

مطالعه بارنهایی^(۱) مخازن بتنی

نوشته‌ی

مارکارگر یگوریان

استاد دانشکده مکانیک - دانشگاه صنعتی آریامهر

۱ - مقدمه :

طرح مخازن بتون مسلح اگر منطبق بر خواسته‌های کنونی آئین نامه‌ها باشد عموماً با استفاده از چند روش مطالعه ارتجاعی انجام پذیراست .

نوع مطالعه ارتجاعی هرگونه که باشد ، چه مقاومت پیچشی برای دال^(۲) مجاز شمرده شود یا نه عموماً به برآورد بارنهایی ظرفیت باربری کل ساختمان یا دیواره‌های آن بطور مجزا نیازمندیم . دیواره‌های مخازن بتون مسلح میتوانند مانند دالهای مربع مستطیلی در نظر گرفته شوند ، که وجوه قائم آن همواره دارای شرایط تکیه گاهی مشابهی میباشند لبه‌های قائم نیز گیردار یا مفصلی میباشند . مطالعه حاضر ، به مخازن باز با شرایط مختلف تکیه گاهی در لبه‌های قائم و تحتانی محدود میگردد لبه‌های فوقانی در همه حالات آزاد هستند .

بارهای گسیختگی^(۳) برای انواع دیواره‌های بتنی ناهمگن^(۴) مربع مستطیل با فرض یک محدودده مستطیل^(۵) شکل برای تمش گسیختگی و با استفاده از روشهای تعادل^(۶) و کارهای مجازی^(۷) نظریه لولا‌های گسیختگی^(۸) محاسبه شده‌اند .

ضریب ناهمگنی^(۹) در اینجا با نسبت مقادیر تقویت (فولاد گذاری) در دو امتداد اصلی بیان میگردد . برای چنین موارد خاصی که دالها فقط تحت فشار هیدرواستاتیکی قرار دارند عموماً با چهارشمای (الگوی خطوط گسیختگی)^(۱۰) مجزا از لولا‌های گسیختگی (یا چهارمکانیسم گسیختگی مختلف) مواجه میشویم .

۱—Ultimate load

۲—Slab

۳—Collapse Load

۴—Orthotropic

۵—Rectangular Yield criterion

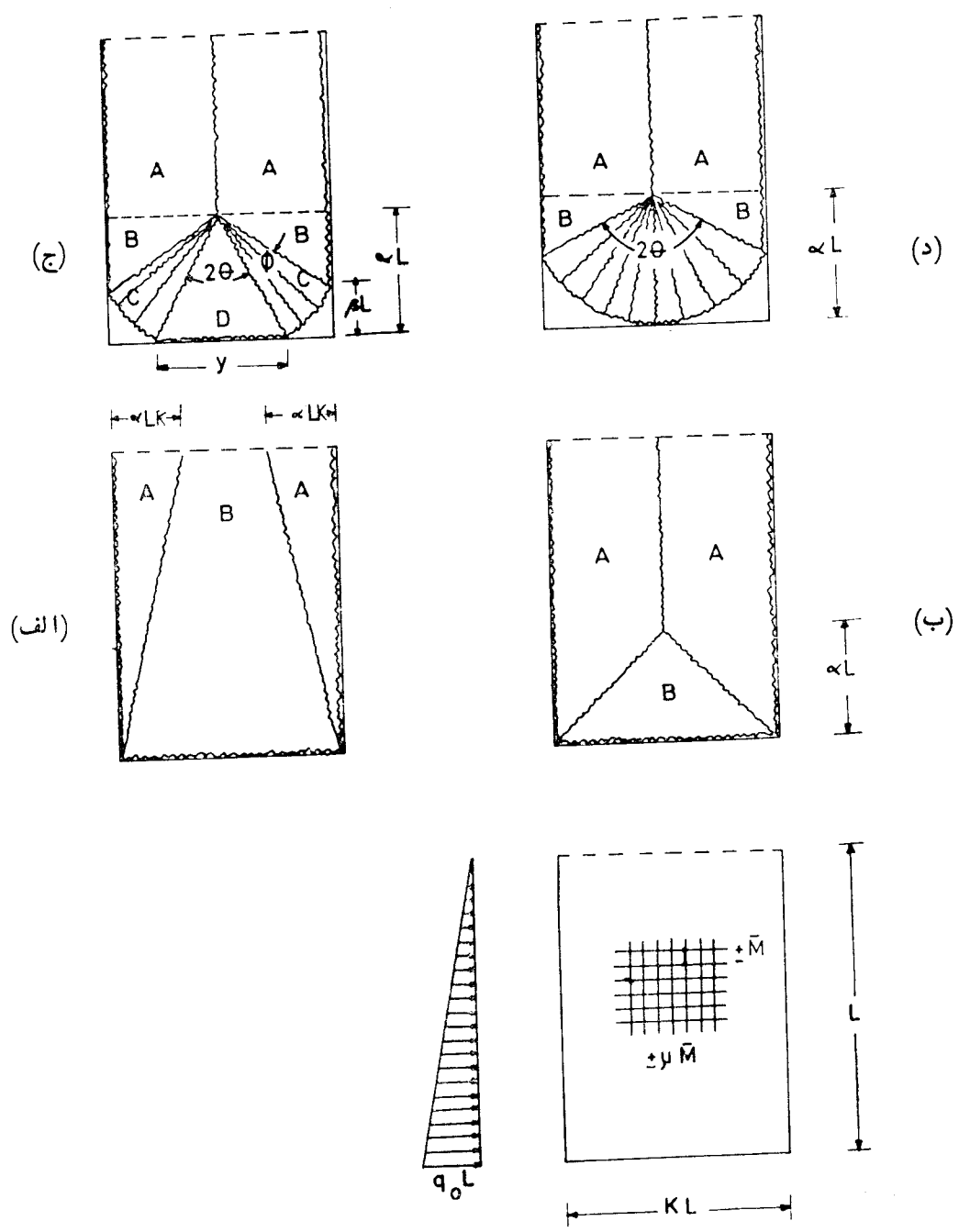
۶—Equilibrium Method

۷—Virtual Work Method

۸—Yield Lines

۹—Coefficient of Orthotropy

۱۰—Yield line pattern



شکل ۱

شماهای ساده لولاهای گسیختگی دال ناهمگن تحت بار هیدرواستاتیکی با شرایط حدی آزاد در لبه فوقانی و ولوایی یا ممتد در سایر لبه‌ها

در دوشمای اولیه مکانیسم‌های ایجاد شده فقط از خطوط مستقیم تشکیل میشوند و معمولاً تجزیه و تحلیل این حالات از سایرین آسانتر نیز میباشد.

دو طرح باقیمانده شماهای گسیختگی در عین حال هم شامل لولاهای گسیختگی مستقیم و هم لولاهای بادبزی (۱) میباشند و اغلب مقادیر پائین تری برای بارهای نهائی از آنها نتیجه میشوند. در طی این مطالعه فرض بر آنست که اثرات غشائی (۲) یا پوسته‌ای برابر صفر یا قابل صرف نظر کردن میباشد.

هر حالت گسیختگی مبین مشخصات بار نهائی در چهار ترکیب از شرایط تکیه گاهی میباشد بشرح زیر:

۱ - لبه بالائی آزاد ، وجوه قائم گیردار ، لبه پائین گیردار .

۲ - لبه بالائی آزاد ، وجوه قائم گیردار ، لبه پائین مفصلی .

۳ - لبه بالائی آزاد و وجوه قائم مفصلی ، لبه پائینی گیردار .

۴ - لبه بالائی آزاد و وجوه قائم مفصلی ، لبه پائینی مفصلی .

برای دخالت دادن چهار ترکیب از شرایط حلدی در یک حل ، لازم است کسه عبارت کمکی

«V» و «H» با خصوصیات ذیل تعریف شوند .

«V» برای یک لبه قائم در صورتیکه لبه های قائم مفصلی باشند برابر صفر فرض میشود .

«V» برای یک لبه قائم در صورتیکه لبه های قائم گیردار باشند برابر یک فرض میشود .

«H» برای لبه پائینی اگر پیوسته باشند برابر یک و اگر مفصلی باشد مساوی صفر در نظر گرفته میشود .

۲ - حالت گسیختگی ۱ (شکل ۱ - الف) .

با استفاده از روش کارهای مجازی در تئوری لولاهای گسیختگی ، برای تغییر مکان مجازی δ مربوط

به نقطه تقاطع لولاهای مورب گسیختگی و لبه آزاد ، بسادگی میتوان نشان داد که (الف) - کسار مجازی

خارجی انجام شده توسط فشار هیدرو استاتیکی در طی تغییر مکان مجازی δ برابر است با :

$$\int_A q \times dA \times \delta = \Sigma W \times \delta$$

$$= 2\omega L \cdot L \cdot \frac{\alpha KL}{6} \times \frac{\delta}{4} + \frac{\omega kL}{6} (2KL - 2\alpha L) \left(\frac{KL - \alpha KL}{2KL - 2\alpha L} \right) \times \delta /$$

$$\Sigma W \cdot \delta = \frac{\omega KL^2}{12} (2 - \alpha) \delta .$$

بنابراین :

ب - کار داخلی انجام شده وابسته بچرخش در حول لولاهای گسیختگی برابر است با :

$$\Sigma M \cdot \theta = 2\bar{M}(V + 1) \frac{L \times \delta}{\alpha KL} + \mu HK \frac{L\delta}{L} + 2\alpha KL \cdot \frac{\delta}{L}$$

$$= \bar{MK} \left[\frac{2(V + 1)}{\alpha K^2} + \mu(H + 2\alpha) \right]$$

۱ - Yield line fans

۲ - Membrane Action

در این روابط معانی علامت بشرح ذیل اند.

K = ضریب شکل یا نسبت عرض به ارتفاع.

μ = ضریب ناهمگنی.

ω = وزن مخصوص مایع محتوی.

M = لنگر مقاوم حالت پلاستیک در جهت افقی.

$$\Sigma W \cdot \delta = \Sigma M \cdot \theta.$$

با استفاده از برابری :

خواهیم یافت :

$$P_u = \frac{\omega L^2}{M} = 12 \left[\frac{2(V+1)/K^2 + (H\alpha + 2\alpha^2)}{2\alpha - \alpha^2} \right].$$

مقدار بار نهائی P_u تابعی است از جهت لولاهای گسیختگی که لبه های قائم آنرا در فواصلی برابر αKL از وجوه قائم قطع می نمایند.

مقدار حداقل P_u وابسته بموقعیت صحیح این نقاط در امتداد لبه آزاد میباشد بنابراین بار ایجاد کننده

گسیختگی بشرط زیر مقدار حداقل خود را دارا خواهد بود یعنی هنگامیکه :

$$\frac{\partial P_u}{\partial \alpha} = 0.$$

بطوریکه :

$$\alpha = \left(\frac{\lambda}{2} \right) \left[-1 + \sqrt{1 + 2 \left(\frac{2}{\lambda} \right)} \right]$$

که در آن :

$$\lambda = \frac{\epsilon(V+1)}{\mu^2 K(H+\epsilon)}$$

برای مقادیر بزرگ ضریب شکل K بار نهائی P_u از شرایط حدی (۱) « V » در امتداد وجوه قائم مستقل خواهد گردید همچنین به تقویت (فولاد گذاری) که در امتداد افقی پیش بینی شده بستگی نخواهد داشت.

از آنجائیکه اگر $K \rightarrow \infty$ خواهیم داشت :

$$P_u \rightarrow 12 \left[\frac{1+2\alpha}{2-\alpha} \right]$$

این کمیت حداقل خواهد بود اگر $\alpha = 0$ باشد و در نتیجه :

$$P_u = \frac{\omega L^2}{M} = 6$$

پس این حالت حالتی شبیه تیر طره ساده تحت اثر یک بار متغیر خطی خواهد بود. بعلمت وجود لبه آزاد در امتداد وجه فوقانی مکانیسم گسیختگی حاضر برای اغلب مخازن کم عمق یک حالت گسیختگی

اصلی می باشد و حداقل بارهای گسیختگی را برای مخازن دارای ضریب تناسب هندسی بزرگتر بدست می دهد. پارامتر شاخص λ تابعی است از شرایط حدی «V» و «H» و نسبت های μ و K . حل کامل برای این حالت گسیختگی خاص برای تمام ترکیبات V و H و محدوده بزرگی از مقادیر μ و K در شکل های (۵ تا ۲) داده شده است.

۳- حالت گسیختگی ۲ شکل (۱-ب).

با استفاده از روش کار مجازی برای یک تغییر مکان مجازی δ مربوط به لولا های گسیختگی مرکزی داریم

$$\begin{aligned} \Sigma W.\delta &= r\omega L \frac{(1-\alpha)}{2} \times \frac{KL}{2} \times L(1-\alpha) \frac{\delta}{2} + r\omega L(1-\alpha) \frac{KL}{2} \times \frac{\alpha L}{2} \times \frac{\delta}{2} + \\ & r\omega L \times \alpha \frac{KL}{2} \times \frac{\alpha L}{2} \times \frac{\delta}{2} + \omega L(1-\alpha) \times \alpha L \times \frac{KL}{2} \times \frac{\delta}{2} \\ & + \omega \alpha L \times \frac{KL}{2} \times \frac{\delta}{L} = \frac{\omega L^2 K}{24} [\alpha^2 - 4\alpha - 6] \times \delta \end{aligned}$$

و:

$$\begin{aligned} \Sigma M.\theta &= r\bar{M}(1+V) \times L \times \frac{\delta}{KL/2} + \mu\bar{M}(1+H) \times \frac{\delta}{\alpha L} \\ &= \bar{M}K \left[\frac{4(1+V)}{K^2} + \frac{\mu(1+H)}{\alpha} \right] \delta. \end{aligned}$$

از تساوی کار داریم:

$$\Sigma M.\theta = \Sigma W.\delta$$

$$P_u = \frac{\omega L^2}{M} = \frac{96(1+V)}{K^2} \left[\frac{\alpha + 2\lambda}{\alpha^2 - 4\alpha^2 + 6\alpha} \right]$$

که در آن:

$$\lambda = K^2 \mu (1+H) / 8(1+V).$$

شرایط حداقل بودن P_u آن زمان بوجود می آید که در نتیجه ای که در برابری ذیل حاصل می گردد صدق نماید:

$$\alpha^3 + (2\lambda - 2)\alpha^2 - 8\alpha\lambda + 6\lambda = 0$$

واضح است α که باید در نامسای $0 < \alpha \leq 1$ صدق کند.

لازم است خاطر نشان شود که:

$$[\lambda]_{H=V=1} = [\lambda]_{H=V=0}$$

از این بار مورد لزوم برای ایجاد گسیختگی در حالت $H=V=1$ دو برابر باری است که در حالت $H=V=0$ ایجاد گسیختگی مینماید.

حالت گسیختگی فوق برای مخازن کم عمق $K \leq 3$ رخ نمیدهد فقط برای تعداد کمی از ترکیبات μ و K صادق میباشد.

نتایج حاصله از حل فوق در جداول ذیل داده شده‌اند.

تغییرات بار گسیختگی P_u بر حسب تغییرات نسبت K و ضریب ناهمگنی μ

جدول حالت (۲- الف) - لبه‌های قائم مفصلی، لبه بالائی آزاد و پائین مفصلی

$\mu \backslash K$	۱	۲	۳	۴	۵
۰.۵۰	۹۴۷۱۲	۱۱۰۳۱۱	۱۲۳۵۰۶	۱۳۵۴۸۴	۱۴۶۷۰۱
۱.۰۰	۳۳۸۷۱	۴۴۴۱۴	۵۳۸۶۹	۶۲۷۹۰	۷۱۳۸۳
۱.۵۰	۲۰۸۲۱	۲۹۸۳۱	۳۸۱۸۱	—	—
۲.۰۰	۱۵۶۹۸	۲۴۰۰۰	—	—	—
۲.۵۰	۱۳۰۹۰	—	—	—	—

جدول حالت (۲- ب) - لبه‌های قائم مفصلی - لبه پائین گیردار و بالائی آزاد

$\mu \backslash K$	۱	۲	۳	۴	۵
۰.۵۰	۱۱۰۳۱۱	۱۳۵۴۸۴	۱۵۷۳۸۶	۱۷۷۶۵۹	۱۹۶۹۱۷
۱.۰۰	۴۴۴۱۴	۶۲۷۹۰	۷۹۷۴۷	۹۶۰۰۰	—
۱.۵۰	۲۹۸۳۱	—	—	—	—
۲.۰۰	۲۹۰۰	—	—	—	—

جدول حالت (۲- ج) - لبه‌های قائم گیردار - بالائی آزاد - پائین مفصلی

$\mu \backslash K$	۱	۲	۳	۴	۵
۰.۵۰	۱۶۹۴۶۰	۱۸۹۴۲۴	۲۰۵۹۱۱	۲۲۰۶۲۱	۲۳۴۲۱۱
۱.۰۰	۵۵۱۵۵	۶۷۷۴۲	۷۸۶۹۳	۸۸۸۲۸	۹۸۴۵۸
۱.۵۰	۳۱۳۷۱	۴۱۶۴۲	۵۰۹۰۰	۵۹۶۶۲	۶۸۱۱۸
۲.۰۰	۲۲۲۰۷	۳۱۳۹۵	۳۹۸۷۴	۴۸۰۰۰	—
۲.۵۰	۱۷۶۰۳	۲۶۱۷۹	—	—	—
۳.۰۰	۱۴۹۱۶	—	—	—	—

جدول حالت (۲-د) لبه‌های قائم‌گيردار - لبه بالا آزاد - پايين گيردار

$\mu \backslash K$	۱	۲	۳	۴	۵
۰٫۵۰	۱۸۹٫۴۲۴	۲۲۰٫۶۲۱	۲۴۷٫۰۱۲	۲۷۰٫۹۶۹	۲۹۳٫۴۰۲
۱٫۰۰	۶۷٫۷۴۲	۸۸٫۸۲۸	۱۰۷٫۷۳۹	۱۲۵٫۰۹۱	۱۴۲٫۱۶۵
۱٫۵۰	۴۱٫۶۴۲	۵۹٫۶۶۲	۷۶٫۳۶۱	—	—
۲٫۰۰	۳۱٫۳۹۵	۴۸٫۰۰۰	—	—	—
۲٫۵۰	۲۶٫۲۷۹	—	—	—	—

۴ - حالت گسيختگی ۳ (شکل ۱ - ج).

حالات گسيختگی با شعاهای گسيختگی دایره‌ای ویا ترکیبی از دایره‌ای و مستقیم معمولاً حدود پائين تری برای بارهای نهایی در مقایسه با مکانیسم‌های گسيختگی که فقط شامل لولاهای گسيختگی مستقیم‌اند بدست می‌دهند.

محاسبات این دو شما در ذیل داده می‌شوند.

پارامترهای اساسی در این مورد زوایای θ و Φ هستند که محدودیتهای زیر بر آنها اعمال می‌شود.

$$\theta \leq 90^\circ$$

$$\psi = \Phi + \theta \leq 90^\circ$$

$$a \leq 1$$

$$\Phi \neq 0$$

از مشخصات هندسی شکل داریم:

$$r = \frac{KL}{\gamma} \operatorname{cosec} \psi$$

شعاع لولای گسيختگی بادبزی

$$\alpha = \frac{K}{\gamma} \operatorname{cosec} \psi \cos \theta$$

$$y = KL \operatorname{cosec} \psi \sin \theta$$

$$\alpha - \beta = \frac{KL}{\gamma} \cot \psi$$

$$\beta L = r(\cos \theta - \cos \psi).$$

برای یک تغییر مکان مجازی δ مربوط به لولاهای گسيختگی مرکزی:

$$\Sigma M \theta = \gamma \bar{M} \left[(1 + \mu) \Phi - (1 - \mu) \cos(\theta + \psi) \sin \Phi \right] \delta + \left. \vphantom{\Sigma M \theta} \right\} \text{C برای قسمت}$$

$$\gamma \mu \bar{M} (1 + H) \tan \theta \delta + \left. \vphantom{\Sigma M \theta} \right\} \text{D برای قسمت}$$

$$\gamma \bar{M} (1 + V) \left[\frac{\gamma}{K} - \cos \theta \operatorname{cosec} \psi + \cos \psi \right] \delta \left. \vphantom{\Sigma M \theta} \right\} \text{B + A برای قسمت}$$

$$\begin{aligned} \Sigma W.\delta &= \frac{\omega L^r}{r\epsilon} \left[\frac{rK}{r} (r - K \operatorname{cosec} \psi \cos \theta)^r \right] \delta + && \left. \begin{array}{l} \text{برای قسمت A} \end{array} \right\} \\ \frac{\omega L^r}{r\epsilon} \left[K^r (r - K \operatorname{cosec} \psi \cot \theta) \cos \psi + \frac{K^r}{\epsilon} \cot^r \psi \right] \delta + && \left. \begin{array}{l} \text{برای قسمت B} \end{array} \right\} \\ \frac{\omega L^r}{r\epsilon} \left[\frac{K^r}{r} \operatorname{cosec}^r \psi (\sin \psi - \sin \theta) \right] \delta + && \left. \begin{array}{l} \text{برای قسمت C} \end{array} \right\} \\ \frac{\omega L^r}{r\epsilon} \left[K^r \sin \theta \cos \theta \operatorname{cosec}^r \psi (r - K \operatorname{cosec} \psi \cos \theta) + \frac{K^r}{r} \sin \theta \cos^r \theta \operatorname{cosec}^r \psi \right] \delta && \left. \begin{array}{l} \text{برای قسمت D} \end{array} \right\} \end{aligned}$$

و از آنجائیکه $\Sigma W.\delta = \Sigma M.\theta$ است :

$$P_u = \frac{\omega L^r}{M} = \frac{\epsilon \lambda}{K} \left[K(1 + \mu)\Phi - K(1 - \mu)\cos(\theta + \psi)\sin\Phi + K\mu(1 + H)\tan\theta + \right. \\ \left. (1 + V)(r - K\cos\theta \cot\psi + K\cot\psi) \right] /$$

$$\left[\frac{rK}{r} (r - \operatorname{cosec} \psi \cos \theta)^r + K^r (r - K \operatorname{cosec} \psi \cos \theta) \cot \psi + \frac{K^r}{\epsilon} \cot^r \psi + \right. \\ \left. \frac{K^r}{r} \operatorname{cosec}^r \psi \cos^r \theta \sin \theta \right]$$

P_u مقدار حداقلش را هنگامی دارا خواهد بود که θ و Φ در روابط ذیل صدق نمایند.

$$\frac{\partial P_u}{\partial \theta} = 0$$

$$\frac{\partial P_u}{\partial \Phi} = 0$$

و بشرط اینکه از محدودیت‌های هندسی طرح شده در فوق تجاوز ننماید.

۵ - حالت گسیختگی ۴ (شکل ۱ - د)

حل این حالت می‌تواند مستقیماً با استفاده از حل حالت قبل و بوسیله قراردادن :

$$\theta = 0 \quad \Psi = \Phi$$

و رعایت محدودیت‌های $\Phi \leq \pi/2$ و $a \leq 1$ بدست آید. یعنی :

$$P_u = \frac{\omega L^r}{M} = \frac{\epsilon \lambda}{K} \left[K(1 - \mu)\Phi - K(1 - \mu)\cos\Phi\sin\Phi + (1 + V)(r - K \operatorname{cosec} \Phi + K \cot \Phi) \right] / \\ \left[\frac{rK}{r} (r - \operatorname{cosec} \Phi)^r + K^r (r - K \operatorname{cosec} \Phi) \cot \Phi + \frac{K^r}{\epsilon} \cot \Phi + \frac{K^r}{r} \operatorname{cosec}^r \Phi \right]$$

P_u ، برای مقادیری از Φ که در $\frac{\partial P_u}{\partial \Phi} = 0$ صدق نمایند ، می نیمم است .

برای امتحان درستی حالات گسیختگی ۳ و ۴ ، حالت خاص زیر را بررسی می نمائیم :

$$\Psi = \Phi \quad \text{یعنی} \quad \theta \neq 0 \quad \Phi = 0$$

بنابراین :

$$y = KL \quad \alpha = \frac{K}{\gamma} \cot \theta \quad \beta = 0$$

$$P_u = \frac{\omega L^r}{M} = \frac{\epsilon \lambda}{K} \left[\frac{K\mu(1+H)}{\cot \theta} + r(1+V) \right] /$$

$$\left[\frac{rK}{\gamma} (r - K \cot \theta)^r + K^r (r - K \cot \theta) \alpha \cot \theta + \frac{K^r}{\epsilon} \cot^r \theta + \right.$$

$$\left. \frac{K^r}{\gamma} \cot^r \theta + K^r (r - K \cot \theta) \cot \theta \right]$$

$$P_u = \frac{\epsilon \lambda}{K} \left[\frac{K\mu(1+H)}{\cot \theta} + r(1+V) \right] / \left[rK + \frac{K^r}{\epsilon} \cot^r \theta - rK^r \cot \theta \right]$$

با قراردادن $\lambda = K^r \mu(1+H) / \epsilon(1+V)$ ، شبیه بانچه که در حالت ۲ بدست آوردیم ، عبارت زیر حاصل خواهد شد :

$$P_u = \frac{\epsilon \lambda}{K^r} (1+V) \left[\frac{\alpha + r\lambda}{\alpha^r - \epsilon \alpha^r + r\alpha} \right]$$

طرح اقتصادی دیواره ها.

مطالعه بارنهائی مخازن بتن مسلح هرچند که هنوز بعنوان یک روش طرح منطقی و استاندارد پذیرفته نشده است ، معهذاً میتوان آنرا برای برآورد اقتصادی ترین تناسبات فولاد گذاری در دو امتداد اصلی بکار برد .

مطالعه ارتجاعی نشان میدهد که هر بار که ضریب تناسبات هندسی K از حد متوسطی (برای هر چهار حالت مورد بحث در قسمت ۱) ، تقریباً برای دو یا سه ، تجاوز کند بار هیدروستاتیکی تقریباً بوسیله قطعات قائم در منطقه مرکزی دیواره تحمل خواهد شد . حال با فرض اینکه مقادیر ضرایب موجود برای طرح دالها با در نظر گرفتن توزیع الاستیک لنگرها در دست بوده و فقط فولادهای کشتی هستند که باید پیش بینی شوند میتوان وزن کلی فولاد گذاری برای واحد سطح دال را متناسب با $(\bar{M} + \mu \bar{M})$ در نظر گرفت .

نسبت وزن کل ، بعنوان نسبت وزن واحد سطح یک دال ناهمگن به وزن واحد سطح همان دال اگر ایزوتروپ یا همگن باشد ، به اینصورت تعریف میگردد .

$$T.W.R = \frac{\text{واحد سطح دال ناهمگن} / \text{وزن}}{\text{واحد سطح دال همگن} / \text{وزن}}$$

که در آن (T. W. R) مخفف نسبت وزن کل میباشد (۱).

وزن برواحد سطح دال همگن معادل است با $2 \times \bar{M}_i = (\bar{M}_i + 1 \times \bar{M}_i)$.

وزن برواحد سطح دال ناهمگن معادل است با $(1 + \mu)\bar{M}_o = (\bar{M}_o + \mu\bar{M}_o)$ وبا استفاده از نظریه

دال متناظر (۲) یوهانسن (۳) (با مشخص کردن سمانها و طولها با \bar{M} و \bar{L}) برای طول دال متناظر داریم:

$$\bar{L} = \frac{L}{\sqrt{\mu}}$$

و برای ضرایب شکل متناظر:

$$K' = K\sqrt{\mu}$$

و بنابراین بستگی بین لنگر مقاوم و بار برای یک دال متناظر میتواند بصورت زیر نوشته شود.

$$\bar{M} = p\bar{L}'/P'_u$$

برای یک دال متناظر، اگر بار کلی متناظر تقسیم بر $\sqrt{\mu}$ شود، با گسیختگی برابر با بار گسیختگی برابر با بار گسیختگی متعلق بدال ایزوتروب (همگن) مربوطه خواهد بود:

$$T. W. R. = \frac{\frac{pL^2}{P'_u} \left(1 + \frac{1}{\mu}\right)}{\frac{2qL^2}{P_u}} = \frac{P_u}{2P'_u} \left(1 + \frac{1}{\mu}\right).$$

باید بیخاطر داشت که بناتعریف دال متناظر، P_u برای یک دال همگن با ضریب شکل $K/\sqrt{\mu}$ دارای مقدار $\left(\frac{qL^2}{M}\right)$ خواهد شد بنابراین:

$$T. W. R. = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{\mu}\right) \left[\frac{P_u(K)}{P_u(K/\sqrt{\mu})} \right]$$

واضح است که برای $\mu = 1$ و $T. W. R. = 1$ میباشد.

بسادگی میتوان نشان داد که با استفاده از روش تعادل در نظریه لولاهای گسیختگی برای گسیختگی

حالت ۱ - ب (شکل ۱).

$$\mu\bar{M} = \frac{q_o L^2}{\gamma} \left[\frac{1 - \alpha}{\epsilon\alpha + H} \right] \quad \text{برای قسمت B}$$

$$\bar{M} = \frac{q_o L^2}{\gamma\epsilon} \left[\frac{\alpha^2 K^2}{1 + V - \mu\alpha^2 K^2} \right] \quad \text{برای قسمت A}$$

که در آنها:

$$\alpha = \frac{\lambda}{\gamma} \left[-1 + \sqrt{1 + 2\left(\frac{\gamma}{\lambda}\right)} \right] \quad \text{و} \quad \lambda = \frac{\epsilon(V+1)}{\mu K^2(H+\epsilon)}$$

بطور اختصار اختیار گردیده اند.

از برقراری روابط :

$$\bar{M}_i = \frac{q_o L^r}{\nu} \left[\frac{1 - \alpha_i}{\epsilon \alpha_i + H} \right]$$

$$\bar{M}_o = \frac{q_o L^r}{\nu \mu} \left[\frac{1 - \alpha_o}{\epsilon \alpha_o + H} \right]$$

که «i» و «o» بترتیب نمایش دهنده همگنی و نا همگنی هستند خواهد شد :

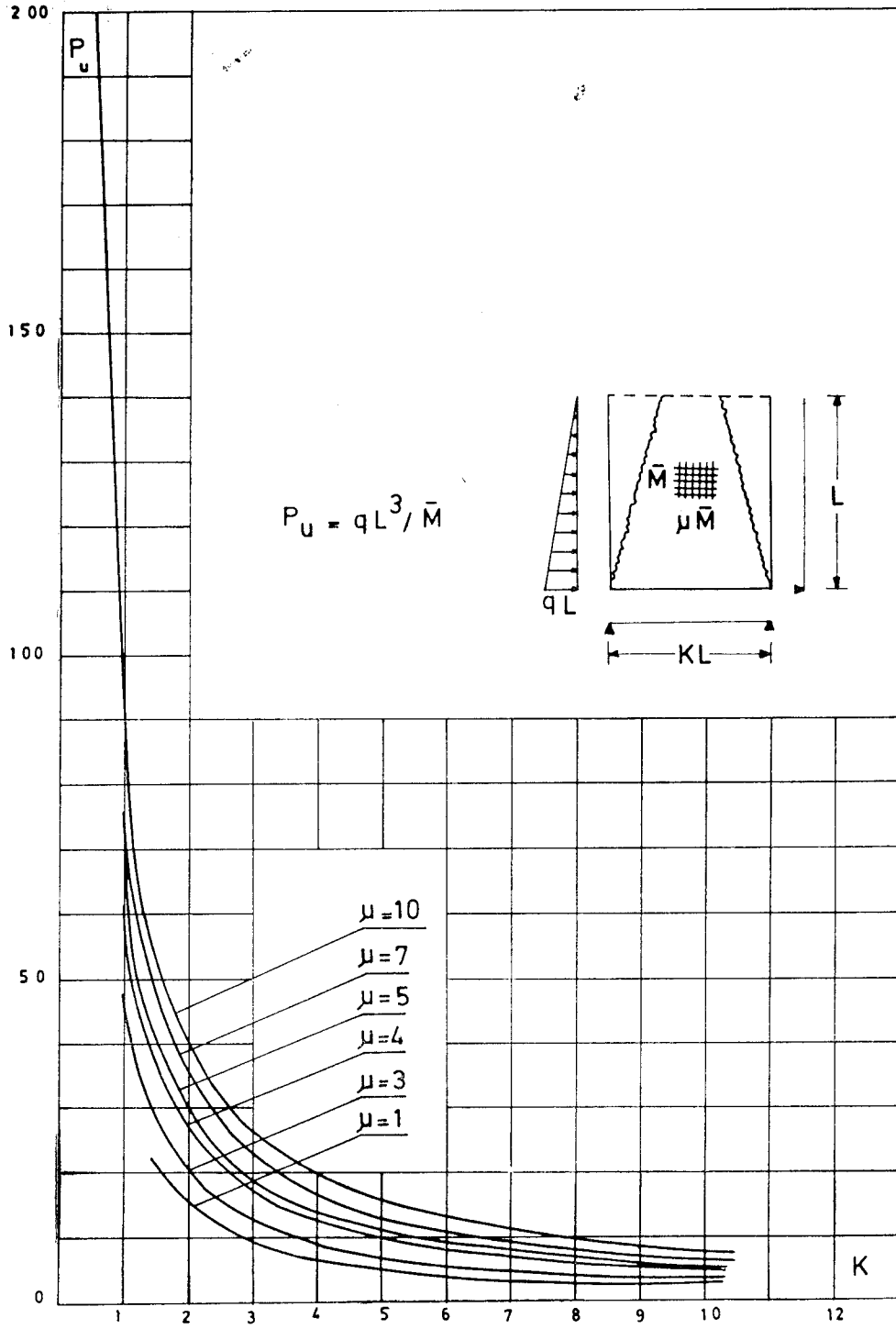
$$T.W.R. = \frac{1}{\nu} \times \left(1 + \frac{1}{\mu} \right) \left[\frac{(1 - \alpha_o) (\epsilon \alpha_i + H)}{(1 - \alpha_i) (\epsilon \alpha_o + H)} \right]$$

اقتصادی ترین ضریب نا همگنی برای هر ترکیب بین «V» و «H» میتواند از رابطه فوق برای مقادیر مختلف «μ» بدست آید.

برای هر ضریب مناسبات هندسی K میتوان مقداری برای μ یافت (اشکال ۶ و ۷) که بازاء آن کمیت T. W. R. می نیمم میباشد.

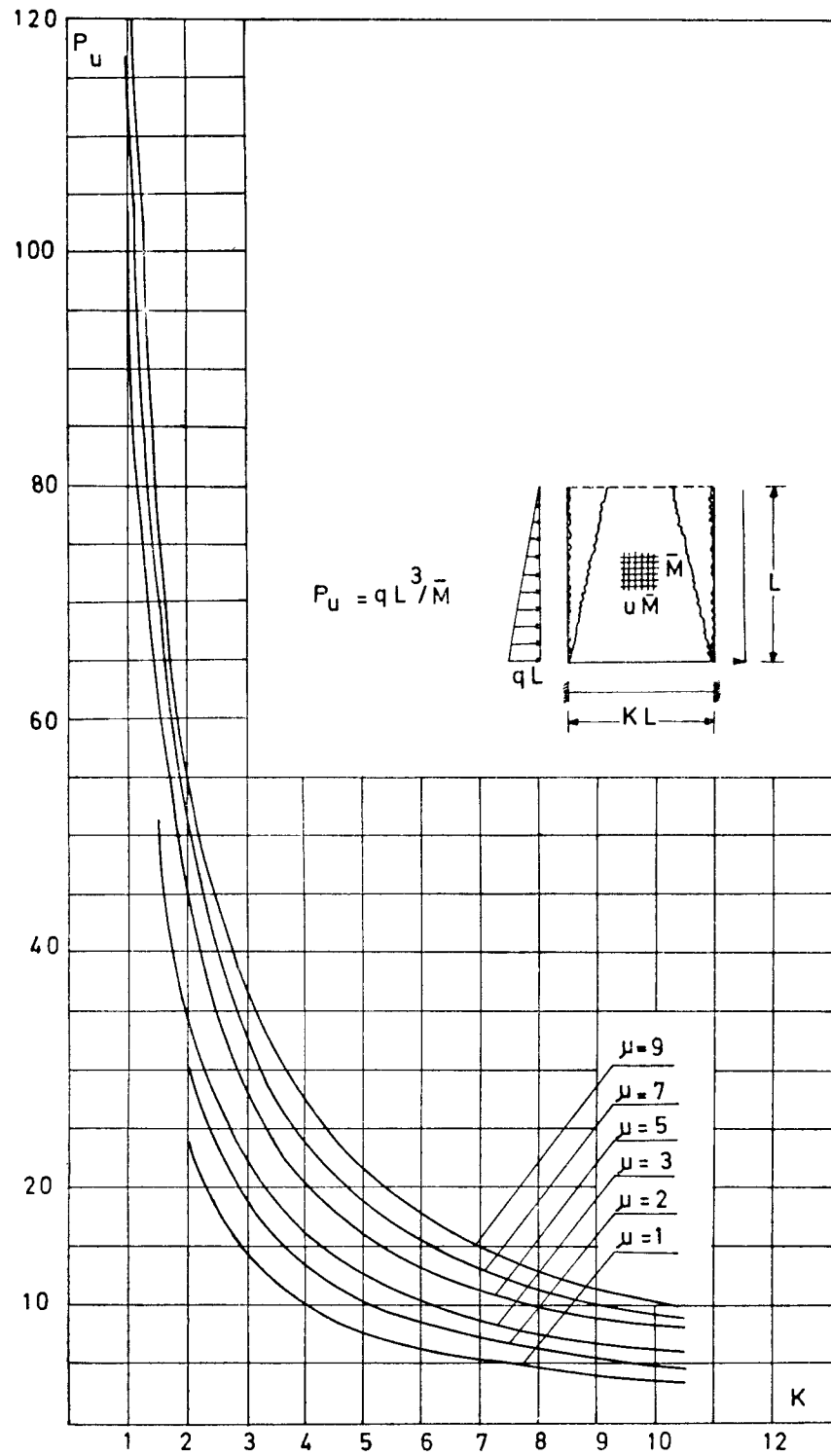
قدردانی

این مقاله چکیده قسمتی از کار نویسنده که بعنوان مشاور تهیه جداول ساختمانی برای موسسه تحقیقات علمی و صنعتی انگلستان در دانشگاه آکسفورد انجام وظیفه نموده است میباشد. نویسنده از آقایان حمید احمد زاده و کیایی دانشجویان دانشکده صنعتی (پلی تکنیک تهران) که در تنظیم این مقاله با او همکاری نموده اند سپاسگزاری مینماید.



شکل ۲

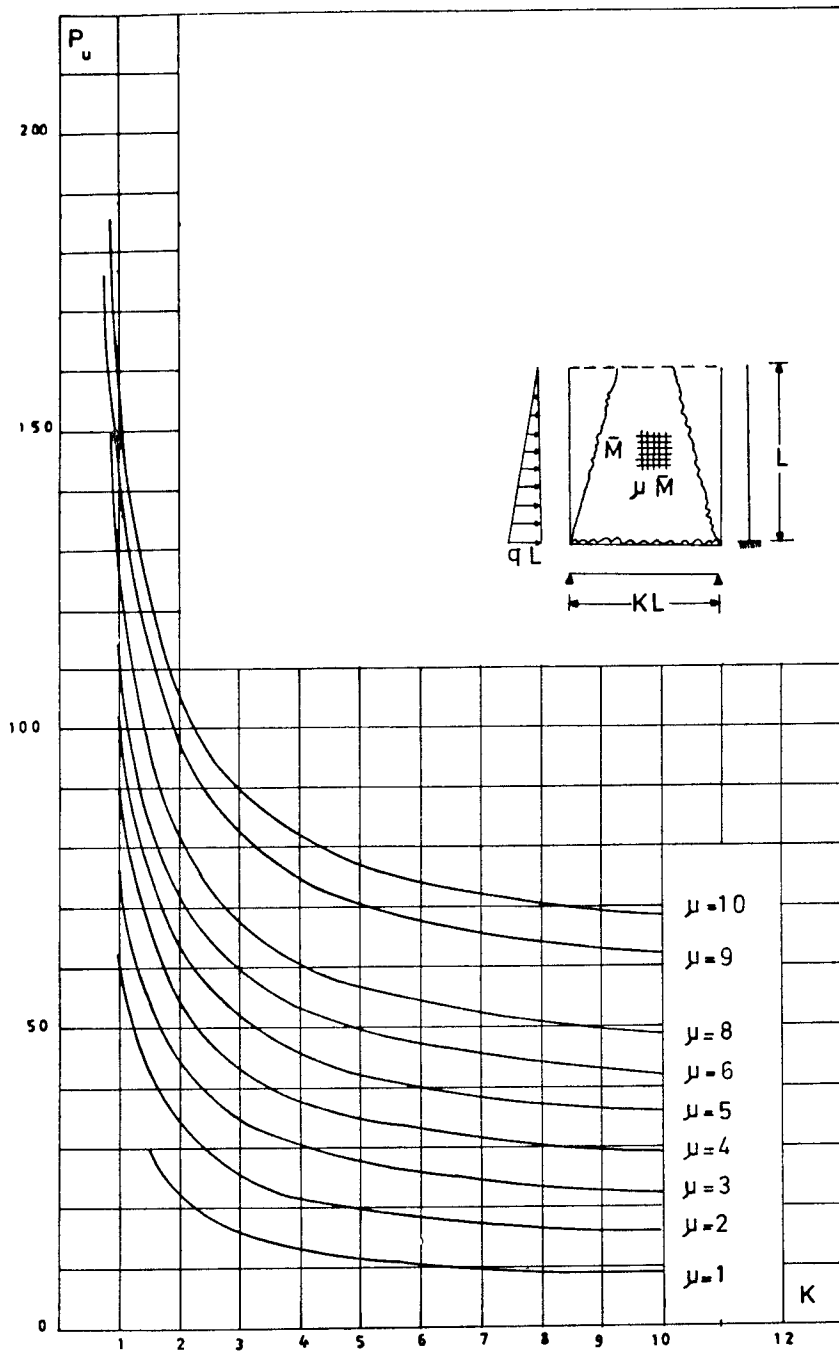
تغییرات بار نهایی P_u برحسب تغییرات ضریب تناسب «K» و ضریب ناهمگنی « μ »
 حالت ۱ - الف



شکل ۳

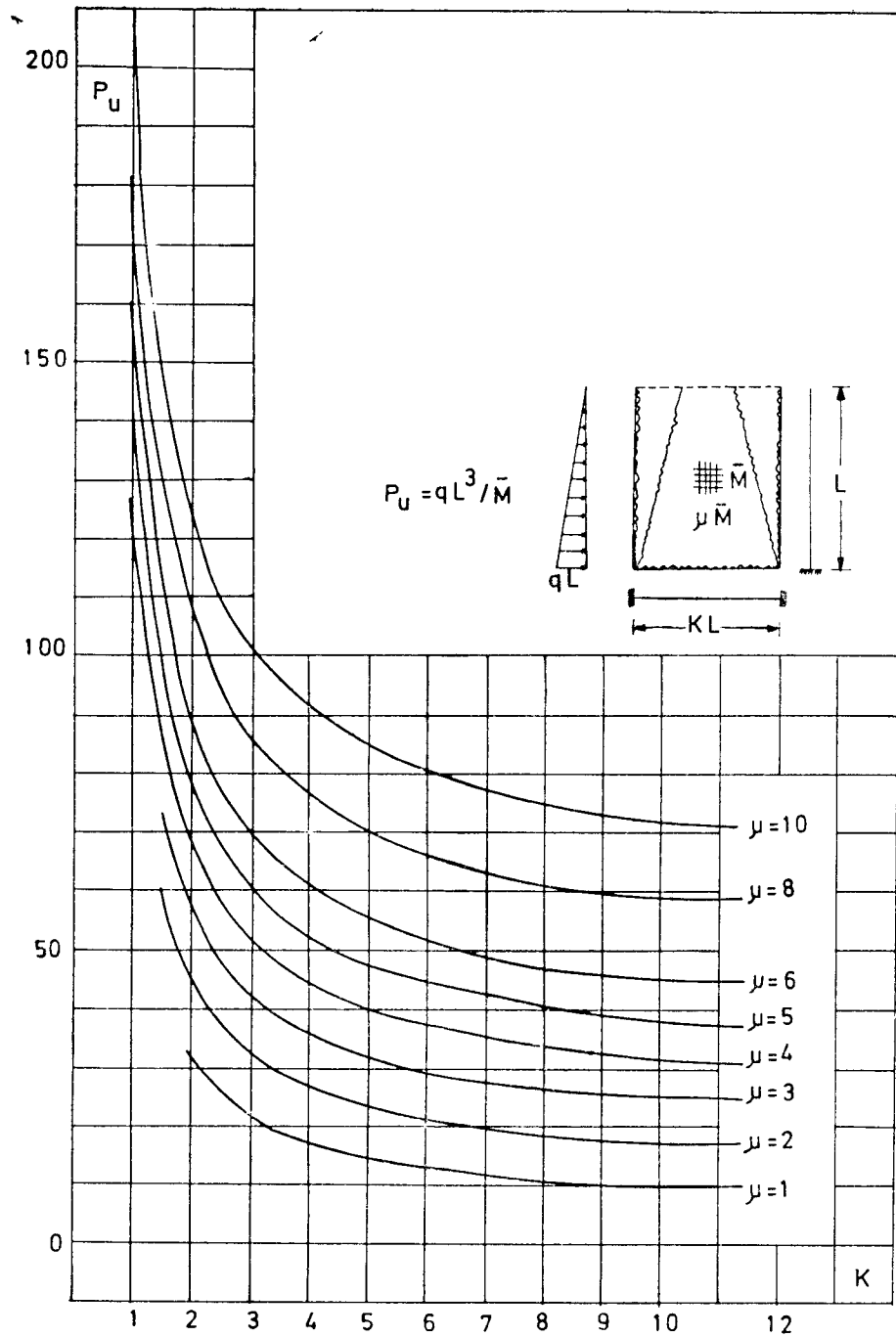
تغییرات بار نهایی P_u بر حسب تغییرات ضریب تناسب «K» و ضریب ناهمگنی « μ »

حالت ۱ - ب



شکل ۴

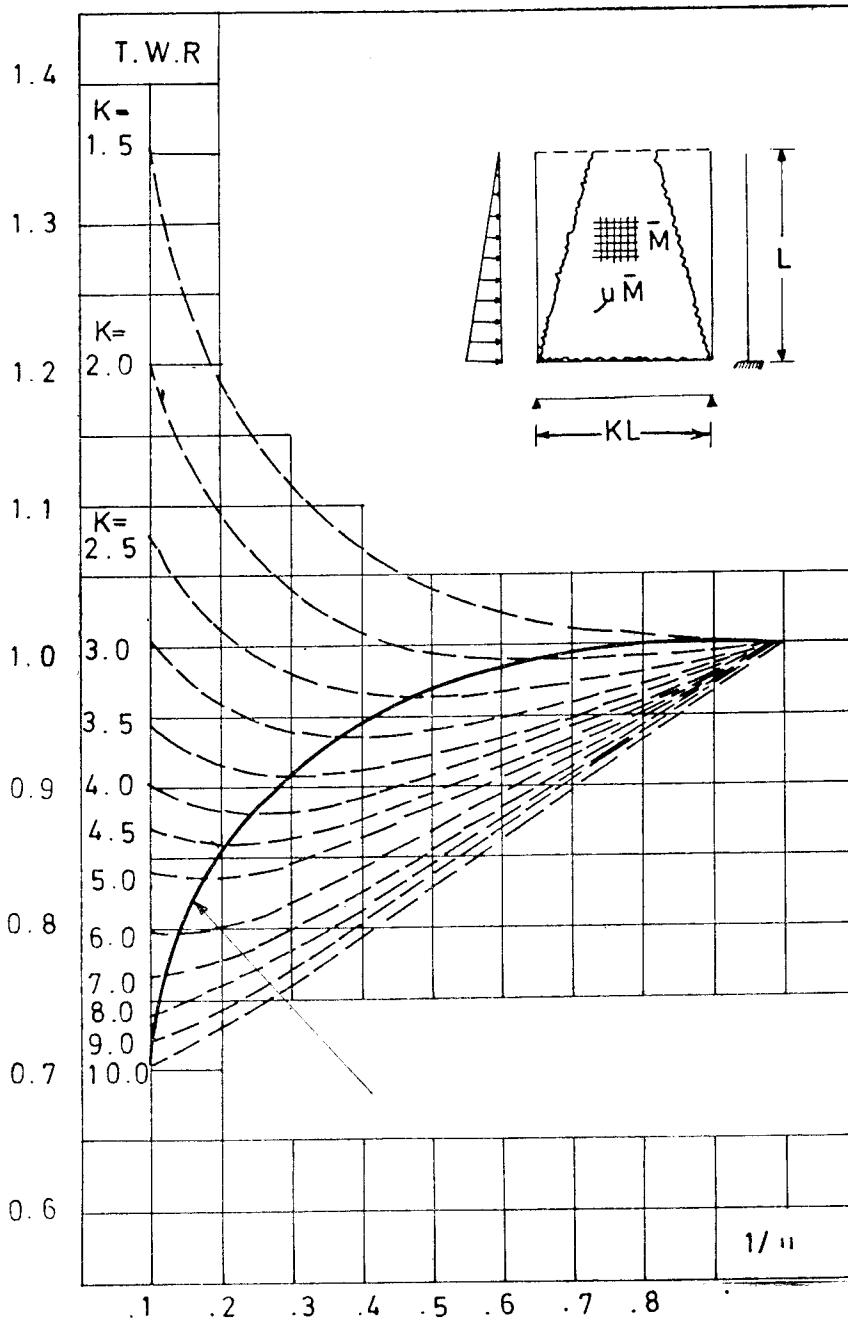
تغییرات بارزهایی P_u برحسب تغییرات ضریب تناسبات «K» و ضریب ناهمگنی (μ)
حالت ۱ - ج



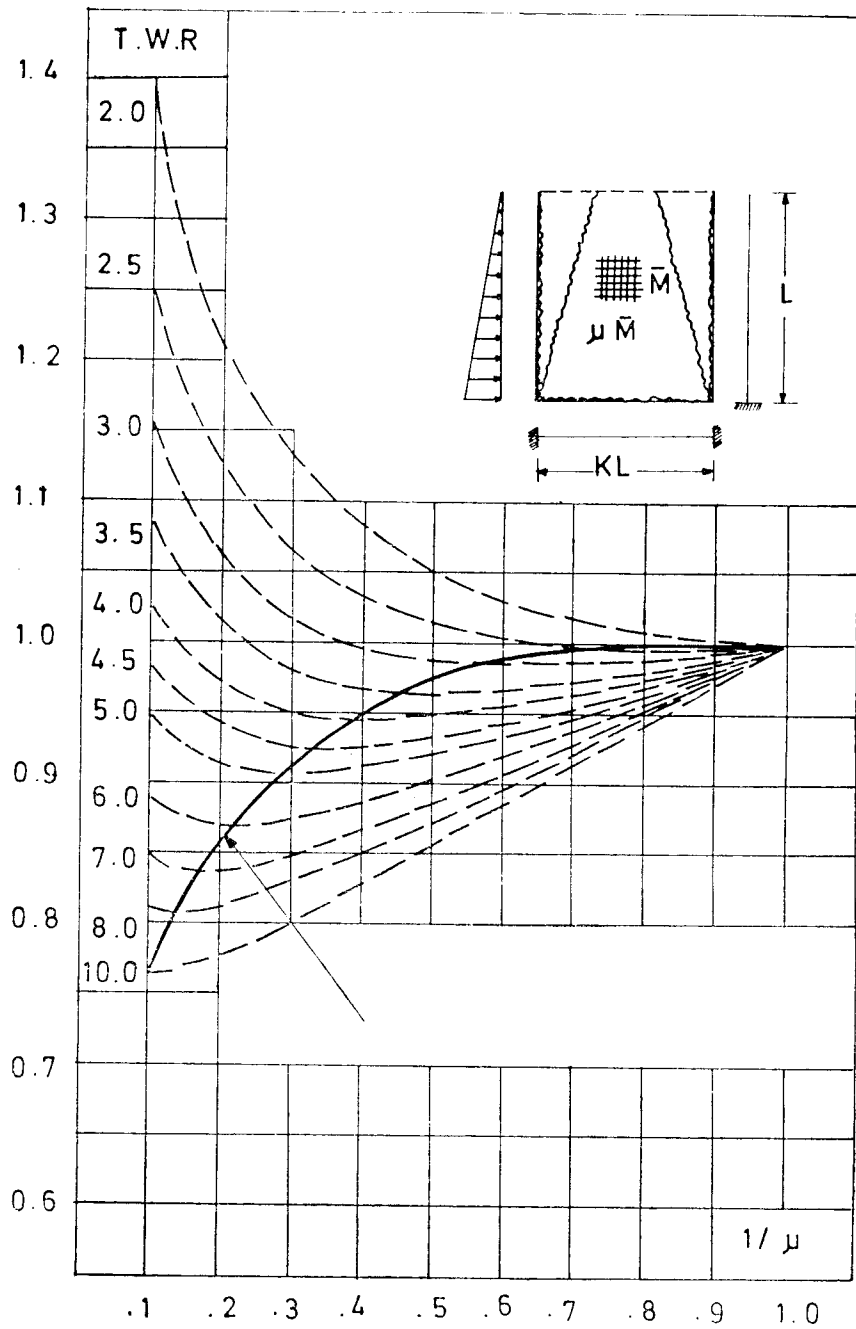
شکل ۵

تغییرات بار نهایی P_u بر حسب تغییرات ضریب تناسب «K» و ضریب ناهمگنی (μ)

حالت ۱ - د



شکل ۶
تغییرات اقتضادیتترین ضریب ناهمگنی برحسب نسبت وزن کل



شکل ۷

تغیرات اقتصادی ترین ضریب ناهمگنی برحسب نسبت وزن کل

فهرست مراجع

- B. V. RANGANATHAM and A. W. HENDRY and R. H. WOOD The Ultimate Flexural Strength of Reinforced Concrete Rafts. (Magazine of Concrete Research. vol 15. 44. Nov. 1963.)
Plastic and Elastic Design of Slabs and Plates With Particular Reference to Reinforced Concrete Floor Slabs. (Thames and Hudson Book Company).
- K. O KEMP A Lower Bound Solution of the Collapse of an Orthotropically Reinforced Slab on Simple Supports. (Magazine of Concrete Research. vol. 14. No. 41. July 1962.)
- M. W. KWIECINSKI Yield Criterion for an Orthotropically Reinforced Slab. (International Journal of Solids and Structures. vol. I. No. 4. Nov 1965.)
- K. W. JOHANSEN Yield Line Theory (Cement and Concrete Association. London. 1962.)
- VALERIU PETCU Plastic Design of Reinforced Concrete Rectangular Slabs Subjected to Loads of Hydrostatic Type. (The Indian Concrete Journal. vol. 39. No. 9. Sept. 1965.)
- E. H. MANSFIELD Studies in Collapse Analysis of Rigid-Plastic Plates With a Square Yield Criterion. (Proc. Roy. Soc. Series A. vol. 241. 1957.)
- M. HOLMES and K. A. STEEL Upper and Lower Bound Solutions to the Collapse of a Reinforced Concrete Slab under Uniform Load. (Magazine of Concrete Research vol 16. No. 47. July 1965.)
- E. HOGNESTAD Yield Line Theory for the Ultimate Flexural Strength of Reinforced Concrete Slabs. (Journal of American Concrete Inst. vol. 24. No. 7. March 1953.)
- M. GRIGORIAN Ultimate Load Analysis of Open Concrete Tanks. Oxford Univ. Eng Report.
- PUBLICATION Recent Developments in Yield Line Theory (M.C. R. Special Publication. May 1954. C. and C. A.)
- C. T. MORLEY On the Yield Criterion of an Orthotropically Reinforced Concrete Slab. (Journal of the Mechanics and Physics of Solids. vol. 14. No. 1. Jan. 1966.)