

УДК 622.285.4:531.1

**КИНЕМАТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЩИТОВЫХ КРЕПЕЙ И ИХ ВЛИЯНИЕ НА ФОРМИРОВАНИЕ ВНУТРИСЕКЦИОННЫХ НАГРУЗОК**

Гуляев К.В. аспирант, Семенченко А.К. докт. техн. наук,  
Донецкий государственный технический университет

*Рассмотрены методика определения кинематических характеристик щитовых крепей и их влияние на внутрисекционные нагрузки*

*The method of identification of motion characteristics of shield supports and their influence of in-section load are examined*

Щитовые механизированные крепи (ЩМК) поддерживающе-оградительного типа на базе шарнирного четырехзвенника получают все большее применение. Зарубежными фирмами производятся в основном ЩМК с однорядными двухстоечными секциями. Крепь такого типа разработана также Донгипроуглемашем: 1КДД-074/16.5 и 2КДД-11/24.5, сопротивлением соответственно 380-505 и 480-530 кН/м<sup>2</sup>. Выпускаемые ЩМК характеризуются высокой материалоемкостью. Так, например, масса секции крепи Фазос-073/17 составляет 8 т. при сопротивлении 320-450 кН/м<sup>2</sup>, а секции крепи Фазос 15/27 – 16.2 т. при сопротивлении 737-976 кН/м<sup>2</sup>. При сопротивлении более 500 кН/м<sup>2</sup> масса двухстоечных крепей выше массы четырехстоечных секций с V-образным расположением стоек, причем различие в массе возрастает с увеличением коэффициента раздвижности [1]. Одной из причин высокой материалоемкости однорядных секций с большим коэффициентом раздвижности являются особенности их кинематики. Они обуславливают изменение в довольно широких пределах рабочего сопротивления секций крепи и нагрузок их звеньев, что требует обеспечения прочности силовых элементов крепи в рабочем диапазоне раздвижности.

Влияние кинематики ЩМК на взаимодействие с вмещающими породами и на нагруженность металлоконструкций крепи изучено еще недостаточно. Вместе с тем, оно может быть весьма существенным. Так, при исследовании Коробовым М.С. (ПНИУИ) крепи МК, установлено, что нагрузка на верхний шарнир ограждения изменяется в 2.3 раза в зависимости от направления смещения перекрытия относительно кровли. В работе [2] отмечено, что в инструкциях Главного

управления горного надзора Германии по допуску крепей к эксплуатации регламентируются значения конвергенции, направления и величины горизонтальных смещений перекрытия, которые необходимо учитывать при определении внутрисекционных нагрузок. Таким образом, актуальной задачей при создании новых ЩМК является исследование влияния кинематики проектируемых крепей на взаимодействие крепи с кровлей и на формирование внутрисекционных нагрузок с целью определения путей их снижения.

Исследования ЩМК отечественного и зарубежного производства с использованием аналитического метода [3] показали, что применяемые в них четырехзвенники относятся к односторонним двухкоромысловым механизмам. Параметры последних обуславливают различные виды траектории шарнира М, которые следует рассматривать только как одну из кинематических характеристик крепи [4, 5]. Для решения поставленной выше задачи необходимо располагать данными, характеризующими законы изменения координат точек М, О, угловых координат  $\varphi_2, \varphi_3, \gamma_M, \gamma_C$  и угла передачи  $\Psi$  в функции угла поворота  $\varphi_1$  (или  $\alpha_1$ ) заднего коромысла АВ, рис. 1.

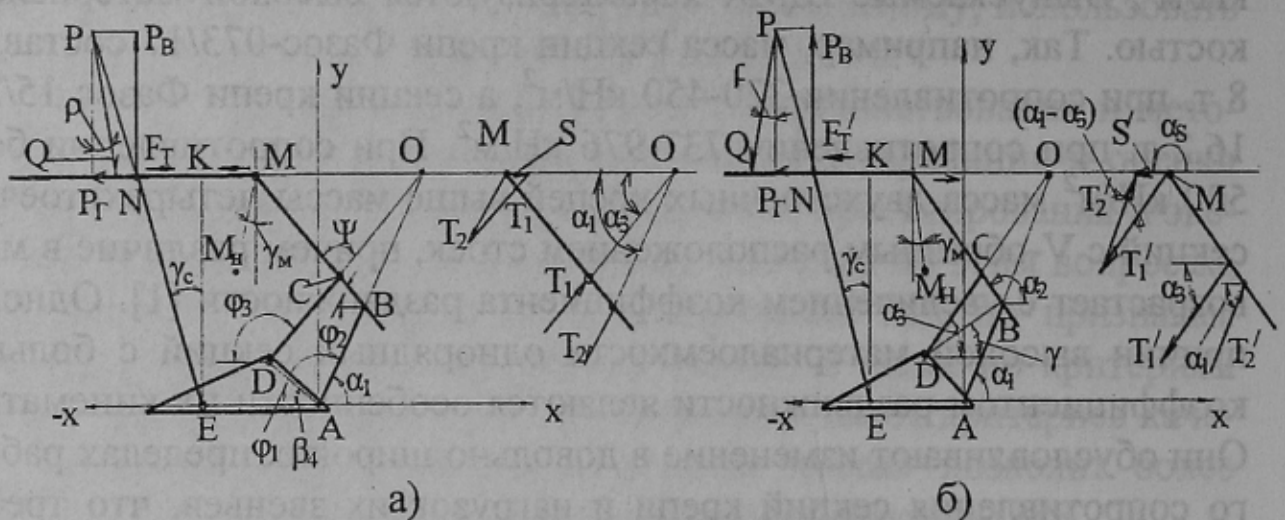


Рисунок 1 – Расчетная схема секции крепи

При решении на ЭВМ задач анализа известны конструктивные параметры:  $AB=l_1$ ;  $BC=l_2$ ;  $DC=l_3$ ;  $AD=l_4$ ;  $BM$ ;  $MN$ ;  $X_E$ ;  $Y_E$ ;  $\beta_2$ ;  $\beta_4$  ( в частном случае  $\beta_2=0, Y_E=0$ ). Для определения искомых характеристик в пределах полного угла качания звена АВ можно рекомендовать следующий алгоритм. Определяем угловые координаты звена АВ, соответствующие крайним верхнему и нижнему положениям механизма [3]:

$$\varphi_{1вм} = \beta_4 + \arccos((l_4^2 + (l_1 + l_2)^2 - l_3^2)/2l_4(l_1 + l_2)); \quad (1)$$

$$\varphi_{1нм} = \beta_4 + \arccos((l_4^2 + l_1^2 - (l_2 + l_3)^2)/2l_4l_1); \quad (2)$$

Полный угол поворота звена АВ  $\Delta\varphi = \varphi_{1нм} - \varphi_{1вм} = \Delta\alpha_1$ . Выбрав шаг изменения угла  $\varphi_1$  ( $\alpha_1 = 180^\circ - \varphi_1$ ), определяем текущие значения вспомогательных величин и искомых кинематических характеристик, рис. 1:

$$\gamma_i = \arctg((l_1 \sin \alpha_{1i} - l_4 \sin \beta_4)/(l_1 \cos \alpha_{1i} + l_4 \cos \beta_4)); \alpha_{1i} = 180^\circ - \varphi_{1i}; \quad (3)$$

$$DB_i = l_i = (l_4 \cos \beta_4 + l_1 \cos \alpha_{1i})/\cos \gamma_i; \quad (4)$$

$$\alpha_{3i} = \gamma_i + \arccos((l_3^2 + l_i^2 - l_2^2)/2l_3l_i); \alpha_{3i} = 180^\circ - \varphi_{3i}; \quad (5)$$

$$\varphi_{2i} = \arccos((l_2^2 + l_i^2 - l_3^2)/2l_2l_i) - \gamma_i; \alpha_{2i} = 180^\circ - \varphi_{2i}; \quad (6)$$

Координаты точки  $M_i$ :

$$X_{Mi} = l_1 \cos \alpha_{1i} - BM \cos \varphi_{2i}; \quad (7)$$

$$Y_{Mi} = l_1 \sin \alpha_{1i} + BM \sin \varphi_{2i}; \quad (8)$$

Приращение координат точки  $M_i$  при повороте звена АВ на шаг:

$$\Delta X_{Mi} = X_{Mi} - X_{Mi-1}; \Delta Y_{Mi} = Y_{Mi} - Y_{Mi-1}; \quad (9)$$

Угол между осью АУ и касательной к траектории шарнира М в точке  $M_i$ :

$$\gamma_{Mi} = \arctg(\Delta X_{Mi} / \Delta Y_{Mi}); \quad (10)$$

Координаты точки  $O_i$  (мгновенного центра вращения ограждения):

$$X_{Oi} = l_4(\sin \beta_4 + \cos \beta_4 \operatorname{tg} \alpha_{3i})/(\operatorname{tg} \alpha_{1i} - \operatorname{tg} \alpha_{3i}); \quad (11)$$

$$Y_{Oi} = X_{Oi} \operatorname{tg} \alpha_{1i}; \quad (12)$$

Длина отрезка  $M_i O_i$ :

$$M_i O_i = ((X_{Oi} - X_{Mi})^2 + (Y_{Oi} - Y_{Mi})^2)^{1/2}; \quad (13)$$

Длина проекции отрезка  $M_i O_i$  на ось АХ:

$$X_{M_i O_i} = X_{Oi} - X_{Mi}; \quad (14)$$

Угол между осью АХ и прямой  $M_i O_i$  (линией действия силы S):

$$\gamma_{Si} = \arccos((X_{Oi} - X_{Mi})/M_i O_i); \gamma_{Si} = 180 - \alpha_{Si}; \quad (15)$$

Угол наклона гидростоек:

$$\gamma_{Ci} = \arctg(NK/(Y_{Mi} - Y_E)); \quad (16)$$

Важной кинематической характеристикой является функция  $\gamma_M(\varphi_1)$ , отражающая закон изменения угла между осью АУ и секущими, проходящими последовательно через точки  $M_{i-1}$  и  $M_i$ ,  $M_i$  и  $M_{i+1}$  и т. д. траектории шарнира М. При достаточно малом шаге изменения угла  $\varphi_1$  секущую можно в первом приближении считать касательной к траектории точки М. Таким образом, график этой функции в рабочем диапазоне раздвижности характеризует интенсивность и направление горизонтальных составляющих смещений шарнира М при конвергенции пород, а, следовательно, и направление сил трения формирующихся на перекрытии, рис. 1.

На рис. 2 в качестве примера приведены кинематические характеристики крепи 1КДД-074/16.5 с траекторией точки М первого вида (а) и крепи Фазос-073/17, траектория точки М которой относится

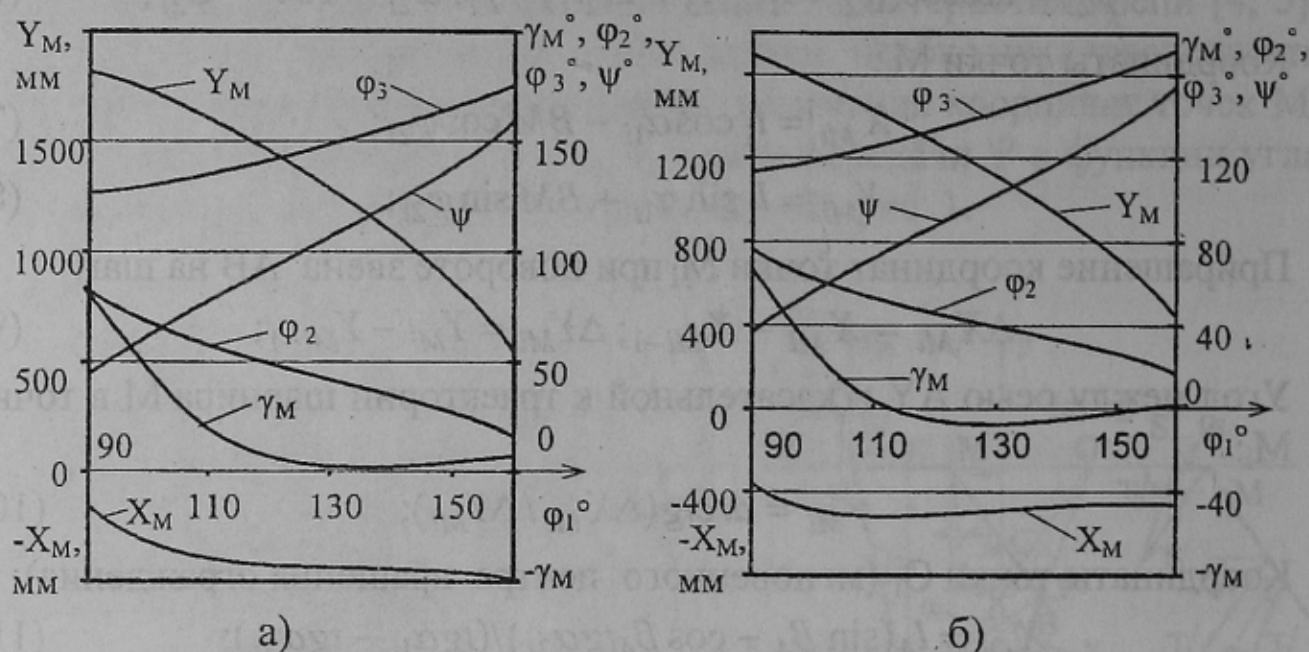


Рисунок 2 - Кинематические характеристики крепей

к четвертому виду (б) [5]. Из рис. 2 видно, что при опускании перекрытия крепи 1КДД отрицательные значения  $X_M$  монотонно возрастают в пределах полного и рабочего диапазонов раздвижности (перекрытие смещается на забой), что определяет только положительные значения  $\gamma_M$ . Рабочий диапазон этой крепи целесообразно ограничить значениями  $\varphi_{1В}=115^\circ$  и  $\varphi_{1Н}=150^\circ$ , т.к. при  $\varphi_1 > 150^\circ$  значение угла передачи  $\psi$  больше  $135^\circ$ , что приводит к повышению нагрузок в шарнирах четырехзвенника. Анализ кинематических характеристик ШМК Фазос (рис. 2б) показывает, что при  $90^\circ < \varphi_1 < 113^\circ$ ,  $\gamma_M > 0$  (шарнир М смещается на забой), а в рабочем диапазоне раздвижности  $113^\circ \leq \varphi_1 \leq 155^\circ$ ,  $\gamma_M < 0$ , т.е. опускание перекрытия при конвергенции пород

сопровождается проскальзыванием его под нагрузкой в сторону выработанного пространства, рис. 1б. Конструктивные параметры ЦМК приведены в таблице.

Таблица

Конструктивные параметры ЦМК

| Тип ЦМК          | AB  | BC  | CD  | AD  | BM   | MN  | X <sub>E</sub> | Y <sub>E</sub> | β <sub>4</sub> | β <sub>2</sub> |
|------------------|-----|-----|-----|-----|------|-----|----------------|----------------|----------------|----------------|
|                  | мм  | мм  | мм  | мм  | мм   | мм  | мм             | мм             | град           | град           |
| 1КДД<br>074/16.5 | 665 | 315 | 915 | 639 | 1160 | 810 | -915           | 75             | 22.5           | 0              |
| Фазос<br>073/17  | 655 | 230 | 760 | 400 | 1100 | 650 | -600           | -120           | 27             | -5.5           |

Оценка влияния кинематики рассматриваемых ЦМК на формирование внутрисекционных нагрузок в рабочих диапазонах раздвижности выполнена при следующих допущениях: 1-стойки развивают номинальное рабочее сопротивление  $P=2P_C=Const$  при  $\gamma_{Cmin} \leq \gamma_C \leq \gamma_{Cmax}$ ; 2-распределенная нагрузка от кровли на перекрытие заменяется эквивалентной сосредоточенной силой  $Q$  (реакцией кровли), отклоненной силой трения в сторону выработанного пространства (рис. 1а) или на забой (рис. 1б); 3-внешняя нагрузка на ограждение, связь его с перекрытием гидродомкратами стабилизации, трение и зазоры в шарнирах четырехзвенника не учитываются. С учетом принятых допущений для каждого  $i$ -го положения звеньев четырехзвенника реакция кровли  $Q_i$  и внутрисекционные нагрузки  $S_i$ ,  $T_{1i}$  и  $T_{2i}$  определяются по зависимостям:

$$Q_i = P \sin(90^\circ - \gamma_{Ci} - \gamma_{Si}) / \sin(90^\circ + \gamma_{Si} \pm \rho); \quad (17)$$

$$S_i = P \sin(\gamma_{Ci} \mp \rho) / \sin(90^\circ + \gamma_{Si} \pm \rho); \quad (18)$$

$$T_{1i} = S \sin(180^\circ - \alpha_{1i} - \gamma_{Si}) / \sin(\alpha_{1i} - \alpha_{3i}); \quad (19)$$

$$T_{2i} = S \sin(\alpha_{3i} + \gamma_{Si}) / \sin(\alpha_{1i} - \alpha_{3i}); \quad (20)$$

В формулах (17), (18) верхние знаки перед углом трения  $\rho$  принимаются при смещении перекрытия на забой ( $\Delta X_M < 0$ ), а нижние – при смещении его на завал ( $\Delta X_M > 0$ ). На рис. 1 изображен для наглядности частный случай:  $\gamma_S = 0$  ( $\alpha_S = 180^\circ$ ). При этом нагрузка в шарнире М, согласно рис. 1а  $S = P(\sin \gamma_C - \mu \cos \gamma_C)$ , т.е. под действием силы тре-

ния уменьшается, а при проскальзывании перекрытия на завал она изменяет направление и возрастает:  $S'=P(\sin \gamma_C + \mu \cos \gamma_C)$ , рис. 1б, что приводит к росту нагрузок  $T_1$  и  $T_2$ , а также к изменению их знака при одних и тех же значениях  $P$  и  $\varphi_1$ . Следует также заметить, что при отклонении реакции кровли  $Q$  в сторону забоя может возрасти концентрация давления между передним носком основания и почвой.

На величины и направления нагрузок в шарнире  $M$  и в звеньях четырехзвенника влияют: угол наклона гидростоек  $\gamma_C$ , направление и величина горизонтальных смещений перекрытия под нагрузкой от кровли, величина силы трения и направление силы  $Q$ .

Оценить влияние указанных факторов на формирование внутрисекционных нагрузок можно, сравнивая безразмерные характеристики нагруженности секций крепи 1КДД (рис. 3а) и Фазос (рис. 3б), где за единицу приняты номинальные рабочие сопротивления гидростоек, соответственно  $P=2P_C=2960$  кН и  $P=2P_C=3140$  кН. Тонкими линиями изображены графики  $Q$ ,  $2S$ ,  $2T_1$ ,  $2T_2$  при  $\mu=0$ , а жирными - при  $\mu=0,15$  (рис. 3а) и  $\mu=0,3$  (рис. 3б). Максимальным и минимальным рабочим высотам секций крепи 1КДД соответствуют  $\varphi_{1B}=120^\circ$  и  $\varphi_{1H}=160^\circ$ , а для крепи Фазос:  $\varphi_{1B}=115^\circ$  и  $\varphi_{1H}=155^\circ$ .

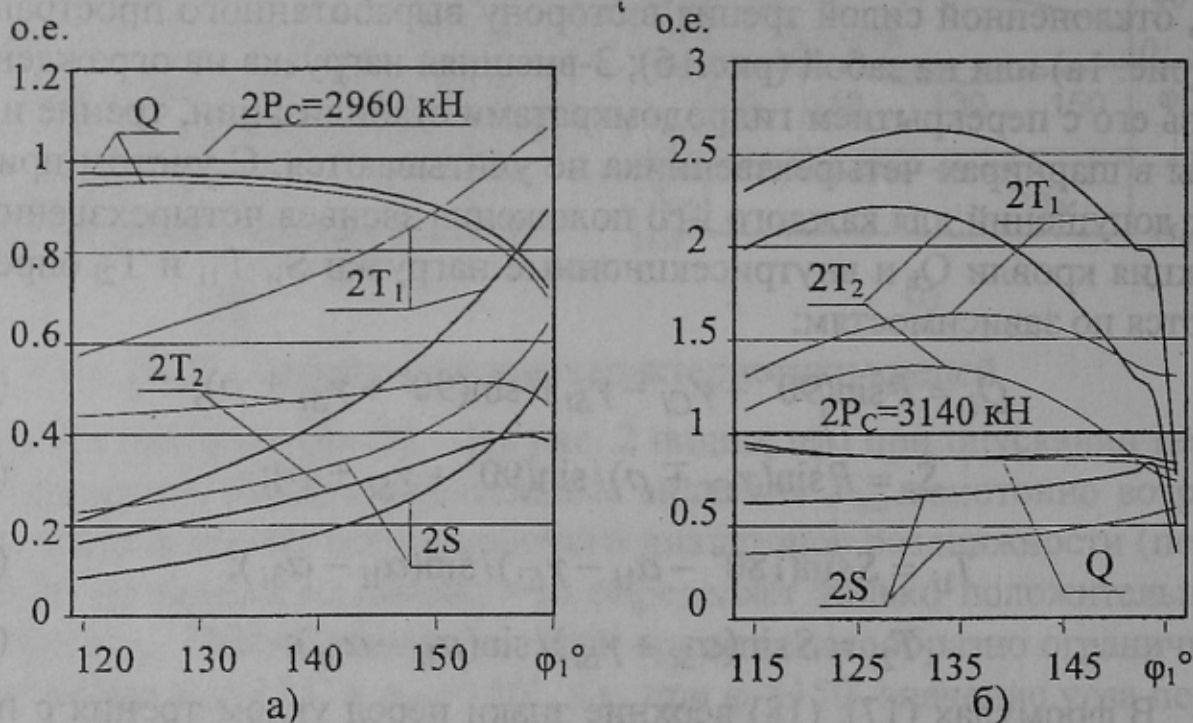


Рисунок 3 – Безразмерные характеристики внутрисекционных нагрузок

Из рис. 3а следует:

- а) нагрузки  $S$ ,  $T_1$  и  $T_2$  в пределах рабочего диапазона  $P$  раздвижности значительно меньше номинального сопротивления гидростоек;
- б) направленная в сторону завала сила трения от кровли на перекрытие снижает указанные нагрузки: при  $\mu=0,15$  они ниже, чем при  $\mu=0$ ; в) с увеличением высоты секции (уменьшением  $\gamma_C$ ) преодолеваемая крепью нагрузка от кровли  $Q$  возрастает, асимптотически приближаясь к  $P$ ;
- г) максимальные значения нагрузок  $S$  и  $T_1$  формируются при минимальной высоте секции и при увеличении ее высоты они снижаются по кривым гиперболического типа; при  $120^\circ < \varphi_1 < 155^\circ$  и прочих равных условиях  $S < T_2 < T_1$ ;
- д) нагрузка  $T_2$  изменяется незначительно при  $\mu=0$  и в большей степени при  $\mu=0,15$ .

При смещении шарнира  $M$  в сторону завала (рис. 3б) действие сил трения на перекрытие приводит к значительному росту внутрисекционных нагрузок в зоне отрицательных значений  $\gamma_M$ , а при изменении знака  $\gamma_M$  происходит скачкообразное их изменение. Так, при  $\mu=0,3$  нагрузки  $T_1$  с увеличением высоты секции вначале возрастают от  $1,88(1,6)P$  до  $2,63(2,14)P$ , а затем снижаются до  $2,3(1,8)P$ . Нагрузки  $T_2$  также сначала увеличиваются от  $1,12(0,95)P$  до  $2,22(1,79)P$ , после чего снижаются до  $1,99(1,56)P$ ; нагрузка  $S$  при этом изменяется в пределах от  $0,81(0,69)P$  до  $0,63(0,49)P$ . В скобках приведены коэффициенты относительной нагруженности, соответствующие  $\mu=0,15$ .

Таким образом, для рассматриваемой крепи только  $S < P$ , а нагрузки в передних и задних коромыслах ( $T_1$  и  $T_2$ ) значительно выше  $P$ , в том числе и при  $\mu=0$ . Последнее объясняется тем, что в рабочем диапазоне раздвижности крепи Фазос разность между углами наклона коромысел  $(\alpha_{1i} - \alpha_{3i}) = 14,5^\circ \dots 11^\circ$ , в то время как для крепи 1КДД она находится в пределах от  $21,5^\circ$  до  $15,6^\circ$ .

Из выражений (19), (20) следует, что разность указанных кинематических параметров может существенно влиять на  $T_1$  и  $T_2$ . Этот вывод согласуется с рекомендациями работы [2], согласно которой разница углов наклона звеньев рычажного механизма должна быть по возможности больше  $10^\circ$  при минимальной высоте секции крепи.

Отмеченное выше скачкообразное изменение внутрисекционных нагрузок при изменении знака  $\gamma_M$  позволяет прогнозировать значительные колебания их и в крепях с траекторией шарнира М второго и третьего типов [5].

Выводы:

- 1) для оценки качества взаимодействия ЩМК с кровлей и определения внутрисекционных нагрузок целесообразно использовать на стадии проектирования предложенный пакет кинематических характеристик;
- 2) при практически одинаковом номинальном сопротивлении двухстоечные секции с кинематикой, обуславливающей при конвергенции пород смещение перекрытия на забой, характеризуются значительно меньшими внутрисекционными нагрузками, чем крепи с горизонтальным смещением перекрытия в сторону выработанного пространства;
- 3) при создании ЩМК с однорядными двухстоечными секциями предпочтение следует отдавать крепям с траекторией шарнира М первого вида, т.к. при этом улучшается качество взаимодействия крепи с кровлей, снижаются внутрисекционные нагрузки и создаются предпосылки для снижения массы секций крепи.

Список источников:

1. Ирресбергер Г. Станет ли щитовая крепь проще и легче? Глюкауф, 1982, №18, с. 8-16.
2. Крумнакер И. Нагрузка, конструкция и напряжение материала щитовой механизированной крепи. Глюкауф, 1993, №3-4, с. 13-18.
3. Гуляев К.В., Гуляев В.Г. Аналитический метод анализа кинематических и силовых параметров щитовых механизированных крепей. Уголь Украины, 1998, №5, с. 42-44.
4. Гуляев В.Г., Гуляев К.В. Результаты исследований кинематических и силовых параметров щитовых механизированных крепей. Вибрации в технике и технологиях. Изд. НГАУ, Днепропетровск, 1998, №3(7), с. 27-29.
5. Гуляев К.В., Гуляев В.Г., Лаптев А.Г. Влияние кинематики щитовых механизированных крепей на взаимодействие их с кровлей. Уголь Украины, 1998, №8-9, с. 47-50.