



DOI: [10.71167/uacg.2026.590106](https://doi.org/10.71167/uacg.2026.590106)

Получена: 20.10.2025 г.

Приета: 11.12.2025 г.

ПРЪТОВИ МОДЕЛИ ЗА ПРОЕКТИРАНЕ НА ГЕРБЕРОВА КОНЗОЛА

Н. Ангелов¹

Ключови думи: стоманобетон, герберова конзола, прътов модел, крайно гранично състояние

РЕЗЮМЕ

В настоящата статия са изяснени особеностите при проектирането на герберови конзоли с използването на прътови модели. Показани са алтернативни прътови модели, както и комбинирането им в хиперстатичен модел. Направена е съпоставка и оценка на моделите според различни критерии за конкретна задача. Систематизирани са практични правила за конструиране на тези прътови модели и за определяне на размерите на техните елементи.

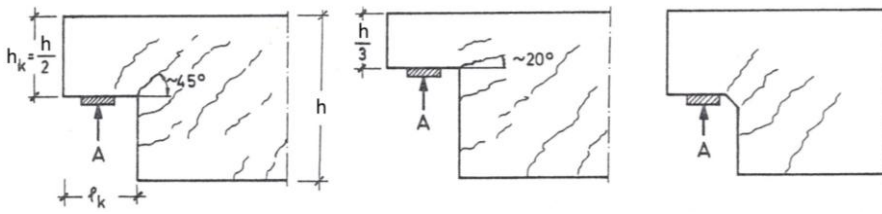
1. Въведение

Гредите с герберови конзоли се прилагат най-често с цел намаляване на етажната височина. Напречното им сечение може да бъде правоъгълно, трапецовидно или плочогредово, като в последния случай е възможно и стъпване само чрез плочата.

В практиката се избират конзоли с височина $h_k = (1/2 \div 1/3)h$ – фиг. 1.

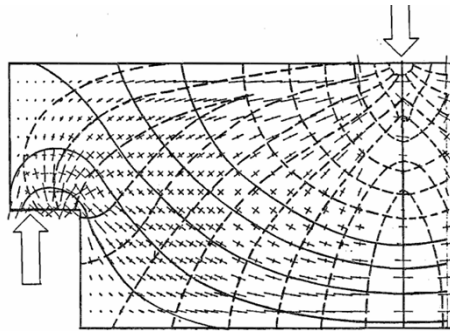
Оразмеряването на огъване и срязване в КГС за критични сечения, отдалечени от герберовата конзола, е традиционно и без особености.

¹ Никола Ангелов, гл. ас. д-р инж., кат. „Масивни конструкции“, УАСГ, бул. „Хр. Смирненски“ № 1, 1046 София, e-mail: nikangelov_fce@uacg.bg



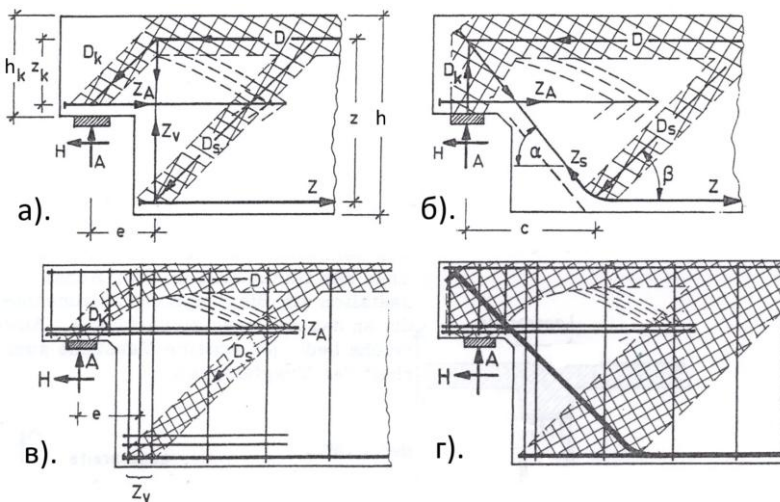
Фиг. 1. Герберова конзола – геометрия [1]

Както се вижда от фиг. 2 траекториите на главните напрежения около герберовата конзола не са регулярни, хипотезата на *Bernoulli* там не е изпълнена, и тези D-области (фиг. 5) от гредата трябва да се проектират с прътови модели.



Фиг. 2. Траектории на главните напрежения в еластичен стадий [2]

Leonhardt [1] описва възможните механизми за окачване на гредата – с вертикални стремена, с наклонени пръти, или комбинирано – фиг. 3. Той е категоричен, че вертикалната армировка за поемането на силата Z_v трябва да е разположена в зона с дължина $\sim h/4$.



Фиг. 3. Герберова конзола – прътови модели и армиране [1]

С намаляване на h_k нараства частта от напречната сила, която трябва да се предаде чрез окачване в натисковата зона на конзолата. Така например за модела от фиг. 3а в [1] се дава следната практична формула за определяне на силата Z_V :

$$Z_V = A \cdot 0,35 \frac{h}{h_k} \leq A. \quad (1)$$

Размерите на герберовата конзола влияят на нейната деформативност. При малка височина h_k (фиг. 1б) пукнатините са по-полегати и с по-голяма широчина [1]. За намаляване на опънните напрежения се препоръчва и оформянето на фаска (заобляне) на вътрешния ъгъл (фиг. 1в) – [1].

На фона на моделите от фиг. 3 могат да бъдат споменати някои от важните особености, които трябва да бъдат спазвани при работа с прътовите модели:

- Закотвянето на армировките след възлите трябва да се осигури.
- Закотвянето с прави куки не винаги е правилно, заради ограничените размери на елементите при крайните възли.
- Закотвяне с хоризонтални примки, анкерни плочи и т.н. е за предпочитане при крайните възли – поз. 1 и поз. 2 на фиг. 4. Препоръчват се големи радиуси на огъване $\Phi_m \geq 20\Phi_L$, за да се избегне смачкването на бетона под огъвките (Φ_L – диаметър на огънатия прът). Възможно е и заваряване на хоризонтална армировка, изчислена за поемане на силата T_5 (фиг. 4), към опорните плочи.
- Използването на повече на брой и по-тънки пръти също е за предпочитане, заради по-малките дължини на закотвяне.

Изборът на размери на герберовата конзола трябва да осигури както надеждното закотвяне на армировката, така и да гарантира напреженията в бетонните елементи на прътовия модел.

2. Възможни прътови модели, размери на прътите и гранични носимоспособности на елементите

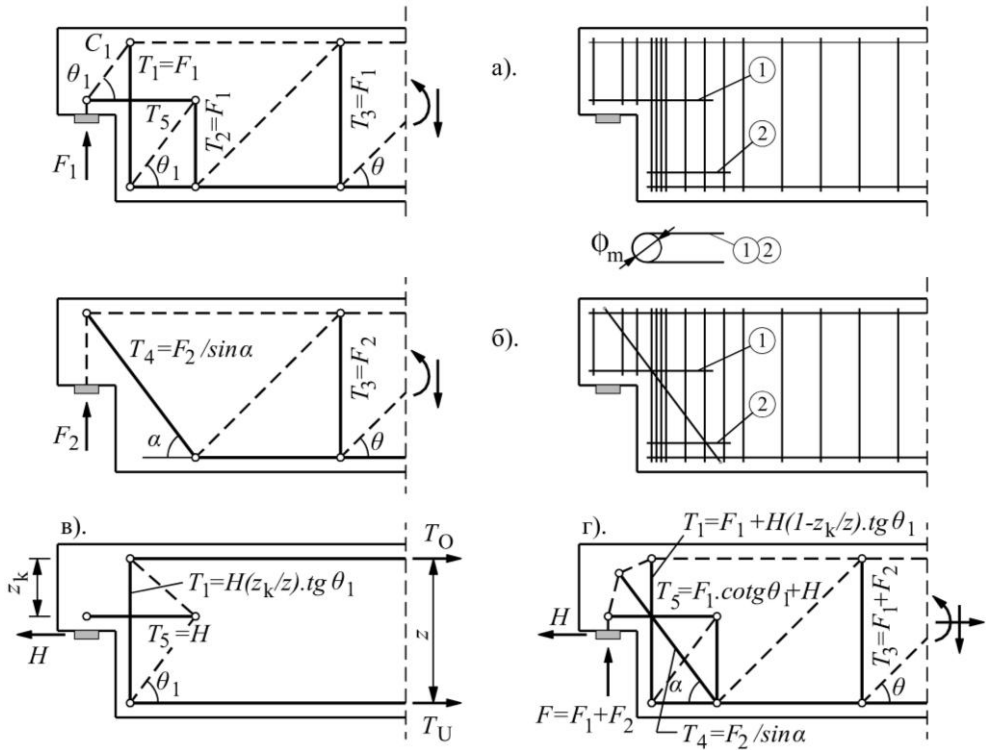
В техническата литература и в нормативните документи са популярни различни прътови модели. Част от тях са показани в настоящата статия. Теоретичната основа на прътовите модели е *Lower Bound Theorem* от *Теория на пластичността*.

Като следствие от тази теорема може да бъде изказано следното твърдение: ако се избере допустимо и сигурно поле на напреженията (в случая прътов модел), което да удовлетворява граничните и равновесните условия, това поле ще гарантира носимоспособността в крайно гранично състояние. Това означава, че всеки един модел може да бъде възможен, ако отговаря на горните условия.

В малко от проучените модели са приложени външните натоварвания в натисковата зона на гредата. Ако ще се разполагат концентрирани сили по границата на D-областта (в натисковия пояс на гредата), за да се отчита външното натоварване, стойностите на силите могат да се определят след дефиниране на началния прътов модел с приспадащи се товарни дължини.

2.1. Модели, описан от Schlaich и Shafer [3]

В [3] Schlaich и Shafer предлагат моделите от фиг. 4, които са коментирани и анализирани в [4, 5].



Фиг. 4. Герберова конзола – прътви модели

Моделът от фиг. 3а е традиционен в последните години, заради технологичността на изпълнението – ортогонално армиране. При избран еднакъв ъгъл θ_1 на диагоналите до герберовия зъб усилията в прътите са лесно определими:

$$\begin{aligned} T_1 = T_2 = T_3 &= F_1, \\ T_5 &= F_1 \cot \theta_1, \\ C_1 &= -F_1 / \sin \theta_1. \end{aligned} \quad (2)$$

Модел от фиг. 3б е с наклонен опънен прът, който най-добре атакува наклонената пукнатина и следва главния опън, но създава технологични трудности, най-вече при закотвянето му в горния край на гредата. Усилието в диагоналния прът е:

$$\begin{aligned} T_4 &= F_2 / \sin \alpha, \\ T_3 &= F_2. \end{aligned} \quad (3)$$

Моделът от фиг. 3в е подходящ за отчитане на допълнителната опънна сила.

$$\begin{aligned}
T_5 &= H, \\
T_U &= Hz_k / z, \\
T_O &= H(1 - z_k / z), \\
T_1 &= H(z_k / z) \tan \theta_1.
\end{aligned}
\tag{4}$$

Прилагането на *хиперстатичния модел* (фиг. 3г), който е комбинация от всички описани дотук, осигурява оптималното проектиране на стоманобетонния елемент – минимални широчини на пукнатините, минимална деформативност на целия елемент и най-голяма коравина. Усилията в елементите на хиперстатичния модел са сума от усилията в прътите на съставните модели. За това взлите в съставните модели трябва да съвпадат.

Проблем при работата с *хиперстатичния модел* (фиг. 3г) е определянето на частите от вертикалната сила, които ще преминат през моделите от фиг. 3а и фиг. 3б. На базата на опит и добра практика са дефинирани правила, които могат да се използват:

- $F_1 : F_2 = 50 : 50$ или
- $F_1 : F_2 = 60 : 40$ или
- $F_1 \geq 0,3F$

са добър избор.

Друг възможен вариант е цялата вертикална сила да се предостави на модела от фиг. 3а, който да се комбинира с модела от фиг. 3в за поемане на хоризонталната сила.

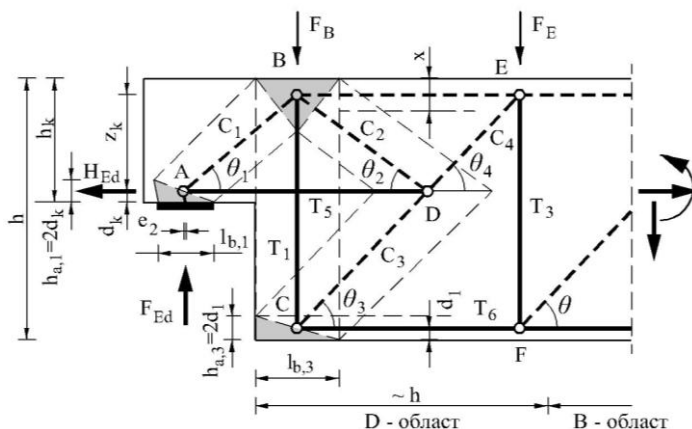
2.2. Модел според *Karl-Heinz Reineck* [6]

Моделът от фиг. 5 е описан в [6] от *Karl-Heinz Reineck*, като много напомня този в [1]. Взлите С, D и E могат да лежат на една права. Ексцентрицитетата e_2 зависи от отношението на силите $e_2 = d_2 H_{Ed} / F_{Ed}$. Препоръчва се прът EF да бъде разположен на две разстояния между стремената спрямо прът CB [6].

Усилията в прътите могат да бъдат определени със следните изрази:

$$\begin{aligned}
C_1 &= -F_{Ed} / \sin \theta_1, \\
T_5 &= F_{Ed} \cot \theta_1 + H_{Ed}, \\
C_4 &= -(F_{Ed} - F_B) / \sin \theta_4, \\
C_2 \sin \theta_2 - C_3 \sin \theta_3 &= -C_4 \sin \theta_4, \\
C_2 \cos \theta_2 + C_3 \cos \theta_3 &= -T_5 + C_4 \cos \theta_4, \\
T_1 &= -C_1 \sin \theta_1 - C_2 \sin \theta_2 - F_B, \\
T_6 &= -C_3 \cos \theta_3, \\
T_3 &= F_{Ed}.
\end{aligned}
\tag{5}$$

Приети са показаните на фиг. 5 посоки на действие на външните натоварвания и реакции. С изразите в (5) силите се изчисляват със своите знаци („+“ за опънните сили T и „-“ за натисковите сили C). В последващите изрази се заместват със съответния си знак.



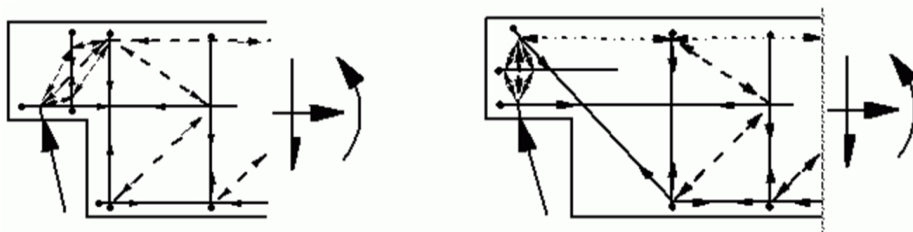
Фиг. 5. Възможен прътов модел според *Karl-Heinz Reineck* [6]

В [8] *Karl-Heinz Reineck* отбелязва, че прътов модел, като този от фиг. 4а много добре отразява тенденцията за развитие на наклонената пукнатина.

Натисковият диагонал BD в модела от фиг. 5 на практика блокира (пресича) разпространението на евентуално образувала се пукнатина. Именно за това вероятно се изчисляват по-големи усилия и по-големи количества армировка. Така се гарантира по-голяма коравина и по-малка широчина на диагоналните пукнатини. Възелът се закоравява, като се намалява завъртането му и се редуцира общата деформативност на гредата.

2.3. Модели според Еврокод 2 [8, 9]

Според Еврокод 2 [8, 9] при проектирането на герберови конзоли трябва да се отчете задължително наличието на хоризонтална сила с минимална стойност $H_{Ed} = 0,2F_{Ed}$. Може да се вземе и действителната, ако е по-голяма. Това обаче би трябвало да се вземе предвид още в глобалния анализ и проектирането на гредата. Двата модела в [8] са показани на фиг. 6. При липса на хоризонтално натоварване в опората моделът без наклонен опънен прът повтаря модела на *Schlaich* и *Shafer* от [3].



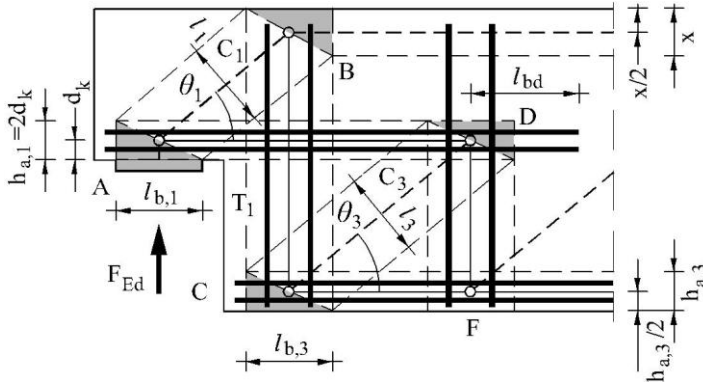
Фиг. 6. Модел на армировка в изрязаните конзолни съединения [8, 9]

2.4. Определяне на размерите на опънните и натисковите пръти

В по-нататъшните изследвания и анализи е разгледан само случай на вертикална опорна реакция. Избрани и изследвани са прътови модели без наклонени опънни елементи

(фиг. 4а и фиг. 5), като означенията им са уеднаквени с цел лесно препрещане и към двете фигури, както и за сравнение на резултатите.

За определяне на местоположението на долния опънен (на $h_{a,3}/2$ отдолу) и горния натисков (на $x/2$ отгоре) хоризонтални пръти може да се използва оразмеряването и конструирането на огъване за критичното сечение.



Фиг. 7. Определяне на размерите на прътите и възлите

Очакваното количество вертикална армировка за окачването (прът T_1) ще се концентрира в близост до герберовия зъб. Още в началото при използването на модела от фиг. 4а може да се определи количеството ѝ и тя да се конструира във формата на стремена:

$$A_{s,req} = \frac{F_{Ed}}{f_{yd}}, \text{ mm}^2. \quad (6)$$

Препоръчва се да се конструират затворени стремена, за да се ограничат напречните деформации извън равнината на гредата.

При модела от фиг. 5 най-вече заради наличие на прът BD и вътрешно преразпределение на силите, усилието $T_1 > F_{Ed}$.

Така може да се дефинира широчината $l_{b,3}$ на опънния вертикал CB = разстояния след осите на крайните стремена + осови разстояния между стремената. Разстоянията след осите на крайните стремена може да се вземат равни на половин осово разстояние между стремената, освен ако фактическите не са по-малки.

С достатъчна точност в началото може да се избере и армировката за силата T_2 според ф-ла (2) или ф-ла (5), като така и широчината на този опънен прът може да стане известна и равна на $2d_k$ (фиг. 5 и фиг. 7).

На фиг.7 са дефинирани различни ъгли θ_1 и θ_3 , за да се демонстрира определянето на широчините на диагоналите. И за двата наклонени натискови диагонала може да се определят широчините на базата на избрано първоначално конструиране на надлъжни пръти, стремена и известни размери на опорната плоча. Това е демонстрирано за пръти C_1 и C_2 съответно при възли A и C:

$$l_i = l_{b,i} \sin \theta_i + h_{a,i} \cos \theta_i. \quad (7)$$

Ако в процеса на оразмеряване и конструиране се наложи промяна на местоположението на оста на прътите, определянето на силите в тях и оразмеряването им трябва да се повтори, ако промените са съществени.

2.5. Гранични носимоспособности на натисковите пръти и възлите

Използвани са граничните носимоспособности на елементите, дефинирани в Еврокод 2 [8].

Напреженията в натисковите пръти и в „челата“ на възлите могат да бъдат определени от:

$$\sigma_{ci} = F_i / (b_i l_i), \quad (8)$$

където b_i е широчината на стоманобетонния елемент.

Диагоналните натискови пръти се намират в условия на страничен опън. Граничната им носимоспособност е:

$$\sigma_{Rd,max} = 0,6v'f_{cd}, \quad (9)$$

където $v' = 1 - f_{ck} / 250$.

Възел А е възел с един опънен прът. Граничната му носимоспособност е:

$$\sigma_{Rd,max} = 0,85v'f_{cd}. \quad (10)$$

Възел С е възел с два опънни пръта. Граничната му носимоспособност е:

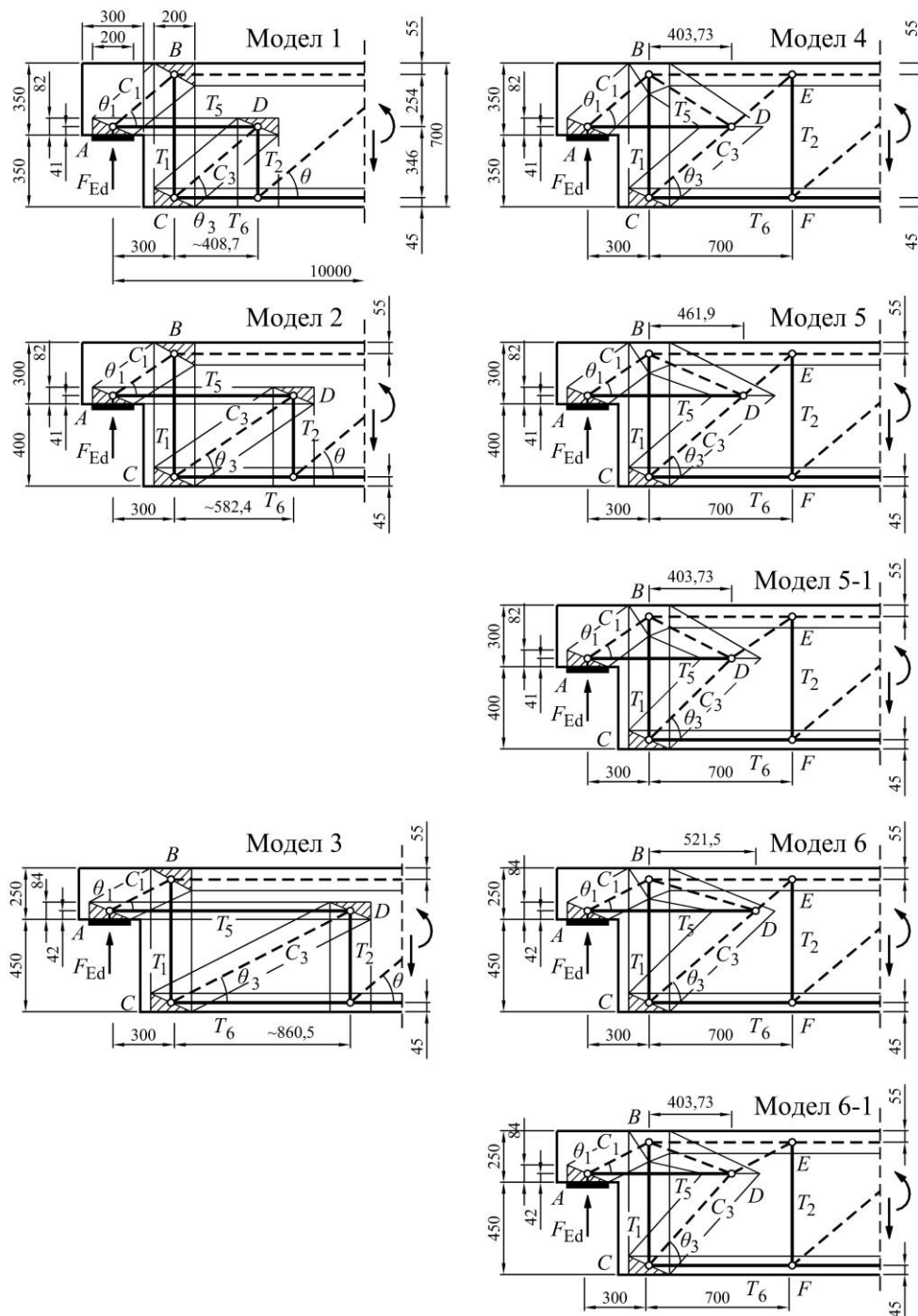
$$\sigma_{Rd,max} = 0,75v'f_{cd}. \quad (11)$$

Възел D е известен като „*smearred node*“. Неговите размери могат да нарастват във вътрешността на гредата. Важното в случая е надеждното закотвяне към вътрешността на гредата след възел D на армировката за поемане на силата T_5 (фиг. 7 и фиг. 9).

С Възел В обикновено няма проблеми при моделите от фиг. 4, стига прът BE да е с по-голяма широчина от пръти AD и CF. Така „челото“ на възел В под наклонената натискова сила става по-голямо от „челата“ на възлите А и С под същите сили. При модела от фиг. 5 възел В нараства дори още повече.

В описаните модели възлите не са винаги хидростатични. Много е трудно в практиката да се конструират възлите като хидростатични, най-вече по геометрични причини. Така във възлите възникват и тангенциални напрежения. *Schlaich* и *Shafer* в [10] предлагат да се спазва правилото $\sigma_1 / \sigma_2 \leq 2$ при работа с нехидростатични възли, като σ_1 и σ_2 са натисковите напрежения в „челата“ на възли, където няма тангенциални напрежения.

3. Изследване на височината на конзолата



Фиг. 8. Прътови модели с вертикални елементи за действие на вертикален товар при различна височина на герберовата конзола

Избрана е традиционна ненапрегната сглобяема столица с герберови зъби.

Изчислителният отвор на гредата е 10000 mm, напречното сечение в средата е с размери 700 / 300 mm, бетонното покритие на стремената е 25 mm, натоварване 25 kN/m.

Използваният клас бетон е C30 / 37, а стоманата е клас B500.

Решението е направено само за действието на вертикален товар, като са анализирани двата най-популярни модела в практиката – фиг. 8. Външно натоварване по горния пояс не е отчитано.

Определени са максимален огъващ момент $M_{Ed} = 312,5 \text{ kNm}$ и опорна реакция $V_{Ed} = 125 \text{ kN}$.

Оразмерителните процедури за огъване и срязване са без особености. За поемане на огъването са необходими $A_{s,req} = 1195 \text{ mm}^2 \rightarrow 4\phi 20 (1256 \text{ mm}^2)$.

Срязване е проверено с цялата сила $V_{Ed} = 125 \text{ kN}$, като е използван $\cot \theta = 2,5$. Определени са двусрезни стремена $\phi 10 / 300 \text{ mm}$ извън D-областта.

Чрез оразмеряването на огъване е определено местоположението на долния и горния надлъжни пояси на прътовите модели от фиг. 8.

Направено е изследване за различна височина на герберовия зъб, като е анализирана промяната на силите в прътовите модели.

Формирани са две групи прътови модели с принципна разлика в работата им.

Във всеки от Моделите 1, 2 и 3 са приети еднакви ъгли θ_1 и θ_3 на диагоналите.

За Моделите 4, 5 и 6 е прието взели C, D и E винаги да лежат на една права. Също така е прието прът EF винаги да е на едно и също място – на 700 mm от прът CB (около две разстояния между стремената за срязване).

Съставени са и вариативни модели (Модел 5-1 и Модел 6-1), при който местоположението на възел D не се променя по дължина на гредата.

Таблица 1. Усилия в опънните пръти и необходима армировка

	Модел 1	Модел 2	Модел 3	Модел 4	Модел 5	Модел 5-1	Модел 6	Модел 6-1
T_1 , kN	125	125	125	178,5	178,6	204,4	178,6	230,7
$A_{s,req}$, mm ²	288	288	288	411	411	470	411	530
Избор, mm ²	4 ϕ 10 (314)	4 ϕ 10 (314)	4 ϕ 10 (314)	4 ϕ 12 (452)	4 ϕ 12 (452)	4 ϕ 14(616)	4 ϕ 12 (452)	4 ϕ 14(616)
l_1 , mm	200	200	200	200	200	200	200	200
T_2 (T_3), kN	125	125	125	125	125	125	125	125
$A_{s,req}$, mm ²	288	288	288	288	288	288	288	288
Избор, mm ²	4 ϕ 10 (314)	4 ϕ 10 (314)	4 ϕ 10 (314)	4 ϕ 10 (314)	4 ϕ 10 (314)	4 ϕ 10 (314)	4 ϕ 10 (314)	4 ϕ 10 (314)
l_2 , mm	200	200	200	200	200	200	200	200
T_5 , kN	147,6	183,8	245,1	147,6	183,8	183,8	245,1	245,1
$A_{s,req}$, mm ²	340	423	564	340	423	423	564	564
Избор, mm ²	4 ϕ 12 (452)	4 ϕ 12 (452)	4 ϕ 14 (616)	4 ϕ 12 (452)	4 ϕ 12 (452)	4 ϕ 12 (452)	4 ϕ 14 (616)	4 ϕ 14 (616)
l_5 , mm	82	82	84	82	82	82	84	84
T_6 , kN	147,6	183,8	245,1	208,3	208,3	208,3	208,3	208,3
$A_{s,req}$, mm ²	340	423	564	479	479	479	479	479
Избор, mm ²	4 ϕ 12 (452)	4 ϕ 12 (452)	4 ϕ 14 (616)	4 ϕ 14 (616)	4 ϕ 14 (616)	4 ϕ 14 (616)	4 ϕ 14 (616)	4 ϕ 14 (616)
l_6 , mm	90	90	90	90	90	90	90	90

Поради намаляване на ъгъла θ_1 се увеличават натиските диагонални сили C_1 и съответно опънните хоризонтални T_5 .

Опънните вертикални сили (T_1 и T_2) остават непроменени в първите три модела (Модел 1, Модел 2 и Модел 3).

При останалите три модела (Модел 4, Модел 5 и Модел 6) нарастват и силите T_1 .

В табл. 1 е представено оразмеряване на опънните елементи на прътовите модели според (6). При конструирането на прът T_1 приоритет е била еднаква широчина на пръта във всички модели (за да се оформят подобни възли за сравнение).

Всички надлъжни долни армировъчни пръти стигат като прави до възел С, така че на фибри се предоставя възможността да поемат опънната сила T_6 .

Според (9) е определена гранична носимоспособност $\sigma_{Rd,max} = 10,56$ МПа за изследваните натискови пръти, а според (7) са определени техните широчини l_i .

Резултатите за основните натискови пръти са систематизирани в табл. 2, като натисковите напрежения във всички тези пръти са определени според (8) и са по-малки от граничните.

Таблица 2. Усилия и напрежения в натисковите пръти

	Модел 1	Модел 2	Модел 3	Модел 4	Модел 5	Модел 5-1	Модел 6	Модел 6-1
C_1 , kN	-193,4	-222,3	-275,1	-193,4	-222,3	-222,3	-275,1	-275,1
θ_1 , °	40,25	34,22	27,02	40,25	34,2	34,2	27,0	27,0
l_1 , mm	195	185	170	195	185	185	170	170
σ_{c1} , МПа	3,3	4,0	5,4	3,3	4,0	4,0	5,4	5,4
C_3 , kN	-193,4	-222,3	-275,1	-274,4	-274,4	-291,8	-274,4	-310,8
θ_3 , °	40,25	34,22	27,02	40,6	40,6	44,45	40,6	47,9
l_3 , mm	195	185	170	195	195	200	195	205
σ_{c3} , МПа	3,3	4,0	5,4	4,7	4,7	4,86	4,7	5,05

Ако е осигурено надеждно закотвяне на опънната армировка след възлите може опънната сила да бъде представена като натискова за възела от страната на закотвянето. Оказва се, че само от тази страна на възела има смисъл да се проверяват напреженията, особено ако всички натискови пръти са приети, че работят в условията на страничен опън.

Според (10) е определена гранична носимоспособност за възел А $\sigma_{Rd,max} = 14,96$ МПа.

Според (11) е определена гранична носимоспособност за възел С $\sigma_{Rd,max} = 13,2$ МПа.

Конструираните възли не са хидростатични. Направен е опит да се спазва правилото $\sigma_1 / \sigma_2 \leq 2$, но напреженията са далеч от граничните и затова то е пренебрегвано понякога.

В конкретната задача няма проблеми с напреженията във възлите, както се вижда от табл. 3. Всички определени напрежения според (8) са по-малки от $\sigma_{Rd,max}$. Причината е, че опорната реакция в случая е сравнително малка. За избраната столица решаваща е нейната обща деформативност, поради големия изчислителен отвор.

Вижда се обаче, че при по-малка височина на герберовата конзола усилията в определените пръти се покачват по стойност, а с това и напреженията в тях. При някои се

достига значителна (> 60 %) разлика в напреженията (натисковите диагонали и възлите в Модел 3, Модел 6 и Модел 6-1).

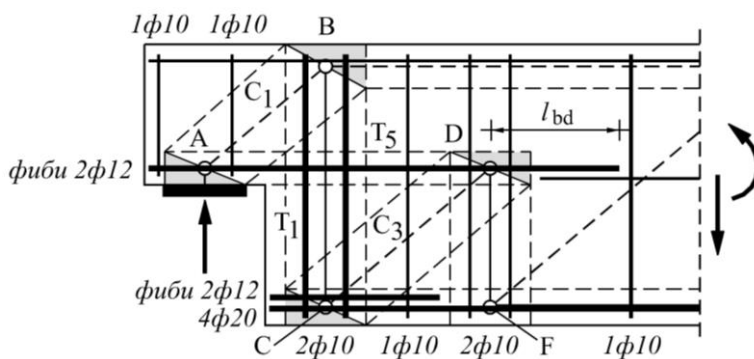
Таблица 3. Усилия и напрежения в меродавните възли

	„Чело“ на възела	C_i , kN L_i , mm σ_{ci} , MPa	Модел 1	Модел 2	Модел 3	Модел 4	Модел 5	Модел 5-1	Модел 6	Модел 6-1	
Възел А	При прът Fed	F_{ed} , kN	-125	-125	-125	-125	-125	-125	-125	-125	
		l_{Fed} , mm	200	200	200	200	200	200	200	200	
		$\sigma_{c,Fed}$, MPa	2,08	2,08	2,08	2,0	2,08	2,08	2,08	2,08	
	При прът AD	T_5 , kN	+147,6	+183,8	+245,1	+147,6	+183,8	+183,8	+183,8	+245,1	+245,1
		l_{AD} , mm	82	82	84	82	82	82	82	84	84
		$\sigma_{c,AD}$, MPa	6,0	7,47	9,73	6,0	7,47	7,47	7,47	9,73	9,73
	При прът AB	C_1 , kN	-193,4	-222,3	-275,1	-193,4	-222,3	-222,3	-222,3	-275,1	-275,1
		l_{AB} , mm	195	185	170	195	185	185	185	170	170
		$\sigma_{c,AB}$, MPa	3,3	4,0	5,4	3,3	4,0	4,0	4,0	5,4	5,4
Възел С	При прът СВ	T_1 , kN	+125	+125	+125	+178,5	+178,6	+204,4	+178,6	+230,7	
		L_{CB} , mm	200	200	200	200	200	200	200	200	
		$\sigma_{c,СВ}$, MPa	2,08	2,08	2,08	2,98	2,98	3,4	2,98	3,9	
	При прът CF	T_6 , kN	+147,6	+183,8	+245,1	+208,3	+208,3	+208,3	+208,3	+208,3	
		L_{CF} , mm	90	90	90	90	90	90	90	90	
		$\sigma_{c,CF}$, MPa	5,47	6,8	9,07	7,72	7,72	7,72	7,72	7,72	
	При прът CD	C_3 , kN	-193,4	-222,3	-275,1	-274,4	-274,4	-291,8	-274,4	-310,8	
		L_{CD} , mm	195	185	170	195	195	200	195	205	
		$\sigma_{c,CD}$, MPa	3,3	4,0	5,4	4,7	4,7	4,86	4,7	5,05	

При прът T_5 това увеличаване е най-чувствително. При него усилията нарастват с 66 % при намаляване на височината на конзолата, което води до по-голяма необходимост на хоризонтална армировка.

Редуцирането на височината на конзолата h_k е излишно „пилене“ според автора. Хоризонталният опън е в пряка връзка с ъгъла θ_1 . В [2] изказват мнение, че при по-големи натоварвания, близки до граничните, би следвало да се избират модели с ъгъл $\theta_1 \geq 45^\circ$, т.е. индиректно казват да се проектират по възможност по-високи конзоли.

На фиг. 9 са показани само главните изчислени армировки, съответстващи на Модел 1 и на оразмеряването на огъване и срязване. За гарантиране на експлоатационната годност на гредата са необходими и други армировъчни пръти с минимално количество или според добрата проектантска практика.



Фиг. 9. Принципно армиране на Модел 1

4. Изводи и заключения

От направените числени изследвания и вариации на височината на герберовите конзоли и на възможните прътови модели може да се изкаже препоръка за избора на височина на герберовия зъб $\sim h/2$. Това води до по-малки опънни сили в опънните пръти и до по-малка деформируемост на краищата на гредата.

Използването на хиперстатичен модел, съставен от моделите на фиг. 4а и фиг. 4в е за предпочитане. С добавката на модела от фиг. 4в може да се обясни поемането на хоризонталните опънни сили. Това увеличава силата T_1 и необходимостта от вертикална армировка за поемането ѝ. С двата модела се работи лесно, а армирането е с ортогонална армировка (стремена, фиби и надлъжни пръти) и е традиционно в последните години.

Препоръчва се концентрирането на стремената за поемане на силата T_5 да бъде в зона с ограничена дължина $h/4$. Така и ъглите θ_1 се получават възможно най-големи.

Авторът препоръчва използването на модела от фиг. 5, заради по-голямото количество армировка, която се изчислява чрез него, и заради по-голямата коравина, която осигурява.

Също така може да се обобщи, че не е нужно да се проверяват подробно възлите. Ако всички натискови пръти са проектирани като такива със страничен опън, е необходимо единствено да се осигурят напреженията от страната на закотвените опънни пръти.

В настоящата статия се демонстрира възможността за режисиране на поведението на герберовите конзоли с армирането им по избран сценарий и използването на алтернативни прътови модели.

БИБЛИОГРАФИЯ

1. Leonhardt, F. Vorlesungen uber Massivbau, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York, 1977.
2. Barton, D. L., Anderson, R. B., Bouadi, A., Jirsa, J. O., Breen, J. E. An investigation of strut-and-tie models for dapped end details. 1991.
3. Schlaich, J., Shafer, K. Design and detailing of structural concrete using strut-and-tie models. Reprinted from The Structural Engineering, Volume 69, № 6, 1991.

4. *El-Metwally, S. E., Chen, W. F.* Structural Concrete, Strut-and-Tie Models for Unified Design. CRC Press, 2018.
5. *Bergmeister, K., Breen, J. E., Jirsa, J. O., Kreger, M. E.* Detailing for structural concrete, 1993.
6. *Reineck, K. H.* Example for the Design of Structural Concrete with Strut-and-Tie Models. 2002.
7. *Martin, B. T., Sanders, D. H.* Verification and Implementation of Strut-and-Tie Model in LRFD Bridge Design Specifications. 2007.
8. BDS EN 1992-1-1:2005. Eurocode 2: Design of Concrete Structures. Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings.
9. Draft prEN 1992-1-1, Eurocode 2: Design of Concrete Structures. Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings. September 2021.
10. *Schlaich, J., Shafer, K., Jennewein, M.* Toward a Consistent Design of Structural Concrete. PCI Journal, 1987.

STRUT-AND-TIE MODELS FOR DESIGN OF DAPPED-END BEAMS

N. Angelov¹

Keywords: reinforced concrete, dapped-end beam, strut-and-tie model, ultimate limit state

ABSTRACT

The specifics of strut-and-tie models for design of dapped-end beams are explained in this paper. Alternative strut-and-tie models are shown, as well as their combination in a hyperstatic model. The models are compared and evaluated according to different criteria for a given example. Practical rules for constructing these strut-and-tie models and determining the dimensions of their elements are systematized.

¹ Nikola Angelov, Chief Assist. Prof. Dr. Eng., Dept. "Reinforced Concrete Structures", UACEG, 1 H. Smirnenski Blvd., Sofia 1046, e-mail: nikangelov_fce@uacg.bg