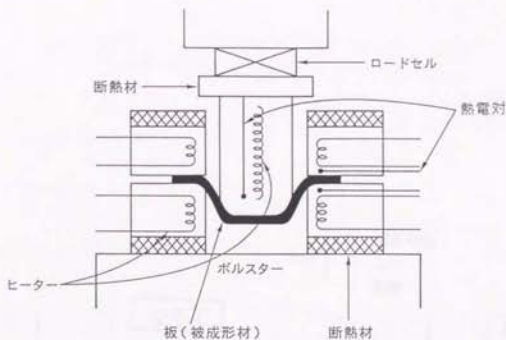
金型構造は 78°C 角筒成形試験に用いたものと同様に、同一寸法の温間用金型と低温用金型を作成して行った。温度制御方法も 78°C 角筒成形試験に用いたものと同様である。ポンチは直径 78 mm の平底円筒（ 78ϕ ）形状であり、ポンチ肩 $R(r_s) = 5\text{ mm}$ とした。ダイは直径 80 mm とし、ダイ肩 $R(r_d) = 5\text{ mm}$ とした。

ブランクは 5 mm 単位で直径 140 mm の円形ブランク（絞り比 1.79 ）から 190 mm （絞り比 2.44 ）まで作成し、限界絞り比を求めた。

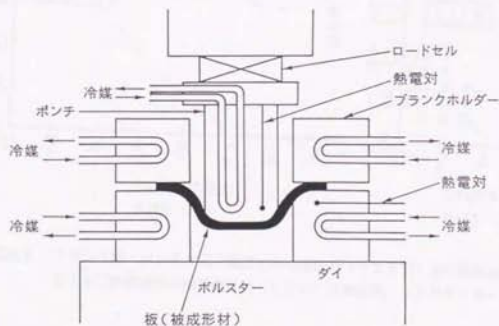
8・4 温度可変金型による低温及び温間深絞り成形実験結果

8・4・1 角筒深絞り成形実験結果

図8.9に素材Cを用いた限界絞り比（ LDR ）の室温成形及びフランジ部・ポンチ共に -25°C の低温成形での算出例を示す。また、図8.10にはフランジ部・ポンチ共に同じ温度で -25°C から 100°C まで変化させた場合の限界絞り比の温度依存性を示す。この中で、室温成形及びフランジ部・ポンチ共に -25°C での低温成形を行った場合について、素材G（深絞り用低炭素アルミキルド鋼、以下SPCEと記す）・素材C（PPラミネート鋼板）及び素材E（常温用制振鋼板）の限界絞り比の写真例を図8.11に示す。この結果、以下のことが分かった。



(a) 温間成形用金型(80 ton 油圧プレス用)



(b) 低温成形用金型(80 ton 油圧プレス用)

図8.8 温間成形用金型及び低温成形用金型の構成模式図

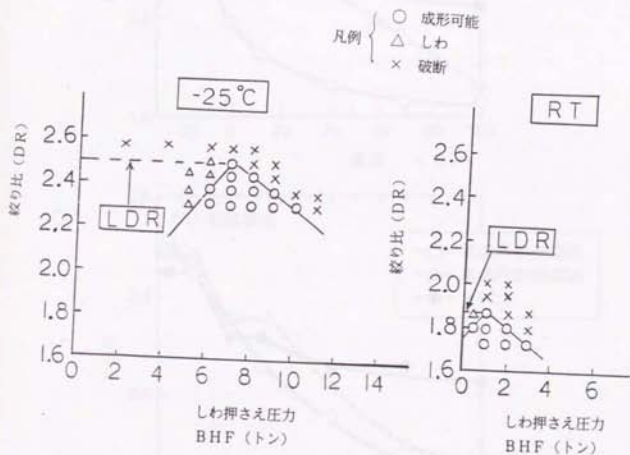


図8.9 フランジ部・ポンチ共同温度での低温成形 (-25°C) 及び室温成形 (RT) の78°角筒成形の限界絞り比 (LDR) の算出例 (PPラミネート鋼板)

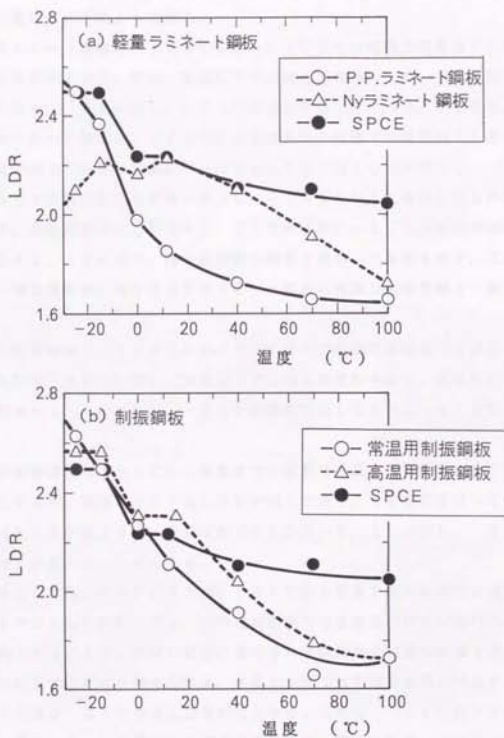


図8.10 樹脂複合鋼板の角筒深絞り成形に於ける
限界絞り比 (LDR) と温度の関係

(1) フランジ部・ボンチ共に同じ温度で100℃から-25℃まで変化させた場合、素材D(NYラミネート鋼板)を除いて温度低下と共にLDRが向上する。

(2) 素材毎の変化は以下のようである。

- (a) PPラミネート鋼板は、100℃から-25℃までの範囲で温度低下と共にLDRが向上する。特に、室温以下での向上効果が大きく、室温成形でのLDR=1.86に対し、-25℃の成形ではLDR=2.5となる。
- (b) NYラミネート鋼板は、100℃から室温までの範囲では温度低下と共にLDRが向上するが、室温以下になると0℃ではLDRが低下し、-15℃では再びLDRが若干向上し、-25℃になると再びLDRが低下する。室温成形ではLDR=2.24であるが、-25℃の成形ではLDR=2.12となり、他の樹脂複合鋼板と異なった挙動を示す。これは、一軸引張試験におけるNYラミネート鋼板の特異な破断形態と一致する。
- (c) 常温用制振鋼板は、100℃から-25℃までの範囲で温度低下と共にLDRが向上する。特に、室温以下での向上効果が大きく、室温成形でのLDR=2.12に対し、-25℃の成形ではLDR=2.63となる。
- (d) 高温用制振鋼板は100℃から室温までの範囲では温度低下と共にLDRが向上するが、室温と0℃ではLDRが同じであり、-15℃及び-25℃ではLDRが向上する。室温成形でのLDR=2.31に対し、-25℃ではLDR=2.56となる。
- (e) 比較材として用いたSPCEでは、100℃から室温までの範囲では温度低下と共にLDRが向上する。この温度範囲では温度低下に伴い素材の伸びが向上することと、素材の表面に塗布された防錆油の粘度の影響で潤滑性能が向上するためと考えられる。室温と0℃ではLDRが同じであり、-15℃及び-25℃ではLDRが向上する。これは、-10℃以下では金型に霜がつき、この霜による潤滑効果によると考えられる。この件については、8・5で検討する。

室温成形

低温成形

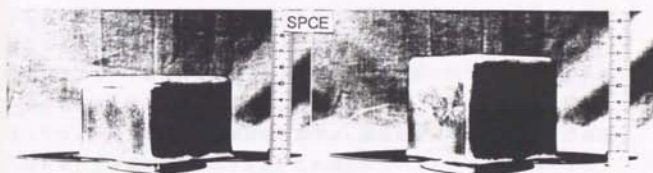


図8.11 室温成形及び低温（ -25°C ）成形での
角筒限界絞り比（LDR）写真例

角筒成形実験に続いて78φ円筒深絞り成形実験を行った。素材はPPラミネート鋼板(素材C)及びNYラミネート鋼板(素材D)を用いて、角筒成形実験と同様に円形ブランクの直径をポンチの直径で除した値を絞り比(DR)として限界絞り比(LDR)を求めた。室温成形と-25℃の低温成形について温度とLDRの関係を図8.12に示し、PPラミネート鋼板の室温成形と-25℃の低温成形のLDRの写真例を図8.13に示す。この結果、以下のことが分かった。

- (1) PPラミネート鋼板は、角筒成形と同様に、室温成形に対して-25℃の低温成形を行うと成形限界が向上する。
- (2) NYラミネート鋼板も、角筒成形と同様に、室温成形に対して-25℃の低温成形を行うと成形限界が低下する。この原因についても、8・5で検討する。

8・5 考察

実験結果で述べたような低温成形の効果について、霜潤滑の効果や剪断接着強度と限界絞り比(LDR)の関係及びNYラミネート鋼板係の特異な挙動について、78□角筒深絞り成形の実験結果をもとに考察を行った。

8・5・1 霜潤滑の効果

-10℃以下になると図8.14に示すように金型に多量の霜が付着し、この霜の潤滑効果により成形限界が向上すると考えられる。そこで霜潤滑の効果と、せん断接着強度の影響を受けない冷延鋼板(SPC E)について検討すると、図8.15に示すようになる。即ち、-25℃と-15℃のLDRが同じであり、0℃と室温のLDRが同じであることに注目し、この両者の差の値0.26を霜潤滑効果によるLDRの向上代と考える。この傾向は、室温以下でせん断接着強度の向上の少ない高温用制振鋼板(素材A)についても略同じであり、-25℃と-15℃のLDRの値と、0℃と室温のLDRの値の差0.25は冷延鋼板と略同じである。更に、SPC Eの室温成形と-25℃の低温成形のポンチ荷重とポンチストローク曲線を図8.16に示す。この結果、以下のことが分かった。

- (1) -10℃以下になると金型に多量の霜が付着し、この霜の潤滑効果により成形限界が向上する。これを霜潤滑効果と称することとする。

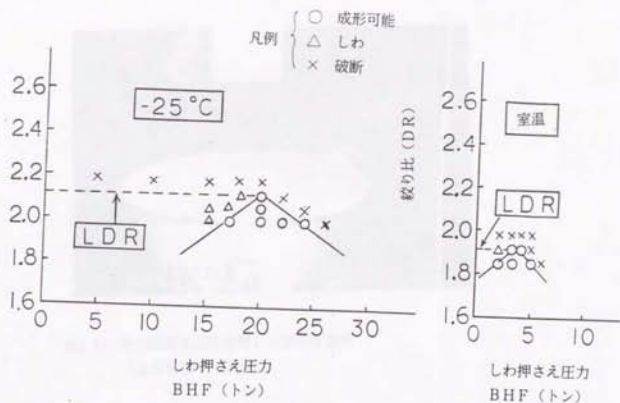


図8.12 フランジ部・ポンチ共同一温度での低温成形 (-25°C) 及び室温成形 (RT) の78φ円筒成形の限界絞り比 (LDR) の算出例 (PPラミネート鋼板)



図8.13 PPラミネート鋼板の低温成形 (-25°C) 及び室温成形 (RT) の78φ円筒成形の限界絞り比 (LDR) の写真例



図8.14 角筒成形金型に付着した霜の写真例
(金型温度 -2.0°C)

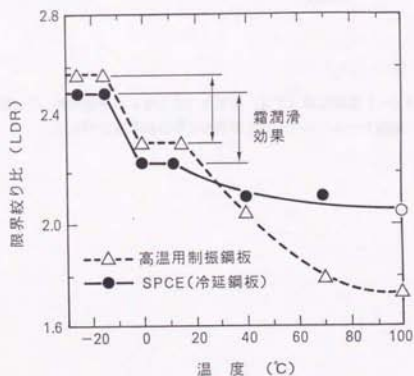


図8.15 霜潤滑効果のLDRに及ぼす影響

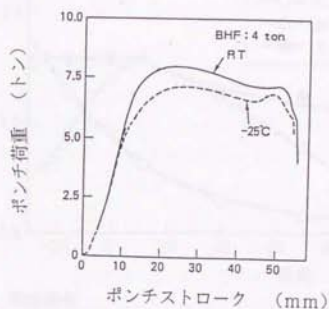
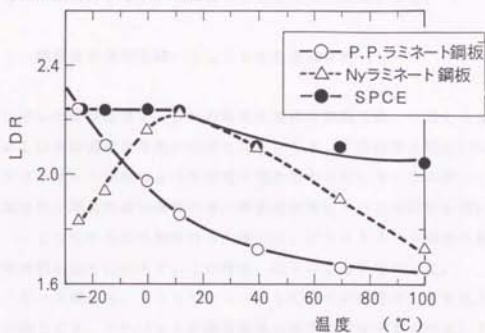


図8.16 冷延鋼板 (SPCE) の室温 (RT) 及び低温 (-25°C) における成形時のポンチ荷重とポンチストローク曲線

(a) 軽量ラミネート銅板



(b) 制振銅板

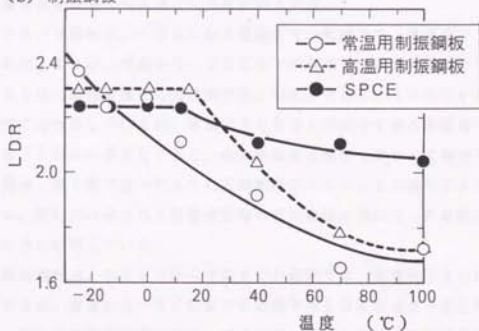


図8.17 霜潤滑効果を補正した後の
限界絞り比 (LDR) と温度の関係

- (2) S P C E のボンチ荷重とボンチストローク曲線に於いて、室温成形と -25°C 場合を比較するとボンチ荷重がすべてのボンチストロークで減少しており、霜潤滑の効果により流入抵抗が減少していることがわかる。
- (3) 霜潤滑効果は鋼種によらず、ほぼ同じ L D R の向上効果となる。

8・5・2 霜潤滑の効果を除いた L D R の温度依存性

図 8.10 に示した成形温度と L D R の関係を霜潤滑効果を除いて考えると、樹脂複合鋼板の L D R の温度依存性が明瞭になってくる。この結果を図 8.17 に示す。また、N Y ラミネート鋼板のような特異な現象を示さないケースの例として、常温用制振鋼板及び高温用制振鋼板のせん断接着強度と L D R の関係を図 8.18 に示す。更に、 -25°C の低温成形を行った場合の、N Y ラミネート鋼板の角筒成形品の破断写真例を図 8.19 に示す。この結果、以下のことが分かった。

- (1) P P ラミネート鋼板は、 100°C から -25°C までの範囲で、温度低下と共に L D R が向上する。これはせん断接着強度の温度依存性と良く対応しており、せん断接着強度が高くなるほど L D R が向上する。
- (2) N Y ラミネート鋼板は、 100°C から室温までの範囲では、温度低下と共に L D R が向上するが、室温から -25°C までの範囲では L D R が低下する。この L D R とせん断接着強度の温度依存性と対応させると、 100°C から室温までの範囲では対応しているが、室温以下となると対応せずせん断接着強度が高くなるほど L D R が低下しており、他の樹脂複合鋼板と異なった傾向を示す。この原因は、第 7 章で述べたように芯材樹脂のナイロン 6 の脆化によるものと考えられ、図 8.19 に示される低温成形時の芯材樹脂の歪れた破断形態が、この考え方を証明している。
- (3) 高温用制振鋼板は、 100°C から室温までの範囲では、温度低下と共に L D R が向上するが、室温から -25°C までの範囲では L D R がほぼ一定となる。これもせん断接着強度の温度依存性と良く対応しており、せん断接着強度が高くなるほど L D R が向上する。
- (4) 常温用制振鋼板は、 100°C から -25°C までの範囲では、温度低下と共に L D R が向上する。これもせん断接着強度の温度依存性と良く対応しており、せん断接着強度が高くなるほど L D R が向上する。また、 70°C の成形では芯

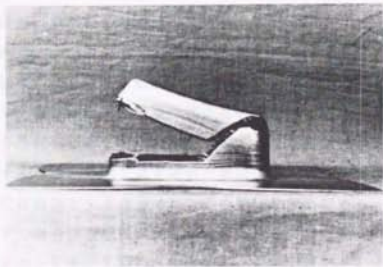


図8.19 NYラミネート鋼板の -25°C に
おける成形の破断写真例

材樹脂が溶け出す現象が見られる。

- (5) N Y ラミネート鋼板の室温以下での成形を除くと、樹脂複合鋼板はせん断接着強度が高いほど L D R が向上する。この手段として樹脂複合鋼板の低温成形法が有効である。

8・6 結言

樹脂複合鋼板の深絞り成形に於ける温度の影響を、 -25°C から 100°C の範囲で調査した結果、以下のことが分かった。

- (1) 樹脂複合鋼板は、ナイロン 6 を芯材樹脂として用いた軽量ラミネート鋼板以外では、温度が低いほど深絞り成形性が向上する。特に、室温以下の低温成形が有利であり、これはせん断接着強度の温度依存性と対応している。
- (2) ナイロン 6 を芯材樹脂として用いた軽量ラミネート鋼板は、室温以下では成形限界が低下する。これは第 7 章で述べた室温以下での引張試験による破断形態と同様に、芯材樹脂としてのナイロン 6 の脆化が原因である。
- (3) -10°C 以下の場合には金型表面に霜が付着し、この霜が潤滑効果を持つため深絞り成形性が向上する。これを、霜潤滑効果と称することとする。

〔参考文献〕

- 1) 由田征史：塑性と加工，26-291 (1985)，394.
- 2) 本田忠史、江嶋瑞男：鉄と鋼 (1986)，S1621.
- 3) 小嶋正康，高木美智雄：第 36 回塑性加工連講論，349.
- 4) 例えば、プラスチック材料講座 16 「ポリアミド樹脂」，
- 5) 中島浩衛，菊間敏夫，長嶋晋一：日本機械学会論文集，185 (1957)，65.

9・1 緒言

樹脂複合鋼板の張出成形性については、以下のような報告がある。山本ら^{1)~3)}はポリプロピレンを芯材樹脂に用いた軽量ラミネート鋼板（以下PPラミネート鋼板と記す）を用いた実験を行い、張出成形高さと n 値・一様伸びは良い相関があること及び芯材樹脂の板厚比率が増加するほど張出成形高さが減少することを報告している。また、原ら⁴⁾は軽量ラミネート鋼板の成形実験を行い、張出成形高さは表皮鋼板の特性に依存し芯材樹脂の影響を受けないこと及び表皮鋼板単体の張出成形高さとほぼ同じとなることを報告している。更に、林ら⁵⁾は芯材樹脂を変えた実験を行い、張出成形高さは芯材樹脂の厚さ及び材質の影響が少ないことを報告している。制振鋼板の張出成形性については、由田^{6)~8)}及び江嶋ら⁹⁾は共に表皮鋼板の延性に左右され、せん断接着強度の影響が少ないことを報告している。このように従来の報告では、樹脂複合鋼板の張出成形性は表皮鋼板の特性が大きく寄与し、芯材樹脂の特性及びせん断接着強度の特性及びせん断接着強度の影響が少ないようである。

本章では、以下の方法により樹脂複合鋼板の張出成形性に及ぼす温度の影響及び表皮鋼板・芯材樹脂特性の影響を明確化した。まず、恒温室内にエリクセン試験機を入れて5℃から35℃の範囲でエリクセン試験を行った。次に、-20℃から100℃の温度範囲で直径75mmの球底ポンチを用いた張出成形試験を行った。更に、芯材樹脂の伸びの張出成形性に与える影響を明確化するため、ポリプロピレンに紙の繊維を混入してその混入比率を変化させて芯材樹脂の伸びだけを変化させた軽量ラミネート鋼板を作成し、室温で直径100mmの球底ポンチを用いた張出成形試験を行った。

9・2 実験方法

9・2・1 恒温室内のエリクセン試験

温度可変の大きな恒温室（約 $5\text{m} \times 4\text{m} \times 4\text{m}$ ）内に能力10トンの油圧プレスを設置ごとに入れて、 $5^\circ\text{C} \cdot 15^\circ\text{C} \cdot 25^\circ\text{C} \cdot 35^\circ\text{C}$ の4水準でエリクセン試験を行った。供試材は表9.1に示すようなPPラミネート鋼板及びNYラミネート鋼板である。試験片は1辺90mmの正方形形状に切断したブランクを用いて、温度及び供試材を変えた1条件当たり5枚づつ成形しその平均値をエリクセン値とした。

9・2・2 温度を変えた球底ポンチ張出成形試験

図9.1に示すような冷間成形用金型及び温間成形用金型を用いて、 -20°C から 100°C までの温度範囲で、直径75mmの球底ポンチによる張出成形実験を行い、2軸変形下の変形限界曲線（以下、FLDと記す）を求めた。供試材は表9.2に示すように、制振鋼板2種類と軽量ラミネート鋼板2種類とした。ブランクは予め直径10mmのスクライブドサークルを焼きつけておき、ブランクの大きさは長さ150mmとし、幅を50mmから150mmまでの範囲で変えて成形後、破断開始部の破断ひずみを求めた。プレスの成形速度は約3mm/秒であり、素材の表面についた防錆油をウェスで拭き取って成形した。金型には材料流入を抑えるビードをつけなかったこと及びポンチの直径が75mmであること（中島ら¹⁸⁾の提案ではポンチ直径は100mm)を除き、中島ら¹⁸⁾の提案している方法に法っている。

9・2・3 芯材樹脂の伸びを変化させた室温での球底ポンチ張出成形試験

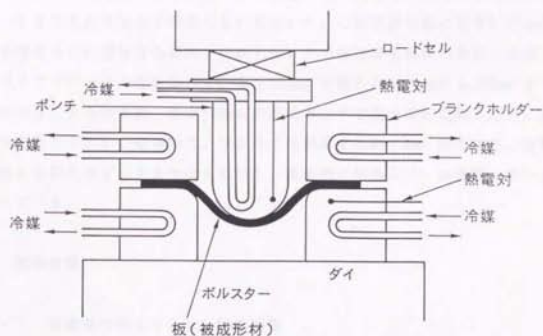
芯材樹脂自体の伸びが変化した場合の樹脂複合鋼板の張出成形性に与える影響を、以下のように室温で直径100mmの球底ポンチを用いた張出成形実験を行いFLDを求めた。まず、板厚0.27mmの表皮鋼板と0.46mm厚の芯材樹脂で構成された樹脂複合鋼板を製造した。芯材樹脂には、ポリプロピレンに微細に切断した紙の繊維を混

表9.1 エリクセン試験に用いた供試材一覧表（機械的特性は室温での値）

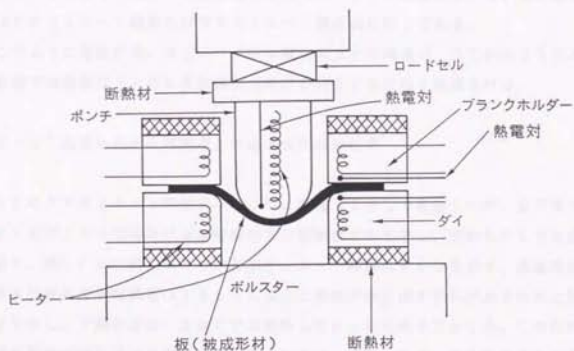
符号	鋼種	芯材樹脂	板厚構成 (mm)				機械的特性(3方向平均値)				せん断接 着強度 (kgf/mm ²)
			表皮 銅板	芯材 樹脂	表皮 銅板	合計	YS (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	El (%)	r value	
A	PPラミネート銅板	ポリプロピレン	0.27	0.26	0.27	0.80	12.7	20.9	45.0	1.58	1.65
B	NYラミネート銅板	ナイロン6	0.20	0.40	0.20	0.80	11.8	19.8	42.6	1.46	1.80

表9.2 球底ボンチ張出成形の供試材一覧表（機械的特性は室温での値）

符号	鋼種	芯材樹脂または 制振性能の高い 温度域	板厚構成 (mm)				機械的特性(3方向平均値)				せん断接 着強度 (kgf/mm ²)
			表皮 銅板	芯材 樹脂	表皮 銅板	合計	YS (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	El (%)	r value	
C	PPラミネート銅板	ポリプロピレン	0.23	0.34	0.23	0.80	10.0	17.9	46	1.98	1.65
D	NYラミネート銅板	ナイロン6	0.25	0.30	0.25	0.80	12.1	21.0	44	1.93	1.95
E	常温用制振銅板	室温～50℃	0.40	0.04	0.40	0.84	14.0	28.9	47	1.73	0.85
F	高温用制振銅板	80～100℃	0.40	0.04	0.40	0.84	15.1	29.1	42	2.02	1.28



(a) 低温成形用金型



(b) 温間成形用金型

図9.1 直径75mmの球底ポンチ張出成形実験用金型の模式図

し、その混入比率を増加させることにより強度がほぼ同じで伸びだけを229%, 48%, 14%, 7.1% まで変化させた4種類のものを用いた。この芯材樹脂に板厚0.27mmの表皮鋼板を接着させた樹脂複合鋼板を作成した。その樹脂複合鋼板の表面に直径10mmのスライブドサークルを転写して、長さ250mmで幅のみを80mmから250mmまで変化させたブランクを作成後、直径100mmの球底ポンチで張出成形実験を行い、破断ひずみを測定してFLDを求めた。プレスの成形速度は約1mm/秒であり、金型には材料流入を抑えるビードをつけて成形し、基本的に中島ら¹⁰⁾の提案している方法に法っている。

9・3 実験結果

9・3・1 恒温室内のエリクセン試験結果

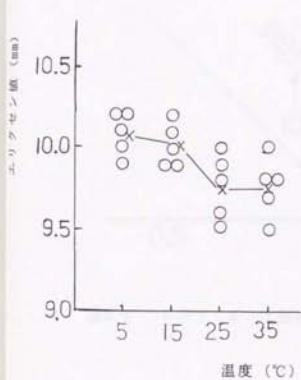
図9.2に恒温室内で行ったエリクセン試験結果を示す。その結果、以下のことが分かった。

- ①5℃から35℃の範囲では温度低下と共にエリクセン値は向上する。この結果はPPラミネート鋼板及びNYラミネート鋼板共に同じである。
- ②このように温度が低いほどエリクセン値は向上する理由は、5℃から35℃の範囲では温度低下と共に表皮鋼板の伸びが向上するためと推測される。

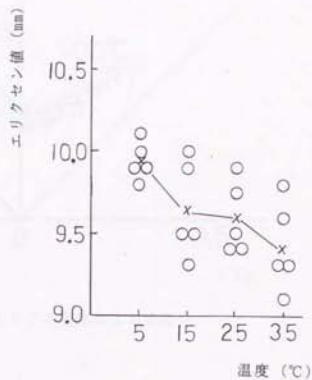
9・3・2 温度を変えた球底ポンチ張出成形試験結果

図9.3にPPラミネート鋼板の-20℃、室温(20℃で実験したが、以下RTと記す)及び100℃に於ける2軸変形下の破断ひずみを示し、求めたFLDを曲線で示す。図9.4には同じ条件でのNYラミネート鋼板のFLDを示す。高温用制振鋼板及び常温用制振鋼板は100℃になると樹脂が融け出す恐れがあるため上限は50℃とし、下限の方は-20℃では破断しなかったため0℃とした。このため、高温用制振鋼板及び常温用制振鋼板については、0℃、RT、50℃のFLDをそれぞれ図9.5及び図9.6に示す。その結果、以下のことが分かった。

- ①PPラミネート鋼板に関しては、-20℃、RT、100℃の順にFLDの値



(a) PPラミネート鋼板 (素材A)



(b) NYラミネート鋼板 (素材B)

図9.2 恒温室内で温度を変化させたエリクセン試験結果

(○ ---- 実験値
 × ---- 各温度水準の平均値)

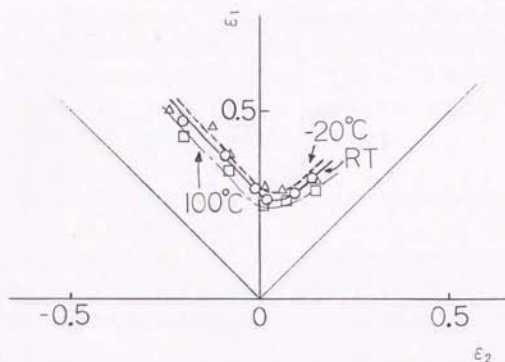


図9.3 PPラミネート鋼板のFLDの温度による変化

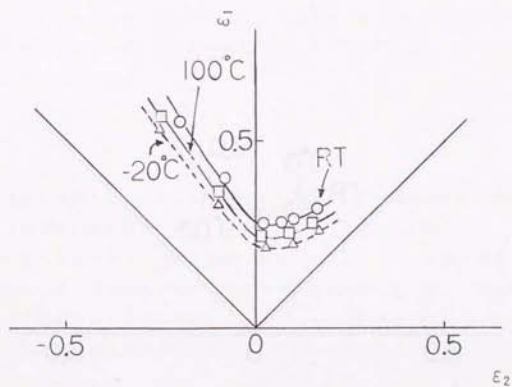


図9.4 NYラミネート鋼板のFLDの温度による変化

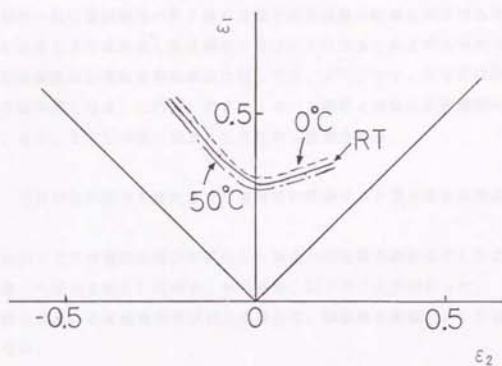


図9.5 高温用制振鋼板のFLDの温度による変化

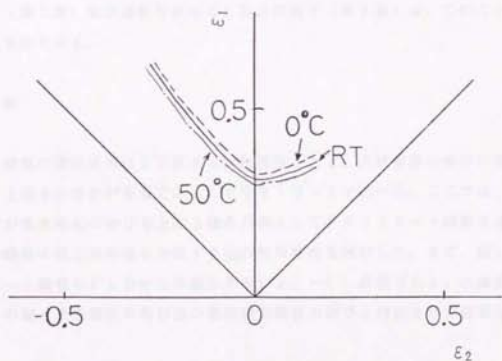


図9.6 常温用制振鋼板のFLDの温度による変化

が高くなる。これは、第6章で述べたように -20°C 、 RT 、 100°C の順に表皮鋼板の伸びが大きくなるためと推測される。

②しかし、NYラミネート鋼板は室温以下になると温度低下と共に2軸変形下の変形限界が低下し、上記3タイプの樹脂複合鋼板と異なった挙動を示す。これは第6章の一軸引張試験及び第7章の深絞り成形試験の結果と同じであり、芯材樹脂が室温以下では脆化し表皮鋼板の伸び以下になるためと考えられる。

③高温用制振鋼板及び常温用制振鋼板に関しては、 0°C 、 RT 、 50°C の順にFLDの値が高くなる。これは、PPラミネート鋼板と同様に表皮鋼板の伸びが 0°C 、 RT 、 50°C の順に大きくなるためと推測される。

9・3・3 芯材樹脂の伸びを変化させた室温での球頭ポンチ張出成形試験結果

表皮鋼板は同じで芯材樹脂の伸びが変化した場合の樹脂複合鋼板のFLDに与える影響を調査した結果を図9.7に示す。その結果、以下のことが分かった。

①芯材樹脂の伸びが表皮鋼板の伸び以上の場合は、樹脂複合鋼板のFLDは殆ど変わらない。

②しかし、芯材樹脂の伸びが表皮鋼板の伸びを下回る場合には、樹脂複合鋼板のFLDは大きく低下する。その低下の大きさは芯材樹脂の伸びが小さくなるほど大きい。NYラミネート鋼板に室温以下の低温域に於ける、一軸引張での破断形態(第7章)及び深絞り成形のLDRの低下(第8章)は、このことを証明するものである。

9・4 考察

樹脂複合鋼板の張出成形性を支配する材料特性として、芯材樹脂の伸びが表皮鋼板の伸びを上回るか否かが重要であることを9・3・3で述べた。ここでは、芯材樹脂の伸びが表皮鋼板の伸びを上回る場合の例としてPPラミネート鋼板を選び、樹脂複合鋼板の張出成形性を支配する他の材料特性を検討した。まず、図9.3のPPラミネート鋼板のFLDから平面ひずみ($\epsilon_1 = 0$)状態での ϵ_2 の値を求め、この ϵ_2 の値と表皮鋼板の伸び及び樹脂複合鋼板の伸びと対比させた結果を、そ

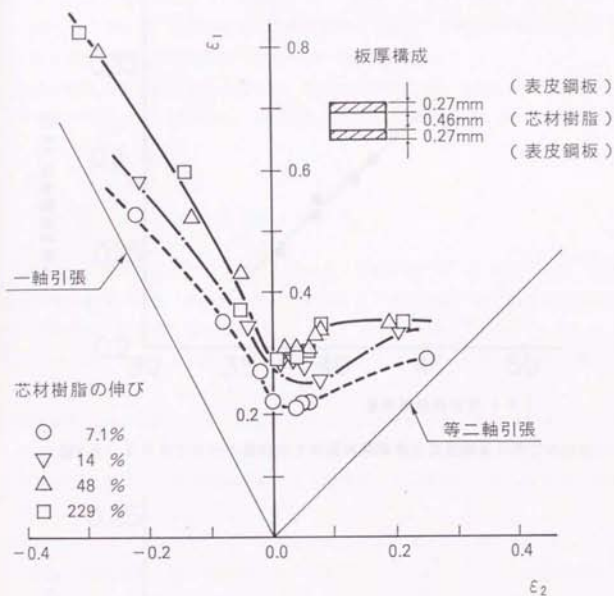


図9.7 芯材樹脂の伸びを変化させた場合の、
球底ポンチ張出成形試験によるFLDの変化

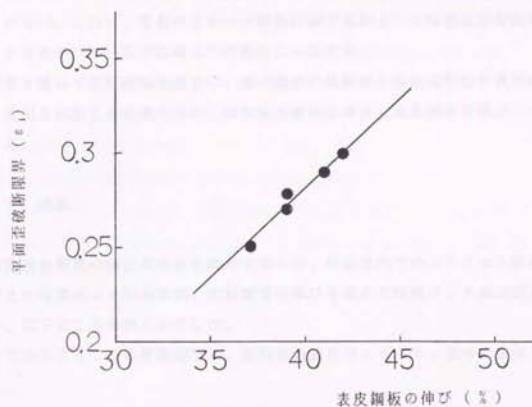


図9.8 P Pラミネート鋼板の平面歪破断限界と表皮鋼板の伸びの対応

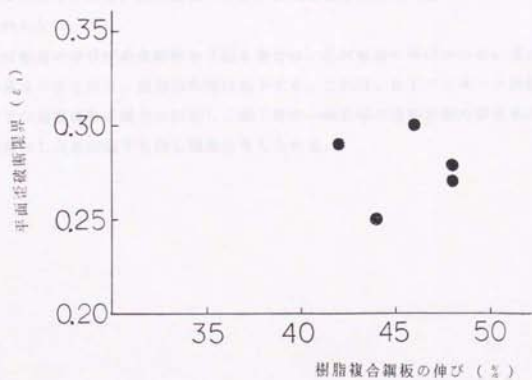


図9.9 P Pラミネート鋼板の平面歪破断限界と樹脂複合鋼板の伸びの対応

れぞれ図9.8 及び図9.9 に示す。この結果、以下のことが分かった。

- ① 芯材樹脂の伸びが表皮鋼板を上回る場合については、樹脂複合鋼板の張出成形性を支配する材料特性は表皮鋼板の伸びであり、樹脂複合鋼板の伸びとは関係がない。これは、軽量ラミネート鋼板に関する原ら⁴⁾の報告及び制振鋼板に関する由田⁸⁾～¹¹⁾及び江崎ら¹²⁾の報告に一致する。
- ② 第4章にて芯材樹脂を含まない単一組成の薄鋼板の張出成形性が素材の伸びに支配されることを述べたが、樹脂複合鋼板の場合も表皮鋼板の伸びに支配される。

9・5 結言

樹脂複合鋼板の張出成形性を調査するため、恒温室内でのエリクセン試験、温度を変えた球底ポンチ張出試験、芯材樹脂の伸びを変えた球底ポンチ張出試験などを行い、以下のことを明らかにした。

- ① 5℃から35℃の温度範囲では、樹脂複合鋼板のエリクセン値は低温ほど高くなる。
- ② 芯材樹脂の伸びが表皮鋼板を上回る場合は、表皮鋼板の伸びが大きいほどFLDの値は大きくなり、張出成形性は向上する。このひとつのケースとして、表皮鋼板が同じであれば、芯材樹脂の伸びが表皮鋼板を上回る場合のFLDの値は殆ど変わらない。
- ③ 芯材樹脂の伸びが表皮鋼板を下回る場合は、芯材樹脂の伸びが小さいほどFLDの値は小さくなり、張出成形性は低下する。これは、NYラミネート鋼板の室温以下の低温成形の場合に対応し、第7章の一軸引張の破断形態や第8章の深絞り成形のLDRの低下も同じ現象と考えられる。

〔参考文献〕

- 1) 山本弘園、西村 尚、淡路美治：第32回塑加連講論（1981），471.
- 2) 山本弘園、西村 尚、淡路美治：昭58春塑加連講論（1983），33.
- 3) 山本弘園、西村 尚、淡路美治：塑性と加工，26-291（1985），409.
- 4) 原 健治、仲子武文、竹添明信：第34回塑加連講論（1983），5.
- 5) 林 豊、高谷 勝：プレス技術，22-4（1984），47.
- 6) 由田征史：昭59春塑加連講論（1984），433.
- 7) 由田征史：塑性と加工，26-291（1985），394.
- 8) 由田征史：第36回塑加連講論（1985），353.
- 9) 本田忠史、江嶋瑞男：鉄鋼協会第112 回講演大会（1986），S1621.
- 10) 中島浩衛、菊間敏夫、長島晋一：日本機械学会論文集，17-184（1975），988.

10・1 緒言

樹脂複合鋼板の温度を利用した曲げ成形に関する報告は殆どない。しかし、室温成形においてはV曲げ成形に関するもの^{1)~11)}が多く、フランジ縁曲げ成形に関するもの¹²⁾は少なく、ハット曲げ成形に関するものの報告は殆どない。

V曲げ成形に関するもの^{1)~11)}は最も多く発表されている。林ら^{1),2)}は、樹脂複合鋼板は芯材樹脂層の変形抵抗が小さいので、限界曲げ半径が大きく低下することを報告している。また、山本ら³⁾や由田⁴⁾は表裏の鋼板のずれにより、三層構造の樹脂複合鋼板の特有の現象として、V曲げ成形時本来曲がるべきでないダイ肩部近傍で折れ曲がり現象が生ずることを報告している。同様の現象は広瀬ら⁵⁾や佐藤ら⁶⁾も指摘している。由田⁴⁾はこの折れ曲がり現象は、せん断接着強度が低い場合に発生しやすいことを報告している。この樹脂複合鋼板のV曲げ成形時の折れ曲がり現象に対して、牧野内ら^{7),8)}、吉田⁹⁾、小林ら¹⁰⁾及び Hashimoto ら¹¹⁾は、有限要素法によるシミュレーションを試みている。

フランジ縁曲げに関しては、本田ら¹²⁾はせん断接着強度が高いほど一枚板の冷延鋼板に近づくことを報告しており、由田⁴⁾のV曲げ成形の指摘に相通ずる内容である。

本章では、樹脂複合鋼板の温度を利用したV曲げ成形及びハット曲げ成形を主体に述べることにする。第7章で述べたように、低温化によりせん断接着強度が向上するため、低温成形の効果と曲げ成形に及ぼす材料特性の影響の明確化を図った。また、V曲げ成形の有限要素法による検討も行った。

10・2 実験方法

10・2・1 供試材

供試材は表10.1に示すような特性を持つ板厚0.8 mmの樹脂複合鋼板を用いた。V曲げ成形を行う場合、供試材を幅10mm、長さ40 mmに切断して試験を行った。また、ハット曲げ成形を行う場合は、供試材を幅50mm、長さ220 mmに切断して試験を行った。また、潤滑剤は特に使用せず、樹脂複合鋼板に付着した防錆油をウェスで軽く拭き取って試験を行った。

10・2・2 V曲げ成形実験方法

V曲げ成形実験には、図10.1に示すような低温成形用金型を作成して実験を行った。曲げ成形部の金型寸法の略図を図10.2に示し、ダイ肩部近傍での折れ曲がりの大きさを図10.3に示すような方法で測定した。なお、金型温度が -10°C 以下になると図8.14と同様に金型に大量の霜が付着して折れ曲がり角度が変化するため、実験の温度範囲は -5°C から室温（この場合 13°C であった）までで 5°C 単位でV曲げ成形実験を行った。

10・2・3 ハット曲げ成形実験方法

ハット曲げ成形実験には、図8.8に示す一辺78mmの角筒成形用金型を用いた。 -20°C から室温までの実験には低温成形用金型を使用し、室温から 100°C までの実験には温間成形用金型を使用した。成形深さは40mmとした。スプリングバックの測定には、図10.4に示すような測定治具を作成して、縦壁部の間隔を測定し、その値（ l ）及び樹脂複合鋼板の板厚（ t ）から(1)式のようにスプリングバック量（ S ）を計算した。

$$S = 1 - 78 - 2t \quad \text{-----} \quad (1)$$

表10.1 供試材一覧表（機械的特性は室温での値）

符号	鋼 種	芯材樹脂または 制振性能の高い 温度域	板厚構成 (mm)				機械的特性(3方向平均値)				せん断接 着強度 (kgf/mm^2)
			表皮 鋼板	芯材 樹脂	表皮 鋼板	合計	VS (kgf/mm^2)	TS (%)	El value	r value	
A	PPラミネート鋼板	ポリプロピレン	0.23	0.34	0.23	0.80	10.0	17.9	46	1.98	1.65
B	NYラミネート鋼板	ナイロン6	0.25	0.30	0.25	0.80	12.1	21.0	44	1.93	1.95
C	常温用制振鋼板	室温 $\sim 50^\circ\text{C}$	0.40	0.04	0.40	0.84	14.0	28.9	47	1.73	0.85
D	高温用制振鋼板	$80\sim 100^\circ\text{C}$	0.40	0.04	0.40	0.84	15.1	29.1	42	2.02	1.28

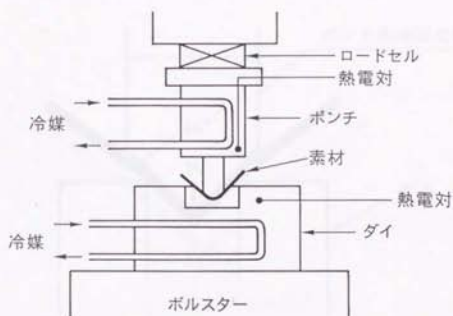


図10.1 低温用90度V曲げ成形金型の模式図

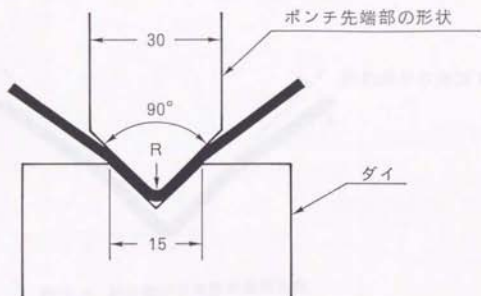


図10.2 低温用90度V曲げ成形金型の先端部略図

(ポンチ先端曲げ半径 $R = 1\text{mm}$)



図10.3 折れ曲がり角度の測定方法

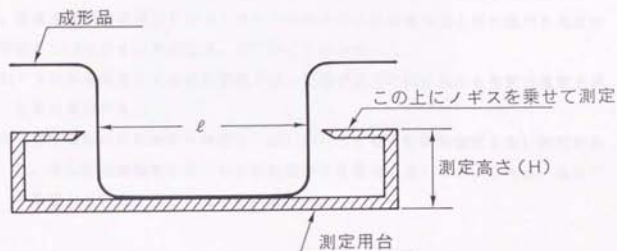


図10.4 ハット曲げ成形のスプリングバック量の測定方法

(測定高さ $H = 10 \text{ mm}$)

10・3 実験結果

10・3・1 V曲げ成形実験結果

図10.1に示す金型を用いてV曲げ成形実験を行った場合の折れ曲がり現象の代表例として、常温用制振鋼板の室温成形での写真を代表例として図10.5に示す。また、PPラミネート鋼板の折れ曲がり角度の温度による変化を図10.6に示し、常温用制振鋼板及びPPラミネート鋼板のせん断接着強度と折れ曲がり角度の対応を図10.6に示す。その結果、以下のことが分かった。

- (1) -5℃から室温までの温度範囲では、V曲げ成形の折れ曲がり角度は温度上昇と共に増加する。
- (2) V曲げ成形の折れ曲がり角度は、図7.17に示すせん断接着強度と良い相関があり、せん断接着強度が高いほど折れ曲がり角度は小さくなる。これは、由田¹⁾の指摘していることと一致している。

10・3・2 ハット曲げ成形実験結果

ハット曲げ成形を行った場合のスプリングバック量の変化を、PPラミネート鋼板を代表例として図10.8に示す。その結果、以下のことが分かった。

- (1) -5℃から100℃までの温度範囲では、ハット曲げ成形を行った場合のスプリングバック量は温度上昇と共に減少する。
- (2) この原因は、図7.15に示すように温度上昇と共にPPラミネート鋼板の引張強さが減少するためであり、第5章で述べた単一組成の鋼板のハット曲げ成形のスプリングバック量が引張強さに対応することと傾向的に一致している。

10・4 V曲げ成形の有限要素法によるシミュレーション

樹脂複合鋼板のV曲げ成形を行った場合、図10.5に示すようにダイ肩部近傍で折れ曲がり現象が生ずるが、この現象に及ぼす芯材樹脂特性の影響を調査するた



図10.5 室温での90度V曲げ成形の写真例

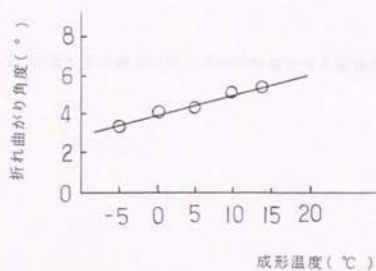


図10.6 90度V曲げ成形の温度による折れ曲がり角度の変化
(P P ラミネート鋼板の例)

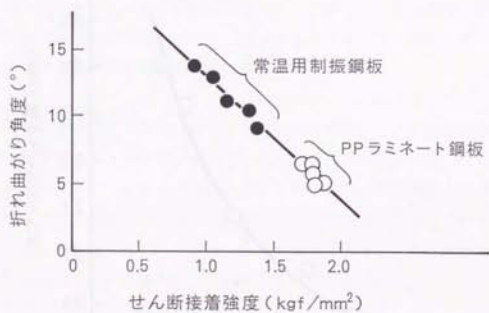


図10.7 90度V曲げ成形の折れ曲がり角度とせん断接着強度の関係

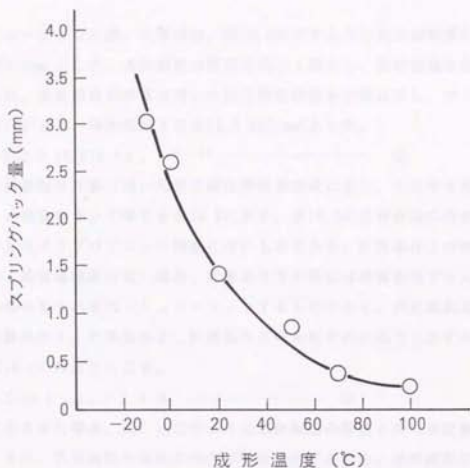


図10.8 ハット曲げ成形の成形温度によるスプリングバック量の変化

め理化学研究所の牧野内博士の開発した有限要素法プログラム“ITAS”によるシミュレーションを行った。

10・4・1 計算条件

シミュレーションに用いた素材は、図10.9に示すように表皮銅板厚0.25mm、芯材樹脂厚0.3mmとした。表皮銅板は板厚方向に1層とし、芯材樹脂は板厚方向に2層とした。表皮銅板の計算に用いた加工硬化特性を(2)式に示し、ヤング率Eは21000kgf/mm²とし、降伏応力YSは24.2 kgf/mm²とした。

$$\sigma = 533.3 (0.015 + \varepsilon_p)^{0.188} \quad (2)$$

また、芯材樹脂の計算に用いた加工硬化特性を(3)式に示し、その中で用いたC値、A値、n値及びヤング率Eを表10.2に示す。表10.2の芯材樹脂の特性の中で、計算条件Ⅱはポリプロピレンの特性に近いものであり、計算条件Ⅰの特性は軟質樹脂でせん断接着強度の低い場合、計算条件Ⅲの特性は硬質樹脂でせん断接着強度の高い場合をそれぞれシミュレーションするものである。表皮銅板及び芯材樹脂の計算条件Ⅰ、計算条件Ⅱ、計算条件Ⅲのそれぞれの応力とひずみの関係を示すと図10.10 のようになる。

$$\sigma = C (0.1 + \varepsilon_p)^n + A \quad (3)$$

温度を変化させた場合、図7.15に示ように芯材樹脂の特性と共に表皮銅板の特性も変化するが、芯材樹脂の特性のみの影響を抽出するため、表皮銅板の特性は一定とした。

また、工具条件は図10.11 に示すように、10・2・2で述べた実験条件にできるだけ合わせた。

10・4・2 シミュレーション結果

芯材樹脂の特性が変化した場合について、樹脂複合銅板のV曲げ成形のシミュレーションの結果を図10.12 に示す。その結果、以下のことが分かった。

- (1) 芯材樹脂が硬質（せん断接着強度が高い）ほどV曲げ成形の折れ曲がり角度が小さくなることがシミュレーションから裏付けられた。

図10.8 シミュレーションに用いた樹脂複合鋼板の板厚方向分割方法の略図

層別	材料名	厚さ(mm)	弾性率(N/mm ²)
1	表皮鋼板	0.25	205000
2	芯材樹脂	0.30	3000
3	表皮鋼板	0.25	205000
合計		0.80	

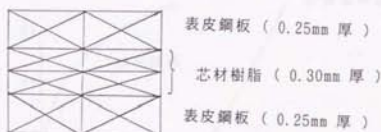


図10.9 シミュレーションに用いた樹脂複合鋼板の板厚方向分割方法の略図



図10.10 樹脂複合鋼板の板厚方向分割方法の略図

表10.2 シミュレーションに用いた芯材樹脂の特性

項目	計算条件Ⅰ	計算条件Ⅱ	計算条件Ⅲ
C 値	0.1	3.0	13.0
A 値	0.98	2.82	11.0
n 値	1.5	2.0	2.5
E	30.0	100.0	300.0

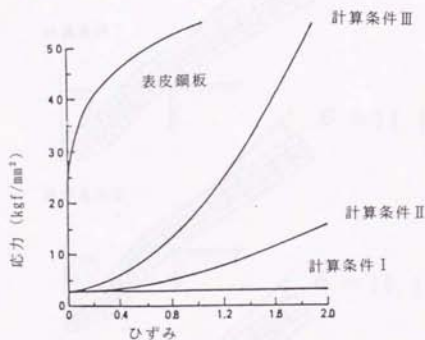


図10.10 表皮鋼板及び芯材樹脂（計算条件Ⅰ～Ⅲ）の
応力とひずみの関係

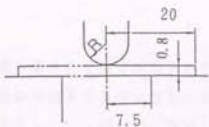


図10.11 シミュレーションに用いた工具条件

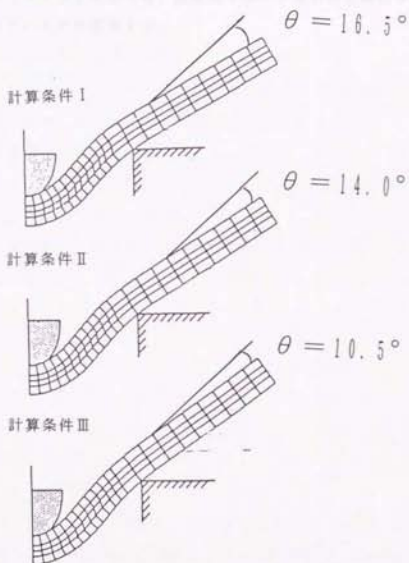


図10.12 折れ曲がり現象のシミュレーション結果

樹脂複合鋼板の温度を変えたV曲げ成形及びその有限要素法によるシミュレーションを行い、折れ曲がり現象に及ぼす温度の効果と芯材樹脂特性の影響を調査した。また、温度を変えたハット曲げ成形実験を行い、スプリングバックに及ぼす材料特性の影響も調査した。その結果、以下のことが分かった。

- (1)樹脂複合鋼板のV曲げ成形では、温度低下による芯材樹脂の硬質化及びせん断接着強度の向上効果を利用して折れ曲がり角度を減少させることができる。この結果は、有限要素法によるシミュレーションからも裏付けられた。
- (2)樹脂複合鋼板のハット曲げ成形では、温度低下に伴い素材の引張強度が増加するためスプリングバックが増加する。

〔参考文献〕

- 1) 林 豊、高谷 勝 : プレス技術、22-4 (1984)、47.
- 2) 林 豊、高谷 勝、長井弘行 : 昭58春塑加講論 (1983)、29.
- 3) 山本弘園、西村 尚、淡路美治 : 第32回塑加連講論 (1981)、471.
- 4) 由田征史 : 塑性と加工、26-291 (1985)、394.
- 5) 佐藤金司、阿部祐二、角山浩三、松本義裕、宮 隆一、加納政春 :
昭61春塑加講論 (1986)、291.
- 6) 広瀬洋三、小嶋正康 : 昭61春塑加講論 (1986)、95.
- 7) 牧野内昭武、吉田 茂、平林義啓、真下義雄 : 昭62春塑加講論 (1987)、
183.
- 8) 吉田純仁 : 昭62春塑加講論 (1987)、175.
- 9) 牧野内昭武、吉田 茂、小川秀夫 : 塑性と加工、29-330 (1988)、775.
- 10) 小林 章、多田昭郎、藤原治生、渡辺健一、豊島史郎 :
第40回塑加連講論 (1989)、461.
- 11) Hashimoto, K., Ohwue, T., Takita, M. : Proceedings of 16th
Biennial Congress of IDDR (1988).
- 12) 本田忠史、江嶋瑞男 : 鉄と鋼、72-13 (1986)、S 1621.

第11章 第II部の総括

樹脂複合鋼板の機械的特性と成形性に及ぼす温度の影響について、第7章に機械的特性、第8章に深絞り成形性、第9章に張出成形性、第10章に曲げ成形性をそれぞれ纏めた。本章では、樹脂複合鋼板に関する調査報告^{11)~12)}と対比させながら、樹脂複合鋼板の成形性を機械的特性の温度依存性と対応させて、樹脂複合鋼板の変形挙動について総括してみたい。

11・1 樹脂複合鋼板の機械的特性の温度依存性

第1章の序論で述べたように、樹脂複合鋼板は表皮鋼板及び芯材樹脂という特性の大きく異なるものの複合材料であり、様々な観点からその機械的特性に関する調査^{11)~13), 19), 21), 22)}がなされてきた。しかしながら、温度を変化させてその機械的特性の変化を扱った論文は著者ら^{13), 18), 21)}以外には殆どなく、大半が室温での調査結果である。本節では、Dicelo, J. A.¹¹⁾及び山本ら⁴⁾が調査した機械的特性の複合則、成形性と大きな相関があると指摘^{18)~19), 21), 22)}、

²¹⁾されてきたせん断接着強度の温度依存性、及び温度を変化させた場合の引張試験に於ける破断形態と表皮鋼板・芯材樹脂の伸び(E1)との対応について述べる。

まず、機械的特性の温度依存性として、P P ラミネート鋼板・表皮鋼板及び芯材樹脂の引張強さ(TS)及び伸び(E1)に関する調査結果をそれぞれ図7.15及び図7.16に示す。その結果、Dicelo, J. A.¹¹⁾及び山本ら⁴⁾の室温での調査と同様に、引張強さ(TS)については温度を変えても、表皮鋼板と芯材樹脂の板厚比率に対応した複合則が成立すが、伸び(E1)に関しては複合則は成立しないことが分かった。

次に、せん断接着強度の温度依存性について調査した結果を図7.17に示す。その結果、樹脂複合鋼板においては温度低下と共にせん断接着強度は向上することが分かった。樹脂複合鋼板の成形性がせん断接着強度のみで決まると仮定すれば、樹脂複合鋼板に対しては室温以下の低温成形が有利と考えられる。

更に、NYラミネート鋼板を用いた、温度0℃での一軸引張に於ける破断形態を図11.1に示し、表皮鋼板及び芯材樹脂の伸び(E1)の温度依存性を図7.13に示す。その結果、NYラミネート鋼板に於いては室温以下で芯材樹脂のナイロン6が脆化し、表皮鋼板の伸び(E1)を下回るようになるため、芯材樹脂が先に破断する現象が見られる。芯材樹脂としてのナイロンの機械的特性は含水率の影響を強く受け、実際のNYラミネート鋼板の使用状態に近い含水率1.0%では、図7.13に示すように芯材樹脂の伸びが表皮鋼板を下回るようになる。芯材樹脂は本来数百%伸びるものであり、NYラミネート鋼板は室温以下の低温成形では成形性が悪化する可能性大である。

11・2 樹脂複合鋼板の深絞り成形性の温度依存性

樹脂複合鋼板の深絞り成形については、室温での調査報告(2)、(4)~(8)、(20)~(23)がある。この中で、本田ら¹²⁾及び小嶋ら^{21)・23)}のように、せん断接着強度が高いほどしわ発生が少なく、深絞り成形性が向上することが指摘されている。本節では、-30℃から100℃の温度範囲で角筒及び円筒深絞り成形を行い、せん断接着強度及び他の材料特性の影響、及び-10℃以下で金型に付着する霜の深絞り成形性に与える効果について述べる。

まず、-10℃以下で金型に付着する霜の潤滑効果により深絞り成形性が向上するが、これを霜潤滑効果と呼ぶこととする。図8.14は-20℃で角筒成形用金型に付着した霜の写真例である。図8.15は、単一組成の冷延鋼板及び高温用制振鋼板のLDRの温度依存性を示したものであり、-25℃から-10℃の範囲のLDRの方が0℃から室温の範囲のLDRよりも大きくなっている。冷延鋼板の場合、この2つの温度範囲のLDRの差0.25が霜潤滑効果であり、室温以下であまりせん断接着強度の向上しない高温用制振鋼板に於いてもほぼ同じ値でなるため、鋼種により差がないことが分かった。

この霜潤滑効果を除いて考えると、樹脂複合鋼板のLDRの温度依存性が明らかとなる。図8.11は、この結果を示したものである。室温以下では、PPラミネート鋼板及び常温制振鋼板はLDRが向上し、図7.17に示したせん断接着強度の向上がLDRの向上と一致しており、図8.18に示す高温用制振鋼板及び常温制振

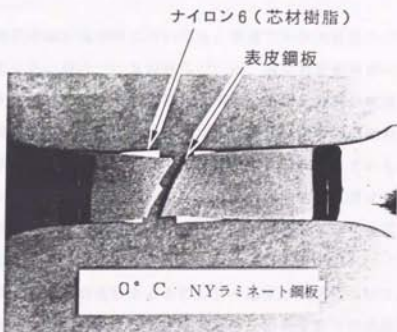


図11.1 0℃に於けるNYラミネート鋼板の
一軸引張試験での破断写真真例

鋼板のLDRとせん断接着強度の関係を裏付けている。しかし、NYラミネート鋼板では、室温以下でせん断接着強度が向上するにもかかわらず温度低下と共にLDRが低下している。図8.19は-25℃に於けるNYラミネート鋼板の破断写真を示しており、図11.1に示した一軸引張試験に於ける破断形態と同様に、芯材樹脂としてのナイロンの脆化が成形性の劣化につながったものである。

11・3 樹脂複合鋼板の張出成形性の温度依存性

樹脂複合鋼板の張出成形性についても、室温での調査結果^{41), 51), 101), 151), 171)}が報告されている。原ら¹⁵¹⁾及び林ら¹⁷¹⁾は、表皮鋼板厚が一定ならば芯材樹脂厚やポンチ肩半径によらず、樹脂複合鋼板の張出成形高さは表皮鋼板のそれに一致すると報告している。また、由田¹⁰¹⁾は制振鋼板の張出成形性は表皮鋼板の延性に左右され、せん断接着強度の影響は少ないと報告している。本節では、-20℃から100℃の範囲で球底ポンチによる張出成形性に及ぼす表皮鋼板の特性の明確化、及び芯材樹脂の伸びだけを変えた樹脂複合鋼板により芯材樹脂の延性の影響を調査した結果について述べる。

まず、球底ポンチ張出成形によるFLDの温度依存性について、PPLラミネート鋼板の調査結果を図9.3に示し、その平面ひずみ変形下での破断ひずみと表皮鋼板の伸びとの関係を図9.8に示す。その結果、PPLラミネート鋼板では-20℃から100℃の温度範囲で温度上昇と共にFLDは低下することが分かった。これは、図7.16に示すように表皮鋼板の伸びの傾向と一致しており、原ら¹⁵¹⁾・林ら¹⁷¹⁾及び由田¹⁰¹⁾の指摘に一致している。但し、この温度範囲では芯材樹脂のポリプロピレンの伸びが表皮鋼板の伸びを上回っていることも重要な影響を持っている。

次に、ポリプロピレンに紙の繊維の混入比率を変えて強度がほぼ同じで伸びだけを変えた芯材樹脂を用いて、同一ロットの表皮鋼板により軽量ラミネート鋼板を作成し、球底ポンチ張出成形によるFLDの調査結果を図9.7に示す。この結果、芯材樹脂の伸びが表皮鋼板の伸びを上回る場合はFLDは殆ど変わらないが、芯材樹脂の伸びが表皮鋼板の伸びを下回る場合はFLDは低下し、芯材樹脂の伸びが小さくなるほどその低下が大きいことが分かった。これは、図9.4に

示すNYラミネート鋼板の温度を変えたFLDの調査結果から -20°C でのFLDが室温よりも低下していることから裏付けられ、図11.1に示す一軸引張でのNYラミネート鋼板の破断形態、及び図8.19に示す深絞り成形でのNYラミネート鋼板のLDRの低下と対応している。

1.1・4 樹脂複合鋼板の曲げ成形性の温度依存性

樹脂複合鋼板のV曲げ成形性についても、室温での調査結果及び有限要素法などによる解析が報告^{81)~113), 143), 173), 243)~303)}が報告されている。由田¹⁴³⁾は制振鋼板のV曲げ成形に於いて、表裏の鋼板がずれて折れ曲がる現象が生ずること、及びこの現象はせん断接着強度が非常に低いまたは高い場合には発生しないことを報告している。この現象は、実験及び有限要素法などによる解析を通じて多くの研究者が指摘^{243), 273)~303)}している。しかし、ハット曲げ成形に於ける成形品のスプリングバックに関する報告は殆どない。本節では、 -5°C から室温の範囲でのV曲げ成形試験結果とせん断接着強度の対応、及び -20°C から 100°C の温度範囲でのハット曲げ成形に於けるスプリングバックの挙動について述べる。

まず、PPラミネート鋼板を用いて、 -5°C から室温の範囲でのV曲げ成形による折れ曲がり角度とせん断接着強度の対応を図10.7に示す。この結果、由田¹⁴³⁾や多くの研究者が指摘するように、V曲げ成形に於ける折れ曲がり角度はせん断接着強度が大きいほど小さくなることが分かった。

また、PPラミネート鋼板を用いて、 -20°C から 100°C の温度範囲でのハット曲げ成形に於けるスプリングバック量と温度の関係を図10.8に示す。この結果、温度が低下してせん断接着強度が大きくなるほど、スプリングバック量は大きくなることが分かった。これは、図7.15に示すように、表皮鋼板・芯材樹脂共に温度低下に伴い引張強さが大きくなり、樹脂複合鋼板の引張強さが大きくなるためと考えられ、第5章の薄鋼板で述べた結果と同じようにハット曲げ成形に於けるスプリングバック量は素材の引張強さが大きくなるほど大きくなることが分かった。

樹脂複合鋼板の機械的特性の温度依存性及び成形性の温度依存性を調査した結果、以下の結論を得た。また、深絞り成形性・張出成形性・曲げ成形性を材料特性と対応させて整理すると表11.1のようになる。

- (1)樹脂複合鋼板の機械的特性は引張強さは複合則が成立するが、伸びに関しては複合則が成立しない。
- (2)せん断接着強度は温度低下と共に向上する。
- (3)せん断接着強度の温度低下による向上効果を利用して深絞り成形性を向上することができる。しかし、ナイロンを芯材樹脂に用いた軽量ラミネート鋼板のように室温以下で芯材樹脂の伸びが表皮鋼板の伸びを下回る場合は、低温成形により成形限界が低下する。
- (4)樹脂複合鋼板の張出成形性は表皮鋼板の伸びに対応する。0℃から100℃の温度範囲では、低温になるほど表皮鋼板の伸びが大きくなるため樹脂複合鋼板の張出成形性は一般には向上するが、ナイロンを芯材樹脂に用いた軽量ラミネート鋼板では芯材樹脂の脆化により張出成形性は低下する。
- (5)樹脂複合鋼板のV曲げ成形では温度低下によるせん断接着強度の向上効果を利用して、室温以下0℃までは折れ曲がり角度を減少させることが出来る。
- (6)樹脂複合鋼板のハット曲げ成形では温度低下に伴い、素材の引張強さが増加するためスプリングバックが増加する。

表11.1 樹脂複合鋼板の成形性の温度依存性

材料	芯材樹脂の伸び>表皮鋼板の伸び		芯材樹脂の伸び<表皮鋼板の伸び	
	せん断接着強度		芯材樹脂の伸び	
成形区分	小	大	小	大
深絞り成形性 (LDR)	不良	良好	不良	良好
張出成形性 (FLD)	せん断接着強度に関係なく、表皮鋼板の伸びの大きいほど良好		不良	良好
V曲げ成形の折れ曲がり	不良 (大)	良好 (小)	せん断接着強度の大きいほど良好	
ハット曲げ成形のスプリングバック	T Sの小さいほど良好		T Sの小さいほど良好	

〔参考文献〕

- 1) Dicello, J. A. : SAE Technical Paper Series (1980), No.800078.
- 2) McKenna, L. W., Wohl, M. H., Woodbrey, J.C. : SAE Technical Paper Series (1980), No.800079.
- 3) Miller, W. K. : SAE Technical Paper Series (1980), No.800077.
- 4) 山本弘園、西村 尚、淡路美治：塑性と加工、26-291 (1985), 380.
- 5) 山本弘園、西村 尚、淡路美治：第32回塑加連講論 (1981), 471.
- 6) 山本弘園、西村 尚、淡路美治：昭58年春塑加講論 (1983), 33.
- 7) 篠崎正利、松本義裕、角山浩三：塑性と加工、26-291 (1985), 409.
- 8) 原 健治、松本義典、竹添明信：昭59年春塑加講論 (1984), 429.
- 9) 由田征史：昭59年春塑加講論 (1984), 433.
- 10) 由田征史：塑性と加工、26-291 (1985), 394.
- 11) 由田征史：第36回塑加連講論 (1985), 353.
- 12) 本田忠史、江嶋瑞男：鉄と鋼、72-13 (1986), S 1621.
- 13) 大上哲郎、橋本浩二、滝田道夫、江嶋瑞男、遠藤 敏：
第38回塑加連講論 (1987), 417.
- 14) 伊藤耿一、佐川武俊：第38回塑加連講論 (1987), 413.
- 15) 原 健治、仲子武文、竹添明信：第34回塑加連講論 (1983), 5.
- 16) 林 豊、高谷 勝、長井弘行：昭58年春塑加講論 (1983), 29.
- 17) 林 豊、高谷 勝：プレス技術、22-4 (1984), 47.
- 18) 柚島善之、野村伸吾、小久保一郎：昭53年春塑加講論 (1978), 369.
- 19) 橋本浩二、大上哲郎、滝田道夫、江嶋瑞男、遠藤 敏：
第38回塑加連講論 (1987), 421.
- 20) 伊藤耿一、佐川武俊：第39回塑加連講論 (1988), 43. 7.
- 21) 浜野秀光、真鍋健一、西村 尚：昭61年春塑加講論 (1986), 71.
- 22) 小嶋正康、高木美智雄：第36回塑加連講論 (1985), 349.
- 23) 小嶋正康、高木美智雄：第38回塑加連講論 (1987), 401.
- 24) 佐川武俊、伊藤耿一、寺田正徳、吉田 亨：
第40回塑加連講論 (1989), 17.

- 25) 佐藤全司、阿部祐二、角山浩三、松本義裕、宮 隆一、狩野政春：
昭61年春塾加講論（1986），291.
- 26) 広瀬洋三、小嶋正康：昭61年春塾加講論（1986），95.
- 27) 牧野内昭武、吉田 茂、平林義啓、真下義雄：
昭62年春塾加講論（1987），183.
- 28) 吉田総仁：昭62年春塾加講論（1987），175.
- 29) 牧野内昭武、吉田 茂、小川秀夫：塑性と加工，29-330（1988），755.
小林 章、多田昭郎、藤原治生、渡辺健一、豊島史郎：
- 30) 第40回塾加連講論（1989），461.
- 31) 大上哲郎、橋本浩二、江嶋瑞男、滝田道夫：
塑性と加工，31-352（1990），639.
- 32) 佐々木雄貞：プレス技術、22-4（1984）、52.

第12章 結論

以上、第Ⅰ部として薄鋼板の機械的特性と成形性に及ぼす温度の影響についてまとめ、第Ⅱ部として樹脂複合鋼板の機械的特性と成形性に及ぼす温度の影響について述べた。第Ⅰ部・第Ⅱ部は共に、機械的特性・深絞り成形性・張出成形性及び曲げ成形性について、それぞれ第2章から第5章までと第7章から第10章までに構成をほぼ同じにして述べてきた。本章では、第Ⅰ部と第Ⅱ部を総括して、単一組成の薄鋼板と樹脂複合鋼板の共通点と相違点を、成形性に及ぼす機械的特性の影響という観点から整理して述べることにする。更に、温度を利用した成形技術の最適な温度範囲についても、工業的実用化の観点から述べる。

12・1 薄鋼板と樹脂複合鋼板の成形性を支配する材料特性

表12.1には、温度を変えて行った深絞り成形性・張出成形性及び曲げ成形性試験結果から、それぞれの成形性に及ぼす材料の機械的特性についてまとめた。その中から、単一組成の薄鋼板と樹脂複合鋼板の共通点と相違点を整理すると以下のようなになる。

- (1) 薄鋼板については、深絞り成形性・張出成形性及び曲げ成形性を支配する機械的特性は、主に引張強さ(TS)及び伸び(EI)である。
- (2) 樹脂複合鋼板については、深絞り成形性・張出成形性及び曲げ成形性を支配する機械的特性は、主にせん断接着強度・TS・芯材樹脂のEI及び表皮鋼板のEIである。
- (3) 薄鋼板と樹脂複合鋼板の共通点は、いずれもTS及びEIが成形性に大きな影響を及ぼすことである。
- (4) しかし、樹脂複合鋼板の場合は単一組成の薄鋼板と異なり、せん断接着強度及び芯材樹脂・表皮鋼板のEIの相互関係という複合鋼材特有の機械的特性が成形性に大きな影響を及ぼす。

表12.1 薄鋼板と樹脂複合鋼板の成形性に及ぼす材料特性の影響

項目	薄鋼板	樹脂複合鋼板
深絞り 成形性	<p>(1)引張強さ(TS) ---ポンチ温度に対応したTSと、フランジ部温度に対応したTSの差(ΔTS)の大きいほど、LDRが高く深絞り成形性が高い。</p> <p>(2)伸び(E1) ---ポンチ温度に対応したE1が大きいほど、LDRが高く深絞り成形性が高い。</p>	<p>(1)芯材樹脂の伸び(E1) > 表皮鋼板のE1 ---成形温度に対応した素材のせん断接着強度が高いほど、LDRが高く深絞り成形性が高い。</p> <p>(2)芯材樹脂の伸び(E1) < 表皮鋼板のE1 ---成形温度に対応したせん断接着強度には関係なく、芯材樹脂のE1が低下するほどLDRが低く深絞り成形性が劣下する。</p>
張出 成形性	<p>(1)伸び(E1) ---成形温度に対応したE1が大きいほど、張出成形性が高い。</p>	<p>(1)芯材樹脂の伸び(E1) > 表皮鋼板のE1 ---成形温度に対応した表皮鋼板のE1が大きい程、張出成形性が高い。</p> <p>(2)芯材樹脂の伸び(E1) < 表皮鋼板のE1 ---成形温度に対応した芯材樹脂のE1が低下するほど、張出成形性が劣下する。</p>
曲げ 成形性	<p>(1)引張強さ(TS) ○成形温度に対応したTSが大きいほど、<u>ハット曲げ成形時のスプリングバック</u>が大きい。</p>	<p>(1)引張強さ(TS) ○成形温度に対応したTSが大きいほど、<u>ハット曲げ成形時のスプリングバック</u>が大きい。</p> <p>(2)せん断接着強度 ○成形温度に対応したせん断接着強度が大きいほど、<u>V曲げ成形時の折れ曲がり角度</u>が小さくなる。</p>

12・2 薄鋼板及び樹脂複合鋼板の最適成形温度

表12.1で述べたように、深絞り成形性・張出成形性及び曲げ成形性を支配する機械的特性は、薄鋼板ではTS及びEIであり、樹脂複合鋼板ではせん断接着強度・TS・芯材樹脂のEI及び表皮鋼板のEIである。-30℃から400℃の温度範囲でこれらの特性がどのように変化するかを概念的に整理したものが、表12.2である。この表12.2と表12.1を組み合わせて、薄鋼板と樹脂複合鋼板の各成形法毎に最適温度範囲を整理すると、表12.3のようになる。この結果、以下のことが分かった。

(1) 薄鋼板の最適成形温度

① 深絞り成形

図3.17に示すように、「青熱強化深絞り法」よりも「周辺加熱深絞り法」の方が、同じ ΔTS に対するLDRの向上効果大きい。「青熱強化深絞り法」はポンチ温度を300℃から400℃の温度範囲とする必要があり、温度を高くすることのデメリット・金型の熱膨張によるクリアランスの減少などを考えると、工業的に有効な方法ではないと考えられる。ポンチ温度を室温以下に強制冷却し、フランジ部温度を100℃程度とする「周辺加熱深絞り法」は、 ΔTS は大きくないが「青熱強化深絞り法」のようなEIの低下がないため工業的には有効である。この一種として、トランスファープレスのように変形発熱が蓄積し金型の温度上昇が大きい場合には、ポンチの破断危険部近傍のみを強制冷却する「ポンチ冷却深絞り法」が有利である。

② 張出成形

-30℃から400℃の温度範囲では、素材のEIが最も高くなる-15℃程度が最適である。しかし、工業的には-15℃の温度を達成するには冷却設備が大きくなるため、0℃から10℃程度の温度範囲が次善策であろう。

③ ハット曲げ成形のスプリングバック

ハット曲げ成形のスプリングバックは素材のTSに比例して大きくなるため、素材のTSが最小となる100℃から200℃の温度範囲が最適である。

表12.2 薄鋼板と樹脂複合鋼板の材料特性の温度効果

区分	項目	-30℃から100℃	100℃から400℃
薄鋼板	T S	温度上昇と共に単調に減少	(1)固溶(C+N) なし ---- 温度上昇と共に単調に減少 (2)固溶(C+N) あり ---- 150℃から300℃程度で極大値
	E 1	-15℃程度で極大値	(1)固溶(C+N) なし ---- 温度上昇と共に単調に減少 (2)固溶(C+N) あり ---- 150℃から300℃程度で極小値
樹脂複合鋼板	T S	温度上昇と共に単調に減少	未調査 (ただし、この温度範囲では 芯材樹脂が軟化して溶け出す可能性 が高い。)
	せん断接 着強度	温度上昇と共に単調に減少	
	表皮鋼板 の E 1	-15℃程度で極大値 (芯材 樹脂に比較して変化小)	
	芯材樹脂 の E 1	温度上昇と共に単調に増加	

表12.3 薄鋼板と樹脂複合鋼板の最適成形温度範囲

区分	成形法	-30℃から100℃	100℃から400℃
薄鋼板	深絞り成形	ポンチ温度--- -15℃から室温 フランジ部温度--- 高いほど良	青熱強化深絞り法はあるが、効果は低い。
	張出成形	成形温度--- -15℃から0℃	EIの低下が大きく、適切でない。
	曲げ成形	高い温度ほどスプリングバック小さい。	100℃から200℃程度が最適 (スプリングバック最小)
樹脂複合鋼板	深絞り成形	(1)芯材樹脂がナイロン6以外 --- -30℃から-10℃ (2)芯材樹脂がナイロン6 ---室温	この温度範囲での成形は、芯材樹脂が軟化して溶け出す可能性が高いため、適切でない。
	張出成形	(1)芯材樹脂がナイロン6以外 --- -15℃から0℃ (2)芯材樹脂がナイロン6 ---室温	
	曲げ成形	(1)ハット曲げ成形のスプリングバック --- 芯材樹脂が溶け出さないできるだけ高い温度 (2)V曲げ成形の折れ曲がり角度 ---0℃	

(2) 樹脂複合鋼板の最適成形温度

① 深絞り成形

芯材樹脂がナイロン6かそれ以外かで最適温度が異なる。芯材樹脂がナイロン6の場合、室温以下で芯材樹脂のE1が表皮鋼板のそれを下回るためようになるため、室温成形が最も良い。しかし、それ以外の芯材樹脂を用いた樹脂複合鋼板では、-30℃近傍まで芯材樹脂のE1が表皮鋼板のそれを上回るため、せん断接着強度が最も高くなる-30℃近傍が最もLDRが高い。

② 張出成形

深絞り成形と同様に、芯材樹脂がナイロン6かそれ以外かで最適温度が異なる。芯材樹脂がナイロン6の場合、室温以下で芯材樹脂のE1が表皮鋼板のそれを下回るためようになるため、室温成形が最も良い。しかし、それ以外の芯材樹脂を用いた樹脂複合鋼板では、表皮鋼板のE1が最大となる-15℃近傍が最適である。

③ ハット曲げ成形のスプリングバック

ハット曲げ成形のスプリングバックは素材のTSに比例して大きくなるため、芯材樹脂が軟化して溶け出す温度以下のできるだけ高い温度が良い。

④ V曲げ成形の折れ曲がり角度

せん断接着強度の高くなる低温ほど有利であるが、-10℃以下で金型に霜が付着すると金型の材料の拘束力が弱まるため、0℃程度が最適である。

謝

辞

本論文作成にあたり、懇切丁寧なる御指導と御助言を戴いた東京大学教授中川 威雄博士に深甚の謝意を表します。また、同様に貴重な御助言を戴いた東京大学教授木原諄二博士・東京大学教授中桐 滋博士・東京大学教授木内 学博士・東京大学助教授柳本 潤博士に謝意を表します。

また、実験推進にご協力戴いたトヨタ自動車㈱第5生技部須藤誠一担当員及び松倉孝典担当員に感謝いたします。同様に、実験推進にご協力戴いたマツダ㈱車体生技部西山為裕次長、技術研究所土肥雅彦氏及び品川 浩氏に感謝致します。

更に、論文作成に当たり貴重な助言を戴いた新日本製鐵㈱取締役プロセス研究所長加藤 弘博士、新日本製鐵㈱技術開発本部参与武智 弘博士、薄板研究部長山口重裕氏、薄板研究部主幹研究員臼田松男博士、本社技術企画部部長代理滝田 道夫氏に感謝致します。また、実験推進にご協力戴いた八幡技術研究部主任研究員古野嘉邦氏をはじめ、八幡技術研究部、君津技術研究部、鉄鋼研究所及びプロセス研究所の方々に謝意を表します。

提出論文一覧

- (1)「薄鋼板の温間特性の検討」：塑性と加工, 28-314 (1987), 225.
- (2)「温間での角筒深絞り成形性」：塑性と加工, 28-318 (1987), 706.
- (3)「樹脂複合鋼板の角筒深絞り成形性に及ぼす温度の影響」
：塑性と加工, 31-352 (1990), 639.
- (4)「薄鋼板の材料特性と成形性に及ぼす温度の影響」：製鉄研究,
325(1987), 103.
- (5) "Formability of steel-plastic laminated sheets".
Proc. of 15th biennial congress IDDRG (1988), 283.
- (6) "Temperature dependency of mechanical properties of steel sheets
and its application to deep drawing in warm condition".
Proc. of 2'nd ICTP, 1283.
- (7) "Deep drawability of steel sheets in cold or warm working condition".
IDDRG WG(1989)
- (8) "Formability of high strength steel sheets in warm working condition".
IDDRG WG(1991)

