ウェルドボンド箱型断面部材のねじり剛性とその温度特性*

浅野明雄^{*1}, 佐藤良一^{*2}, 新沢順悦^{*2}Torsional Rigidities and its Temperature Characteristics
of Weld-Bonded Box Section Members

Akio ASANO, Ryoichi SATO and Junetsu NIISAWA

The torsional rigidities of heated weld-bonded box section members have been studied using the theoretical method. This method, based on elastic theory in thin plates, was developed from the stress analysis method of the same kind of box section members which we presented previously. Computations were carried out to investigate the influence of softened adhesives in higher temperatures on the rigidities. As a result, it was found that the torsional rigidities are not usually dependent upon spot pitches, however, they are lowered when the temperature increased to 50°C or above.

Key Words: Adhesive Joints, Numerical Analysis, Welded Joint, Torsional Rigidity

1. ま え が き

ウェルドボンド接合はスポット溶接と接着とを併用した複合接合法であり、スポット溶接の場合に比べ、スポット溶接部での応力集中を緩和し、疲労、クリープ等の諸特性に優れていることが知られている。これら強度および剛性に関する優れた特性から、近年、自動車の車体構造に使用されている薄肉箱型断面部材の接合法として採用されるようになったが、剛性解析法としてはわずかに有限要素法による研究⁽¹⁾があるのみである。筆者らは、既に引張せん断荷重を受けるウェルドボンド単純重ね継手の応力計算法を板の弾性理論に基づいて導いた⁽²⁾。さらに、その計算法を発展させ、ねじりを受けるウェルドボンド箱型断面部材の応力解析に適用できることを示した⁽³⁾。本報では、前報⁽³⁾をさらに発展させて箱型断面部材のねじり剛性を Saint-Venant の単純ねじり理論を適用して理論的解析を試みたものである。さらに、接着層の弾性特性の温度依存性によるねじり剛性への影響についても検討した。

2. 理 論

薄肉の箱型断面部材は、自動車の車体構造に使用されているが、その断面をモデル化して示すと図 1 のよ

うに片ハット材と両ハット材に大別される。本解析では、計算の複雑な片ハット材を対象とする。図 2 に示すように、薄肉のハット材と当て板がそのフランジ部でウェルドボンドにより接合された片ハット材にねじりが作用した場合を取扱う。

片ハット材 両ハット材

図 1 箱型断面部材

図 2 ウェルドボンド片ハット材

* 原稿受付 平成 4 年 8 月 21 日。

^{*1} 日本大学短期大学部(〒274 船橋市習志野台 7-24-1)。

^{*2} 日本大学理工学部(〒101 東京都千代田区神田駿河台 1-8)。

この構造体の理論解析を進めるに当たって、ハット材と当て板は面内・面外両変形を考慮することは当然であるが、フランジ部の接着層ではせん断変形と厚さ方向の伸び変形を考慮し、構造体断面を一巡したときに変形が連続となるように工夫した。接着層中のスポット溶接部は部分的に弾性係数の異なる接着層として他の接着層と同様に取り扱う。

2・1 接合部での力の伝達 片ハット材にねじりモーメントが作用すると図 3 のように接合面でせん断力 P を伝達するが、ハット材と当て板ではこのせん断力を板の中央面に移して考え、面内せん断力 P とねじりモーメント $P t / 2$ が作用したとする。さらにそのねじりモーメントにより生じる接合面に垂直な方向の変位を拘束するために、垂直力 Q が作用する。従って、ハット材と当て板は面内せん断力 P 、ねじりモーメント $P t / 2$ 、および横せん断力 Q を受ける平板として、また、接着層は両側面にせん断力 P と垂直力 Q を受ける平板として取扱う。

2・2 ハット材と当て板の応力と変形 図 4(a), (b) のように、ハット材のフランジ部と当て板についての記号と座標を定め、ハット材については右肩に h を、当て板については p を付けて区別する。スポット溶接部の中心を座標の原点として $y = \ell$ の断面で仮に切断し、この断面より y 軸の負側を領域 ①、正側を領域 ② とする。断面上の小さな幅 c で一様な面内せん断力 p 、ねじりモーメント $p t / 2$ および横せん断力 q が生じ、 x 、 y 方向に変化する。 p 、 q は接合面での力の釣合と変位の連続条件から求めることになるが、接合面のすべての点でこれらの条件を満足させることは困難なので、図 6(a) のように x 、 y 軸に対称に分割し、さらに対称性から左半分の n 個の区画のみを考える。そして、各区画の中央点 1 ~ n でのみ力の釣合と変位の連続条件を満足するようにする。さらに切断面上に分布している力を図 6(b) のようにいくつかの高さの異なる山を重ね合わせて近似して表す。それを、面内せん断力については板の平面応力問題、ねじりモーメントおよび横せん断力については板の曲げ問題として、それぞれが単独に作用す

る場合について解き、その結果を重ね合わせる。

2・2・1 面内せん断力のみが作用する場合 ハット材と当て板の支持条件は図 5(a) に示すように、折れ曲がったハット材は展開した平板として、当て板はそのままの平板として計算する。図 7 は、フランジの断面に作用するせん断力を示したものである。原点か

図 4 ハット材と当て板の座標と記号

(a) In-plane shearing force

(b) Twist moment / Lateral shearing force

図 5 ハット材と当て板の支持条件

図 3 接合面の力

ら x_k の点 k を含む幅 c_k の区画に作用する面内せん断力の分布を1スポットピッチ間で対称に図 9(1)のように仮定し、区間 $0 < x < d_p$ でフーリエ級数に展開すると

$$p(x) = p_k \frac{2c_k}{d_p} + \sum_{m=1}^{\infty} \frac{4p_k}{m\pi} \cos \alpha x \sin \frac{\alpha c_k}{2} \times \cos \alpha x \quad (1)$$

となる。

平面応力問題の基礎式は

$$\nabla^2 \Phi_i = 0 \quad (2)$$

である。応力関数 Φ_i を次の形におく

$$\Phi_i = C_{0i} x y + \sum_{m=1}^{\infty} (A_i \cosh \alpha y + B_i \sinh \alpha y + C_i y \cosh \alpha y + D_i y \sinh \alpha y) \sin \alpha x \quad (3)$$

ここで、 $\alpha = 2m\pi/d_p$ とし、 $i=1,2$ で領域 ①, ② を表す。

応力、変位成分は次式で計算される。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{xi} &= \partial^2 \Phi_i / \partial y^2 \\ \sigma_{yi} &= \partial^2 \Phi_i / \partial x^2 \\ \tau_{xyi} &= -\partial^2 \Phi_i / \partial x \partial y \\ \varepsilon_{xi} &= \partial u_i / \partial x = (\sigma_{xi} - \nu \sigma_{yi}) / E \\ \varepsilon_{yi} &= \partial v_i / \partial y = (\sigma_{yi} - \nu \sigma_{xi}) / E \\ \gamma_{xyi} &= \partial v_i / \partial x + \partial u_i / \partial y \\ &= 2(1+\nu) \tau_{xyi} / E \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

$$\quad (5)$$

式 (3) の未定定数 $A_i \sim D_i$ および C_{0i} は次の条件より得られる。

領域 ①, ② の連続の条件より

$$\left. \begin{aligned} y = l : \sigma_{y1} &= \sigma_{y2} \\ \tau_{xy1} - \tau_{xy2} &= p(x) \\ u_1 &= u_2, v_1 = v_2 \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

領域 ② の自由辺での条件より

$$y = b/2 : \sigma_{y2} = \tau_{xy2} = 0 \quad (7)$$

領域 ① の上下対称軸上での条件より

図 6 接合部の分割

$$\left. \begin{aligned} y = -l : \sigma_{x1} &= \sigma_{y1} = 0 \\ \tau_{xy1} &= 2c_k p_k / d_p \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

である。但し、ハット材では $l_1 = b_h$ 、当て板では $l_1 = b_p$ である。

2・2・2 ねじりモーメントのみが作用する場合

ねじりモーメント $P t/2$ は図 8 のようにせん断力 s_k の偶力モーメントで置き換え、これを置換ねじりモーメントと呼ぶことにする。これらのモーメントが等価であることから、

$$s_k = 2 t^2 p_k / c_k \quad (9)$$

板の支持条件は図 5(b) のようにハット材は折れ曲がった部分の剛性が大きいのでフランジの内縁で固定とし、当て板は中心軸上で固定とする。置換ねじりモー

図 7 切断面の面内せん断力

図 8 切断面の置換ねじりモーメント

図 9 切断面に作用する力の重ね合わせ

ントの分布は図 9(2) のようであるから、区間 $0 < x < d_p$ でフーリエ級数に展開すると

$$s(x) = -8s_k \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{m\pi} \cos \alpha x_k \sin^2 \frac{\alpha c_k}{4} \times \sin \alpha x \quad (10)$$

となる。z 方向のたわみを w'_1 とすると、板の曲げ問題の基礎式は

$$\nabla^4 w'_1 = 0 \quad (11)$$

式 (11) を満たす w'_1 は

$$w'_1 = \sum_{n=1}^{\infty} (A'_1 \cosh \alpha y + B'_1 \sinh \alpha y + C'_1 y \cosh \alpha y + D'_1 y \sinh \alpha y) \sin \alpha x \quad (12)$$

板の曲げモーメント、せん断力および曲げ応力は式 (13)~(15) より求められる。

$$\left. \begin{aligned} M_{x1} &= -D \left(\frac{\partial^2 w'_1}{\partial x^2} + \nu \frac{\partial^2 w'_1}{\partial y^2} \right) \\ M_{y1} &= -D \left(\frac{\partial^2 w'_1}{\partial y^2} + \nu \frac{\partial^2 w'_1}{\partial x^2} \right) \\ M_{xy1} &= -M_{yx1} \\ &= D(1-\nu) \frac{\partial^2 w'_1}{\partial x \partial y} \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

$$\left. \begin{aligned} Q_{x1} &= -D \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial^2 w'_1}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w'_1}{\partial y^2} \right) \\ Q_{y1} &= -D \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial^2 w'_1}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w'_1}{\partial y^2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{x1} &= \pm 6 M_{x1} / t^2 \\ \sigma_{y1} &= \pm 6 M_{y1} / t^2 \\ \tau_{xy1} &= \pm 6 M_{xy1} / t^2 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

ここで、

$$D = \frac{E t^3}{12(1-\nu^2)}$$

さらに、曲げによる接合面の x 方向面内変位は

$$u_{m1} = -\frac{t}{2} \left(\frac{\partial w'_1}{\partial x} \right) \quad (16)$$

式 (12) の未定定数 $A'_1 \sim D'_1$ は次の条件から求められる。

$$\left. \begin{aligned} y = L : Q_{y1} - Q_{y2} &= s(x) \\ M_{y1} &= M_{y2} \\ w'_1 &= w'_2 \\ \partial w'_1 / \partial y &= \partial w'_2 / \partial y \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

$$\left. \begin{aligned} y = b/2 : M_{y2} &= 0 \\ V_{y2} &= Q_{y2} - \partial M_{xy2} / \partial x = 0 \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

$$y = -L_1 : w'_1 = \partial w'_1 / \partial y = 0 \quad (19)$$

但し、ハット材では $L_1 = b/2$ 、当て板では $L_1 = b_p$ である。

2.2.3 横せん断力のみが作用する場合 断面に

作用する横せん断力の分布は図 9(3) のようであるから、区間 $0 < x < d_p$ でフーリエ級数に展開するとハット材では

$$\left. \begin{aligned} q(x) &= \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4q_k}{m\pi} \sin \alpha x_k \sin \frac{\alpha c_k}{2} \sin \alpha x \\ \text{当て板では} \\ q(x) &= -\sum_{n=1}^{\infty} \frac{4q_k}{m\pi} \sin \alpha x_k \sin \frac{\alpha c_k}{2} \sin \alpha x \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

となる。

板の支持条件は置換ねじりモーメントの場合と同様である。z 方向のたわみを w''_1 とすると板の曲げ問題の基礎式は

$$\nabla^4 w''_1 = 0 \quad (21)$$

式 (21) を満たす w''_1 は

$$w''_1 = \sum_{n=1}^{\infty} (A''_1 \cosh \alpha y + B''_1 \sinh \alpha y + C''_1 y \cosh \alpha y + D''_1 y \sinh \alpha y) \sin \alpha x \quad (22)$$

板の支持条件は置換ねじりモーメントの場合と同様なので、式 (22) の $A''_1 \sim D''_1$ は次の条件より得られる。

$$\left. \begin{aligned} y = L : Q_{y1} - Q_{y2} &= q(x), M_{y1} = M_{y2} \\ w''_1 &= w''_2, \partial w''_1 / \partial y = \partial w''_2 / \partial y \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

$$\left. \begin{aligned} y = b/2 : M_{y2} &= 0 \\ V_{y2} &= Q_{y2} - \partial M_{xy2} / \partial x = 0 \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

$$y = -L_1 : w''_1 = \partial w''_1 / \partial y = 0 \quad (25)$$

但し、ハット材では $L_1 = b/2$ 、当て板では $L_1 = b_p$ である。

2.2.4 重ね合せ法 前項までは $y = l$ での接合部断面内の一部に一定の p_k と q_k が作用する場合を計算したが、実際にはこれらは各点で異なった値で、ある分布をしている。そこで、図 6(a) で、任意の区画内の点 k に $p_k = 1$ 、 $q_k = 1$ が同時に作用したときの点 j での面内せん断力、置換ねじりモーメントおよび横せん断力による応力を f^p_{jk} 、 f^m_{jk} および f^q_{jk} とすると点 1~n の各点に p_k 、 q_k ($k=1, 2, \dots, n$) が同時に作用した場合の応力 σ_j は、それらを重ね合わせて次式で表すことができる。

$$\sigma_j = \sum_{k=1}^n \{ (f^p_{jk} + f^m_{jk}) p_k + f^q_{jk} q_k \} \quad (26)$$

同様に面内変位についても、点 k に $p_k = 1$ 、 $q_k = 1$ が作用したときの点 j での面内せん断力、置換ねじりモーメントおよび横せん断力による変位をそれぞれ g^p_{jk} 、 g^m_{jk} 、および g^q_{jk} とすると

$$u_j = \sum_{k=1}^n \{ (g_{jk}^p + g_{jk}^m) p_k + g_{jk}^q q_k \} - u_0 \quad (27)$$

で与えられる。ここで、 u_0 は フランジの x 方向の一樣変位である。次に、置換ねじりモーメントおよび横せん断力によってたわみを生じるが、点 j では式(26)、(27)と同様に次式で表すことができる。

$$w_j = \sum_{k=1}^n (h_{jk}^m p_k + h_{jk}^q q_k) \quad (28)$$

ここで、 h_{jk}^m および h_{jk}^q は $p_k=1$, $q_k=1$ だけが作用した場合の点 j での置換ねじりモーメントおよび横せん断力によるたわみである。

2.2.5 接合部の力の釣合と変形の連続 前節までは当て板、接着層およびハット材単独での応力と変形の計算方法について述べたが、その中で p_k , q_k および u_0 は未知量であるので、それらを決定する。点 j での力の釣合を考える。図 10 はハット材、接着層および当て板が点 j を介して力を伝達している様子を示したもので、ハット材の点 j を含む区画の面積 $c_j t$ には面内せん断力 p_j と横せん断力 q_j が、一方、接着層の点 j を含む面積 A_j にはせん断力 τ_j と垂直応力 σ_{zj} が生じる。それらによる力は点 j で接合面の面内方向と垂直方向でそれぞれ釣り合わなければならないから

$$\tau_j A_j = p_j c_j t \quad (29)$$

$$\sigma_{zj} A_j = q_j c_j \quad (30)$$

となる。次に、接合面での変位の連続について考える。図 11 は接合部の変形を示したものである。ハット材および当て板の接合面では面内せん断力による伸びと、置換ねじりモーメントおよび横せん断力による曲げ変形を生じ、さらに x 方向に剛体変位を生じる。点 j での x 方向変位連続の条件は接着層のせん断ひずみを γ_j 、せん断弾性係数を G_{ad} とすると

$$\gamma_j = -\frac{u_j^p + u_j^h}{t_{ad}} = \frac{\tau_j}{G_{ad}} \quad (31)$$

式(29)、(31)から

$$-\frac{u_j^p + u_j^h}{t_{ad}} = \frac{c_j t p_j}{G_{ad} A_j} \quad (32)$$

さらに接合面に垂直な方向の変位の連続条件は、接着層のヤング率を E_{ad} とすると

$$w_j^h + w_j^p = -\frac{\sigma_{zj} t_{ad}}{E_{ad}} \quad (33)$$

これに式(30)を代入して

$$w_j^h + w_j^p = -\frac{q_j c_j t_{ad}}{E_{ad} A_j} \quad (34)$$

となる。次に、片ハット材断面の平均せん断応力

$\tau_{m..n}$ は断面に作用するねじりモーメントを M_T 、断面の中央線によって囲まれた面積を F とすると

$$\tau_{m..n} = \frac{M_T}{2F t} \quad (35)$$

である。一方、点 j の面内せん断力 p_j による接合

部から離れたところでのせん断応力は式(1)の右辺第1項に等しいと考えられるから全区間の面内せん断力によるせん断応力 τ_{xy} は合計して

$$\tau_{xy} = \sum_{j=1}^n p_j \frac{2c_j}{d_p} \quad (36)$$

となる。また、 τ_{xy} は $\tau_{m..n}$ に等しいので、内力と外力の釣合は式(35)、(36)から

$$2F t \sum_{j=1}^n p_j \frac{2c_j}{d_p} = M_T \quad (37)$$

となる。よって、未知量は p_j および q_j がそれぞれ n 個、そのほかに u_0 があり、その総計は $2n+1$ 個となる。それに対して式(32)、(34)が $j=1, 2, \dots, n$ まで成り立ち、式(37)と合わせて式の総計は $2n+1$ 個となり、この連立方程式を解いて p_j , q_j および u_0 の値が求められる。

2.3 ねじり剛性 ウェルドボンドにより接合した箱型断面部材のねじり剛性は接合部の弾性特性によって影響を受ける。ここでは前節で求められた部材の長さ方向変位から接合部の局所変形を求め、それをねじり剛性の評価に適用する方法について述べる。

2.3.1 部材の長さ方向変位 面内せん断力のみが作用するときの変位 u は式(3)を式(4)に代入してさらに式(5)の第1,2式に代入して積分し、その結果を第3式に代入して式(6)、(7)、(8)から積分定数を定めると最終的に式(38)となる。 l_j は図7で、展開したハット材の x 軸から中心軸までの距離である。式(38)の第2項はねじりによって生じた一樣なせん断変形を表し、第1項はフランジでの局所変位である。ハット材の変位を図12に示す。ハット材は展開して示してある。スポット溶接部では一樣せん断変形による変位にさらに局所変形によるものが付加され

図10 接合部での力の伝達

図 11 接合部の変形

$$u_i = -\frac{1+\nu}{E} \sum_{n=1}^{\infty} [A_i \alpha \cosh \alpha y + B_i \alpha \sinh \alpha y + C_i \{2/(1+\nu) \sinh \alpha y + \alpha y \cosh \alpha y\} + D_i \{2/(1+\nu) \cosh \alpha y + \alpha y \sinh \alpha y\}] \cos \alpha x + k_2 y + k_1' \quad (38)$$

ここで, $k_2=0$, $k_1=4(1+\nu) c p / (E d_p) = \tau_{mean} / G = \gamma_{mean}$

$$k_1' = \frac{1+\nu}{E} \sum_{n=1}^{\infty} [A_i \alpha \cosh \alpha \ell_1 - B_i \alpha \sinh \alpha \ell_1 - C_i \{2/(1+\nu) \sinh \alpha \ell_1 + \alpha \ell_1 \cosh \alpha \ell_1\} + D_i \{\alpha \ell_1 \sinh \alpha \ell_1 + 2/(1+\nu) \cosh \alpha \ell_1\}] + \gamma_{mean} \ell_1$$

$$k_2' = k_1' + \gamma_{mean} \ell$$

る。後に, u を含むねじり剛性の式を求める際に, この局部変形を弾性特性として導入するため接合部を“仮想のバネ”として置き換えると, 局部変位 Δu_h は次式で表される。

$$\Delta u_h = k_h \tau_{mean} t \quad (39)$$

ただし, k_h はバネ定数の逆数 (コンプライアンス) である。同様に, 当て板側でも

$$\Delta u_p = k_p \tau_{mean} t \quad (40)$$

となり, Δu_p と k_p はそれぞれ当て板の局部変位とコンプライアンスである。ハット材と当て板の相対的変位 ΔU で表すと

$$\Delta U = \Delta u_h + \Delta u_p = (k_h + k_p) \tau_{mean} t \quad (41)$$

となる。

2・3・2 ねじり剛性の式 ウェルドボンド箱型断面部材はねじりモーメントが一定で, ゆがみが長さ方向に変化しない一様ねじり率をもつという, いわゆる Saint-Venant の単純ねじり理論に従うものとする。図 13 のように板厚の中央線に沿う座標を s , ねじり中心 o を適当に定めて, それから中央線の接線までの垂直距離を r_s とすると, ねじり率 ω のときに平均せん断応力 τ_{mean} とせん断ひずみとの間に次の関係がある。

$$\partial u / \partial s + r_s \omega = \tau_{mean} / G \quad (42)$$

薄肉箱型断面部材では, $\tau_{mean} t =$ 一定で, 板厚が一定とすると, 断面のゆがみは上式を積分して, 完全閉じ断面部材の場合は

$$u = \omega \left(-\int_0^s r_s ds + C_0 \right) + \frac{(\tau_{mean} t)}{G} \int_0^s \frac{ds}{t} \quad (43)$$

となるが, ウェルドボンド片ハット材の場合は式 (41) を付加して

$$u = \omega \left(-\int_0^s r_s ds + C_0 \right) + \frac{\tau_{mean} t}{G} \int_0^s \frac{ds}{t} + 2(k_h + k_p) \tau_{mean} t \quad (44)$$

式 (44) で s を断面に沿って一周したときにゆがみがもとの値に戻らなければならないことから

$$\tau_{mean} t = 2 F \omega G \frac{1}{\ell_c / t + 2G(k_h + k_p)} \quad (45)$$

式 (41) から相対的局部変位 Δu を導入すると上式は

$$\tau_{mean} t = 2 F \omega G t \frac{1}{\ell_c + 2\Delta U / \gamma_{mean}} \quad (46)$$

ここで, F は断面の中央線によって囲まれた面積で $2F = 2a \cdot B$, ℓ_c は中央線に沿い断面を一周する長さ

図 12 長さ方向の変位

図 13 座標

で $2(a+B)$ となる. 式 (46) に式 (35) を用いれば, ねじり剛性は

$$GJ_T = M_T / \omega \quad (47)$$

で表されるから

$$GJ_T = G \frac{4F^2 t / l_c}{1 + \Delta U / (a+B) \gamma_{max}} \quad (48)$$

式 (48) で ΔU は式 (38) と (41), γ_{max} は式 (35) から求めることができる.

3. 数値計算

数値計算および実験のモデルには, ウェルドボンド両ハット材を使用した. 各部の寸法は表 1 の通りである. 常温での材料定数を表 2 に示す. 図 14 は接着層の雰囲気温度に対するヤング率の変化を示したものである. ヤング率は恒温槽での三点支持の梁の曲げ試験によるたわみから求めた実測値である. 図 16 はウェルドボンドの場合の雰囲気温度に対するねじり剛性比 ($= GJ_T / (GJ_T)_0$, $(GJ_T)_0$: 断面が同寸法でフランジ部の内縁で閉じ断面とした箱型材のねじり剛性) の計算値と実験値を示したもので両者はよく一致しており, 60℃を越えると急激に剛性が低下することがわかる. 図 17 は常温と高温(100℃)で スポットピッチを変えた場合のウェルドボンド(WB)とスポット溶接(SW)のねじり剛性比を示したものである. ねじり剛性は常温では, スポットピッチにほとんど影響されないが, 高温ではピッチが増加すると剛性が低下し, スポット溶接の場合に近づく. 次に, 接着層の荷重分担率を次式で表す.

$$\text{接着層の荷重分担率} = \frac{\text{接着面で伝達されるせん断力}}{\text{接合面で伝達されるせん断力}}$$

図 15 に温度に対する WB の接着層の荷重分担率を示す. 約 50℃までは, 力の伝達をほとんど接着層で行うが, 50℃を越えるとスポット溶接部でも受持つようになる. 図 18(1), (2) はウェルドボンドの接合面せん断応力の分布を示したもので (1) は常温, (2) は 100℃の場合である. τ は接合面の平均せん断応力である. 常温では力の伝達はほとんどフランジの内縁付近の接着層で行われているが, 高温になるとスポット溶接部でほとんど受け持つようになるのがわかる. このため, スポット溶接部の局部的変形が進み, ねじり剛性が低下する. 図 19 は 80℃で d_p と t を変えたときの接着層の荷重分担率とねじり剛性比との関係を示す. d_p の増加, または t の減少により接着層の荷重分担率が増加する. 図 20 は 80℃で d_p と t_{ad} を変えたときのねじり剛性比を示す.

4. 結 言

ねじりをうけるウェルドボンド箱型断面部材の応力解析法をさらに発展させることにより, そのねじり剛性を

表 1 モデルの各部の寸法(単位 mm)

a	50	b	15
B	50	t	0.6, 0.8, 1.0
d_p	30, 40, 60	t_{ad}	0.1, 0.15, 0.2

表 2 材料定数

	Materials	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio
Adherend	SPCE	206	0.333
Adhesive	Epoxy	5.5	

理論的に解析する手法を開発し, その結果を実験と比較した. さらに温度依存性について検討した結果, 次のことが明らかとなった.

- 1) ねじり剛性の理論値は実験結果とよく一致し, 本解析法の有効性が確認された.
- 2) 接着層のヤング率は 50℃を過ぎると急激に減少する. ねじり剛性もそれと同時に低下して, 100℃を過ぎるとスポット溶接の値に近づく.
- 3) 常温ではほとんど接着層が力の伝達を受け持つため スポットピッチによる影響は認められないが, 加熱して接着層が軟化すると, スポット溶接部でも力の伝達を受け持つようになるため, 溶接部の局部的変形が進み, スポットピッチの増加とともに剛性が低下する.
- 4) 高温では, 板厚の減少またはスポットピッチの増加により接着層の荷重分担率が増加する.
- 5) 接着層の厚さが薄いほどねじり剛性は高く, スポットピッチが大きいほどその効果が大きい.

文 献

- 1) 吉田ほか 4 名: 新時代を担う構造接着技術, 自動車技術会シンポジウム, (1991), 151-158.
- 2) 浅野ほか 2 名: 引張せん断荷重を受けるウェルドボンド単純重ね継手の応力解析; 自動車技術会論文集, No. 43(1990).
- 3) 浅野ほか 2 名: ねじりを受けるウェルドボンド箱型断面部材の応力解析; 自動車技術会論文集 Vol. 22, No. 2, April 1991.

図 14 接着層ヤング率
の温度特性図 15 接着層荷重分担率
の温度依存性

図 16 ねじり剛性比の温度依存性

図 17 スポットピッチとねじり剛性比

図 19 荷重分担率とねじり剛性比(1)

図 18(1) 接合面せん断応力(常温)

図 18(2) 接合面せん断応力(100 °C)

図 20 荷重分担率とねじり剛性比(2)