

Kiểm tra độ bền uốn kết hợp của thép tạo hình nguội theo tiêu chuẩn AISI S100

AISI S100 to check cold-formed flexural members for biaxial bending strength

> VŨ HUY HOÀNG

Trường Đại học Kiến trúc Hà Nội; Email: hoangvh@hau.edu.vn

TÓM TẮT

Mặc dù kết cấu thép tạo hình nguội đã được sử dụng phổ biến nhưng ở Việt Nam hiện chưa có tiêu chuẩn riêng cho loại kết cấu này. Các cấu kiện tạo hình nguội vì thế thường được thiết kế theo tiêu chuẩn nước ngoài, ví dụ như tiêu chuẩn AISI S100 của Mỹ. Sự thiếu hụt tiêu chuẩn và chỉ dẫn dẫn đến thực trạng công tác thiết kế kết cấu thép tạo hình nguội còn nhiều sai sót. Để từng bước xây dựng hướng dẫn tính toán cấu kiện tạo hình nguội, bài báo trình bày cách kiểm tra độ bền uốn kết hợp bằng phương pháp Cường độ trực tiếp (DSM) sử dụng các công thức giải tích. Lý thuyết tính toán độ bền uốn kết hợp sau đó được minh họa bằng một ví dụ tính toán cụ thể cho xà gồ tường. Từ đó cho thấy khối lượng tính toán theo DSM sử dụng công thức giải tích còn rất lớn so với sử dụng phương pháp số, vì thế công thức giải tích cần tiếp tục được cải tiến.

Từ khoá: Thanh thành mỏng; tạo hình nguội; độ bền uốn; uốn hai phương; uốn kết hợp; xà gồ tường.

ABSTRACT

Although cold-formed steel structures have been widely used, there is no Vietnamese standard specialized for this type of structure. Cold-formed components are therefore often designed by foreign standards, such as AISI S100. The lack of standards and instructions produces mistakes in the design of cold-formed steel structures. To step-by-step compile instructions for calculating cold-formed structures, the article introduces the procedure for using the Direct Strength Method (DSM) to check the flexural members in a combination of two bendings, in which the analytical solutions are utilized. An example of a wall girt is used to illustrate the procedure. It is seen that the workload of DSM using analytical solutions is very large compared to using numerical solutions. Therefore, it needs to continue to be improved.

Keywords: Cold-formed; thin-walled; available strength; biaxial bending; combined two bending; girt.

1. ĐẶT VẤN ĐỀ

Đặc điểm chịu lực của cấu kiện thép tạo hình nguội có sự khác biệt rất lớn với cấu kiện thép cán nóng bởi các yếu tố khiếm khuyết hình học và hiện tượng biến cứng nguội. Đặc biệt, do cấu kiện tạo hình nguội được chế tạo từ các bản thép mỏng nên độ mảnh của các phần của tiết diện thường lớn gây ra hiện mất ổn định cục bộ hoặc mất ổn định méo, từ đó ảnh hưởng lớn đến độ bền chung của cả cấu kiện. Vì thế cấu kiện thép tạo hình nguội được thiết kế theo tiêu chuẩn riêng.

Việt Nam hiện mới chỉ có tiêu chuẩn cho kết cấu thép cán nóng [1], chưa có tiêu chuẩn riêng cho kết cấu thép tạo hình nguội, mặc dù loại kết cấu này đã được sử dụng phổ biến, đặc biệt dùng cho xà gồ mái và xà gồ tường. Các cấu kiện này vì thế thường được thiết kế theo tiêu chuẩn nước ngoài, chủ yếu dùng AISI S100 của Mỹ [2]. Tiêu chuẩn này tương đương với AS/NZS 4600 của Úc [3].

Số liệu thống kê từ 54 công trình nhà công nghiệp tại Việt Nam cho thấy không có một công trình nào có tính toán cấu kiện xà gồ tường một cách đầy đủ và chính xác. Trong số đó có 21 công trình không tính toán cấu kiện này, 27 công trình sử dụng sai tiêu chuẩn tính toán (sử dụng nhầm tiêu chuẩn tính toán kết cấu thép cán nóng), 6 công trình còn lại tính toán không đầy đủ. Lý do của vấn đề trên là bởi thiếu các tài liệu hướng dẫn cụ thể và toàn diện. Ngay cả các tài liệu hướng dẫn tính toán thanh thành mỏng trên thế giới [4, 5] cũng chỉ đưa ra từng ví dụ nhỏ và rời rạc, không giúp cho kỹ sư thực hành có cái nhìn toàn diện khi áp dụng vào thực tế.

Rõ ràng, việc từng bước xây dựng hướng dẫn tính toán cấu kiện tạo hình nguội là cần thiết. Vì vậy, bài báo trình bày một trong những nội dung tính toán kiểm tra của thanh thành mỏng chịu uốn, đó là kiểm tra độ bền uốn kết hợp bằng phương pháp DSM sử dụng các công thức giải tích trong tính toán mô men tới hạn theo AISI S100 phiên bản năm 2016.

2. LÝ THUYẾT KIỂM TRA ĐỘ BỀN UỐN KẾT HỢP CỦA THANH THÀNH MỎNG THEO AISI S100

Xà gồ tường là cấu kiện chịu uốn hai phương dưới tác dụng đồng thời của tải trọng gió và trọng lượng của tấm lợp, vì thế cần được kiểm tra theo công thức (1) về bền uốn kết hợp trong Chương H của AISI S100

$$\frac{P}{P_a} + \frac{M_x}{M_{ax}} + \frac{M_y}{M_{ay}} < 1 \quad (1)$$

trong đó:

P, P_a - lực dọc và độ bền nén (kéo) của cấu kiện. Với xà gồ tường chịu thuần uốn, $P = 0$.

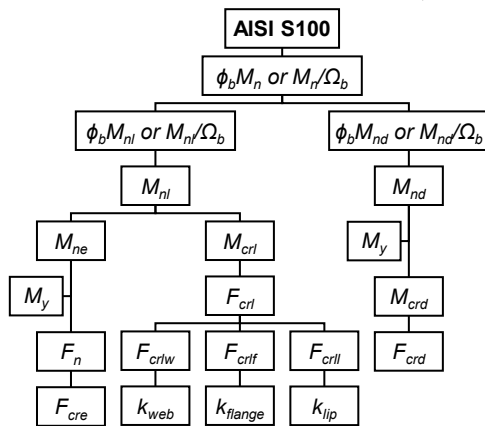
M_x, M_y, M_{ax}, M_{ay} - mô men uốn đối với trục đối xứng x-x và trục bất đối xứng y-y và các độ bền uốn tương ứng, xác định theo chương F của AISI S100.

Sơ đồ khối dùng để tính toán độ bền uốn được thể hiện trên Hình 1.

Độ bền uốn được xem xét tương tác với hai hiện tượng ổn định cục bộ (M_{cr}) và ổn định méo (M_{crd}). Độ bền danh nghĩa liên quan đến ổn định cục bộ (M_{nl}) và ổn định méo (M_{nd}) sẽ được xác định thông qua các công thức tương tác với độ bền đàn hồi M_y hoặc độ bền ổn định tổng thể M_{ne} . Độ bền uốn cuối cùng được lấy theo giá trị nhỏ nhất.

Tiêu chuẩn AISI S100 cho phép xác định ứng suất tới hạn và mô men tới hạn (F_{cr}, M_{cr} và F_{crd}, M_{crd}) theo phương pháp giải tích hoặc phương pháp số (sử dụng các phần mềm số như Thin-wall-2, GBTUL, CUFSM5, ABAQUS...). Hình 1 trình bày cách xác định các giá trị này theo phương pháp giải tích.

Để hiểu rõ hơn quy trình kiểm tra độ bền uốn kết hợp của cấu kiện chịu uốn hai phương, dưới đây trình bày một ví dụ cụ thể cho xà gỗ tường nhà công nghiệp chịu tải trọng gió đầy.

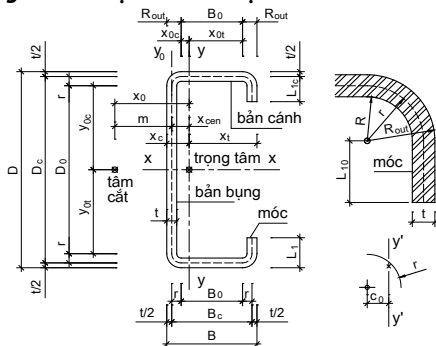


Hình 1. Sơ đồ khối tính toán độ bền uốn

3. VÍ DỤ TÍNH TOÁN

Kiểm tra độ bền uốn kết hợp theo LRFD (Load and Resistance Factor Design) của xà gỗ tường thành mỏng tạo hình nguyệt tiết diện $D \times B \times L_{xt} = C203 \times 76 \times 20.5 \times 2.4$ với bán kính uốn $R = 5$ mm (Hình 2). Nhịp của xà gỗ tường $L = 6$ m bố trí cách đều $s = 1.2$ m. Xà gỗ tường được bắt vít vào tôn lợp dày 0.7 mm với khoảng cách $s_f = 0.3$ m. Vật liệu thép xà gỗ có mô đun đàn hồi $E = 200000$ MPa, hệ số Poat xòng $\nu = 0.3$, Mô đun kháng cắt $G = 76923$ Mpa, giới hạn chảy $F_y = 450$ Mpa. Mô men uốn đối với trục x-x và y-y lần lượt là $M_x = 12.393$ kN.m và $M_y = 0.815$ kN.m.

a) Thông số hình học của tiết diện



Hình 2. Tiết diện xà gỗ tường

Các đặc trưng hình học của tiết diện được tính toán và cho kết quả như sau:

Diện tích tiết diện ngang $A = 901.9$ mm². Các thông số tiết diện trên Hình 2:

$$D_0 = 188.2 \text{ mm} \quad B_0 = 61.2 \text{ mm} \quad L_{10} = 13.1 \text{ mm}$$

$$x_{cen} = 20.93 \text{ mm} \quad x_c = -22.13 \text{ mm} \quad x_t = 53.87 \text{ mm} \quad x_{oc} = -14.73 \text{ mm}$$

$$x_{ot} = 46.47 \text{ mm}$$

Mô men quán tính, mô men kháng uốn và bán kính quán tính đối với trục x-x và y-y

$$I_y = 673766 \text{ mm}^4 \quad r_y = 27.33 \text{ mm} \quad S_{yc} = 30445 \text{ mm}^3$$

$$S_{yt} = 12507 \text{ mm}^3$$

$$I_x = 5669228 \text{ mm}^4 \quad S_{xc} = S_{xt} = 55854 \text{ mm}^3$$

$$r_x = 79.28 \text{ mm} \quad y_{oc} = -y_{ot} = 94.1 \text{ mm}$$

Các đặc trưng xoắn bao gồm: hằng số xoắn Saint-Venant $J = 1732$ mm⁴, hằng số vênh xoắn $C_w = 5855568248$ mm⁶, bán kính hồi chuyển của tiết diện đối với tâm cắt $r_0 = 99.95$ mm.

$$m = 33.46 \text{ mm} \quad j = 114.5 \text{ mm}$$

Các số hiệu công thức và chương mục được nêu ở phần sau đều được sử dụng theo AISI S100 để tiện theo dõi.

b) Độ bền uốn đối với trục x-x

b1 Độ bền uốn khi xét đến sự ảnh hưởng của ổn định cục bộ

- Độ bền danh nghĩa khi xét cả bền đàn hồi và ổn định tổng thể M_{ne} (Section F2.1)

• Ứng suất tới hạn gây mất ổn định tổng thể F_{cre} (Section F2.1.1)

Vít bắt tôn được coi là điểm giằng giữ xà gỗ tường theo phương trục x, nên chiều dài không giằng khi uốn quanh trục y là $L_y = s_f = 0.3$ m. Hệ số chiều dài tính toán đối với trục y là $K_y = 1.0$. Ta có

$$\sigma_{ey} = \frac{\pi^2 E}{(K_y L_y / r_y)^2} = 16381 \text{ MPa} \quad (\text{Eq. F2.1.1-4})$$

Tấm tôn tường không có khả năng chống xoắn cho xà gỗ tường, vì thế hệ số chiều dài tính toán và chiều dài không giằng cho mất ổn định xoắn $K_t = 1.0$ và $L_t = L = 6$ m.

$$\sigma_t = \frac{1}{A r_0^2} \left[GJ + \frac{\pi^2 E C_w}{(K_t L_t)^2} \right] = 50.42 \text{ MPa} \quad (\text{Eq. F2.1.1-5})$$

Mô men kháng uốn đối với thứ chịu nén $S_f = S_{xc} = 55854$ mm³.

$$F_{cre} = \frac{C_b r_0 A}{S_f} \sqrt{\sigma_{ey} \sigma_t} = 1467 \text{ MPa} \quad (\text{Eq. F2.1.1-1})$$

trong đó C_b là Hệ số kể đến sự không đồng đều của mô men trong đoạn được giằng. Lấy gần đúng bằng 1.0.

• Ứng suất danh nghĩa xét đến ứng suất chảy và mất ổn định tổng thể F_n (Section F2.1)

Vì $F_{cre} > 2.78 F_y = 1251$ Mpa nên lấy $F_n = F_y = 450$ Mpa

• Độ bền danh nghĩa khi xét cả bền đàn hồi và ổn định tổng thể M_{ne} (Section F2.1)

Mô men kháng uốn của tiết diện nguyên đối với thứ chảy đầu tiên $S_{fy} = S_{xt} = 55854$ mm³.

Độ bền đàn hồi

$$M_y = S_{fy} F_y = 25.13 \text{ kN.m} \quad (\text{Eq. F2.1-2})$$

$$M_{ne} = S_f F_n = 25.13 \text{ kN.m} \quad (\text{Eq. F2.1-1})$$

Vì $M_{ne} = M_y$ nên lấy $M_{ne} = 25.13$ kN.m.

- Mô men tới hạn ổn định cục bộ M_{cr} (Appendix 2, Section 2.3.3.2)

• Hệ số ổn định cục bộ của bản bụng k_{web} và ứng suất tới hạn tương ứng (Appendix 1, Section 1.1.2)

Tỷ số ứng suất

$$\Psi = |f_2 / f_1| = 1$$

$$(\text{Eq. 1.1.2-1})$$

Hệ số ổn định

$$k = 4 + 2(1 + \Psi)^3 + 2(1 + \Psi) = 24 \quad (\text{Eq. 1.1.2-2})$$

Bề rộng phần phẳng của bản bụng $w = D_0 = 188.2 \text{ mm}$. Ứng suất tới hạn

$$F_{crf0} = k \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{w} \right)^2 = 705.5 \text{ MPa} \quad (\text{Eq. 2.3.3.2-2})$$

Ngoại suy tới thớ nén ngoài cùng của bản cánh trên

$$F_{crf0} = F_{crf0} \frac{D/2}{D_0/2} = 760.9 \text{ MPa}$$

• Hệ số ổn định cục bộ của bản cánh k_{flange} và ứng suất tới hạn tương ứng (Appendix 1, Section 1.3)

Ứng suất nén trên bản cánh f

$$f = \frac{M_{\max}}{S_{xc}} = 221.9 \text{ MPa}$$

$$S = 1.28 \sqrt{\frac{E}{f}} = 38.43 \quad (\text{Eq. 1.3-7})$$

Bề rộng phần phẳng của bản cánh $w = B_0 = 61.2 \text{ mm}$.

Vì $w/t = 25.5 > 0.328S = 12.6$

Độ cứng tối thiểu của móc để có thể làm sườn gia cường cho bản cánh I_a

$$I_a = 399t^4 \left(\frac{w/t}{S} - 0.328 \right)^3 = 500.1 \text{ mm}^4 \quad (\text{Eq. 1.3-8})$$

$$\text{Vì } I_a < t^4 \left(115 \frac{w/t}{S} + 5 \right) = 2698 \text{ mm}^4 \quad (\text{Eq. 1.3-8})$$

nên lấy $I_a = 500.1 \text{ mm}^4$.

Mô men quán tính của móc quanh trục bản thân song song với

bản cánh I_s (chỉ xét phần phẳng của móc)

$$I_s = \frac{tL_0^3}{12} = 449.6 \text{ mm}^4$$

$$(R_f) = \frac{I_s}{I_a} = 0.899 < 1 \quad (\text{Eq. 1.3-9})$$

$$n = 0.582 - \frac{w/t}{4S} = 0.416 > 1/3 \quad (\text{Eq. 1.3-11})$$

Vì $D/w = 0.335 > 0.25$ nên hệ số ổn định

$$k = \left(4.82 - \frac{5D}{w} \right) (R_f)^n + 0.43 = 3.438 < 4 \quad (\text{Table 1.3-1})$$

Ứng suất tới hạn

$$F_{crf0} = k \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{w} \right)^2 = 995.7 \text{ MPa} \quad (\text{Eq. 2.3.3.2-2})$$

Ngoại suy tới thớ nén ngoài cùng của bản cánh trên

$$F_{crf0} = F_{crf0} = 995.7 \text{ MPa}$$

• Hệ số ổn định cục bộ của móc k_{lip} và ứng suất tới hạn tương ứng (Appendix 1, Section 1.2.2)

Tỷ số ứng suất

$$\Psi = \frac{f_2}{f_1} = \frac{D/2 - L_1}{D/2 - R - t} = 0.861 \quad (\text{Eq. 1.2.2-1})$$

Hệ số ổn định

$$k = \frac{0.578}{\Psi + 0.34} = 0.481 \quad (\text{Eq. 1.2.2-2})$$

Bề rộng phần phẳng của móc $w = L_{10} = 13.1 \text{ mm}$.

Ứng suất tới hạn

$$F_{crf0} = k \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{w} \right)^2 = 2920 \text{ MPa} \quad (\text{Eq. 2.3.3.2-2})$$

Ngoại suy tới thớ nén ngoài cùng của bản cánh trên

$$F_{crf0} = F_{crf0} \frac{D/2}{D/2 - R - t} = 3150 \text{ MPa}$$

• Ứng suất tới hạn của toàn bộ tiết diện F_{crf} và mô men tới hạn M_{crf} (Appendix 2, Section 2.3.3.2)

$$F_{crf} = \min(F_{crf0}, F_{crf1}, F_{crf2}) = 760.9 \text{ MPa}$$

Mô men kháng uốn đối với thớ chịu nén $S_f = S_{xc} = 55854 \text{ mm}^3$.

$$M_{crf} = S_f F_{crf} = 42.5 \text{ kN.m} \quad (\text{Eq. 2.3.3.2-1})$$

Một cách khác để xác định ứng suất và mô men tới hạn là sử

dụng phương pháp số (numerical solution) được nêu trong AISI

S100, tức sử dụng các phần mềm chuyên dụng. Sử dụng phần mềm

THIN-WALL-2 [6] thu được $F_{crf} = 752.64 \text{ MPa}$, $M_{crf} = 42.139 \text{ kN.m}$.

Sai số giữa hai kết quả là

$$\varepsilon = \frac{42.5 - 42.139}{42.139} \times 100\% = 0.85\%$$

Có thể thấy sai số giữa phương pháp giải tích và phương pháp

số là khá nhỏ.

- Độ bền uốn danh nghĩa khi xét đến sự tương tác giữa ổn định cục bộ và ổn định tổng thể M_{nl} (Section F3.2.1)

Độ bền uốn khi xét đến ổn định xoắn ngang $M_{ne} = 25.13 \text{ kN.m}$. Độ mảnh của tiết diện

$$\lambda_f = \sqrt{\frac{M_{ne}}{M_{crf}}} = 0.769 \quad (\text{Eq. F3.2.1-3})$$

Vì $\lambda_f < 0.776$ nên

$$M_{nl} = M_{ne} = 25.13 \text{ kN.m} \quad (\text{Eq. F3.2.1-1})$$

- Độ bền uốn tính toán $\phi_b M_{nl}$ (Section F2)

Hệ số an toàn $\phi_b = 0.9$

Độ bền tính toán $\phi_b M_{nl} = 22.62 \text{ kN.m}$

b2 Độ bền uốn khi xét đến sự ảnh hưởng của ổn định méo $\phi_b M_{nd}$ (Section F4)

- Ứng suất ổn định méo F_{crd} và mô men tương ứng M_{crd} (Appendix 2, Section 2.3.3.3)

Các thông số dùng để tính ổn định méo (dùng cho Table 2.3.1.3-1) như sau:

Nhịp dầm

$$L = 6 \text{ m}$$

Chiều cao bao ngoài của tiết diện

$$h_0 = D = 203 \text{ mm}$$

$$h = D_c = 200.6 \text{ mm}$$

$$b = B_c = 73.6 \text{ mm}$$

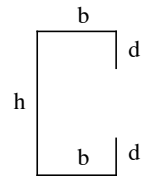
$$d = L_{1c} = 19.3 \text{ mm}$$

$$b + d = 92.9$$

$$A_f = (b + d)t = 223 \text{ mm}^2$$

$$J_f = \frac{1}{3}(b + d)t^3 = 428.1 \text{ mm}^4$$

$$I_{xf} = \frac{t(t^2 b^2 + 4bd^3 + t^2 bd + d^4)}{12(b + d)} = 4940 \text{ mm}^4$$



$$I_{yf} = \frac{t(b+4d)b^3}{12(b+d)} = 129434 \text{ mm}^4$$

$$I_{xyf} = \frac{tb^2d^2}{4(b+d)} = 13031 \text{ mm}^4$$

$$C_{wf} = 0$$

$$x_{of} = \frac{b^2}{2(b+d)} = 29.15 \text{ mm}$$

$$h_{xf} = -\frac{(b+2d)b}{2(b+d)} = -44.45 \text{ mm}$$

$$h_{yf} = y_{of} = -\frac{d^2}{2(b+d)} = -2.005$$

$$L_{crd} = \left\{ \frac{4\pi^4 h_0^4 (1-\nu^2)}{t^3} \left[\left(I_{xf} - \frac{I_{xyf}^2}{I_{yf}} \right) (x_{of} - h_{xf})^2 + C_{wf} \right] + \frac{\pi^4 h_0^4}{720} \right\}^{0.25}$$

$$= 565.9 \text{ mm} \quad (\text{Eq. 2.3.3.3-4})$$

Khoảng cách các điểm giằng chống xoắn $L_m = 6 \text{ m}$.

$$L = \min(L_{crd}, L_m) = \min(565.9, 6000) = 565.9 \text{ mm}$$

$$\beta = 1 + 0.4 \left(\frac{L}{L_m} \right)^{0.7} \left(1 + \frac{M_1}{M_2} \right)^{0.7} = 1.077 \quad (\text{Eq. 2.3.3.3-3})$$

với M_1 and M_2 là mô men hai đầu đoạn được giằng L_m ($|M_1| > |M_2|$). $M_1 = 0$. $M_2 = M_{max}$. $M_1 / M_2 = 0$.

Vì $1 < \beta < 1.3$ nên lấy $\beta = 1.077$.

Độ cứng chống xoay của bản cánh đối với giao tuyến cánh bụng (sau đây gọi là giao tuyến)

$$k_{\phi fe} = \left(\frac{\pi}{L} \right)^4 E \left[\left(I_{xf} - \frac{I_{xyf}^2}{I_{yf}} \right) (x_{of} - h_{xf})^2 + C_{wf} \right] + \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 GJ_f$$

$$= 4748 \text{ N} \quad (\text{Eq. 2.3.1.3-3})$$

Độ cứng chống xoay của bản bụng đối với giao tuyến

$$k_{\phi we} = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \left[\frac{3}{h_0} + \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 \frac{19h_0}{60} + \left(\frac{\pi}{L} \right)^4 \frac{h_0^3}{240} \right]$$

$$= 4252 \text{ N} \quad (\text{Eq. 2.3.3.3-5})$$

Do tấm tôn tường không đủ khả năng chống xoay cho xà gồ tường nên $k_{\phi} = 0$.

Độ cứng chống xoay của giao tuyến được yêu cầu bởi bản cánh

$$k'_{\phi fg} = \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 \left\{ A_f \left[\frac{(x_{of} - h_{xf})^2 \left(\frac{I_{xyf}}{I_{yf}} \right)^2}{+ h_{xf}^2 + y_{of}^2} - 2y_{of} (x_{of} - h_{xf}) \frac{I_{xyf}}{I_{yf}} \right] \right\}$$

$$= 18.33 \text{ mm}^2 \quad (\text{Eq. 2.3.1.3-5})$$

Hệ số biến thiên ứng suất của bản bụng $\xi_{web} = 2$ (bản bụng chịu ứng suất thuần uốn).

$$\alpha = L/h_0 = 2.788$$

Độ cứng chống xoay của giao tuyến được yêu cầu bởi bản bụng

$$k'_{\phi wg} = \frac{h_0^2 \pi^2}{13440} \frac{45360(2.37 - \xi_{web})\alpha^2 + 448\pi^2 + (56 - 3\xi_{web})\pi^4}{\pi^4 + 28\pi^2\alpha^2 + 420\alpha^4}$$

$$= 1.755 \text{ mm}^2 \quad (\text{Eq. 2.3.3.3-6})$$

Ứng suất tới hạn mất ổn định méo

$$F_{crd} = \beta \frac{k_{\phi fe} + k_{\phi we} + k_{\phi}}{k'_{\phi fg} + k'_{\phi wg}} = 482.6 \text{ MPa} \quad (\text{Eq. 2.3.3.3-2})$$

Mô men kháng uốn đối với vùng nén $S_f = S_{xc} = 55854 \text{ mm}^3$.

Mô men tới hạn gây mất ổn định méo

$$M_{crd} = S_f F_{crd} = 26.96 \text{ kN.m} \quad (\text{Eq. 2.3.3.3-1})$$

Dùng THIN-WALL-2 để xác định hai giá trị trên, thu được $F_{crd} = 518.52 \text{ MPa}$, $M_{crd} = 29.031 \text{ kN.m}$. Sự chênh lệch

$$\varepsilon = \frac{26.96 - 29.031}{29.031} \times 100\% = -7.13\%$$

- Độ bền uốn danh nghĩa M_{nd} khi xét đến sự tương tác giữa ổn định méo và độ bền đàn hồi M_y (Section F4.1)

Mô men kháng uốn của tiết diện nguyên đối với thớ chảy đầu tiên $S_{fy} = S_{xt} = 55854 \text{ mm}^3$.

Độ bền đàn hồi

$$M_y = S_{fy} F_y = 25.13 \text{ kN.m} \quad (\text{Eq. F4.1-4})$$

Độ mảnh

$$\lambda_d = \sqrt{\frac{M_y}{M_{crd}}} = 0.965 \quad (\text{Eq. F4.1-3})$$

Vì $\lambda_d > 0.673$ nên

$$M_{nd} = \left[1 - 0.22 \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0.5} \right] \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0.5} M_y$$

$$= 20.1 \text{ kN.m} \quad (\text{Eq. F4.1-2})$$

- Độ bền uốn tính toán $\phi_b M_{nd}$ (Section F4)

Hệ số an toàn $\phi_b = 0.9$

Độ bền tính toán $\phi_b M_{nd} = 18.09 \text{ kN.m}$

b3 Độ bền uốn cuối cùng $M_{ax} = \phi_b M_n$ (Section F1)

$M_{ax} = \phi_b M_n = \min(\phi_b M_{nl}, \phi_b M_{nd}) = 18.09 \text{ kN.m}$

c) Độ bền uốn M_{ay} đối với trục y-y (LRFD)

c1 Độ bền uốn khi xét đến sự ảnh hưởng của ổn định cục bộ

$\phi_b M_{nl}$ (Section F2)

- Độ bền danh nghĩa khi xét cả bản đàn hồi và ổn định tổng thể

M_{ne} (Section F2.1)

• Ứng suất tới hạn gây mất ổn định tổng thể F_{cre} (Section F2.1.2)

Hệ số chiều dài tính toán đối với trục x $K_x = 1.0$.

Chiều dài không giằng khi cấu kiện xoay quanh trục x $L_x = L = 6 \text{ m}$.

$$\sigma_{ex} = \frac{\pi^2 E}{(K_x L_x / r_x)^2} = 344.6 \text{ MPa} \quad (\text{Eq. F2.1.2-2})$$

$$\sigma_t = 50.42 \text{ MPa} \quad (\text{Eq. F2.1.1-5})$$

$$j = \frac{1}{2I_y} \left(\int_A x^3 dA + \int_A xy^2 dA \right) - x_0 = 114.5 \text{ mm} \quad (\text{Eq. F2.1.2-4})$$

Vì mô men giữa nhịp lớn hơn mô men hai đầu, $C_{TF} = 1.0$.

Mô men kháng uốn của tiết diện nguyên đối với thớ chịu nén $S_f = S_{yc} = 30445 \text{ mm}^3$.

Vì mô men gây ra vùng nén (bản bụng) nằm ở cùng phía với tâm cắt (xét với trọng tâm tiết diện) nên $C_s = 1.0$.

$$F_{cre} = \frac{C_s A \sigma_{ex}}{C_{TF} S_f} \left[j + C_s \sqrt{j^2 + r_0^2 \frac{\sigma_t}{\sigma_{ex}}} \right] = 2401 \text{ MPa} \quad (\text{Eq. F2.1.2-1})$$

• Ứng suất danh nghĩa xét đến ứng suất chảy và mất ổn định tổng thể F_n (Section F2.1)

Vì $F_{cre} > 2.78F_y = 1251$ Mpa nên lấy $F_n = F_y = 450$ MPa

• Độ bền danh nghĩa khi xét cả bản đàn hồi và ổn định tổng thể

M_{ne} (Section F2.1)

Mô men kháng uốn của tiết diện nguyên đối với trục chảy đầu tiên $S_{fy} = S_{yt} = 12507$ mm³.

Độ bền đàn hồi

$$M_y = S_{fy} F_y = 5.628 \text{ kN.m} \quad (\text{Eq. F2.1-2})$$

$$M_{ne} = S_f F_n = 5.628 \text{ kN.m} \quad (\text{Eq. F2.1-1})$$

Vì $M_{ne} = M_y$ nên lấy $M_{ne} = 5.628$ kN.m.

- Mô men gây mất ổn định cục bộ M_{cri} (Appendix 2, Section

2.3.3.2)

• Hệ số ổn định cục bộ của bản bụng k_{web} và ứng suất tới hạn tương ứng (Appendix 1, Section 1.1)

Hệ số ổn định $k = 4$ (xem Eq. 1.1-4)

Bề rộng phần phẳng của bản bụng $w = D_0 = 188.2$ mm.

Ứng suất tới hạn

$$F_{crw0} = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{w} \right)^2 = 117.6 \text{ MPa} \quad (\text{Eq. 2.3.3.2-2})$$

Ngoại suy đến trục chịu nén (bản bụng)

$$F_{crw} = F_{crw0} = 117.6 \text{ MPa}$$

• Hệ số ổn định cục bộ của bản cánh k_{flange} và ứng suất tới hạn tương ứng (Appendix 1, Section 1.2.2)

Đây là trường hợp f_1 là ứng suất nén và f_2 là ứng suất kéo, cạnh chống đỡ là cạnh chịu nén (Fig. 1.2.2-2(b))

$$\text{Vì } \psi = \frac{f_2}{f_1} = \frac{X_t}{X_c} = 2.43 > 1 \text{ nên } \rho = 1, \text{ tức hệ số ổn định } k = \infty, \text{ hay}$$

ứng suất tới hạn $F_{cri} = F_{cri0} = \infty$

• Ứng suất tới hạn của toàn bộ tiết diện F_{cri} và mô men tới hạn M_{cri} (Appendix 2, Section 2.3.3.2)

$$F_{cri} = \min(F_{crw}, F_{cri0}) = 117.6 \text{ MPa}$$

Mô men kháng uốn đối với trục chịu nén $S_f = S_{yc} = 30445$ mm³.

$$M_{cri} = S_f F_{cri} = 3.58 \text{ kN.m} \quad (\text{Eq. 2.3.3.2-1})$$

Kết quả của phần mềm THIN-WALL-2: $F_{cri} = 152.25$ MPa, $M_{cri} = 4.822$ kN.m. Sai lệch giữa kết quả theo phương pháp giải tích và phương pháp số là rất đáng kể

$$\varepsilon = \frac{3.58 - 4.822}{4.822} \times 100\% = -25.76\%$$

- Độ bền uốn danh nghĩa khi xét đến sự tương tác giữa ổn định cục bộ và ổn định tổng thể M_{ni} (Section F3.2.1)

Độ mảnh

$$\lambda_y = \sqrt{\frac{M_{ne}}{M_{cri}}} = 1.254 \quad (\text{Eq. F3.2.1-3})$$

Vì $\lambda_y > 0.776$ nên

$$M_{ni} = \left[1 - 0.15 \left(\frac{M_{cri}}{M_{ne}} \right)^{0.4} \right] \left(\frac{M_{cri}}{M_{ne}} \right)^{0.4} M_{ne} = 4.108 \text{ kN.m} \quad (\text{Eq. F3.2.1-2})$$

- Độ bền uốn tính toán $\phi_b M_{ni}$ (Section F2)

Hệ số an toàn $\phi_b = 0.9$

Độ bền tính toán $\phi_b M_{ni} = 3.697$ kN.m

c2 Độ bền uốn cuối cùng $M_{ay} = \phi_b M_{ni}$ (Section F1)

$$M_{ay} = \phi_b M_{ni} = \phi_b M_{ni} = 3.697 \text{ kN.m}$$

d) Kiểm tra độ bền uốn kết hợp (LRFD) (Section H1.2)

$$\frac{P}{P_a} + \frac{M_x}{M_{ax}} + \frac{M_y}{M_{ay}} = 0 + \frac{12.393}{18.09} + \frac{0.815}{3.697} = 0.906 < 1 \quad (\text{Eq. H1.2-1})$$

Nếu sử dụng kết quả tính toán mô men tới hạn của phương pháp số ta có

$$\frac{P}{P_a} + \frac{M_x}{M_{ax}} + \frac{M_y}{M_{ay}} = 0 + \frac{12.393}{18.566} + \frac{0.815}{4.090} = 0.866 < 1 \quad (\text{Eq. H1.2-1})$$

Sự chênh lệch

$$\varepsilon = \frac{0.866 - 0.906}{0.906} \times 100\% = -4.4\%$$

4. KẾT LUẬN

Bài báo đã trình bày lý thuyết kiểm tra độ bền uốn kết hợp của xà gỗ tường bằng phương pháp Cường độ trực tiếp theo tiêu chuẩn Mỹ AISI S100 và tiêu chuẩn Úc AS/NZD 4600 sử dụng các công thức giải tích và minh họa bằng ví dụ.

Phần trình bày của ví dụ cho thấy khối lượng tính toán theo phương pháp DSM kết hợp công thức giải tích khá dài và nặng nề, do vẫn sử dụng phần lớn nội dung xác định bề rộng hữu hiệu được nêu trong Phụ lục I của phương pháp EWM. Rõ ràng sử dụng DSM như vậy là không hiệu quả. Tính toán theo phương pháp DSM chỉ hiệu quả hơn EWM khi sử dụng phương pháp số để xác định mô men tới hạn hoặc cần đưa ra các cải tiến để việc xác định giá trị này bằng phương pháp giải tích được đơn giản hóa đáng kể.

Sự chênh lệch giữa hai phương pháp giải tích và phương pháp số khi tính toán mô men tới hạn ổn định cục bộ của cấu kiện chịu uốn quanh trục đối xứng x-x (0.85%) là nhỏ và chấp nhận được. Tuy nhiên khi xác định tính toán mô men tới hạn ổn định méo và ổn định cục bộ của cấu kiện chịu uốn quanh trục bất đối xứng y-y, sự chênh lệch giữa hai phương pháp này là rất lớn (lần lượt là 7.13% và 25.76%) và gây ra sự chênh lệch về độ bền kết hợp là 4.4%. Do đó, công thức giải tích của hai trường hợp này cần được tiếp tục nghiên cứu để nâng cao độ chính xác.

TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] TCVN 5575-2018 Kết cấu thép. Tiêu chuẩn thiết kế (in English: TCVN 5575-2018 Steel structure. Design standard).
- [2] AISI S100 (2016) North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. American Iron and Steel Institute.
- [3] AS/NZS 4600 (2018) Cold-Formed Steel Structures. Standards Australia/Standards New Zealand.
- [4] G. J. Hancock (2001) Cold-formed steel structures to the AISI Specification. Marcel Dekker, Inc.
- [5] W.W. Yu, R.A. LaBoube, H. Chen (2020) Cold-Formed Steel Design. Fifth edition. John Wiley & Sons, Inc.
- [6] THIN-WALL-2 specification, University of Sydney.