

تأثیر مقاومت بتن و ضخامت دال تخت بتنی بر جلوگیری از خرابی پیشرونده ناشی از حذف ناگهانی یک ستون میانی

عاطفه سلیمانی^۱، محمدرضا اصفهانی^{۲*}

۱- کارشناس ارشد سازه، دانشکده فنی مهندسی، گروه عمران، دانشگاه فردوسی مشهد، مشهد، ایران

۲- استاد، دانشکده فنی مهندسی، گروه عمران، دانشگاه فردوسی مشهد، مشهد، ایران

چکیده

طراحی ساختمان‌ها برای مقاومت در برابر خرابی پیشرونده، امری غیر قابل انکار است. هرچند برخی دستورالعمل‌ها مثل *GSA* و *UFC* الزاماتی برای کاهش احتمال خرابی پیشرونده در سازه‌ها پیشنهاد داده‌اند، اما به دلیل این‌که ماهیت بارها یا وقایع مسبب فروپاشی، به خوبی تعریف نشده‌اند و عملکرد اجزای ساختمان در طول خرابی پیشرونده به خوبی قابل درک نیست، پیش بینی الگوی مشخصی که بیان‌گر سیر افزایش خرابی باشد مشکل است. در این پژوهش، با استفاده از رفتار غشایی دال‌ها، اثر مقاومت بتن و ضخامت دال بر جلوگیری از خرابی پیشرونده‌ی دال‌های بتن مسلح پس از حذف ناگهانی یک ستون میانی بررسی می‌شود. خرابی پیشرونده در دال‌های طراحی شده با حذف ناگهانی یک ستون داخلی شبیه‌سازی و ظرفیت دال در حضور نیروی غشایی فشاری برای مقاومت‌های بتن مختلف و ضخامت‌های گوناگون دال محاسبه شد. قابلیت حمل بار برای دهانه‌ی افزایش‌یافته‌ی دال به علت حذف ناگهانی ستون میانی، برای نمونه‌های مختلف بررسی شد. نتایج حاصل از مطالعه و بررسی نشان داد که اثر غشایی دال که اغلب در طراحی در نظر گرفته نمی‌شود، می‌تواند تا حد زیادی از خرابی پیشرونده‌ی دال و سازه جلوگیری کند. همچنین با افزایش مقاومت بتن دال و افزایش ضخامت دال نسبت به حداقل پیشنهادی آیین نامه می‌توان ظرفیت دال را پس از حذف ناگهانی یک ستون میانی به مقدار قابل ملاحظه‌ای افزایش داد.

کلمات کلیدی: اثر غشایی، دال، مقاومت بتن، ضخامت دال، خرابی پیشرونده، بتن مسلح

شناسه دیجیتال:		سابقه مقاله:			
10.22065/JSCE.2017.98444.1335	چاپ	انتشار آنلاین	پذیرش	بازنگری	دریافت
doi: 10.22065/JSCE.2017.98444.1335	۱۳۹۸/۰۴/۰۱	۱۳۹۶/۰۸/۲۴	۱۳۹۶/۰۸/۲۴	۱۳۹۶/۰۸/۲۰	۱۳۹۶/۰۷/۰۲
محمدرضا اصفهانی			*نویسنده مسئول:		
esfahani@um.ac.ir			پست الکترونیکی:		

Effect of concrete strength and thickness of flat slab on preventing of progressive collapse caused by elimination of an internal column

Atefeh Soleymani¹, mohammad Reza Esfahani^{2*}

1-M.Sc. in Structural Engineering, Faculty of engineering, Department of Civil Engineering, Ferdowsi university of Mashhad, Mashhad, Iran

2-Professor, Faculty of engineering, Department of Civil Engineering, Ferdowsi university of Mashhad, Mashhad, Iran

ABSTRACT

Designing structures against progressive collapse is an important part of the building design. However, some guidelines such as GSA and UFC holds implications for reducing the risk of progressive collapse of structures, but because the nature of the loads or events that cause damage are not well defined and the performance of building components during progressive collapse is not well understood, It is difficult to predict the trend of increasing damage. In this study, using the membrane action of the slabs, the effect of concrete strength and slab thickness on preventing the progressive failure of RC concrete slabs is investigated after the sudden removal of an internal column. Progressive collapse in the designed slabs was simulated by the sudden removal of an internal column and the slab capacity was calculated in the presence of compressive membrane force for different concrete strengths and slab thicknesses. Load carrying capacity for an enlarged span of the slab due to the sudden removal of the middle column has been investigated for various models. The results of this study showed that the membrane action of the slab, which is often not considered in design, can greatly prevent progressive failure of the slab and structure. By increasing the strength of the concrete and the thickness of the slab as well as the minimum recommendation of the regulation, the capacity of the slab can be considerably increased after the sudden removal of the middle column.

ARTICLE INFO

Received: 24/09/2017

Revised: 11/11/2017

Accepted: 15/11/2017

Keywords:

Progressive collapse, slab, membrane action, reinforced concrete, Strength, thickness

All rights reserved to Iranian Society of Structural Engineering.

doi: 10.22065/JSCE.2017.98444.1335

*Corresponding author: mohammad Reza Esfahani
Email address: esfahani@um.ac.ir

۱- مقدمه

امروزه به علت افزایش حملات تروریستی، مهندسان با چالش‌های جدیدی در طراحی ایمن سازه‌ها مواجه شده‌اند. در طراحی‌های گذشته بارگذاری ناگهانی در روند طراحی در نظر گرفته نمی‌شد، اما امروزه لازم است یکی سری ملاحظات در راستای ایمنی سازه‌ها در مواجهه با بارهای ناگهانی در نظر گرفته شود [۱].

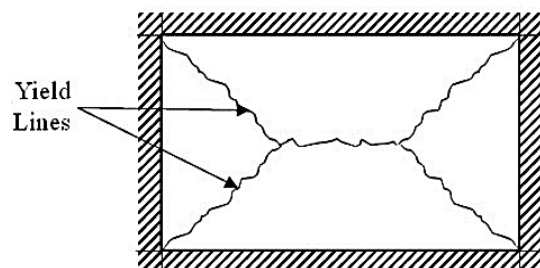
خرابی پیشرونده در استاندارد ASCE/SEI 2010 به صورت انتشار خرابی موضعی از یک عنصر به عنصر دیگر تعریف شده است، به گونه‌ای که سرانجام آن، خرابی کل سازه یا بخش عظیمی از آن است. بالا بردن مقاومت سازه در طراحی‌های معمول برای حوادث با احتمال رخداد پایین، انتخابی غیراقتصادی است. در همین راستا و برای طراحی سازه جهت مقاومت در برابر خرابی پیشرونده، در نظر گرفتن مکانیزم حمل بار ثانویه می‌تواند یک روش جایگزین و در عین حال مؤثر باشد. این مکانیزم حمل بار ثانویه شامل عمل زنجیری فشاری (CAA^۱) و عمل زنجیری کششی (TCA^۲) در تیرها هستند که در دال‌ها به صورت عمل غشایی فشاری (CMA^۳) و عمل غشایی کششی (TMA^۴) نمود پیدا می‌کنند.

پس از انجام یک سری آزمایش‌ها روی نمونه‌های در مقیاس اصلی، در آفریقای جنوبی توسط Ockleston [۲] نیروی غشایی به عنوان یک نیروی مؤثر در افزایش ظرفیت دال شناسایی شد. آن‌چه از نتایج این آزمایش‌ها حاصل شد این بود که هنگام در نظر گرفتن اثر غشایی فشاری، بار نهایی می‌تواند حداقل تا ۴ برابر مقدار پیش‌بینی شده توسط تئوری خط تسلیم افزایش پیدا کند.

با این‌که مدت زمان زیادی از مطرح شدن عمل غشایی در دال‌ها می‌گذرد، با این حال مطالعات اندکی در این زمینه جهت جلوگیری از خرابی پیشرونده‌ی سازه‌های بتن آرمه انجام گرفته است. Hawking و Mitchell [۳] عوامل مؤثر در آغاز و گسترش خرابی پیشرونده در سازه‌های متشکل از دال تخت را مورد بررسی قرار دادند. Cook و Mitchell [۴] جزئیات عمل غشایی کششی گسترش یافته در دال‌های تخت، برای جلوگیری از خرابی پیشرونده را مورد بررسی قرار دادند. Qian و همکاران [۵] به صورت تجربی عملکرد سازه‌های تیر-دال بتن آرمه را هنگام حذف یک ستون گوشه‌ی سازه مورد بررسی قرار دادند. Qian و همکاران [۶] هم‌چنین در یک پژوهش دیگر اعتبار عمل زنجیری فشاری و کششی به وجود آمده در دال‌های تخت جهت جلوگیری از خرابی پیشرونده را بررسی کردند.

۲- عنوان مقاله

در روش خط تسلیم، دال به نواحی صلب تقسیم می‌شود که توسط نواحی پلاستیک موضعی (خطوط تسلیم) به هم متصل شده‌اند. شکل (۱) خطوط تسلیم برای دال دو طرفه از دو طرفه را نشان می‌دهد.

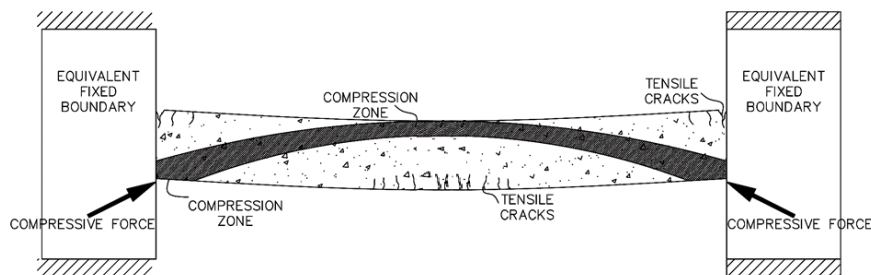


شکل ۱: الگوهای خط تسلیم برای دال دو طرفه از چهار طرف مقید

1 Compressive Arc Action
2 Tensile Arc Action
3 Compressive Membrane Action
4 Tensile Membrane Action

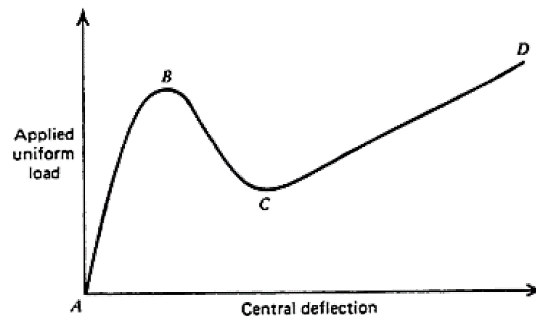
نظریه‌ی خط تسلیم Johansen [۷] تنها حضور نیروها و تنش‌های برشی را در خطوط تسلیم دال در نظر می‌گیرد. این نظریه، برآورد مناسبی از بار نهایی، هنگام شکل‌گیری الگوی خط تسلیم بدون حضور نیروهای غشایی در دال ارائه می‌دهد. با این حال نیروهای غشایی به واسطه‌ی شرایط مرزی و هندسه‌ی تغییرشکل نواحی مختلف دال، اغلب در دال‌های بتن مسلح حضور دارند. اگر لبه‌های دال توسط المان‌های مرزی سخت در برابر حرکت جانبی محدود شده باشند، همان‌طور که در شکل (۲) مشاهده می‌شود، نیروهای غشایی فشاری در صفحه‌ی دال تشکیل می‌شوند و هنگام تغییرشکل دال، تغییر در هندسه موجب می‌شود که لبه‌های دال تمایل به حرکت به سمت بیرون داشته و نسبت به المان‌های مرزی عکس‌العمل نشان دهند.

در اثر حذف یک ستون میانی دال و افزایش ناگهانی دهانه، با افزایش تغییرشکل میانی، نیروهای غشایی ایجاد شده با ایجاد یک ساز و کار گنبدی شکل در سطح وسیع، موجب افزایش مقاومت خمشی مقاطع دال در خطوط تسلیم می‌شوند. این مسئله سبب می‌شود بار نهایی دال، بزرگ‌تر از بار محاسبه شده توسط تئوری خط تسلیم Johansen شود. در تغییرشکل‌های بزرگ‌تر، لبه‌های دال تمایل دارند که به سمت داخل حرکت کنند. اگر لبه‌های دال به صورت جانبی محدود شده باشند، پس از نیروهای غشایی فشاری، نیروهای غشایی کششی ظاهر شده و دال را قادر می‌سازند به واسطه‌ی عمل زنجیری میلگردها در ادامه نیز بار قابل توجهی را تحمل کند.



شکل ۲: تصویر شماتیک از اثر غشایی فشاری در دال [۶]

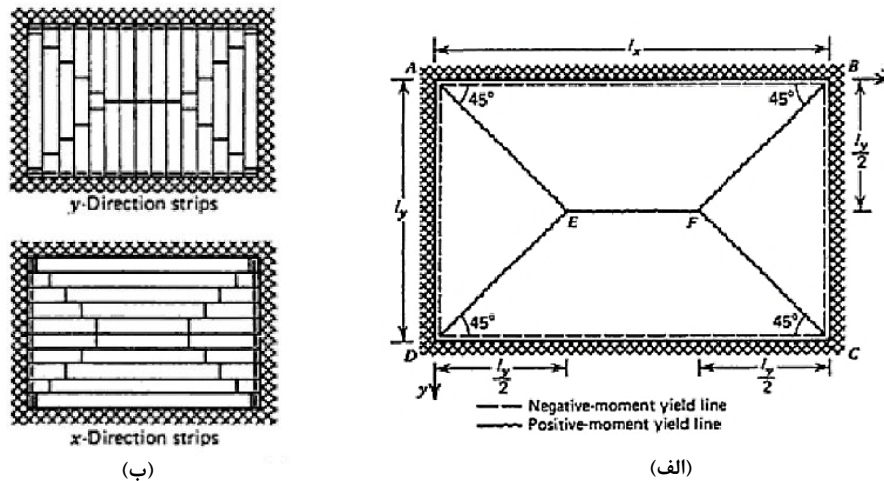
شکل (۳) منحنی بار-تغییرشکل مرکزی یک دال بتن مسلح مستطیل شکل دوطرفه را نشان می‌دهد که مرزهایش به صورت جانبی مقید شده‌اند. هنگامی که تغییرشکل مرکز دال از A تا B افزایش می‌یابد، الگوی کرد که نیروهای غشایی فشاری در تغییرشکل‌های کوچک، نتیجه‌ی ترک خوردن دال است. هنگامی که تغییرشکل دال از مقدار آن در نقطه‌ی B عبور می‌کند بار حمل شده توسط دال به علت کاهش نیروی غشایی به سرعت کاهش پیدا می‌کند. وقتی منحنی به نقطه‌ی C نزدیک می‌شود، نیروهای غشایی در ناحیه‌ی مرکزی دال از فشاری به کششی تغییر می‌کند. برای دال‌ها با مرزهای صلب تغییرشکل مرکزی دال در C تقریباً برابر با ضخامت دال است. بعد از نقطه‌ی C، دال بار تحمل شده را توسط میلگردهایش حمل می‌کند. با افزایش تغییرشکل مرکزی، دال به حمل بار با مقدار بیش‌تر ادامه می‌دهد تا در نقطه‌ی D میلگردها شروع به شکست کنند یا بعضی از اجزای سیستم خراب شوند. در عین حال معمولاً بار در نقطه‌ی B به عنوان بار نهایی دال شناخته می‌شود. خط تسلیم شکل می‌گیرد و با کمک نیروهای غشایی فشاری، دال به افزایش بار نهایی تا نقطه‌ی B می‌رسد.



شکل ۳: رابطه‌ی بار-تغییر شکل برای دال بتنی دوطرفه با لبه‌های مهارشده در برابر حرکت جانبی [۸]

تاکنون مطالعاتی روی اثر غشایی دال‌های بتن مسلح انجام شده است، اما تنها نظریه‌های تقریبی مقاومت نهایی مورد بررسی قرار گرفته اند و نتایج این مطالعات حاکی از این است که عمل غشایی به طور قابل ملاحظه‌ای موجب افزایش بار نهایی در بسیاری از سیستم‌های دال بتن مسلح می‌شود [۸].

طبق شکل (۴)، دالی با لبه‌هایی موازی با محورهای X و Y به ترتیب با طول‌های l_x و l_y و مسلح در هر دو راستا در نظر گرفته می‌شوند. در واقع این دال متشکل از نوارهایی به عرض واحد در هر دو راستا است که مفاصل پلاستیک آن‌ها در واقع همان خطوط تسلیم دال را تشکیل می‌دهند.



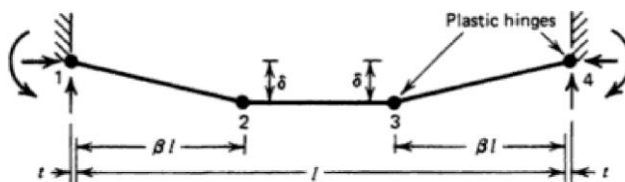
شکل ۴: الگوی خط تسلیم فرض شده برای دال یکنواخت دو طرفه بارگذاری شده با لبه‌های مهارشده (الف) دال اصلی (ب) سیستم نواری [۸]

جهت رسیدن به رابطه‌ای معقول بین بار و تغییرشکل مرکزی دال، به آن یک جابه‌جایی مجازی در جهت بارگذاری اعمال می‌شود. اگر تغییرشکل مجازی در خط تسلیم EF واحد باشد، نواحی انتهایی نوارهای دال متحمل چرخش مجازی به میزان $\frac{2}{l_y}$ حول خطوط تسلیم در لبه‌های دال می‌شوند. بخش میانی نوارهایی که به سه قسمت تقسیم می‌شوند نیز افقی باقی می‌ماند. بنابراین، معادله‌ی کار مجازی با تعمیم روابط از نوارهای مقید یک‌طرفه به دال دوطرفه به صورت رابطه‌ی (۱) نوشته می‌شود:

$$\iint w_u \Delta dx dy = 4 \int_0^{0.5l_y} (m'_{ux} + m_{ux} - n_{ux} \delta) \frac{2}{l_y} dy + \quad (1)$$

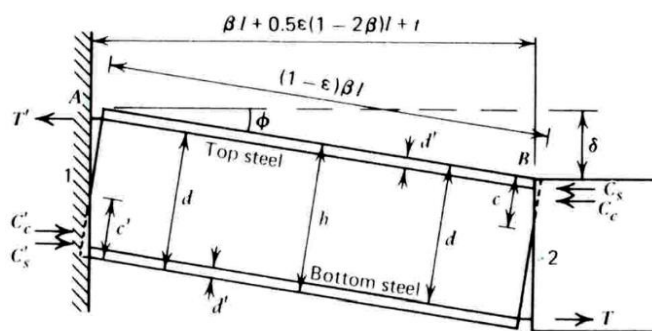
$$4 \int_0^{0.5l_y} (m'_{uy} + m_{uy} - n_{uy} \delta) \frac{2}{l_y} dx + 2(m'_{uy} + m_{uy} - n_{uy} \delta) \frac{2}{l_y} (l_x - l_y)$$

که بر اساس نظریه ی Park [۸]، w_u بار یکنواخت نهایی در واحد سطح و δ جابه جایی در جزئی از دال با ابعاد dx و dy است. عبارات $m'_{ux} + m_{ux} - n_{ux} \delta$ و $m'_{uy} + m_{uy} - n_{uy} \delta$ در مورد دال های مستطیل شکل طبق رابطه ی (۱۴) محاسبه می شوند و لازم است ϵ در نوار با ϵ'_x و ϵ'_y در دو راستا جایگزین شود که به صورت روابط (۱۵) و (۱۶) تعریف می شوند. m'_u ، m_u به ترتیب مقادیر لنگر مقاوم حول میانه ی ارتفاع در خمش مثبت و منفی و n_u نیروی غشایی در میانه ی عمق نوارهای دال هستند. نوار شکل (۵) یکی از نوارهای دال دوطرفه، مطابق شکل (۴) است که با دو مفصل پلاستیک متقارن در میانه در نظر گرفته شده است. طول هر یک از قسمت های کناری نوار ضریب β از طول کل نوار (۱) است.



شکل ۵: مفصل پلاستیک نوار مهار شده [۸]

فرض می شود که بخش های نوار بین مقاطع بحرانی (مفصل پلاستیک) در شکل (۵) مستقیم باقی می ماند. با این حال به علت حساسیت تئوری به کوتاه شدن محوری نوار، کرنش های محوری در نوار به علت حالت ارتجاعی، خزش و کرنش محوری آبرفتگی به حساب آورده می شوند. مجموع قابلیت ارتجاعی، خزش و کرنش محوری آبرفتگی (ϵ)، در طول نوار ثابت فرض می شود چرا که نیروی غشایی در راستای طول ثابت است. به علت ϵ ، کوتاه شدگی بخش میانی (۲-۳) نوار، $\epsilon(1-2\beta)$ خواهد بود و به علت تقارن دو انتهای بخش (۲-۳) نوار به میزان $\epsilon(1-2\beta)$ به مرکز نوار نزدیک خواهد شد. جابه جایی هر مرز به سمت بیرون به اندازه ی t است و بنابراین فاصله ی افقی از هر انتهای بخش (۲-۳) نوار تا مرز مجاور $\beta l + 0.5\epsilon(1-2\beta)l$ خواهد شد. هم چنین به علت ϵ ، طول بخش های انتهایی (۱-۲) و (۳-۴) به $(1-\epsilon)\beta l$ کاهش خواهد یافت. شکل (۶) تغییر در اندازه ی بخش های انتهایی (۲-۱) به علت ϵ و t را نشان می دهد.



شکل ۶: ناحیه ی نوار بین مقاطع ۱ و ۲ از شکل ۵ [۸]

ضخامت نواری h است و عمق تار خنثی در مقاطع جاری شدن ۱ و ۲، به ترتیب c و c' است. این دو عمق تار خنثی ممکن است متفاوت باشند، چون میلگردهای بالا و پایین ممکن است مشابه نباشند. اگر ϕ شیب قسمت (۱-۲) باشد، فاصله‌ی بین نقاط A تا B در شکل (۶) توسط هندسه‌ی تغییر شکل نشان داده شده و به صورت زیر محاسبه می‌شود:

$$[\beta l + 0.5\varepsilon(1 - 2\beta)l + t] \sec\phi = (h - c')\tan\phi + (1 - \varepsilon)\beta l - c \tan\phi \quad (2)$$

با استفاده از رابطه‌ی (۲) رابطه‌ی زیر بدست می‌آید:

$$h - c - c' = [2\beta l \sin^2\left(\frac{\phi}{2}\right) + \varepsilon\beta l \cos\phi + 0.5\varepsilon(1 - 2\beta)l + t] / \sin\phi \quad (3)$$

برای این رابطه چون ε و ϕ کوچک هستند، بنابراین:

$$\sin\phi = 2 \sin\frac{\phi}{2} = \frac{\delta}{\beta l} \quad \text{و} \quad \cos\phi = 1 \quad (4)$$

بنابراین:

$$c' + c = h - \frac{\delta}{2} - \frac{\beta l^2}{2\delta} \left(\varepsilon + \frac{2t}{l}\right) \quad (5)$$

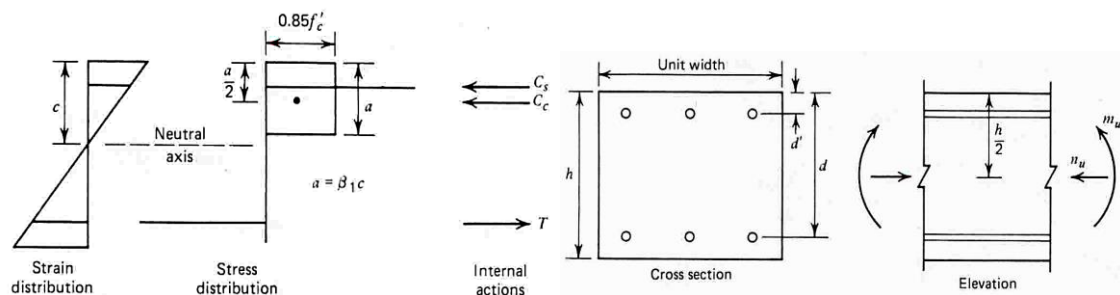
همچنین برای تعادل نیروهای غشایی عمل کننده در مقطع ۱ و ۲ بخش (۱-۲) نواری برابرند، بنابراین:

$$C'_c + C'_s - T' = C_c + C_s - T \quad (6)$$

که C'_c و C'_s نیروهای غشایی بتن، C_s و C'_s نیروهای غشایی میلگردها، و T' و T نیروهای کششی میلگردها هستند که به ترتیب در مقاطع ۱ و ۲ عمل می‌کنند. با استفاده از بلوک تنش فشاری بتن ارائه شده در ACI318-14 مطابق شکل (۷) نیروهای فشاری بتن می‌توانند برای یک نواری عرض واحد به صورت زیر نوشته شوند.

$$C'_c = 0.85 f'_c \beta_1 c' \quad (7)$$

$$C_c = 0.85 f'_c \beta_1 c \quad (8)$$



شکل ۷: شرایط در مقطع جاری شدن لنگر مثبت [۸]

که f'_c مقاومت بتن استوانه‌ای و β_1 نسبت عمق بلوک تنش معادل مستطیلی به عمق تار خنثی است [۹]. از جایگزینی معادله (۷) و (۸) در معادله (۶) و مرتب کردن مجدد آن معادله‌ی (۹) حاصل می‌شود:

$$c' - c = (T' - T - C'_s + C_s) / (0.85 f'_c \beta_1) \quad (9)$$

از حل معادلات (۵) و (۹) به صورت هم‌زمان می‌توان نوشت:

$$c' = \frac{h}{2} - \frac{\delta}{4} - \frac{\beta_1 l^2}{4\delta} \left(\varepsilon + \frac{2t}{l} \right) + \frac{T' - T - C'_s + C_s}{1.7f'_c \beta_1} \quad (10)$$

$$c = \frac{h}{2} - \frac{\delta}{4} - \frac{\beta_1 l^2}{4\delta} \left(\varepsilon + \frac{2t}{l} \right) - \frac{T' - T - C'_s + C_s}{1.7f'_c \beta_1} \quad (11)$$

بنابراین با استفاده از هندسه‌ی تغییرشکل‌ها و شرایط تعادل امکان محاسبه‌ی عمق محور خنثی در مقطع بحرانی میسر می‌شود.

[۸]

شکل (۷) شرایط یک مقطع لنگر مثبت جاری شده با عرض واحد را نشان می‌دهد. تنش‌های مقطع شامل C_c ، C_s و T به صورت استاتیکی با نیروی غشایی n_u که در میانه‌ی عمق عمل می‌کند، در تعادل هستند و لنگر مقاوم m_u حول محور میانه‌ی ارتفاع است. بنابراین، برای یک نوار به عرض واحد می‌توان نوشت:

$$n_u = C_c + C_s - T = 0.85 f'_c \beta_1 c + C_s - T \quad (12)$$

$$m_u = 0.85 f'_c \beta_1 c (0.5h - 0.5\beta_1 c) + C_s (0.5h - d') + T (d - 0.5h) \quad (13)$$

که c از رابطه‌ی (۱۱) به دست می‌آید. برای یک مقطع جاری شده لنگر منفی به عرض واحد m'_u توسط یک معادله، مشابه

معادله‌ی (۱۳) بدست می‌آید و به علت تعادل $n'_u = n_u$.

با در نظر گرفتن دو انتهای بخش‌های (۲-۱) یا (۴-۳) نوار، مجموع لنگرهای ناشی از تنش‌ها در مقاطع جاری شده حول یک محور در وسط ارتفاع مقطع در یک انتها $m'_u + m_u - n_u \delta$ است. در محاسبات از نیروهای برشی صرف نظر می‌شود چرا که سهم خالص‌شان در تحلیل توسط کار مجازی صفر خواهد بود. در جای‌گذاری c' و c از معادلات (۱۰) و (۱۱) در معادلات متعلق به m'_u و m_u و n_u معادله‌ی (۱۴) حاصل می‌شود:

(۱۴)

$$m'_u + m_u - n_u \delta = 0.85 f'_c \beta_1 h \left[\frac{h}{2} \left(1 - \frac{\beta_1}{2} \right) + \frac{\delta}{4} (\beta_1 - 3) + \frac{\beta_1 l^2}{4\delta} (\beta_1 - 1) \left(\varepsilon + \frac{2t}{l} \right) + \frac{\delta^2}{8h} \left(2 - \frac{\beta_1}{2} \right) + \frac{\beta_1 l^2}{4h} \left(1 - \frac{\beta_1}{2} \right) \left(\varepsilon + \frac{2t}{l} \right) - \frac{\beta_1 \beta_1^2 l^4}{16h\delta^2} \left(\varepsilon + \frac{2t}{l} \right)^2 \right] - \frac{1}{3.4f'_c} (T' - T - C'_s + C_s)^2 + (C'_s + C_s) \left(\frac{h}{2} - d' - \frac{\delta}{2} \right) + (T' + T) \left(d - \frac{h}{2} + \frac{\delta}{2} \right)$$

$$\varepsilon'_x = \varepsilon_x + \frac{2tx}{l_x} \quad (15)$$

$$\varepsilon'_y = \varepsilon_y + \frac{2ty}{l_y} \quad (16)$$

مجموع کرنش‌های محوری و جابه‌جایی‌های طولی برای دال دوطرفه در دو راستای X و Y را نشان می‌دهد. مقادیر ε'_x و ε'_y

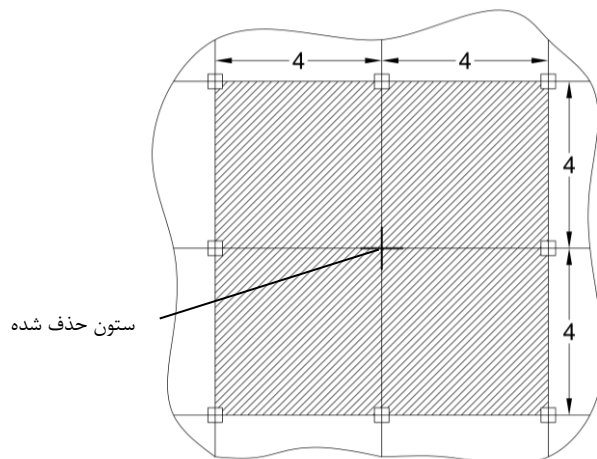
در معادلات (۱۵) و (۱۶) مجموع کرنش‌های کشسانی محوری، خزش و آبرفتگی در نوارها هستند و می‌توانند از مقادیر نیروهای

غشایی، مدول الاستیسیته‌ی بتن و ضرایب آبرفتگی و خزش محاسبه شوند. جابه‌جایی‌های طولی مرزی t_x و t_y را هم‌چنین می‌توان با

استفاده از نیروهای غشایی و سختی پیرامونی دال محاسبه نمود [۸].

۳- مشخصات نمونه‌ها و بارگذاری‌ها

در این پژوهش، دو نمونه دال با دهانه‌ی ۴ و ۶ متر مطابق روش آیین‌نامه‌ی ACI318-14 [۹] طراحی شدند. پس از حذف یک ستون میانی در هر دو دال طراحی شده، دال‌هایی با دهانه‌ی ۸ و ۱۲ متر حاصل می‌شوند. این دال‌ها به همراه دال‌های با دهانه ۴ و ۶ متر برای بررسی اثر افزایش مقاومت بتن دال و اثر افزایش ضخامت دال نسبت به حداقل پیشنهادی آیین‌نامه روی اثر غشایی فشاری‌شان مورد بررسی قرار گرفتند. هر کدام از ۴ دال نمونه برای مقاومت بتن معمول ۲۵ مگاپاسکال و مقاومت افزایش‌یافته‌ی ۵۰ مگاپاسکال و همچنین ضخامت حداقل پیشنهادی آیین‌نامه و افزایش ۲۵ و ۵۰ درصدی نسبت به این حداقل تحلیل شدند. در مجموع ۲۴ تحلیل انجام شد تا اثر مقاومت بتن و ضخامت دال روی نیروی غشایی فشاری ایجاد شده در دال تخت با بارگذاری یکنواخت بارگذاری شده بررسی شود. شکل (۸) دال طراحی شده با دهانه‌ی ۴ متر را نشان می‌دهد. جهت شبیه‌سازی خرابی پیشرونده در دال بتنی، یک ستون میانی دال ۴×۴ حذف می‌شود. در این صورت در حالی که ضخامت و درصد میلگردهای مقطع دال همان مقادیر محاسبه شده برای دهانه‌ی ۴ متر هستند، دهانه‌ی دال طبق شکل (۸)، ۸×۸ متر خواهد شد. در این حالت دال از نظر آیین‌نامه ظرفیت باربری نخواهد داشت، اگرچه طبق تئوری Johansen [۷] ممکن است دال بتواند همچنان با تشکیل مفصل‌های پلاستیک بار افزایش‌یافته را تحمل کند. اما در عین حال با در نظر گرفتن اثر غشایی فشاری ممکن است دال تحمل ظرفیتی بسیار بیش‌تر از این مقدار را نیز داشته باشد.



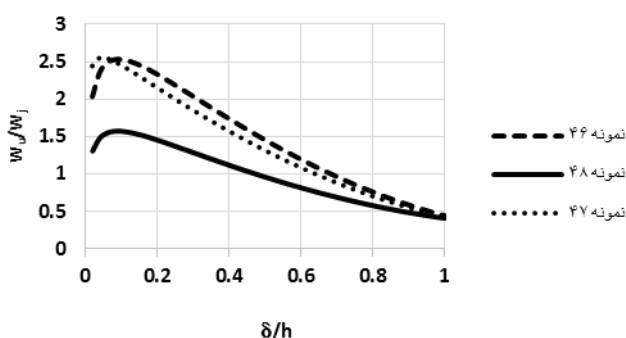
شکل ۸: محدوده‌ی حمل بار با دهانه‌ی ۸×۸ متر بعد از حذف یک ستون میانی دال (واحدهای روی شکل بر حسب متر)

بتن مصرفی دال دارای دو مقاومت $f'_c = 25 \text{ MPa}$ و $f'_c = 50 \text{ MPa}$ است. مدول الاستیسیته‌ی بتن $E = 2 \times 10^4 \text{ MPa}$ ، جرم واحد حجم بتن 2450 kg/m^3 و ضریب پواسون آن $\nu = 0.2$ در نظر گرفته شده است. همچنین در میلگردهای استفاده شده جهت تقویت دال، تنش تسلیم فولاد $f_y = 400 \text{ MPa}$ ، مدول الاستیسیته $E = 2 \times 10^5 \text{ MPa}$ و ضریب پواسون $\nu = 0.3$ در نظر گرفته شده است. بارگذاری روی دال برای طراحی اولیه، با فرض بار زنده‌ی 200 kg/m^2 انجام شده است. بار مرده‌ی ثابت به میزان 350 kg/m^2 در نظر گرفته شده و وزن بتن دال بر اساس جرم مخصوص بتن برای ضخامت‌های مختلف محاسبه شده است. دال‌ها با استفاده از آیین‌نامه‌ی ACI 318-14 [۹] و به روش طراحی مستقیم به عنوان دهانه‌ی میانی یک دال که در هر جهت ۳ دهانه دارد، طراحی شده‌اند. در طراحی همه‌ی دال‌ها ابعاد ستون‌ها 400×400 میلی متر فرض شده است. آرماتورهای مورد استفاده در تسلیح دال دو نوع $\phi 12$ و $\phi 14$ در نظر گرفته شده‌اند. درصد آرماتورهای مصرفی در مقطع دال‌ها در طول دال یکسان در نظر گرفته شده و سطح مقطع میلگرد در هر دو راستا به عنوان خروجی طراحی استفاده و پس از محاسبه‌ی مقاومت کششی آرماتورها و مقاومت فشاری بتن، این داده‌ها به عنوان ورودی برنامه Matlab جهت رسیدن به بار Johansen و بار نهایی دال با وجود نیروهای غشایی مورد استفاده قرار گرفته‌اند.

۴- بررسی صحت تئوری مورد استفاده در پژوهش با استفاده از نتایج تجربی موجود

نظریه‌ی استفاده شده برای رسیدن به ظرفیت دال‌های نمونه در حضور نیروهای غشایی تحت عنوان نظریه‌ی Park [۸]، برای ۳ نمونه از نتایج آزمایشگاهی استخراج شده از مطالعات Park [۸] که مشابه دال‌های مورد مطالعه در این مقاله بوده‌اند، مورد استفاده قرار گرفت تا صحت نظریه ارزیابی شود.

در ابتدا منحنی‌های نسبت بار نهایی در حضور نیروی غشایی فشاری به بار بدست آمده طبق رابطه‌ی (۱) بر اساس تئوری Johansen (W_u/W_j) در برابر نسبت خیز مرکزی به طول دهانه‌ی دال (δ/h) در مورد آزمایش‌هایی که به عنوان مرجع بررسی صحت محاسبات استفاده شدند، در شکل (۹) آورده شده است. این منحنی‌ها بر اساس اطلاعات ارائه شده توسط Park [۸] رسم شده است. هم‌چنین مقادیر حداکثر بارها و مقایسه‌ی آن‌ها با مقادیر بارهای ژوهانسن در جدول (۱) گردآوری شدند.



شکل ۹: نتایج آنالیز نمونه‌های آزمایش شده توسط Brtchie & Holley

جدول ۱: مقایسه‌ی نتایج تجربی با مقادیر محاسباتی

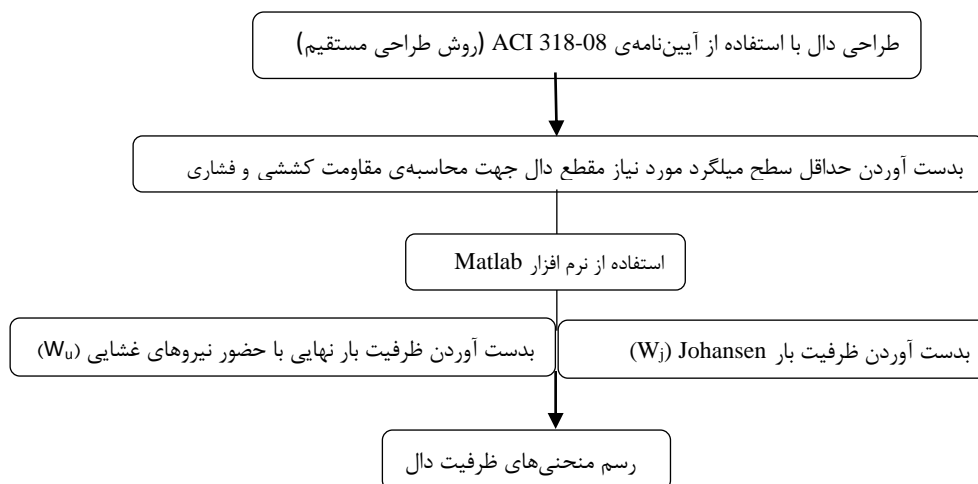
پژوهش‌گر	نام نمونه	ابعاد دال (in)	درصد میلگردها				مقاومت نمونه استوانه‌ای (psi)	W_u (psi) تئوری غشایی	W_j (psi) تئوری Johansen	W_u/W_j تجربی	W_u/W_j با استفاده از تئوری غشایی
			دهانه بلند		دهانه کوتاه						
			پایین	بالا	پایین	بالا					
Brotchi & Holley, ۱۹۷۱	۴۶	$۰/۷۵ \times ۱۵ \times ۱۵$	$۰/۰۰$	$۱/۰۰$	$۰/۰۰$	$۱/۰۰$	۵۴۹۰	۵۰/۶۰	۱۸/۸۰	۲/۶۹	۲/۵۳
	۴۸	$۰/۷۵ \times ۱۵ \times ۱۵$	$۰/۰۰$	$۲/۰۰$	$۰/۰۰$	$۲/۰۰$	۴۸۷۰	۵۰/۵۰	۳۴/۴۰	۱/۴۷	۱/۵۷
	۴۷	$۱/۵ \times ۱۵ \times ۱۵$	$۰/۰۰$	$۱/۰۰$	$۰/۰۰$	$۱/۰۰$	۴۵۷۰	۱۸۸/۹۰	۸۱/۱۰	۲/۳۳	۲/۵۶

از مقایسه‌ی نتایج بدست آمده بر اساس تئوری غشایی و نتایج آزمایشگاهی در جدول (۱) مشاهده می‌شود که نتایج تا حد زیادی به هم نزدیک هستند که نشان از صحت تئوری دارد.

۵- نتایج تحلیل

با استفاده از روابط (۱) تا (۱۶) منحنی‌های نسبت بار در برابر نسبت تغییر شکل برای ۲۴ دال مورد نظر رسم شدند. نمونه‌ها در راستای بررسی تاثیر ضخامت و مقاومت بتن بر نیروی غشایی دال برای ضخامت حداقل پیشنهادی آیین‌نامه و افزایش ضخامت ۲۵ و ۵۰ درصدی و مقاومت بتن ۲۵ و ۵۰ مگاپاسکال مقایسه شدند.

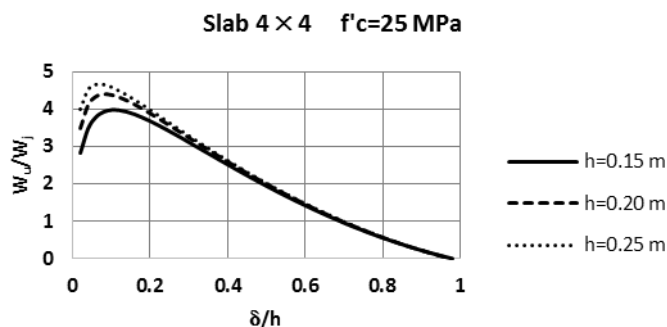
در شکل (۱۰) نحوه‌ی بدست آمدن منحنی‌ها با استفاده از روابط (۱) تا (۱۶) در نرم افزار Matlab و Excel به طور مختصر جهت یادآوری ارائه شده است.



شکل ۱۰: فلوچارت مراحل رسم منحنی‌های نیروی غشایی

۵-۱- بررسی اثر ضخامت دال بتنی بر نیروی غشایی دال

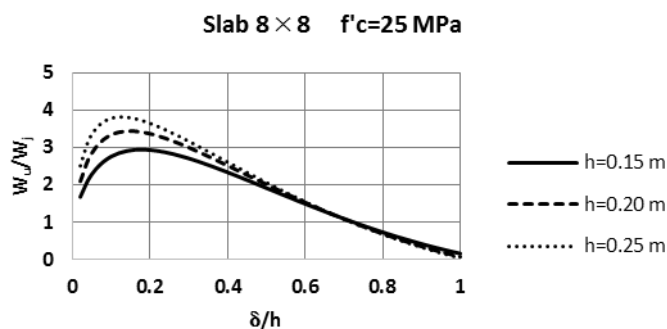
شکل (۱۱) منحنی‌های رابطه‌ی نسبت بار نهایی در حضور نیروی غشایی به بار Johansen را برای دال 4×4 به ازای مقاومت بتن حداقل معمول مورد استفاده در بتن‌ریزی دال‌ها (۲۵ مگاپاسکال) و به ازای ضخامت حداقل پیشنهادی آیین‌نامه (۱۵۰ mm) و هم‌چنین افزایش ۲۵ و ۵۰ درصدی ضخامت (به ترتیب ۲۰۰ و ۲۵۰ میلی‌متر) نشان می‌دهد.



شکل ۱۱: منحنی تغییرات نسبت بار نهایی به بار Johansen دال 4×4 با افزایش ضخامت از حداقل پیشنهادی آیین‌نامه

بررسی منحنی‌های این بخش نشان می‌دهد که دال با دهانه‌ی ۴ متر در ضخامت حداقلی پیشنهادی آیین‌نامه تا $3/98$ برابر بار نهایی Johansen را تحمل می‌کند. در مرحله‌ی بعد با افزایش ۲۵ درصدی ضخامت و رسیدن به ضخامت ۲۰۰ میلی‌متر این مقدار به $4/41$ برابر بار Johansen می‌رسد و با افزایش ۵۰ درصدی ضخامت یعنی ضخامت ۲۵۰ میلی‌متر این نسبت به $4/65$ برابر بار Johansen افزایش می‌یابد.

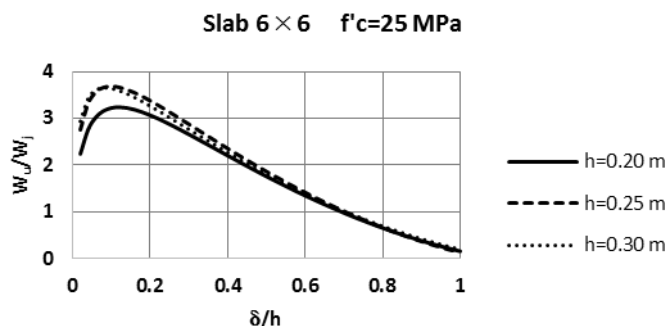
دال 8×8 که پس از حذف یک ستون میانی به وجود می‌آید، ابتدا بدون در نظر گرفتن اثرات دینامیکی حذف ناگهانی ستون مورد بررسی قرار می‌گیرد. منحنی‌های بدست آمده برای دال مربعی با دهانه‌ی ۸ متر در شکل (۱۲) ارائه شده‌است.



شکل ۱۲: منحنی تغییرات نسبت بار نهایی به بار Johansen دال ۸×۸ با افزایش ضخامت از حداقل پیشنهادی آیین نامه

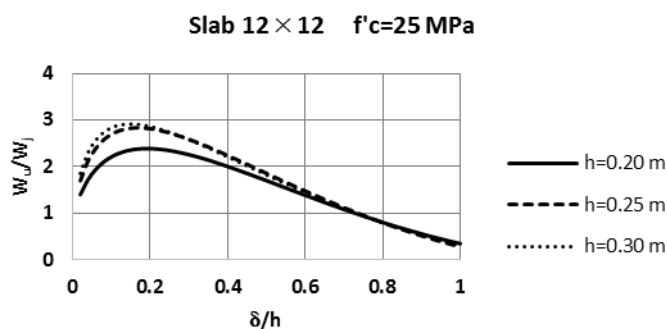
همان طور که از منحنی‌ها قابل مشاهده است، دال دهانه‌ی ۸ متر با ضخامت حداقلی ۱۵۰ میلی‌متر و مقاومت بتن ۲۵ مگاپاسکال تا ۲/۹۴ برابر بار Johansen ظرفیت نشان می‌دهد. این دال دارای مشخصات دالی است که برای دهانه‌ی ۴×۴ متر بر اساس آیین‌نامه‌ی ACI318-14 [۹] طراحی شده است.

دال بعدی که مورد تحلیل قرار می‌گیرد دال با دهانه‌ی ۶ متر می‌باشد. نمودار بررسی اثر غشایی برای این نمونه در ضخامت حداقل و افزایش ۲۵ و ۵۰ درصدی ضخامت در منحنی‌های شکل (۱۳) نشان داده شده است. دال بر اساس آیین‌نامه‌ی ACI318-14 [۹] و برای ضخامت حداقل آیین‌نامه‌ای ($h=200$ mm) محاسبه شده است.



شکل ۱۳: منحنی تغییرات نسبت بار نهایی به بار Johansen دال ۶×۶ با ضخامت‌های مختلف

بررسی منحنی‌های این بخش نشان می‌دهد که دال با دهانه‌ی ۶ متر در ضخامت حداقلی پیشنهادی آیین‌نامه تا ۳/۲۴ برابر بار Johansen را تحمل می‌کند. با افزایش ۲۵ درصدی ضخامت و رسیدن به ضخامت ۲۵۰ میلی‌متر این مقدار به ۳/۷۰ برابر بار Johansen می‌رسد و با افزایش ۵۰ درصدی ضخامت یعنی ضخامت ۳۰۰ میلی‌متر این نسبت ۳/۶۵ برابر بار Johansen است. حال یک ستون میانی دال با طول دهانه‌ی ۶ متر حذف می‌شود تا خرابی پیشرونده در دال شبیه‌سازی گردد. بدین ترتیب دهانه‌ی دال دو برابر شده ولی مشخصات طراحی و درصد میلگرد مقطع مشابه دال با دهانه‌ی ۶ متر می‌باشد. اثر افزایش ضخامت دال بر نیروی غشایی این نمونه در شکل (۱۴) قابل مشاهده است.



شکل ۱۴: منحنی تغییرات نسبت بار نهایی به بار Johansen دال ۱۲×۱۲ برای ضخامت‌های مختلف

همان‌طور که در شکل (۱۴) مشاهده می‌شود، دال دهانه‌ی ۱۲ متر با ضخامت حداقل ۲۰۰ میلی‌متر و مقاومت بتن ۲۵ مگاپاسکال تا ۲/۳۹ برابر بار Johansen ظرفیت نشان می‌دهد. مشابه با دهانه‌ی ۶ متر، با افزایش ضخامت دال از حداقل پیشنهادی آیین‌نامه‌ای ظرفیت دال افزایش می‌یابد. در عین حال، ظرفیت دال ۱۲ متری برای هر ضخامت نسبت به دال ۶ متری، افت کرده است. برای ارائه‌ی بهتر نتیجه‌ی تحلیل‌ها، نسبت بار نهایی حداکثر با حضور نیروی غشایی فشاری به بار تئوری Johansen، برای هر نمونه محاسبه و نتایج در جدول (۲) گردآوری شده است. همان‌طور که از مقادیر جدول مشخص است همواره دال با وجود نیروی غشایی، ظرفیتی حدود ۳ تا ۵ برابر ظرفیت بدست آمده از تئوری Johansen داشته است که نشان از اهمیت در نظر گرفتن اثر غشایی فشاری دال دارد.

جدول ۲: حداکثر نسبت بارها برای نمونه‌های مختلف در ضخامت‌های مختلف و مقاومت بتن ۲۵ مگاپاسکال

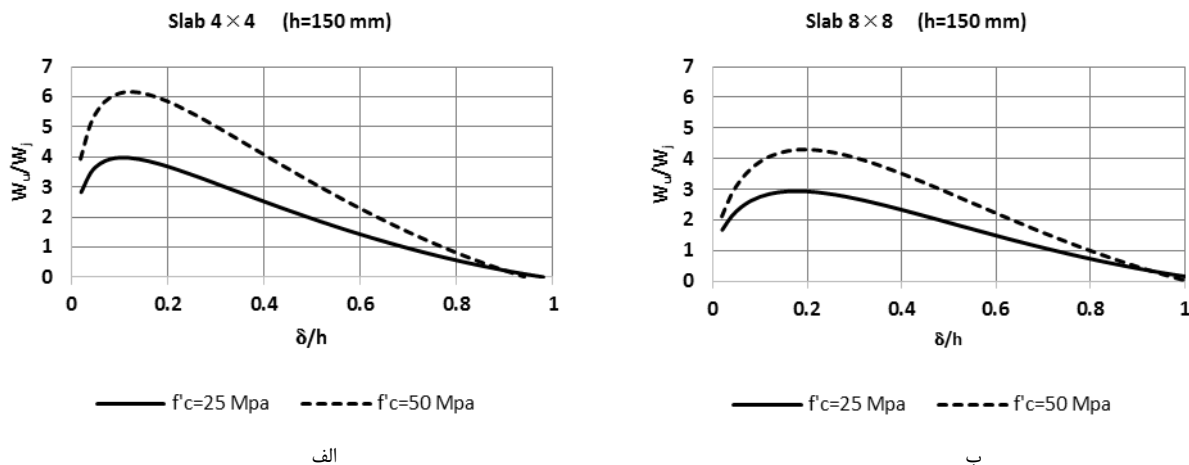
ابعاد دال	h (mm)	W_j (N/m ²)	W_u (max) (N/m ²)	W_u/W_j (max)
۴×۴	۱۵۰	۳۴۰۰۵	۱۳۵۱۵۹	۳/۹۸
۴×۴	۲۰۰	۶۱۸۹۵	۲۷۲۷۵۴	۴/۴۱
۴×۴	۲۵۰	۹۸۹۸۵	۴۶۰۳۰۰	۴/۶۵
۸×۸	۱۵۰	۸۵۰۱	۲۵۰۲۴	۲/۹۴
۸×۸	۲۰۰	۱۵۴۷۴	۵۳۳۷۹	۳/۴۵
۸×۸	۲۵۰	۲۴۷۴۷	۹۴۱۶۱	۳/۸۱
۶×۶	۲۰۰	۳۴۵۶۴	۱۱۱۹۸۰	۳/۲۴
۶×۶	۲۵۰	۵۱۷۵۲	۱۹۱۲۷۵	۳/۷۰
۶×۶	۳۰۰	۸۲۸۰۴	۳۰۱۹۲۳	۳/۶۵
۱۲×۱۲	۲۰۰	۸۶۴۱	۲۰۶۴۸	۲/۳۹
۱۲×۱۲	۲۵۰	۱۲۹۳۸	۳۶۶۳۲	۲/۸۳
۱۲×۱۲	۳۰۰	۲۰۷۰۱	۶۰۲۰۹	۲/۹۱

W_u و W_j ، W_D به ترتیب بار طراحی آیین‌نامه‌ای دال، بار Johansen و

بار نهایی دال در حضور نیروی غشایی فشاری هستند.

۲-۵- بررسی اثر مقاومت بتن بر نیروی غشایی فشاری دال

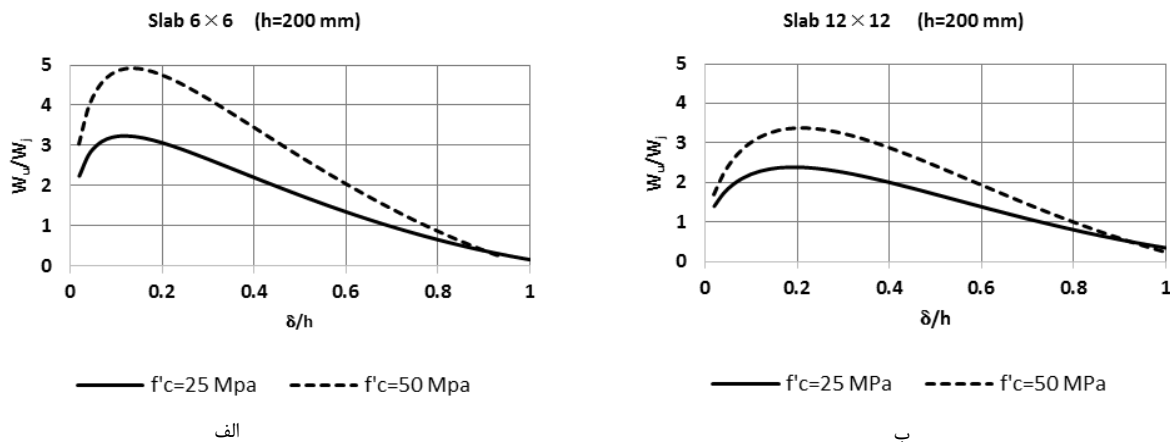
در این بخش به بررسی اثر مقاومت بتن بر اثر غشایی فشاری دال پرداخته شده است. در همین راستا نمودارهای مقایسه‌ای در مورد نمونه‌های دال مربعی با طول دهانه‌ی ۴، ۸، ۶ و ۱۲ متر برای حداقل ضخامت پیشنهادی آیین‌نامه و افزایش ۲۵ و ۵۰ درصدی ضخامت و هر دو مقاومت ۲۵ و ۵۰ مگاپاسگال رسم و آورده شده است. اولین نمونه‌ی مورد بررسی دال با دهانه‌ی ۴ متر در حداقل ضخامت ۱۵۰ میلی‌متر است که منحنی‌های مربوط به آن در شکل (۱۵-الف) نشان داده شده است.



شکل ۱۵: منحنی تغییرات نسبت بار نهایی به بار Johansen دال‌های ۴×۴ م (الف) و ۸×۸ م (ب) با افزایش مقاومت بتن برای ضخامت ۱۵۰ mm

مشاهده می‌شود در هر سه ضخامت با افزایش مقاومت بتن از ۲۵ به ۵۰ مگاپاسگال نسبت بار نهایی در حضور نیروی غشایی فشاری به بار Johansen افزایش می‌یابد که بیانگر تاثیر قابل ملاحظه افزایش مقاومت بتن دال بر نیروی غشایی دال نمونه است. با حذف ستون میانی دال ۴×۴ منحنی‌های افزایش مقاومت برای دال ۸×۸ حاصل می‌شوند که سری منحنی‌های مربوط به این نمونه در شکل ۱۵-ب آورده شده است.

شکل (۱۶) سری منحنی‌های بررسی تاثیر اثر مقاومت بتن بر نیروی غشایی دال با دهانه‌ی ۶ متر را نشان می‌دهد.



شکل ۱۶: منحنی تغییرات نسبت بار نهایی به بار Johansen دال‌های ۶×۶ م و ۱۲×۱۲ م با افزایش مقاومت بتن برای ضخامت ۲۰۰ mm

بررسی این سری منحنی‌ها نیز بیانگر تاثیر قابل ملاحظه افزایش مقاومت بتن بر اثر غشایی دال‌هاست. آخرین نمونه‌ای که بررسی و تحلیل شد نمونه‌ی ایجاد شده ناشی از حذف ستون میانی دال ۶×۶ بود که منجر به ایجاد دال با دهانه‌ی ۱۲ متر با مشخصات طراحی دال ۶×۶ متر شد. منحنی‌های مربوط به این نمونه در شکل ۱۶-ب آورده شده است. از مقایسه‌ی منحنی‌های شکل‌های ۱۵ و ۱۶ مشخص می‌شود که با افزایش طول دهانه، فاصله‌ی بین نمودارهای با مقاومت ۲۵ و ۵۰ مگاپاسکال کم‌تر می‌شود و این بدین معنی است که تاثیر افزایش مقاومت بتن دال بر اثر غشایی با افزایش دهانه کاهش پیدا می‌کند.

۶- اعمال ضریب دینامیکی ناشی از حذف ناگهانی ستون میانی

هنگام حذف ناگهانی ستون میانی به دلیل آنی بودن حذف و ماهیت دینامیکی بودن این پدیده، لازم است یک ضریب تحت عنوان ضریب بار دینامیکی به بار اعمال شود. پژوهش‌گران بسیاری به این نتیجه رسیدند که ضریب افزایش بار دینامیکی معرفی شده در دستورالعمل‌های GSA2003 [۱۰] و DoD2005 [۱۱] به میزان ۲ بسیار محافظه‌کارانه است، با این حال در این پژوهش در راستای اطمینان ضریب بار دینامیکی همان مقدار ۲ اختیار شد و اثر آن بر نتایج طبق جدول (۳) بررسی مورد بررسی قرار می‌گیرد. همان‌طور که از نتایج جدول (۳) مشهود است با حذف یک ستون میانی و اعمال ضریب بار دینامیکی نیز هم‌چنان نمونه‌ها حدود ۲ تا ۴ برابر ظرفیت بار Johansen شان را تحمل می‌کنند. این مقدار در بحرانی‌ترین حالت نمونه‌های مورد بررسی یعنی دال ۱۲×۱۲ متر با حداقل ضخامت پیشنهادی آیین‌نامه و مقاومت معمول ۲۵ مگاپاسکال مقدار ۱/۲۰ یعنی ۲۰ درصد بیش‌تر از ظرفیت بار Johansen این نمونه است. این نتیجه بیان‌گر اهمیت در نظر گرفتن اثر غشایی فشاری دال در باربری نهایی است. بنابراین برای تمام دال‌های میانی در نظر گرفته شده حتی با اعمال ضریب بار دینامیکی ۲ خرابی پیش‌رونده در دال‌های میانی اتفاق نمی‌افتد. از طرفی افزایش مقاومت فشاری بتن و ضخامت دال تاثیر زیادی در افزایش بار نهایی دال پس از حذف ستون میانی دارد.

جدول ۳: حداکثر نسبت بارها برای نمونه‌های مختلف با اعمال ضریب بار دینامیکی

ابعاد دال (m) Lxx Lyxh	Reinforcement Ratio		Concrete Cylinder Strength (MPa)	Theoretical Johansen Load, Wj (N/m2)	Theoretical Ultimate Load from Eq. (1), Wu (N/m2)	Wu/Wj (max)	Wu/Wj(max) with effect of Dynamic Factor (2)
	Bottom	Top					
۴×۴×۰/۱۰	۰/۰۰۲۰	۰/۰۰۲۸	۲۵	۳۴۰۰۵	۱۳۵۱۵۹	۳/۹۸	۱/۹۹
۴×۴×۰/۲۰	۰/۰۰۲۰	۰/۰۰۲۱	۲۵	۶۱۸۹۵	۲۷۲۷۵۴	۴/۴۱	۲/۲۱
۴×۴×۰/۲۵	۰/۰۰۱۹	۰/۰۰۱۹	۲۵	۹۸۹۸۵	۴۶۰۳۰۰	۴/۶۵	۲/۳۳
۴×۴×۰/۱۰	۰/۰۰۲۰	۰/۰۰۲۹	۵۰	۳۵۲۱۳	۲۱۷۷۰۹	۶/۱۸	۳/۰۹
۴×۴×۰/۲۰	۰/۰۰۲۰	۰/۰۰۲۰	۵۰	۵۸۵۹۹	۴۳۶۴۶۴	۷/۴۵	۳/۷۳
۴×۴×۰/۲۵	۰/۰۰۱۸	۰/۰۰۱۸	۵۰	۹۴۴۴۷	۷۴۰۳۸۸	۷/۸۴	۳/۹۲
۸×۸×۰/۱۰	۰/۰۰۲۰	۰/۰۰۲۸	۲۵	۸۵۰۱	۲۵۰۲۴	۲/۹۴	۱/۴۷
۸×۸×۰/۲۰	۰/۰۰۲۰	۰/۰۰۲۱	۲۵	۱۵۴۷۴	۵۳۳۷۹	۳/۴۵	۱/۷۳
۸×۸×۰/۲۵	۰/۰۰۱۹	۰/۰۰۱۹	۲۵	۲۴۷۴۷	۹۴۱۶۱	۳/۸۱	۱/۹۱
۸×۸×۰/۱۰	۰/۰۰۲۰	۰/۰۰۲۹	۵۰	۸۸۰۳	۳۷۷۹۴	۴/۲۹	۲/۱۵
۸×۸×۰/۲۰	۰/۰۰۲۰	۰/۰۰۲۰	۵۰	۱۴۶۵۰	۸۰۷۱۳	۵/۵۱	۲/۷۶
۸×۸×۰/۲۵	۰/۰۰۱۸	۰/۰۰۱۸	۵۰	۲۳۶۱۲	۱۴۳۹۵۶	۶/۱۰	۳/۰۵

ادامه جدول ۳:

6x6x0/20	0/0019	0/0033	25	34564	111980	3/24	1/62
6x6x0/25	0/0018	0/0027	25	15474	53379	3/70	1/85
6x6x0/30	0/0020	0/0027	25	82804	301923	3/65	1/83
6x6x0/20	0/0024	0/0031	50	35032	172465	4/92	2/46
6x6x0/25	0/0018	0/0026	50	52336	297597	5/69	2/85
6x6x0/30	0/0020	0/0027	50	83765	468564	5/59	2/80
12x12x0/20	0/0019	0/0033	25	8641	20648	2/39	1/20
12x12x0/25	0/0018	0/0027	25	12938	36632	2/83	1/42
12x12x0/30	0/0020	0/0027	25	20701	60209	2/91	1/46
12x12x0/20	0/0024	0/0031	50	8758	29583	3/38	1/69
12x12x0/25	0/0018	0/0026	50	13084	53550	4/09	2/05
12x12x0/30	0/0020	0/0027	50	20941	88220	4/21	2/11

۶- نتایج

در این پژوهش اثر ضخامت دال و مقاومت بتن دال بر کاهش احتمال رخداد خرابی پیشرونده مورد بررسی قرار گرفت. خرابی پیشرونده در سازه‌های مورد بررسی با حذف ناگهانی ستون میانی دال شبیه‌سازی شد. به طور کلی این پژوهش شامل ۳ بخش اصلی بود. در ابتدا نظریه Johansen و سپس تئوری Park به عنوان یک تئوری معتبر برای بررسی اثر غشایی دال‌ها شناسایی و مطالعه گردید. نظریه‌ها و روابط برای دال دوطرفه بررسی شد و برنامه‌ای با استفاده از نرم‌افزار برنامه‌نویسی Matlab برای ۲۴ نمونه‌ی دال نوشته شد و نتایج بدست آمده برای مقاومت نمونه‌ها در حضور نیروی غشایی و نیروی بدست آمده بر اساس تئوری Johansen به صورت گام به گام از نرم‌افزار استخراج و منحنی‌های نسبت بار نهایی به بار Johansen در برابر نسبت تغییرشکل مرکزی به ضخامت دال برای نمونه‌ها رسم شد. در مجموع، نتایج این کار پژوهشی را می‌توان به صورت زیر خلاصه کرد.

۱. نیروی غشایی در دال‌ها اثر قابل توجهی در جلوگیری از خرابی پیشرونده ناشی از حذف یک ستون میانی دال دارد.
۲. همان‌طور که در روند منحنی‌های افزایش ضخامت مشاهده شد، با افزایش ضخامت دال از حداقل پیشنهادی آیین‌نامه‌ی ACI، اثر غشایی در دال بیش‌تر خودنمایی می‌کند و ظرفیت دال در حضور نیروی غشایی فشاری در ضخامت بالاتر بیش‌تر خواهد بود.
۳. مقاومت بتن دال تاثیر قابل ملاحظه‌ای بر ظرفیت دال در حضور نیروی غشایی فشاری دارد و جلوگیری از خرابی پیشرونده دارد. با اعمال ضریب بار دینامیکی که در آیین‌نامه به صورت محافظه‌کارانه مقدار ۲ پیشنهاد شده، هنوز هم دال‌های موردنظر در این پژوهش در بحرانی‌ترین شرایط تا حدود ۱/۲۰ برابر ظرفیت بار Johansen قابلیت تحمل دارند. از آن‌جا که با محاسبه‌ی مقدار دقیق ضریب بار دینامیکی، این مقدار از ۲ کم‌تر خواهد بود، لذا با محاسبه‌ی مقدار واقعی این ضریب دال هم‌چنان قابلیت تحمل بار را خواهد داشت. بنابراین اثر غشایی دال موجب افزایش ظرفیت نهایی دال شده و در مواقع بحرانی که احتمال خرابی پیشرونده در سازه وجود دارد، می‌توان از این ویژگی دال به عنوان عامل بازدارنده‌ی خرابی استفاده کرد.

مراجع

- [1] Georgakopoulos, Phillip J. (2005) "An overview of progressive collapse in structural systems." PhD diss., Massachusetts Institute of Technology.
- [2] Ockleston, A. J. (1955) "Load tests on a three storey reinforced concrete building in Johannesburg." *The Structural Engineer*, 33, no. 10: 304-322.

- [3] Hawkins, Neil M., and Denis Mitchell. (1979) "Progressive collapse of flat plate structures." In *Journal Proceedings*, vol. 76, no. 7, pp. 775-808. 1979.
- [4] Mitchell, Denis, and William D. Cook. "Preventing progressive collapse of slab structures." *Journal of Structural Engineering* 110, no. 7: 1513-1532.
- [5] Qian, Kai, and Bing Li. (2012) "Slab effects on response of reinforced concrete substructures after loss of corner column." *ACI Structural Journal* 109, no. 6: 845.
- [6] Qian, Kai, Bing Li, and Jia-Xing Ma. (2014) "Load-carrying mechanism to resist progressive collapse of RC buildings." *Journal of Structural Engineering* 141, no. 2: 04014107.
- [7] Johansen, Knud Winstруп. (1972) *Yield-line formulae for slabs*. CRC Press.
- [8] Park, Robert, and William L. Gamble. (2000). *Reinforced concrete slabs*. John Wiley & Sons.
- [9] ACI Committee. "318." *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI318-14)*.
- [10] General Services Administration (GSA). (2003) *Progressive Collapse Analysis and Design Guidelines for New Federal Office Buildings and Major Modernization Projects*. Washington, DC.
- [11] DoD 2005. *Unified Facilities Criteria (UFC): Design of Buildings to Resist Progressive Collapse - UFC 4-023-03*. Washington, DC: Department of Defense.