

7. まえがき 本報告はU型鋼矢板の断面剛性を大きくするために用いられる組合わせ鋼矢板溶接部の強度計算を論ずるものであるが、従来より用いられてきた計算法は溶接部を重ねばりあるいは合成板におけるリヤチまたはジベルと<sup>(1)</sup>同様にせん断応力を対象として実施されている。すなわち、これらの溶接部は曲げまたは偏心軸荷重によって生じる着目点のせん断応力に、溶接ビード長 $l$ とピッチ $p$ との比 $l/p$ を割増係数として乗じ、この値が許容せん断応力以下になるように設計される。<sup>(2)</sup>

しかし、この設計法は断続溶接によって製作される組合わせ鋼矢板の力学的挙動の明確な表現法とはなり得ず、また、外力に合わせその都度溶接長およびピッチを決定しなければならない不便さがある。

筆者らはこれとは観点を異にし、組合わせ鋼矢板の単体は全塑性モーメント作用時において溶接部のせん断破壊が生じないように設計すれば十分であると考へた。したがって、まず、組合わせ鋼矢板を分割し、溶接部を箱型閉断面、非溶接部を箱型閉断面と看做し、図-1のご

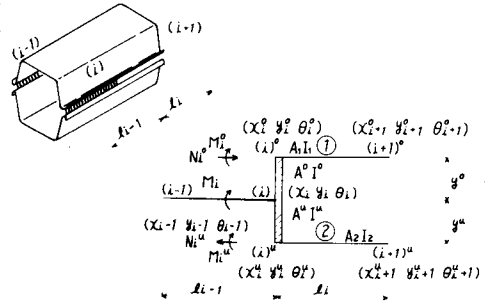


図-1 モデル構造図

とくこれらの分割節点にはり軸と直角に断面二次モーメント無限大のダミー部材を附加したモデルを想定のうえ骨組構造への置換を図った。このモデル構造の解析的考察から、組合わせ鋼矢板の力学的特性の解析手法を確立するとともに、曲げ剛性に対する溶接長とピッチの影響を明確ならしめ、さらに全塑性モーメントに対するせん断応力を求め、溶接部の設計指針に対する資料を検討し、これらの結果を曲げ載荷試験および破壊試験によって確認したものである。

2. 基本計算式

2.1 変形法による計算式(図-1参照) 上述のごとく、溶接部と非溶接部の節点(i)においては、ダミー部材の変形が零に等しいと置けるゆえ、水平変位 $x_i$ 、 $x_i^0$ 、 $x_i^u$ 、垂直変位 $y_i$ 、 $y_i^0$ 、 $y_i^u$ 、およびたわみ角 $\theta_i$ 、 $\theta_i^0$ 、 $\theta_i^u$ の各変位間には、次式のような関係式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} x_i &= x_i^0 + y_i^0 \theta_i = x_i^u - y_i^u \theta_i \\ y_i &= y_i^0 = y_i^u, \theta_i = \theta_i^0 = \theta_i^u \end{aligned} \right\} \text{--- (1)}$$

図-1のモデル構造に変形法を適用する。

$$E \begin{bmatrix} IK_{xx} & IK_{x\theta} \\ & IK_{yy} & IK_{y\theta} \\ IK_{\theta x} & IK_{\theta y} & IK_{\theta\theta} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X \\ Y \\ \Theta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_x \\ P_y \\ M_\theta \end{bmatrix} \text{--- (2)}$$

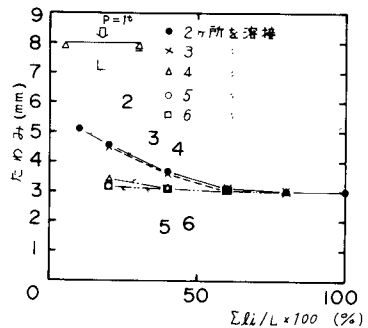


図-2 溶接長と溶接箇所曲げ剛性に与える影響

式(2)において、 $K_{xx}$ ,  $K_{x\theta}$ , ...  $K_{\theta\theta}$ は各部材の変位に関する部分剛性マトリックス、 $\times$ ,  $\forall$ ,  $\ominus$ ,  $\text{IR}$ ,  $\text{IR}$ ,  $M_{10}$ は各節点変位および外力の列マトリックスであり、ダミー部材 $(i)^0 \sim (i)^1$  および $(i)^1 \sim (i)^2$ の変形が零になるように、マトリックス中の断面積 $A^0 = A^1 = \infty$ 、および断面二次モーメント $I^0 = I^1 = \infty$ とする。

図-2はスパン $L = 6\text{m}$ のKSPVLの組合せ鋼矢板を対象として溶接長と溶接箇所に対する曲げ剛性の関係を示したものであり、 $(\sum l_i / L) \times 100\%$  ( $\sum l_i$ は溶接長の合計、 $L$ はスパン長)をパラメータとし、単位中央集中荷重の場合で溶接箇所を2ヶ所から6ヶ所および全溶接の6種類について、式(2)を用いてたわみを算出した結果を比較したものである。

この結果から、溶接箇所が4ヶ所以上になると溶接長が小さくても曲げ剛性は全溶接の場合と殆んど変わらず、 $\sum l_i / L = 0.4$ 以上になるとほぼ一致する。したがって、曲げ剛性に関しては溶接長はスパンの40%以上、溶接箇所は4ヶ所以上にすればよいことが明らかになった。

式(2)は変形法公式であるから、任意点の曲げおよびせん断力の算算に関しては両端節点変位が既知の式(2)より直ちに求められるが、溶接部に相当する $(i-1) \sim (i)$ 部材のせん断力だけを対象とする場合には、より単純に両端の非溶接部の軸力の差によって与えられ、次の略算式は本手法によるものである。

2.2 略算式 あるいは、図-1の節点 $(i)$ における曲げモーメントの釣合を考慮してみる。

$$M_i = M_i^0 + M_i^1 + N_i^0 y^0 + N_i^1 y^1 \quad (3)$$

式(3)において、 $M_i^0$ および $M_i^1$ は所謂不静定モーメントであるが、モデル構造は各部材長がきわめて長く、したがって剛比が大きくなる。そのため式(3)の釣合式は軸力による偶力 $N_i^0 y^0 + N_i^1 y^1$ が支配的であり、また、組合せられるU型鋼矢板は断面が極端に違うものは使用されないので $N_i^0 \cong N_i^1 \cong N_i$ と看做すことができる。

したがって、 $e = y^0 + y^1$ において、式(3)を書きあらわれば、近似的に次式がえられる。

$$M_i = (N_i^0 y^0 + N_i^1 y^1) \cong N_i e \quad N_i = M_i / e \quad (4)$$

非溶接部材の軸力はその区間を通して等しくなければならぬから、溶接部のせん断力の略算式として次式を考慮することができる。

$$T_i = \frac{1}{2b\Delta x} \left\{ \frac{1}{2}(N_{i+2} + N_{i+1}) - \frac{1}{2}(N_i + N_{i-1}) \right\} \quad (5)$$

$\Delta x$ は、 $b$ : 溶接部のど厚

式(5)に式(4)を適用し、図-3の曲げモーメント記号を用うれば

$$T_i = \frac{1}{2b\Delta x e} \left\{ \frac{1}{2}(M_{i+2} + M_{i+1}) - \frac{1}{2}(M_i + M_{i-1}) \right\} \quad (6)$$

式(6)は力の釣合条件のみに関係するので全塑性モーメントに対しても同様に適用できる。

図-4はスパン $6\text{m}$ の単端支持KSPVL組合せ鋼矢板について、中央部2点集中荷重作用時の全塑性モーメントに対する溶接部せん断

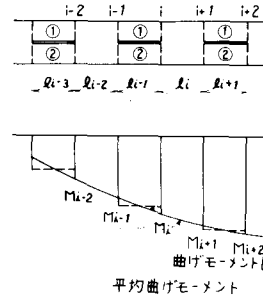


図-3 略算式に対する曲げモーメント図

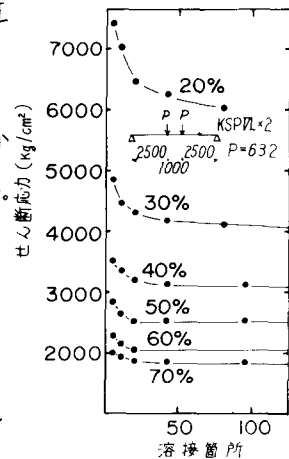


図-4 全塑性モーメントに対する溶接部せん断力

応力を、式(6)を用いて略算した結果である。図-2と同様のパラメータ $(\sum l_i/L) \times 100\%$ を用い、20~70%までの6種類とし、横軸の溶接箇所は溶接ビード長の合計をスパン長に対して等分に配置した。

これらの計算の結果から、 $\sum l_i/L = 0.4$ 以上、かつ、溶接箇所が25ヶ所以上になるとせん断応力の変化は小となり、ほぼ一定値に近づくことがわかる。

3. 基本実験 図-7に示したモデル構造の実際的な組合せ鋼矢板に対する妥当性を検討するため、まず次の基本実験を実施した。

図-5に曲げ供試体を示す。供試体は測定精度を上げるため $200 \times 90$ 、2本をフランジの溶接によって結合し、この部分を上縁および下縁とした。非溶接部に相当する部分は長さ500mm、幅10mmのスリットを入れて作製した。

曲げ載荷試験は箱型閉断面の部分に2点集中載荷とし、1°の間隔に8°(0.7Myに相当する荷重)まで載荷し、I-I、およびII~II断面の単軸ゲージによる曲げひずみ分布、III~III断面の3軸ゲージによるせん断応力分布、1/100mmダイヤルゲージによるI-I断面下縁のたわみをそれぞれ測定した。

図-6~10にこれらの実測値を計算値と対比して示した。

図-6~9から明らかになるようにたわみおよび曲げひずみはよく一致している。

図-10のせん断応力分布図では、上縁、下縁およびスリット部のせん断応力が零で、上、下断面のそれぞれの圆心位置において最大となっている。せん断応力分布から判断して上下部材はそれぞれ単一部材の挙動を示していることが明白で、構造的には二枚の重ねはりの両端部を拘束したはりとして看做

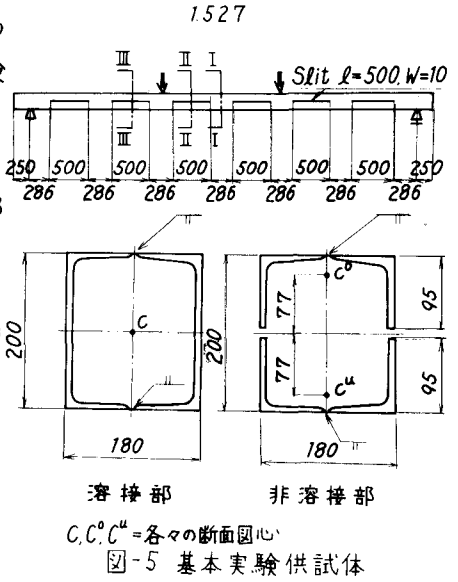


図-5 基本実験供試体

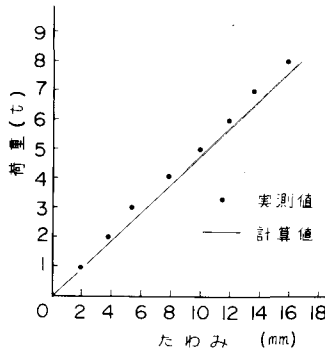


図-6 スパン中央点のたわみ

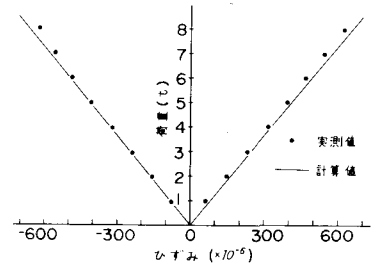


図-7 断面I-Iの上下縁の曲げひずみ

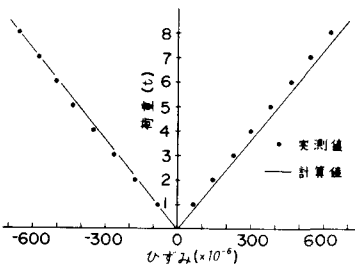


図-8 断面II-IIの上、下縁の曲げひずみ

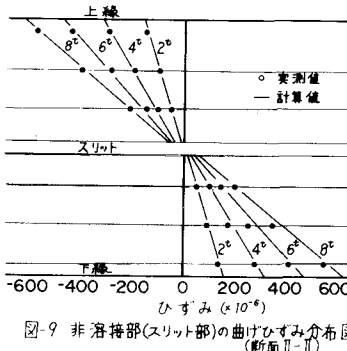


図-9 非溶接部(スリット部)の曲げひずみ分布図(断面II-II)

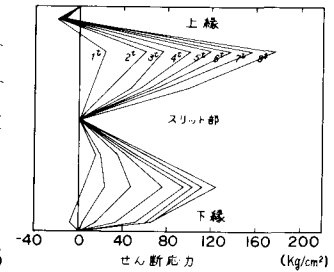


図-10 非溶接部(スリット部)のせん断応力分布図

すことができる。

以上の結果から図-1のモデル構造によって組合わせ鋼矢板を取扱うことは妥当であるといえる。

4. 破壊実験 基本実験によって、モデル構造の妥当性を確認したが、さらに、これから誘導された略算式(6)を実物供試体の破壊試験によって検討した。

供試体にはスパン6mのKSPVLの組合わせ鋼矢板を用い、溶接長が異なるA、B、およびC TYPEの子体とした(図-11参照)。これらの供試体は溶接部にせん断破壊を生ぜしめるために、溶接長を $\alpha L/L = 0.2$ と $0.3$ に選び(図-4参照)、後者をさらに、溶接箇所について、2分し、5ヶ所をA TYPE、5ヶ所をC TYPE、前者は5ヶ所とし、B TYPEと名付けた。

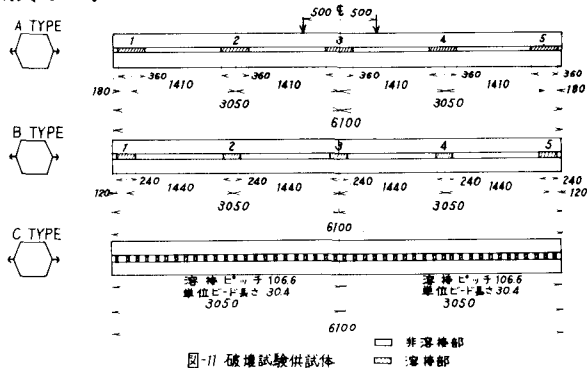


図-11 破壊試験供試体

1000<sup>t</sup> 型構造物試験機を用い、荷重間隔1mでスパン中央の2点対称集中荷重で、破壊に至るまで単純増加荷重した。すべて所期通り溶接部のせん断で破壊し、最終荷重値のみを測定した。図-12に示した。図中の計算値は溶接のど厚を未破断部のマフコ断面より測定し、溶着金属のせん断破壊試験強度を求め(図-12参照)これらを用いて式(6)より求めた荷重値である。図-12の結果より、実測値と計算値は定性的に同一の傾向を示すが、定量的には計算値が実測値に対して60~70%と低い値を示した。

この原因として種々考えられるが、主要因の一つとして、計算法で採用した塑性域における溶接部と非溶接部の節点に関する仮定を挙げることができよう。すなわち、塑性域においても節点は剛結されていると仮定しているが、突

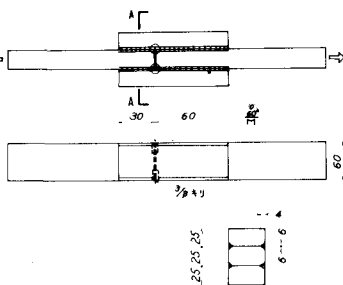


図-12 溶着金属せん断強度試験供試体

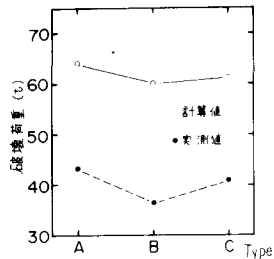


図-13 破壊荷重比較図

際には荷重が増大して平面保持法則が成立しなくなる領域では、節点あるいは溶接ビードの始端および終端の変形が急激に進み、溶接部に作用するせん断力が軽減されるためと考えられる。したがって、式(6)は安全側の結果を与える。

5. むすび 以上の実験により断続溶接によって組立られる組合わせ鋼矢板の溶接に関しては、溶接長を矢板長の40%以上、溶接箇所を4ヶ所以上配置すれば、全塑性モーメントに達するまで溶接部の破壊は生じないことが明確になった。さらにまた、溶接部強度の略算式として、式(6)が実用的に使用できることも明らかとなった。

本報告には触れなかったが、溶接部の始端および終端の応力集中が当然考えられる。したがって、きわめて常識的ではあるが、クレーター等の処理は十分管理されているなければならない。

参考文献 (1) 小西一郎他 構造力学 I巻 P160  
(2) 日富士製鉄 鋼矢板ハンドブック