

1. はじめに

重交通路線の鋼橋において、溶接部の応力集中を起点とした疲労き裂の発生が数多く報告されている。一般的に、き裂がある程度進行した場合、き裂先端にストップホール(以下、SH)を設ける応急処置が行われる。その後、き裂の恒久処置として、高力ボルトによる当て板補修が行われる場合が多い。当て板補修では荷重が当て板に伝達されるため、SH 縁に生じる応力が低減されることが明らかにされている¹⁾。文献2)ではSHと疲労き裂を含む高力ボルト間に対して、主板と当て板の変位の適合条件を与えることで主板のリガメント部の分担軸力が推定できることが明らかにされている。しかし、この検討ではすべりの影響を受けない載荷荷重と分担軸力の関係が線形性を示す範囲でしか適用できない。

著者らは、高力ボルト摩擦接合当て板補修に対してせん断遅れ理論を適用することにより主板の荷重伝達を純断面降伏荷重まで推定できることを明らかにしている³⁾。当て板補修されたSHを有する鋼板の荷重伝達メカニズムもせん断遅れ理論を適用することで主板の分担軸力を純断面降伏荷重まで推定できると考える。そこで、本研究では当て板補修されたSHを有する鋼板にせん断遅れ理論を適用して主板の分担軸力の推定式を提案する。さらに弾塑性有限変位解析(以下、FEM 解析)を行い、提案方法の妥当性を評価する。

2. FEM 解析

本研究では汎用の有限要素解析プログラム MARC を用いて、図-1 に示すような当て板補修されたき裂を有する鋼板に対して FEM 解析を行った。

解析モデルの一例と境界条件を図-2 に示す。解析モデルは試験体の対称性を考慮して 1/8 対象モデルとし、図-1 に示す寸法とした。高力ボルトは M22 とし、ボルト配置を 1 行 2 列として両面当て板補修の解析を行った。き裂半長さ a およびき裂を含むボルト間長さ l_b は、文献2)を参考に表-1 に示す寸法とし、主板と当て板および高力ボルト間には摩擦係数 $\mu=0.45$ となるように接触条件を設定した。主板と当て板の降伏応力 σ_Y は 355 N/mm^2 (16mm 以上の板)あるいは 365 N/mm^2 (16mm 未満の板)、高力ボルトの降伏応力 σ_Y は 900 N/mm^2 とし、ヤング係数 $E_S=200 \text{ kN/mm}^2$ 、ポアソン比 $\nu=0.3$ とした。要素には 8 節点ソリッド要素を用いた。

ボルト底面の全節点をボルト軸方向の変位のみが一致する 1 つの節点に結節し、その節点に設計ボルト軸力 ($P_{bt}=205 \text{ kN}$) を導入した際に得られる変位量を与えて軸力を導入した。載荷荷重も同様に主板端部の接点を 1 つの節点に結節し、その節点に総断面降伏荷重である $P/4=286 \text{ kN}$ を与えた。対称面では図-2 に示すように板厚または板幅の断面直角方向の変位を拘束した。また、主板および当て板はそれぞれの軸方向中央の対称面を軸方向変位のみが一致する 1 つの節点に結節し、その節点に対して対称条件を与えた。ただし、き裂部は主板中央の対称面の変位を自由とした。

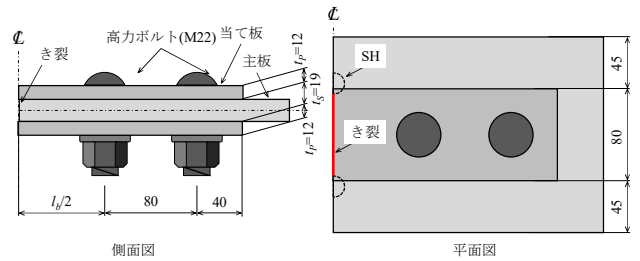


図-1 解析モデルの寸法(単位: mm)

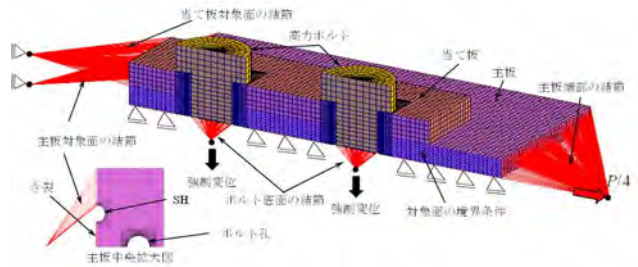


図-2 解析モデルの一例と境界条件

表-1 解析ケース

解析モデル	き裂半長さ a (mm)	ボルト間長さ l_b (mm)
a25	25	90, 120, 150
a35	35	90, 120, 150
a45	45	90, 120, 150

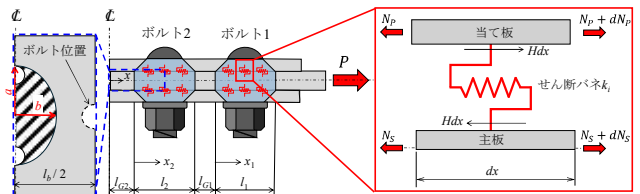


図-3 当て板補修されたSHのせん断バネモデル

3. 主板のリガメント部の分担軸力の推定式の導出

当て板補修されたSHを有する鋼板を図-3のようにせん断バネでモデル化する。文献3)から当て板補修された主板の分担軸力 $N_S(x)$ に関する推定式は次式で与えられている(ボルト 2 列の場合)。

$$N_S(x) = \begin{cases} A_{11}CH(c_1x_1) + A_{12}SH(c_1x_1) + \xi_0 P & (0 \leq x_1 \leq l_1) \\ A_{11} + \xi_0 P & (l_{G2} + l_2 \leq x \leq l_{G2} + l_2 + l_{G1}) \\ A_{21}CH(c_2x_2) + A_{22}SH(c_2x_2) + \xi_0 P & (0 \leq x_2 \leq l_2) \\ A_{21} + \xi_0 P & (0 \leq x \leq l_{G2}) \end{cases} \quad (1)$$

$$c_i = \sqrt{2k_i / \{(1 - \xi_0) E_S A_S\}} \quad (2)$$

$$\xi_{0i} = 1 / (1 + 2A_{Pi} / A_S) \quad (3)$$

ここに、 $A_{11} \sim A_{22}$: 未定係数、 l_1, l_2 : それぞれ 1, 2 列目のボルトによる軸方向接触範囲(図-3)、 l_{G1}, l_{G2} : それぞれ 1, 2 列目の肌すき部の範囲、 A_S, A_{Pi} : それぞれ主板と片側の当

て板の断面積, k_i : i 列目のボルトのバネ定数, x : 当て板中央からの距離(ただし, 図-3 のように i 列目の摩擦伝達範囲に対する主板軸方向の距離を x_i とする),

そして, SH を有することを考慮して式(1)に対して, 当て板端部($x_1 = l_1$)で主板の軸力 N_S が P となる条件, 高力ボルト部と肌すき部の境界 $x_1 = 0$ および $x_2 = l_2$ で N_S が連続し, 肌すき部の主板と当て板のずれと接触範囲のせん断バネによるせん断バネ変位が等しくなる条件, $x = 0$ でのせん断バネ変位がボルト位置($x_2 = (l_b - l_{G2})$)でき裂の影響で作用軸力を受けもたない範囲を考慮した SH 部の伸びを考慮した主板と当て板のずれと等しくなる以下の条件を与えて, 未定係数 $A_{11} \sim A_{22}$ を得る.

$$\frac{1}{2k_2} \frac{dN_S(x=0)}{dx_2} = \begin{cases} \frac{N_S(x=l_b/2)}{E_S A_S} \cdot \frac{l_b}{2} \cdot (b < \frac{l_b}{2}) \\ + \int_0^b \frac{N_S(x=l_b/2)}{E_S [B_S - 2a \{1 - (x/b)^2\}]} dx - \frac{N_P(x=l_b/2)}{E_S A_{PG2}} \cdot \frac{l_b}{2} \cdot (b < \frac{l_b}{2}) \\ \int_0^{l_b/2} \frac{N_S(x=l_b/2)}{E_S [B_S - 2a \{1 - (x/b)^2\}]} dx - \frac{N_P(x=l_b/2)}{E_S A_{PG2}} \cdot \frac{l_b}{2} \cdot (b \geq \frac{l_b}{2}) \end{cases} \quad (4)$$

これらの条件から, 次式から未定係数 $A_{11} \sim A_{22}$ が得られる.

$$\mathbf{A} = \mathbf{B}^{-1} \mathbf{F} \quad (5)$$

$$\mathbf{A} = (A_{11} \quad A_{12} \quad A_{21} \quad A_{22})^T \quad (6)$$

ここに, \mathbf{B} : 上記境界条件から与えられる 4×4 次元の行列, \mathbf{F} : 上記境界条件から与えられる定数項ベクトル, b : き裂からの距離($b = 1.63 a^2$), A_{PG2} : 肌すき部の当て板の有効面積, $N_P(x)$: 片側の当て板の分担軸力である.

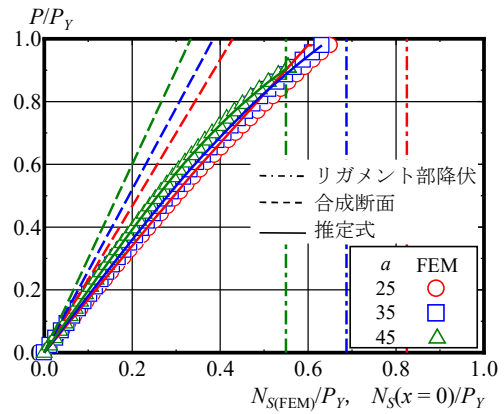
ボルト接合が i 列の場合も同様にして, \mathbf{B} が $2i \times 2i$ 次元の行列となり, それらに同様に境界条件を与えることで多列に対する主板の分担軸力 $N_S(x)$ が得られる.

4. 解析値と推定値の比較

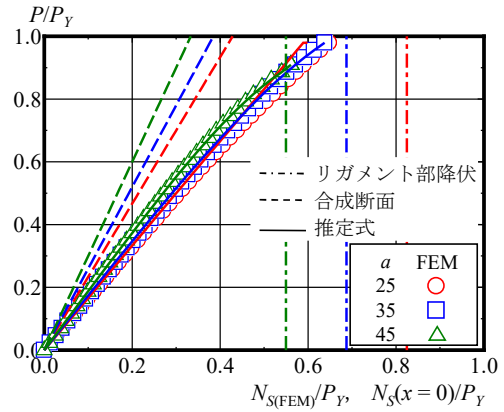
図-4 に载荷荷重 P と当て板中央($x = 0$)の主板のリガメント部の分担軸力の解析値 $N_{S(FEM)}$ および推定値 $N_S(x=0)$ の関係の一例を示す. 図-4 の縦軸は载荷荷重 P を, 横軸は主板の分担軸力の解析値 $N_{S(FEM)}$ および推定値 $N_S(x=0)$ を純断面降伏荷重 P_Y で無次元化している. また, 図にはき裂部に対する主板と当て板の断面積比から算出される主板のリガメント部の分担軸力を破線で示している.

図-4 から主板のリガメント部の分担軸力の解析値 $N_{S(FEM)}$ が断面積比から算出される分担軸力では推定できていないことが分かる. それに対して, 式(1)から算出される主板の分担軸力 $N_S(x)$ は, 载荷荷重が増加し, $P-N_S$ 関係が非線形になる傾向も推定できることが分かる.

図-5 に全てのモデルに対する $N_{S(FEM)} / N_S(x=0)$ とき裂半長さ a の関係を示す. 図-5 からき裂長さやボルト間長さによって推定精度が若干異なることが分かる. また, き裂長さが長いモデル以外のモデルに対して式(1)の推定値と FEM 解析結果の誤差は, $0.75P_Y$ までの荷重であれば $\pm 10\%$ 以下であることが分かる. き裂長さが短いモデル以外では, $0.75P_Y$ 以上の荷重で誤差が大きくなり, 最大で 20% ほどの誤差が生じていることが分かる.



(a) $l_b = 90$ mm



(b) $l_b = 150$ mm

図-4 $P-N_{S(FEM)}$, $P-N_S(x)$ 関係

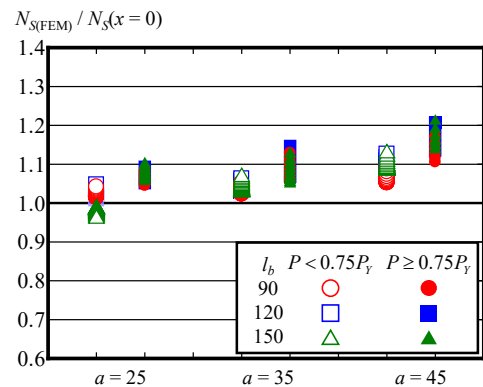


図-5 当て板補修されたSHのせん断バネモデル

5. まとめ

本研究では, 当て板補修されたSHを有する鋼板にせん断遅れ理論を適用して主板の分担軸力の推定式を提案した. 提案した推定式を用いて, 当て板補修されたSHを有する鋼板の分担軸力を簡易的に推定できることを明らかにした.

参考文献

- 1) 清川昇悟, 館石和和, 判治 隆, 中山裕哉: 当て板ストップホール部の応力集中低減効果, 構造工学論文集, Vol.64A, pp.435-445, 2018.
- 2) 八重垣涼太, 石川敏之: 当て板高力ボルト補修されたストップホール縁に生じる応力の推定, 構造工学論文集, Vol.66A, pp.596-606, 2020.
- 3) 石川敏之, 吉田悠真, 水谷壮志: 高力ボルト摩擦接合で当て板された鋼板の荷重伝達評価, 構造工学論文集, Vol.70A, pp.509-520, 2024.