

ленность полимерных, мягких кровельных и теплоизоляционных строительных материалов / ВНИИЭСМ. - М., 1990. -Вып.5.

5. Гликин С.М. Прогрессивные ограждающие конструкции промышленных зданий. - М.: Стройиздат, 1990.

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ЗАВИСИМОСТИ ПОДАТЛИВОСТИ УЗЛОВ РАМ ИЗ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ТРУБЫ И ДВУТАВРОВ ПРИ ДЕЙСТВИИ ИЗГИБАЮЩЕГО МОМЕНТА В РИГЕЛЕ

Зинкевич И.В., Мухин А.В., Лебедь В.А., Черноиван Н.В.

Наиболее рациональной, при проектировании стальных рам, является комбинация колонн из прямоугольных труб и ригелей из двутавра. Такая комбинация позволяет рационально совместить достаточно большую жёсткость сжатой колонны в обоих возможных направлениях её потери устойчивости с традиционно выгодным распределением материала двутавра в работающем на изгиб ригеле]. Данный узел с условными обозначениями представлен на рис. 1.

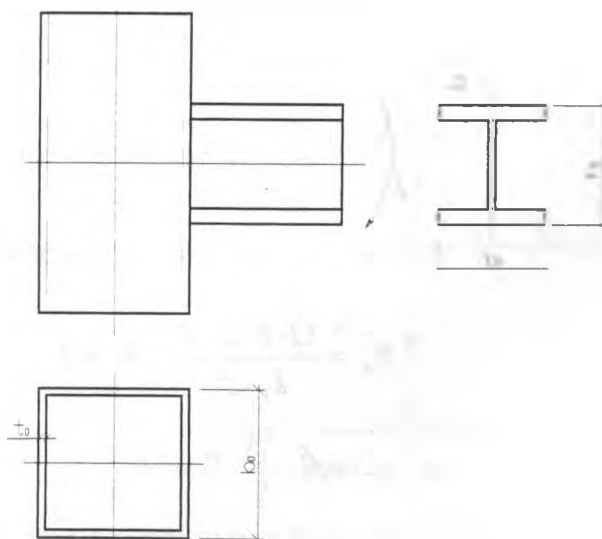


Рис.1. Узел сопряжения двутавра с колонной из прямоугольной трубы.

$$\beta = \frac{h_1}{b_0}, \quad \lambda_0 = \frac{h_0}{t_0}$$

Для вычисления жесткости узла, обусловленной местным изгибом пояса, представим его в виде шести независимых пластин, к которым прикреплен двутавр.

Определим реакции, возникающие при изгибе пластин.

Реакция двух поперечных пластин:

$$R_1 = 2 \cdot \left(\frac{12 \cdot E \cdot J}{k_1 \cdot c^3} \right) \cdot \delta,$$

где k_1 - коэффициент, учитывающий деформирование стенок профиля пояса

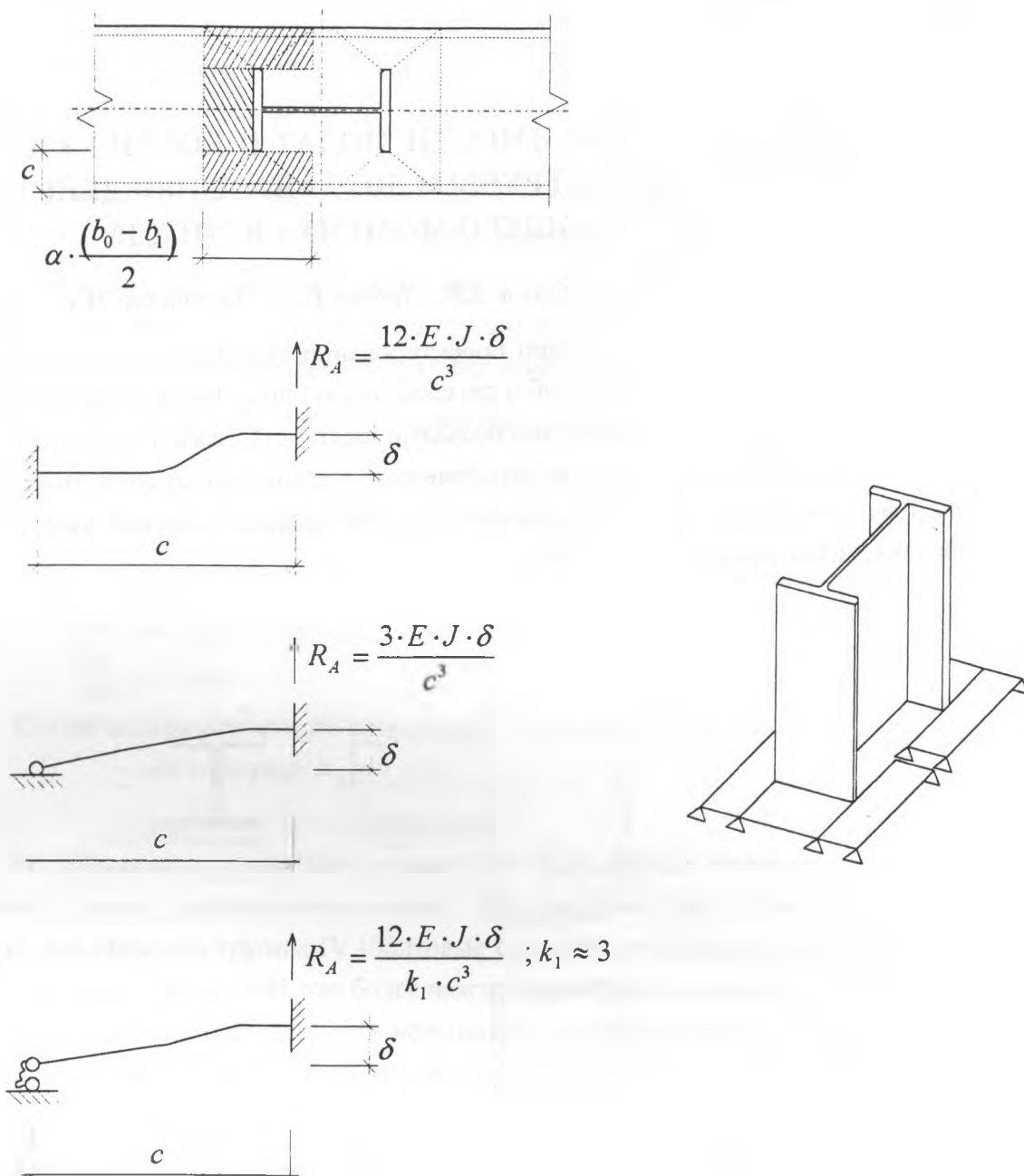


Рис.2. Расчетная модель узла.

Представив значения J и c :

$$J = \frac{2 \cdot \alpha \cdot c \cdot t_0^3}{12} \text{ и } c = \frac{b_0 - b}{2} = 0.5 \cdot b_0 \cdot (1 - \beta), \text{ получим:}$$

$$R_1 = \frac{16 \cdot E \cdot \alpha \cdot t_0^3 \cdot \delta}{k_1 \cdot [b_0^2 \cdot (\beta - 1)^2]}$$

Реакция продольной пластины:

$$R_2 = \frac{3 \cdot E \cdot J}{(\alpha \cdot c)^3} \cdot \delta,$$

или в принятых обозначениях:

$$R_2 = \frac{2 \cdot E \cdot \beta \cdot t_0^3 \cdot \delta}{b_0^2 \cdot [\alpha^3 \cdot (1 - \beta)^3]}.$$

Для определения параметра α найдем минимум суммарной реакции:

$$R = R_1 + R_2: \frac{dR}{d\alpha} = 0,$$

$$\frac{16 \cdot E \cdot t_0^3 \cdot \delta}{k_1 \cdot [b_0^2 \cdot (\beta - 1)^2]} - \frac{6 \cdot E \cdot \beta \cdot t_0^3 \cdot \delta}{b_0^2 \cdot [\alpha^4 \cdot (1 - \beta)^3]} = 0.$$

После сокращения неравных нулю множителей получим:

$$\frac{16}{k_1} - \frac{6 \cdot \beta}{\alpha^4 \cdot (1 - \beta)} = 0,$$

откуда $\alpha = \sqrt[4]{\frac{3}{8} \cdot k_1 \cdot \frac{\beta}{1 - \beta}}.$

Коэффициент k_1 , как показывают расчеты, для ГСП может быть принят ≈ 3 .

Тогда $\alpha = \sqrt[4]{\frac{\beta}{1 - \beta}}$

Согласно рис. 2 изгибающий момент в ригеле равен:

$$M = R \cdot h_1;$$

перемещение δ определяется для малых углов как:

$$\delta = \frac{h_1}{2} \cdot \varphi;$$

Тогда

$$M = R \cdot \frac{h_1^2}{2} \cdot \varphi = C_{M1} \cdot \varphi,$$

где R - суммарная реакция пластин от единичного перемещения;

C_{M1} - жесткость узла на поворот, обусловленная местным изгибом полки.

После подстановок находим выражение для C_{M1} :

$$C_{M1} = \frac{16 \cdot E \cdot \sqrt[4]{\frac{\beta}{1 - \beta}} \cdot t_0^3 \cdot h_1^2}{k_1 \cdot b_0^2 \cdot (1 - \beta)^2} + \frac{2 \cdot E \cdot \beta \cdot t_0^3 \cdot h_1^2}{b_0^2 \cdot \left(\sqrt[4]{\frac{\beta}{1 - \beta}}\right)^3 \cdot (1 - \beta)^3}$$

после преобразования получаем:

$$C_{M1} = \frac{E \cdot t_0 \cdot h_1^2}{\lambda_0^2} \cdot \frac{\sqrt[4]{\beta}}{\sqrt[4]{(1-\beta)^3}} \cdot \left(\frac{8}{k_1} + 1 \right)$$

Как показали численные расчеты и эксперименты при $\beta \rightarrow 1$ деформативность узла в основном обусловлены сдвиговыми деформациями стенки, которые учтены следующим образом:

прогиб δ от сдвиговых деформаций стенки:

$$\delta = \frac{\eta_Q}{G \cdot A} \int_0^h Q \cdot \bar{Q} \cdot dx$$

или

$$\begin{aligned} \delta &= \frac{\eta_Q}{G \cdot A} \cdot \left(\frac{M}{2 \cdot h_1} \cdot h_1 \cdot 1 - \frac{2 \cdot M}{4 \cdot h_1} \cdot \alpha \cdot c \cdot \frac{1}{2} \cdot 1 \right) = \\ &= \frac{M}{G \cdot A} \cdot \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{4} \cdot \frac{\alpha \cdot c}{h_1} \right) \end{aligned}$$

после подстановки значений

$$A = h_0 \cdot t_0; \quad G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)}; \quad \alpha = \sqrt[4]{\frac{\beta}{1-\beta}}; \quad \delta = \varphi \cdot h_1; \quad c = \frac{b_0}{2} \cdot (1 - \beta),$$

где $\nu = 0.3$ - коэффициент Пуассона для стали;

$\eta_Q = 1.2$ - коэффициент учета формы сечения;

получим:

$$\varphi \cdot h_1 = \eta_Q \cdot M \cdot \frac{(1 + \nu)}{E \cdot h_0 \cdot t_0} \cdot \left(1 - \frac{\sqrt[4]{\beta \cdot (1 - \beta)^3}}{2 \cdot \eta} \right)$$

после преобразования получим:

$$M = \frac{E \cdot h_1 \cdot h_0 \cdot t_0}{\eta_Q \cdot (1 + \nu)} \cdot \left(\frac{2 \cdot \eta}{2 \cdot \eta - \sqrt[4]{\beta \cdot (1 - \beta)^3}} \right) \cdot \varphi$$

Тогда сдвиговая жесткость узла будет равна:

$$C_{M2} = \frac{E \cdot h_1 \cdot h_0 \cdot t_0}{\eta_Q \cdot (1 + \nu)} \cdot \left(\frac{2 \cdot \eta}{2 \cdot \eta - \sqrt[4]{\beta \cdot (1 - \beta)^3}} \right)$$

Суммарный угол поворота:

$$\varphi = \varphi_{M1} + \varphi_{M2} = \frac{M}{C_{M1}} + \frac{M}{C_{M2}} = M \cdot \left(\frac{1}{C_{M1}} + \frac{1}{C_{M2}} \right)$$

Тогда

$$M = \frac{\varphi}{\frac{1}{C_{M1}} + \frac{1}{C_{M2}}}$$

ИЛИ

$$C_M = \frac{1}{\frac{1}{C_{M1}} + \frac{1}{C_{M2}}}$$

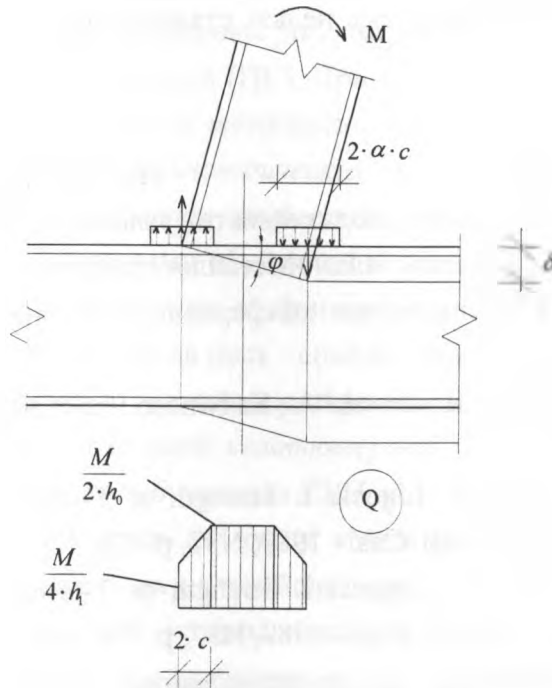


Рис. 3. К определению влияния сдвига стенок на жесткость узлов.

Ниже приведено сопоставление результатов расчета по полученным формулам и данных экспериментальных исследований рамных узлов проводившихся в Белостокской политехнике.

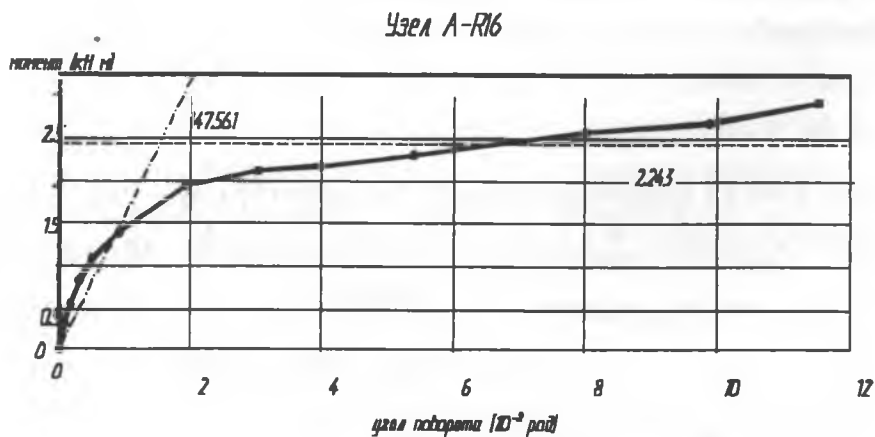


Рис. 4. Сопоставление данных расчета с экспериментальными данными для узла рамы с ригелями из двутавра.

Следует отметить, что ранее область определения жёсткости для узлов сопряжения ригеля из двутавра и колонны из прямоугольных профилей была обделена вниманием, не смотря на целесообразность такой комбинации профилей. В зоне внимания последнее время была проблема податливости узлов из прямоугольных профилей.

Не смотря на ценность полученных теоретических результатов, обеспечивающих удовлетворительную сходимость теоретических расчётов с экспериментальными данными, на данной проблеме нельзя ставить точку. Проблема требует дальнейшего рассмотрения.

Литература

1. Определение податливости узловых соединений из прямоугольных труб. - Мухин А.В., Зинкевич И.И.—Металлостроительство—96 (Состояние и перспективы развития) : Международная конференция. Сборник трудов , т2, Донецк - Макеевка - 1996. - 132с.
2. Brodka J., Kozlowski A., Sztwnosc i nosnosc wenzlow podatnych.- Bialystok 1996 Rzeszow. p.322.
3. Szlendak J., Ligocki I. Strength of T-joints of type RR-I in rectangular hollow section frames. - Staveb. Cas. - 1989, N37, p. 175-189.
4. Szlendak J., Ligocki I. Strength of T-joints of type RR-I in rectangular hollow section frames. - Staveb. Cas. - 1989, N37, p. 175-189.
5. Руководство по проектированию стальных конструкций из гнутосварных замкнутых профилей. ЦНИИПроектстальконструкция. М. 1978. 43с.
6. Szlendak, M. Broniewicz. Sztwnosc wezlow spawanych typu T z rur prostokatnych. - Брест - 1995.
7. Mang F., Bucak O., Wolfmuller F. Bemessungsverfahren fur T-Knoten aus Rechteck-Hohlprofilen, Forschungsbericht N82, der Studiengesellschaft fur Anwendungstechnik von Eisen und Stahl e. V., Dusseldorf, 1981.
8. Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln fur den Hochbau Deutsche fassung ENV 1993-1-1.

АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ ПОДСИСТЕМА СОСТАВЛЕНИЯ СПЕЦИФИКАЦИЙ СТАЛИ И МЕТИЗОВ ПРИ РАЗРАБОТКЕ ЧЕРТЕЖЕЙ КМД

Уласевич В.П., Мигель В.В.

В процессе обучения проектированию стальных конструкций студенты выполняют два курсовых проекта, объем которых достаточно велик. И все же, навыки проектирования у большинства студентов желают лучшего. Причина - недостаток времени на