溶接により生じる平板の座屈発生条件について*

寺崎 俊夫^{*1}, 前田 和伸^{*2}
村川 英一^{*3}, 野本 敏治^{*4}

Critical Conditions of Plate Buckling Generated by Welding

Toshio TERASAKI, Kazunobu MAEDA,
Eiichi MURAKAWA and Toshiharu NOMOTO

This paper deals with a critical condition of a buckling deformation caused by welding. The buckling of welded plate is affected by welding conditions, sizes of plate and material properties. The experiments for making clear the critical condition of buckling were done under changing welding conditions, such as sizes and welding processes. The heat input parameter is useful for arranging the critical condition of buckling from the many data which were given under changing plate thickness and heat input. The difference between GTAW and laser welding (LW) is dealt by using the net heat input given in the plate. New parameters derived from both a classic theory and a numerical analysis are useful in engineering sense.

Key Words: Buckling, Welded Joint, Mild Steel, Laser Welding, TIG Welding, FEM

1. 緒言

宇宙機, 自動車, 新幹線および老人看護のベッドなど軽量構造物の製作が省エネ, 省力化の立場から要求されている。溶接は軽量構造物の生産加工手段として重要な位置を占めているが, 溶接の3大欠点の一つである溶接変形の代表である座屈変形が薄板では生じやすく, 薄板溶接の大きな問題となっている。

溶接による座屈変形に関する研究は渡辺・佐藤⁽¹⁾により昭和20年代に始まっているが, その後, 現在まで, 薄板の座屈変形を実験により取り扱った研究は非常に少ないようである⁽²⁾。そして, 現在では数値解析による研究が多く見られる^{(3),(4)}。

著者らは溶接により生じる座屈変形を整理するパラメータを既報⁽⁵⁾で明らかにした。そこで, 本報では溶接による座屈変形の発生条件がパラメータで整理できることを実験により明らかにする。次に, 溶接による座屈変形の理論解を検討して, 新たな工学的なパラメータを提案し, 実験と数値解析により有効性を検討する。

2. 実験

2.1 実験方法 実験材料には既報⁽⁵⁾と同じ自動車のシャーシに使用される軟鋼を選んだ。板厚は1.55, 2.22と2.28 mmの3種類である。座屈には残留応力が影響を与えるため, 実験に使用した軟鋼は600℃で30分の応力除去焼鈍を行った。焼鈍後の機械的性質は降伏強さが約235MPa前後, 引張強さが約300MPaであった。

溶接熱源としてはビードが最も安定なTIG溶接(GTAW)とレーザ溶接(LW)を使用した。GTAWではタングステン電極がマイナスになる正極性(DCSP)で溶接した。LWではパワー2kWのヤグレーザで連続溶接モードで溶接した。

試験片を図1に示す。溶接する方向の板寸法を板長 L (mm)(溶接長と同じになる), 溶接に直角方向の寸法を板幅 B (mm), 板厚を h (mm)とする。試験片には溶接始末端のビード不連続を除くためにタブ板を設け, 仮付け溶接している。溶接は板幅中央を図1に示すように行った。溶接により板に投与される熱量(真の溶接入熱)を求めるために, 溶接線中央断面近傍の横断面上で溶接線近傍の点 m_1 と板端部の点 m_2 にアルメルクロメル熱電対を取り付け, 溶接による板の平均温度上昇 T_{av} を実測した。

溶接終了後のたわみの測定は二つの方法で行った。一つは溶接による座屈変形の特徴が可視化しやすいように, 試験片全体のたわみをレーザ変位計とXYテーブルにより測定した。もう一つは座屈変形発生の有無が数値化しやすいように, 既報⁽⁵⁾と同じ方法でダイヤルゲージ(最小目盛1/20 mm)で図2に示す5点A, B, C, D, E点を測定し, 溶接線方向(板長)のたわみ

Fig.1 Specimen

* 原稿受付 1998年3月16日。

^{*1} 正員, 九州工業大学(☎804-0015 北九州市戸畑区仙水町1-1)。^{*2} 九州工業大学大学院。^{*3} 正員, 大阪大学接合科学研究所(☎567-0047 茨木市美穂ヶ丘11-1)。^{*4} 正員, 東京大学工学部(☎113-8656 東京都文京区本郷7-3-1)。

Fig.2 Definition of deflection $w_1, w_2, w_{\max}$ and typical shape of buckling generated by welding

w_1 , 溶接線に直角方向のたわみ w_2 より最大たわみ $w_{\max}$ を次式より求めた.

$$w_{\max} = w_1 + w_2$$

ただし, $w_1 = w_E - (w_A + w_B)/2$, $w_2 = (w_C + w_D)/2 - w_E$

2. 2 実験結果

2. 2. 1 真の溶接入熱 溶接により板に投与される熱は溶接入熱 Q (J/mm) と呼ばれ, 溶接電流, 溶接電圧, 溶接速度から単位溶接長当たりの熱量として定義されている. 真の溶接入熱 Q_{net} (J/mm) は溶接入熱と熱効率 η より $Q_{\text{net}} = \eta Q$ で換算される⁽⁶⁾. 本論文では実際に溶接された板の熱サイクルを溶接条件を大きく変化した条件で計測し, 平均温度上昇 T_{av} (°C) より Q_{net} (J/mm) を求めた. その結果, GTAW の熱効率は $\eta = 0.4$ となったため, この熱効率を使用して, 他の溶接条件での真の溶接入熱を溶接入熱から計算した. 図3に鋼をGTAW溶接したときの熱サイクルを示す. 板幅 $B = 100$ mm, 板長 $L = 100$ mm, 板厚 $h = 2.22$ mm の板を溶接電流 $I = 100$ A, 溶接電圧 $V = 15$ Volt, 溶接速度

Fig.3 Thermal cycle

$v = 3.17, 6.33, 12.7$ mm/s で溶接した. 図1に示すように溶接線を原点にして y 座標を取り, 溶接線に直角方向に10mmと45mm離れた場所の熱サイクルを計測し, 板の温度が一樣になる時間 $t_H = 140$ s⁽⁶⁾における温度から平均温度上昇を求め, 鋼の比熱 $c = 0.473$ J/g·°C と密度 $\rho = 7.8 \times 10^{-3}$ g/mm³ から $Q_{\text{net}} = c \rho h b T_{\text{av}}$ (J/mm) により Q_{net} (J/mm) を計算した.

ヤグレーザの Q_{net} は溶接条件が3条件のみであったので, 熱サイクルから得られた平均温度上昇から直接に真の溶接入熱を求めた.

2. 2. 2 溶接された平板の座屈の特徴 溶接変形では横収縮と横曲り変形が溶接により常に発生する変形である. これらの変形と座屈変形を区別するためには, 座屈変形の特徴を把握しなければならない. 周辺自由な板をビード溶接したときに生じたたわみの等高線を図4に示す. 溶接長100mmでは座屈が生じてなく, たわみはほぼ零であり, 150mmでは座屈が生じておりたわみの等高線が密になっている. この形の特徴を3次元で表した図が図2である. 図2の3次元形状

Fig.4 Contour line of deflection

より、周辺自由な平板の中央を溶接した場合に生じる座屈変形の特徴は次の2点

(1)溶接線に垂直な断面では横曲り変形と同じ変形を生じて、たわみ w_2 を生じている。

(2)溶接線方向には縦曲り変形と同様な変形を生じて、たわみ w_1 を生じている。

より構成された

“溶接線方向と、これに直角な方向で、板のたわみの方向が反対な馬の鞍形をしている”

となる。

一方、木原、増淵⁽⁹⁾が指摘した溶接座屈の特徴は、“座屈変形は種々な座屈変形モードが現れる。”の実験結果も得られた。すなわち、実験を行った約120枚の試験片において、約18%の試験片は図2の変形と逆の馬の鞍形となった。

次に、座屈発生限界溶接長 L_{cr} の決め方を説明する。

図2で定義したたわみ w_1 、 w_2 、 w_{max} に及ぼす溶接長の影響の一例を図5に示す。たわみ w_2 は横曲り変形によっても生じるため、座屈変形の限界条件を決めるたわみとしては精度が悪い。たわみ w_1 は縦曲り変形と同様な変形形状をしており、座屈変形(鞍形形状)が大きくなるとともに大きくなっている。従って、座屈変形の発生原因は縦曲り変形の発生原因である溶接線方向の収縮力(固有ひずみ)と考えられる。更に、座屈がエネルギーの安定条件から導かれて、限界条件を満足すると急激なたわみ変化を生じる現象であることを考慮すると⁽⁸⁾、座屈発生限界溶接長は図中に示す破線のようにたわみ w_1 または w_{max} に接線を引いて横軸と交差した点 $L_{cr}=112\text{mm}$ となる。表1に以上の考えを基にしてまとめた座屈発生限界溶接長 L_{cr} と溶接条件、板寸法を示す。

Fig5. Effect of plate length on deflection

Table 1 Experimental results of buckling

h (mm)	B (mm)	Q_{net} (J/mm)	L_{cr} (mm)	Q_{net}/h^2 (J/mm ³)	L_{cr}/h	B/h	W.P.
2.22	100	47.1	175	9.56	78.83	45.05	GTAW
2.22	100	49.2	175	9.98	78.83	45.05	LW
1.55	70	27.7	130	11.53	83.87	45.16	GTAW
2.28	100	126	150	24.24	65.79	43.86	GTAW
1.55	70	91.2	70	37.96	45.16	45.16	GTAW
2.22	100	189	100	38.35	45.05	45.05	GTAW
2.28	100	189	112	36.36	49.12	43.86	GTAW
2.28	100	252	100	48.48	43.86	43.86	GTAW
1.55	70	180	70	74.92	45.16	45.16	GTAW
1.55	100	16.3	130	6.78	83.87	64.52	LW
1.55	100	34.4	110	14.32	70.97	64.52	LW
1.55	100	49.2	105	20.48	67.74	64.52	LW
2.22	200	76	155	15.42	69.82	90.09	GTAW
2.22	200	189	125	38.35	56.31	90.09	GTAW
2.22	200	300	110	60.87	49.55	90.09	GTAW
1.55	200	16.3	175	6.78	112.9	129.03	LW
1.55	200	34.4	125	14.32	80.65	129.03	LW

3. 数値解析の方法と精度

溶接による座屈を数値解析するために、Zienkiewicz⁽⁹⁾の有限要素法の式に基づいたソフトを作成した。微小変形の弾性問題の数値解析ソフトと大きく異なる点は次数低減積分の使用⁽¹⁰⁾、非適合要素⁽⁹⁾の導入であり、平板の曲げ大変形弾性問題⁽⁹⁾が数値解析できるように改良した⁽¹¹⁾。

作成したソフトの精度を確認するために、図6の図中に示すように板厚 $h(\text{mm})$ 、一辺 $L(\text{mm})$ の正方形の平板が周囲で完全拘束された状態で紙面に垂直な方向(z 方向)に一様な分布荷重 $p_z(\text{MPa})$ を受けた場合について、平板中央の z 方向の変位(たわみ) $w(\text{mm})$ を数値解析した。計算ではヤング率 $E=200\text{GPa}$ 、ポアソン比 $\nu=0.316$ 、板厚 $h=2\text{mm}$ 、一辺の長さ $L=80\text{mm}$ を使用した。たわみ変化はWei, Levy⁽¹²⁾, Brebbia⁽¹³⁾の結果とほぼ一致している。

次に、図7の図中に示すように板長 L 、板幅 B 、板厚 h

Fig.6 Comparison between author's results and other famous results of central deflections.

Fig.7 Comparison between theoretical value and numerical result

の単純支持された平板に板長さ方向 (x 方向) に応力 σ_x が作用したときの座屈限界応力 σ_{xcr} を求めた。Timoshenko⁽⁸⁾によると座屈限界応力は

$$\sigma_{xcr} = \pi^2 E h^2 / 12(1 - \nu^2) B^2 \cdot (B/L + L/B)^2 \quad (1)$$

で与えられる。数値計算は $L = B = 80$, $h = 1$, $E = 20 \text{ GPa}$, $\nu = 0.3$ の条件で行った。座屈限界応力の理論値は式(1)より $\sigma_{xcr} = 11.3 \text{ MPa}$ となる。数値解析では図に示すように 11 MPa で座屈が発生している。

以上に示したように、作成したソフトは座屈現象を精度良く予測できていると思われる。

4. 座屈発生条件に及ぼす整理パラメータの影響

4.1 入熱のパラメータ 前報⁽⁵⁾で熱弾塑性と相似則の考えから導いた寸法のパラメータと入熱のパラメータが座屈に及ぼす影響を検討する。寸法のパラメータ $B/h = 45$ の条件を満足した状態で、溶接入熱 Q_{net} 、板厚 h 、板長 L 、板幅 B を変化させて、座屈発生条件の実験を行った。図8に入熱のパラメータ Q_{net}/h^2 と座屈発生限界溶接長 L_{cr}/h の関係を示す。記号の近傍にある数字はたわみ w_{max} である。板厚が 2.28 (○●印) と 1.55 mm (△▲印) に変化しているにも関わらず、表1から得られた座屈発生限界曲線で座屈発生領域 (●, ▲) と非座屈発生領域 (○, △) がほぼ分離できており、入熱のパラメータが座屈問題に有効であることが証明されている。

4.2 寸法のパラメータ 寸法のパラメータとして、板幅、板長、板厚から導かれた B/h と L/h がある。そこで、入熱のパラメータを $Q_{net}/h^2 \approx 37 \text{ J/mm}^3$ とほぼ一定にして、寸法のパラメータ B/h を $44, 90$ と変化

Fig.8 Effect of heat input parameter on critical plate length of buckling

Fig.9 Effect of plate width on buckling condition

させて、座屈変形を生じる限界溶接長 L_{cr} を実験により求めた。図9に座屈変形により生じるたわみ w_1 を縦軸にとって、たわみ変化に及ぼす板長さの影響を示す。座屈発生限界溶接長 L_{cr} は $B/h = 44, 90$ に対して、図中に示す破線から $112, 120 \text{ mm}$ となり、 $L_{cr}/h = 49.1, 54.1$ となる。従って、寸法のパラメータ B/h が大きくなると、限界溶接長は大きくなるが、その程度は入熱のパラメータが大きい $Q_{net}/h^2 \approx 37 \text{ J/mm}^3$ の条件では小さい。しかし、表1に示す入熱のパラメータが小さい $Q_{net}/h^2 = 6.78 \text{ J/mm}^3$ の条件では $B/h = 64.5, 129$ に対して $L_{cr}/h = 83.9, 112.9$ と大きく変化している

5. 工学的パラメータの提案

前章では相似則から導かれた入熱のパラメータと寸法のパラメータにより座屈変形の発生条件を取り扱った。

Fig.10. Plate with inherent strain

しかし、現場で一般に問題になるのは“板幅、板長が変化しないで板厚のみが変化するとき、溶接による座屈が生じるか否か”である。図8は上記の点を検討するには使用しにくい。そこで、座屈の理論式から工学的なパラメータを導き、検討する。

5.1 理論的考察 既報⁹⁾に記述したように周囲を単純支持した平板の座屈限界条件は次式で与えられる。

$$\alpha_{01} \leq -\pi^2 h^2 \{1 + (L/B)^2\}^2 / 6L^2(1-\nu^2) \quad (2)$$

式(2)の左辺 α_{01} は固有ひずみ分布から導かれ、図10に示す固有ひずみ分布の場合には

$$\alpha_{01} = g_0 \sin(y_p/B) / \pi^2 \quad (3)$$

となる。すなわち、 α_{01} は $g_0, y_p/B$ の関数となる。式(2),(3)より座屈を生じる固有ひずみ値は次式となる。

$$B^2 g_0 \sin(y_p/B) / h^2 \leq -\pi^4 (B/L + L/B)^2 / 6(1-\nu^2) \quad (4)$$

変形すると

$$Bg_0 y_p / h^2 \leq -\pi^4 (B/L + L/B)^2 / 6(1-\nu^2) \sin(y_p/B) \cdot (y_p/B)$$

$$\therefore Bg_0 y_p / h^2 \leq f(y_p/B, L/B) \quad (5)$$

溶接により生じる固有ひずみ発生領域は、定性的には溶接入熱によって生じる最高温度上昇 $T_{\max}$ 、材料の線膨張係数 α と降伏ひずみ ε_Y の情報から $\alpha T_{\max} = \varepsilon_Y$ を満足する位置として決まり、固有ひずみの大きさ g_0 は $-\varepsilon_Y$ に等しい^{6),(14)}。平板を突合せ溶接したときに生じる最高温度上昇は溶接入熱と板厚により次式で与えられる。

$$T_{\max} = 0.242 Q_{\text{net}} / (c p h y) \quad (6)$$

ただし、 c : 比熱、 p : 密度、 y : 溶接線からの距離従って、固有ひずみ発生領域 y_p は次式となる。

$$y_p = 0.242 \alpha Q_{\text{net}} / (c p h \varepsilon_Y) \quad (7)$$

式(5),(7)と $g_0 = -\varepsilon_Y$ より、座屈発生条件は溶接入熱、板寸法と次の関係式にあることになる。

$$BQ_{\text{net}} / h^3 = F(y_p/B, L/B) \quad (8)$$

式(5),(8)に示されたパラメータを工学的パラメータと呼ぶ。

Fig.11 Critical buckling condition arranged by new parameter

5.2 数値解析による検討 式(5),(8)は単純支持された境界条件から導かれた工学的パラメータである。図1に示す平板の溶接では周辺の境界条件は自由であるが、境界条件を与える位置は単純支持の位置と同じであるため、式(5),(8)の因子の関係は自由板の溶接問題でも有効と考えられる。そこで、有限要素法を利用して、図1の平板を要素分割し、板の3隅の点のたわみが零、溶接スタート点は x, y 拘束、溶接終点は y 方向拘束の境界条件で座屈問題の数値解析をした。図11の縦軸に式(5)から得られるパラメータ $Bg_0 y_p / h^2$ を取り、横軸に板の寸法から決まるパラメータ L/B を取り、パラメータ y_p/B を一定値0.05にして、板厚を5から20mm、板幅1000,2000mmを大きく変化させた。工学的パラメータ $Bg_0 y_p / h^2, L/B, y_p/B$ で座屈発生の限界条件を整理すると、図中の曲線で示すように一本の曲線となった。また、

Fig.12 Effect of parameter y_p/B on critical buckling condition

図示していないが、式(5)にヤング率 E が含まれていないことを確認するために、 $E=200, 20\text{ GPa}$ で計算を行った。たわみの計算結果は完全に一致し、座屈発生条件が工学的パラメータ Bg_0y_p/h^2 , L/B , y_p/B を使用すれば、ヤング率の影響を受けなかった。

図12は固有ひずみ発生域から導かれるパラメータ y_p/B が座屈発生条件に及ぼす影響を示している。 y_p/B が0.15以下であれば、座屈発生の限界曲線はほぼ一本の曲線で表されている。 $y_p/B=0.25$ の座屈発生の限界曲線は $y_p/B \leq 0.15$ の限界曲線より変化しており、 $y_p/B > 0.15$ の範囲では y_p/B は限界曲線に影響を与えている。しかし、幸いなことには、現場溶接では $y_p/B > 0.15$ となるような小さな板幅（例えば、板幅を1 mとすると、固有ひずみ発生領域 y_p は150mm以上となる）を溶接する例は少なく、第一近似ではパラメータ y_p/B は考慮しなくてもよいと思われる。

5.3 実験値による検討 実験室で行う実験では、試験片の残留応力除去焼鈍などのために、寸法の制限があり、 y_p/B の値は大きく変化する。固有ひずみ発生領域は式(7)で与えられ、溶接入熱に比例し、板厚に反比例している。また、佐藤^{(6),(14)}の研究によると、材料が加工硬化せず、降伏ひずみなどの材料定数が温度依存性を示さない場合には固有ひずみ値 g は次式で与えられる。

$$y > y_e \quad g = 0 \quad (9-1)$$

$$y_e \geq y > y_e/2 \quad g = -(\alpha T_{\max} - \varepsilon_Y) \quad (9-2)$$

$$y \leq y_e/2 \quad g = -\varepsilon_Y \quad (9-3)$$

$$\text{ただし, } y_e = 0.242\alpha Q_{\text{net}}/(c\rho h\varepsilon_Y) \quad (9-4)$$

式(9-2)で示される固有ひずみ g は範囲内で $-\varepsilon_Y$ から0まで y とともに直線変化を示し、固有ひずみ分布は台形となる^{(6),(14)}。そこで、図10に示す長方形の固有ひずみ発生

領域を示す y_p として台形の面積を長方形の面積に等しくした

$$y_p = y_e/2 + (y_e - y_e/2)/2 = 3y_e/4 \quad (10)$$

を選ぶ。

軟鋼の材料定数 $c=0.473\text{ J/g}\cdot^\circ\text{C}$, $\rho=7.8\times 10^{-3}\text{ g/mm}^3$, $\alpha=1.2\times 10^{-5}/^\circ\text{C}$ と降伏応力 $\sigma_Y=235\text{ MPa}$, ヤング率 $E=208\text{ GPa}$ を適用すると、式(9-4),(10)より $y_p \approx 0.5Q_{\text{net}}/h$ となる。図13に表1のデータをプロットする。図13の縦軸は式(8)から BQ_{net}/h^3 となる。溶接方法がGTAW, LWと変化しているにも関わらず、実験値は y_p/B で分離され、図12と同じ傾向を示しており、工学的パラメータが有効であることが示された。

6. 結論

平板を溶接したときに生じる座屈発生条件を実験と数値解析で検討した結果以下の結論を得た。

(1)座屈発生条件が相似則から導かれた入熱のパラメータ Q_{net}/h^2 と寸法のパラメータ B/h , L/h で取り扱えることを実験で証明した。特に、入熱のパラメータ Q_{net}/h^2 は座屈発生条件の主要因子である。

(2)工学的に利用しやすいパラメータを理論解と相似則のパラメータの組合せから導き、実用上の寸法に対する座屈発生条件がパラメータ BQ_{net}/h^3 と L/B で取り扱えることを数値実験により明らかにした。

謝辞

薄板鋼板を提供していただいた日本鋼管(株)総合材料技術研究所の樺沢真事氏、ヤグレーザ溶接をして頂いた住友重機械工業(株)平塚研究所の野島和正氏に感謝致します。

参考文献

- (1) 渡辺正紀, 佐藤邦彦, 溶接学会誌, 27 (1958), 313-320
- (2) Masubuchi, K.: Analysis of Welded Structures, Pergamon Press(1980), 300-327
- (3) Ortega, A.R., Lathrop, J.F., Cordeman, R.E., Fuchs, E.A., Hess, B.V., Mahin, K.W. and Giamei, A.F., Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Process VII(1995), MMMS, 249-256
- (4) Michaleris, P. and Sun, X., Welding Journal, 76(1997), 451s-457s
- (5) 野本敏治, 寺崎俊夫, 前田和伸, 日本機械学会論文集(A編), 63巻(1997), 1063-1068
- (6) 渡辺正紀, 佐藤邦彦, 溶接力学とその応用, 朝倉書店(1965), 274
- (7) 木原 博, 増淵興一, 溶接変形と残留応力, 溶接叢書, 産報(1955), 181
- (8) Timoshenko, S.P. and Gere, J.M., Theory of Elastic Stability, McGRAW-HILL (1961), 長谷川節訳, プレイン図書, 76, 333
- (9) Zienkiewicz, O.C., THE FINITE ELEMENT METHOD, マトリックス有限要素法, 吉澤雅夫, 山田嘉昭訳, 培風館(1984), 263-295, 495-520
- (10) Hughes, T.J.R., Taylor, R.L. and Kanoknukulchai, W., International Journal for Numerical Methods in Engineering, 11(1977), 1529-1543
- (11) Ueda, Y., Murakawa, H. and Masuda, H., Computational Mechanics'86 (Editors: G. Yagawa and S.N. Atluri), 1 (1986), 167-172
- (12) Levy, S., NACA, Report No. 740(1942), 209-222
- (13) Brebbia, C. and Connor, J., Proc. Am. Soc. Civ. Eng., 95(1969), 463-482
- (14) 佐藤邦彦, 向井信彦, 豊田政男, 溶接工学, 理工学社(1979), 70

Fig.13 Buckling condition obtained by experiment