

High-Performance Concrete Flat-Plate Floor System

by Mike Mota, Michael W. Hopper, Michael A. Russillo, and Ramon Gilsanz

Flat-plate concrete slabs provide economical floor structures for the short spans commonly associated with mid- and high-rise residential construction. These systems typically comprise 8 in. (200 mm) thick slabs spanning up to 22 ft (6.7 m) if reinforced with deformed bars only, or up to 30 ft (9.1 m) if the slabs are also post-tensioned (PT).

The purpose of this article is to highlight technologies that allow flat-plate floor systems to economically achieve spans in the 45 to 50 ft range (13.7 to 15.2 m) commonly used in Class A office building construction. These technologies include the application of:

- ASTM A615/A615M Grade 80 steel reinforcement¹;
- Concrete mixtures with design strengths of 8000 psi (55 MPa) and higher;
- Voided slab formers; and
- PT systems in which the tendons are banded over the columns in both directions.

The use of these technologies can reduce the environmental impact of buildings. For example, the voided slab formers, which are typically produced using 100% recycled plastic, reduce the required volume of concrete in a floor slab and the associated emissions of CO₂ by as much as 20% relative to competitive solid slab systems. These formers also allow slabs to be constructed with flat soffits, thus minimizing material and labor costs associated with slab formwork.

The resulting buildings have a low floor-to-floor height, minimizing building volume, façade area, and the height of elements such as stairs, partitions, piping, and elevator runs. Coupled with minimized building volume and façade area, the thermal mass of the concrete floor slabs can influence the instantaneous load on heating and cooling systems,² thus allowing reductions in equipment capacity and cost as well as energy use and CO₂ emissions over the life of the building. Further, the completed buildings will satisfy the needs of owners and developers of buildings seeking economical structural solutions that are flexible to tenant modifications, such as the construction of interconnecting stairs and replacement of existing mechanical systems, without the need for major structural retrofits.

Grade 80 Reinforcing Bars

Although ASTM A615/A615M Grade 80 reinforcing bars have been available since the late 1980s, recent advancements in the metallurgy of the material have allowed them to become a popular alternative for concrete construction in nonseismic applications. In effect, Grade 80 steel is developing into the “new” Grade 60 steel, as the cost premium associated with the higher strength is compensated by the reductions in bar size and quantities allowed by the 33% increase in yield strength. While Grade 80 bars do require increased lap and development lengths, these effects can be mitigated by using higher concrete strength.

Previous studies have shown that it is advantageous to reinforce flat-plate slabs with two continuous, uniform mats: one at the bottom of the slab and the other at the top.³ Although the continuous mats require longer splices than conventional top and bottom reinforcement, the continuous top mat has been shown to reduce long-term deflections. Also, it has been shown that both mats generally need additional bars only at the columns, simplifying bar placement and inspection. Construction is further enhanced by the continuity of the top mat, as it allows for bar and concrete placers to safely walk on top of the bars. In summary, the extra weight of having two continuous mats with longer splices is compensated by the simplicity of the installation, resulting in fewer errors and more efficient inspections.

High-Strength Concrete

In 2001, ACI Committee 363, High-Strength Concrete, defined high-strength concrete (HSC) as “concrete that has a specified compressive strength for design of 8000 psi (55 MPa) or greater.”⁴ Mixtures with compressive strengths of up to 17,000 psi (117 MPa) are presently used for the construction of vertical elements. Test data show that the modulus of rupture (MOR) increases with the square root of the concrete strength. The modulus of elasticity (MOE) also tends to increase with concrete strength, although this parameter is affected by the type of coarse aggregate in the mixture. ACI 363R-10⁴ provides equations for the prediction of the MOE for mixtures with specified compressive strengths above 8000 psi.

Increased MOR can result in reduced slab cracking that, coupled with a higher MOE, results in smaller deflections at a given load. HSC can also allow reductions in the thickness of slabs as well as elimination of the need for drop panels. Thus, the cost premium for HSC can be balanced by savings in the amount of concrete as well as reduced loads on formwork, columns, and foundations. The use of HSC combined with 80 ksi (550 MPa) bars results in additional economies.³ Furthermore, the use of HSC and Grade 80 bars allows reinforced concrete columns to be of similar size as fireproofed steel columns.

Voided Slab Systems

Voided slab systems are two-way slabs with internal voids placed in zones where the shear demand is low. Flat-plate voided slab systems comprising normalweight and lightweight concrete have been used for many years in Europe.⁵ Now, designers throughout the world are increasingly recognizing the many inherent benefits of these systems, including reduced weight; longer spans; reduced floor-to-floor heights; and smaller columns, foundations, and seismic forces.

The void formers in these systems are usually hollow spheres or ellipsoids formed of injection-molded recycled polymer. Multiple void formers are positioned within prefabricated wire support cages to create modular grids (cage modules) that are locked between the upper and lower reinforcement layers in the concrete slab (Fig. 1). The concrete placement can be completed in one or two steps. In the single-step process, the voids are anchored to the formwork to avoid floating and the slab is constructed using a single placement of concrete. In the two-step process, only the lower wire grid is encased by an initial placement of concrete. One to 3 hours after this placement, after the initial concrete placement has set, the floor slab is completed using a second concrete placement. Self-consolidating concrete is not required with either approach.

A slab containing void formers is around 35% lighter than a solid slab of the same thickness, and this reduction in load makes longer spans feasible. Tests on flat-plate voided concrete slab systems as thin as 8 in. have resulted in a 2-hour fire rating with 3/4 in. (19 mm) cover on the bottom reinforcing bars. These tests were based on ASTM E119-16a requirements,⁶ and they were conducted at NGC Testing Services, Buffalo, NY, USA, in 2017.⁷

Openings in slabs are accommodated by omitting void formers and placing additional reinforcing bars at the perimeters of openings. Void formers are also omitted near

supports to achieve full punching shear capacity. The voids in the remainder of the slab result in reduced dead load, potentially allowing the elimination of drop panels and/or shear reinforcement in the slab.

Designers account for the voids by using a reduced section modulus. Typically, the stiffness is about 10 to 15% lower than the stiffness of a solid slab of the same thickness. Also, for the design of two-way slabs with low percentages of deformed bar reinforcement and no post-tensioning tendons, an MOR of $4\sqrt{f'_c}$ may be needed to account for cracking associated with restrained shrinkage.^{8,9}

Dual Banding of Tendons

PT slabs are commonly designed with a uniform tendon layout in one direction and a banded tendon layout (tendons concentrated on the column lines) in the orthogonal direction. A banded-banded tendon layout, with the tendons concentrated on the column lines in both directions, is an attractive alternative for Class A office construction. Although this system is less efficient structurally because about 1/2 in. (12 mm) of the tendon drape is lost at the high point over the columns, it offers greater flexibility in the use of floor space in an office structure because it results in floor slabs with no tendons in the middle of each bay. Thus, the tendon system allows for the construction of openings in the slab at the intersection of the middle strips in the slab without affecting the performance of the slab. Openings in these locations are commonly used in office buildings to facilitate efficient access between floors without requiring the use of the main building elevators.

Engineers generally design the middle slab area as conventionally reinforced, without prestressing effects, even though the area is precompressed. Several structures have been constructed in the United States using this method. The Post-Tensioning Institute (PTI) is also testing slabs with banded-banded tendon layouts, and we understand that the results thus far are positive.

Voides in PT Slabs

Although voided slab and banded-banded PT technologies offer significant improvements in the design of flat slabs, more benefits can be realized when they are combined to provide economical and environmentally friendly concrete designs. This was done for the design of a new building at the Columbia University Irving Medical Center (CUIMC), New York, NY, USA, where two-way banded and bonded PT tendons were used in combination with void formers (Fig. 2 through 4).

Voides reduce the slab self-weight, cross-sectional area, and section modulus. The reduction in self-weight allows a proportionate reduction in PT material quantities. Further, the reduction in cross-sectional area results in increased precompression stresses (assuming the same tendon layout and stressing), and the reduction in the section modulus results in a



Fig. 1: Voided concrete slab system (illustrations courtesy of CobiaUSA, Inc.)



Fig. 2: The CUIMC Roy and Diana Vagelos Education Center (image courtesy of Pavel Bendov/@archexplorer)



Fig. 3: Construction of a voided slab with two-way banded and bonded tendons (photo courtesy of LERA Consulting Structural Engineers)

stress profile with increased bending stresses. The increase in precompression typically overcompensates for the increase in tensile bending stresses, so the net result is fewer tensile stresses in the voided slab than in the solid slab. Obviously, if the maximum stresses occur where there are no voids, this secondary benefit cannot be realized.

To demonstrate the potential scale of these benefits, consider a case study represented by an 8 in. thick one-way solid PT slab that is simply supported and spans 25 ft (7.6 m). If the slab is required to support 100 lb/ft² (about 20 kPa) of total service load (in addition to its self-weight), about 31 kip/ft (450 kN/m) of effective post-tensioning force is required to meet ACI Prestressed Class U criteria (see Case A in Fig. 5).¹⁰ If a voided 8 in. slab with a weight reduction of 26 lb/ft² (1.3 kPa) in the voided area is used, and only the weight savings is considered in the structural design, about 24 kip/ft (350 kN/m) of effective post-tensioning force is required to meet the same criteria (see Case B in Fig. 5). Lastly, if the same voided slab is used but the modified cross-sectional area and section modulus are also accounted for in the stress calculations, an effective post-tensioning force of 22 kip/ft (320 kN/m) is required (see Case C in Fig. 5).

Design Methodology

To design a PT slab with voids, engineers must compare initial and

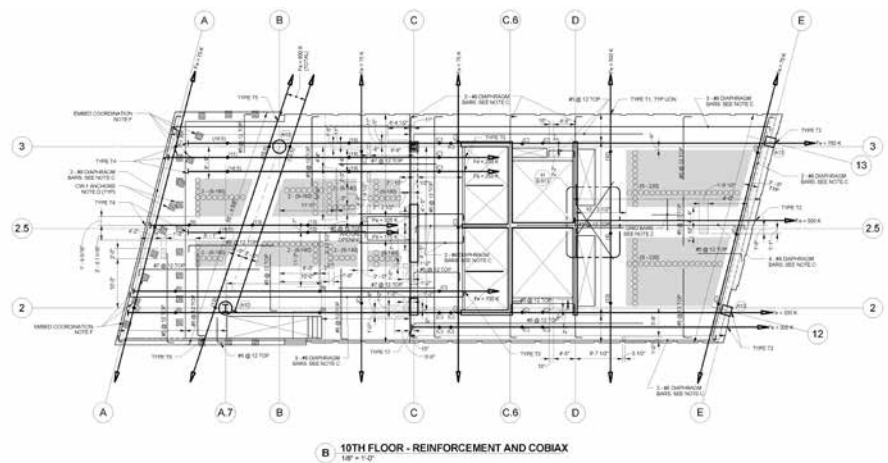


Fig. 4: Two-way banded tendon and void layout for the CUIMC Roy and Diana Vagelos Education Center (illustration courtesy of LERA Consulting Structural Engineers)

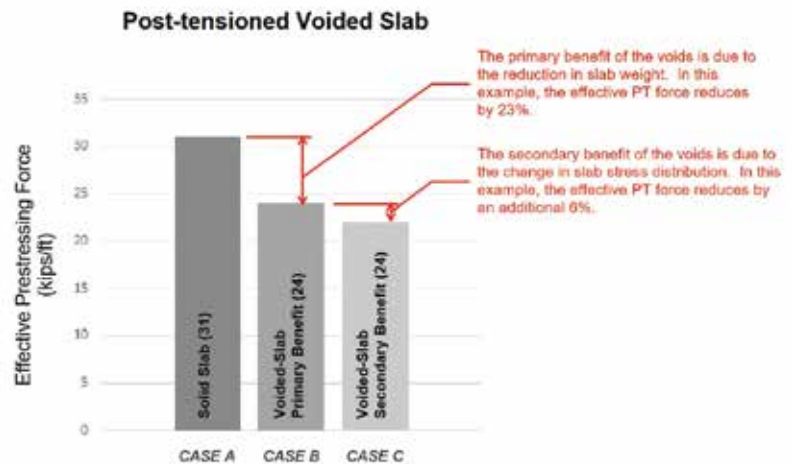


Fig. 5: Effective post-tensioning force required for an 8 in. thick one-way slab spanning 25 ft (7.6 m). Case A is a solid slab designed to meet ACI Class U prestressed slab criteria; Case B is a voided slab, designed by considering the weight savings provided by the voids; and Case C is a voided slab, designed by considering the weight savings, reduced cross-sectional area, and reduced section modulus associated with the voids (Note: 1 kip/ft = 14.6 kN/m)

service level stresses to ACI 318 limits.¹⁰ This requires that they account for the reduced cross-sectional area and section modulus resulting from the insertion of the voids. At critical locations, which are often at the high and low points of the tendon profile, manual calculations can be performed to consider the effects of both the reduced section modulus and the reduced cross-sectional area, using the following equation:

$$\sigma = -\frac{P}{A_{mod}} \pm \frac{Py}{S_{mod}} \pm \frac{M}{S_{mod}}$$

where σ is the extreme fiber tensile or compressive stress; P is the prestressed force, initial or service; y is the tendon drape (distance from prestressing steel centroid to concrete centroid); A_{mod} is the modified cross-sectional area, equal to the gross cross-sectional concrete area minus the area of the void; S_{mod} is the modified section modulus, equal to the section modulus of the concrete including the voided zone; and M is the service moments, initial or service, including void former weight-savings effects.

Designers must also confirm that slab stresses between the high and low points of the tendon profile do not exceed the Code-allowable stress limits. Although commercially available software can account for the change in stiffness and weight for the voided slabs, we don't know of any commercial software that can directly account for the voids in the calculation of stresses. Manual calculation of stresses between the critical locations can be tedious. However, the following method has been used for the design of PT slabs with voids.

Commercially available software can be efficiently used by first modifying the inputs to adjust for the reduced slab weight and stiffness at sections with voids. Next, stresses at sections with voids can be compared to tensile or compressive stress limits based on Code values that have been reduced by factors that account for reductions in the section modulus or cross-sectional area for tensile stress limits or compression stress limits, respectively, using the following equation:

$$\sigma_{t\ or\ c} \times (S_{factor\ or\ A_{factor}}) \geq -\frac{P}{A} \pm \frac{Py}{S} \pm \frac{M}{S}$$

where $\sigma_{t\ or\ c}$ is the extreme fiber tensile or compressive stress Code limit; S_{factor} is the voided slab section modulus reduction factor, used to compare tensile stress limits; A_{factor} is the voided slab cross-sectional area reduction factor, used to compare compressive stress limits; A is the cross-sectional

area of the solid slab; S is the section modulus of the solid slab; and M is the service moment, initial or service, including the weight-savings effects of the void formers. Adjustments to weight, stiffness, and limits on stresses are not required at sections where voids have been omitted (for example, near column connections).

We recommend that designers use $S_{factor} = 0.9$ and $A_{factor} = 0.5$ for a two-way slab with void forms. Thus, to account for the voids in the software's stress calculations, tensile stresses calculated based on solid slab section properties are compared to the Code tensile stress limit for two-way prestressed slabs multiplied by 0.9. This conservatively neglects the benefits of increased precompression at the voids. Similarly for compressive stresses, calculated solid slab compression stresses are compared to the Code compression stress limits multiplied by 0.5. This compares compressive stresses using the cross-sectional reduction factor for both the

precompression ($-\frac{P}{A}$) and the flexural stresses $\pm \frac{Py}{S} \pm \frac{M}{S}$, which is conservative for the flexural stresses, as the compression stresses increase by a factor of only 1/0.9 rather than the factor of 1/0.5 we recommended in the previous discussion. Engineers can use this approach to efficiently confirm that stresses between critical locations (the tendon high and low points) do not exceed the Code allowable stress limits.

Design for Seismic and Wind Loads

In most cases of voided slab construction, the slab elements are not included in the structure's lateral force-resisting system; however, they are designed to act as diaphragms when subjected to wind and seismic loads. When proportioning the required diaphragm reinforcement in the depth of the slab, it is recommended that the voided zone be ignored, and the diaphragm reinforcement be placed above and/or below the void formers. The structural drawings should clearly show where the diaphragm reinforcement is to be placed, and they should state the slab depth that was assumed in the diaphragm design.

In addition to proportioning the voided slabs for forces from lateral loads, it is recommended that engineers also consider the impacts that lateral displacements have on the slab-column joints. Lateral displacements of the structure result in rotations of the slab-column joints, which can lead to increased unbalanced moments that should be considered in the punching shear design of the voided slab. As with a flat slab with drop panels, engineers should check the required extents of the solid slab at supports to determine where the first rows of voids can be placed.

Furthermore, ACI 318, Section 18.14.5, requires that the gravity load must be supported at the critical section during lateral displacements resulting from an earthquake to prevent slab punching shear failure. When voided slabs are used as part of the lateral load force-resisting system and/or there are unbalanced moments, the voids can be placed at least a distance twice the slab thickness away from the critical

Errata for ACI Publications Available Online

Under the menu for "Publications" at www.concrete.org, document errata can be searched by document number or keywords.

Call ACI Customer Service at +1.248.848.3700 for more information.

perimeter to conservatively ensure this section is not compromised.

Conclusions

The combined benefits of Grade 80 bars, voided slabs, and dual-banded post-tensioning will allow flat-plate construction to be employed as an economical and environmentally friendly solution for the construction of Class A office buildings. Savings realized by the application of these technologies go beyond lowered slab costs, however, as the system also provides the building owner opportunities to safely modify the floor slab after construction.

Acknowledgments

We thank Borys Hayda, DeSimone Consulting Engineers, for reviewing the manuscript and providing valuable advice and Sebastian Delgado, Gilsanz Murray Steficek, for his significant contribution.

References

1. ASTM A615/A615M-20, "Standard Specification for Deformed and Plain Carbon-Steel Bars for Concrete Reinforcement," ASTM International, West Conshohocken, PA, 2020, 8 pp.
2. Childs, K.W.; Courville, G.E.; and Bales, E.L., *Thermal Mass Assessment*, Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, Sept. 1983, 86 pp.
3. Huang, C.I.-C.; Hoy, D.E.; Lan, Y.J.; de Romémont, C.; and Gilsanz, R.E., "Deflection of Flat-Plate Slabs," *Concrete International*, V. 42, No. 8, Aug. 2020, pp. 36-41.
4. ACI Committee 363, "Report on High-Strength Concrete (ACI 363R-10)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2010, 69 pp.
5. Mota, M., "Voided Slabs," *Concrete International*, V. 32, No. 10, Oct. 2010, pp. 41-45.
6. ASTM E119-16a, "Standard Test Method for Fire Tests of Building Construction and Materials," ASTM International, West Conshohocken, PA, 2016, 36 pp.
7. Fanella, D.A.; Mota, M.; and Trygestad, A., "Fire Resistance of Flat Plate Voided Concrete Floor Systems," *Structure Magazine*, Jan. 2018, pp. 12-14.
8. Fanella, D.A.; Mahamid, M.; and Mota, M., "Design of Flat Plate Voided Concrete Slab Systems," *Recent Developments in Two-Way Slabs: Design, Analysis, Construction, and Evaluation*, SP-321, M. Mahamid and M.(J.) Shin, eds., American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, Sept. 2017, pp. 12.1-12.17.
9. ACI Committee 435, "Control of Deflection in Concrete Structures (ACI 435R-95), (Reapproved 2000), Appendix B added 2003)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 1995, 77 pp.
10. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-19) and Commentary (ACI 318R-19)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2019, 623 pp.
11. Beres, A.B., and Mota, M., *Design Guide for Voided Concrete Slabs*, first edition, Concrete Reinforcing Steel Institute, Schaumburg, IL, 2014, 56 pp.

Selected for reader interest by the editors.



Mike Mota, F.A.C.I., is Director of Engineering and Partner at CobiaxUSA, Inc., Dedham, MA, USA. As Vice President of Engineering for the Concrete Reinforcing Steel Institute (CRSI) and Regional Engineer for the Portland Cement Association (PCA), he gained more than 20 years of experience in the best practices of using voided concrete slab systems. Mota is a Fellow of the

American Society of Civil Engineers (ASCE) and the Structural Engineering Institute (SEI). He received his BS, MS, and CE from New Jersey Institute of Technology, Newark, NJ, USA, and his PhD in civil engineering from Drexel University, Philadelphia, PA, USA. He is a licensed professional engineer in five states.



ACI member **Michael W. Hopper** is an Associate Partner at LERA Consulting Structural Engineers. Since joining the firm in 2010, he has specialized in the design of concrete structures and is an expert in the use of post-tensioning. He is also a member of the Post-Tensioning Institute (PTI), where he serves on PTI Technical Committee DC-20, Building Design. He is a licensed professional engineer and

teaches reinforced and prestressed concrete design at Princeton University, Princeton, NJ, USA. He received his bachelor's degree and MS in architectural engineering from Pennsylvania State University, University Park, PA, USA.



ACI member **Michael A. Russillo** is President of CobiaxUSA, Inc. Prior to the formation of CobiaxUSA, he was a Founding Partner and served as the President of Barker Post-Tensioning LLC. His lifelong experience includes working with a variety of architects, engineers, contractors, and owners/developers during the planning and completion of multiple building projects. He is a licensed

professional engineer and received his BSCE from Northeastern University, Boston, MA, USA, and his MBA from Boston College, Chestnut Hill, MA, USA.



Ramon Gilsanz is Partner at Gilsanz Murray Steficek LLP. His experience ranges from new buildings, adaptive reuse, and special structures such as the tallest building in Spain, the Caja Madrid Tower, to suspending cars in the atrium of the Guggenheim Museum for the Cai Guo-Qiang exhibit. He is an active contributor to the structural engineering community and is currently helping

develop new building codes. He is a Fellow of ASCE and SEI, and an Honorary Member of the American Institute of Architects' New York Chapter.

Losas sin vigas de concreto de alta resistencia

por Mike Mota, Michael W. Hopper, Michael A. Russillo y Ramon Gilsanz

Las losas sin vigas de concreto constituyen entrepisos económicos para luces relativamente pequeñas asociadas comúnmente a la construcción residencial de edificios de mediana y gran altura. Estos sistemas típicamente se construyen con losas de 8 in. (200 mm) de espesor y luces de hasta 22 ft (6.7 m) de concreto reforzado o hasta 30 ft (9.1 m) cuando se usan losas postensadas (PT).

El propósito de este artículo es resaltar las tecnologías que permiten que los entrepisos sin vigas alcancen en forma económica un rango de luces mayores, entre los 45 a 50 ft (13.7 a 15.2 m), utilizado habitualmente en la construcción de edificios de oficina clase A. Estas tecnologías incluyen la aplicación de:

- Acero de refuerzo ASTM A615/A615M Grado 80¹ (550 MPa);
- Mezclas de concreto con resistencias de diseño de 8000 psi (55 MPa) o superior;
- Losas alivianadas con esferas o discos plásticos; y
- Sistemas de Postensado con los tendones ubicados sobre las franjas de columnas en ambas direcciones.

La utilización de estas tecnologías permite reducir el impacto ambiental de la construcción. Por ejemplo, las esferas o discos de alivianamiento, típicamente producidas utilizando 100% de plástico reciclado, reduce el

volumen de concreto requerido en la losa y las emisiones de CO₂ asociadas un 20% en relación con una losa maciza. Estos alivianamientos permiten también que las losas sean construidas con cielorrasos planos, minimizando por lo tanto los costos de material y mano de obra asociados con el encofrado de la losa.

Por otra parte, los edificios resultantes tienen una menor altura de entrepisos, minimizando el volumen de la edificación, el área de fachada y la altura de elementos tales como escaleras, cerramientos, cañerías y ascensores. Además del menor volumen de la edificación y área de fachada, el cambio en la masa térmica de las losas de concreto alivianadas permite disminuir la demanda instantánea de los sistemas de enfriamiento y calefacción², llevando a una reducción en la capacidad y el costo de los equipos de aclimatación, así como en el uso de energía y en las emisiones de CO₂ en la vida útil de la instalación. Adicionalmente, el edificio terminado es apto para que propietarios y desarrolladores dispongan de soluciones estructurales flexibles y económicas para modificaciones por el tipo de destino, tales como la construcción de escaleras de interconexión entre pisos continuos y el reemplazo de sistemas mecánicos existentes, sin necesidad de reajustes estructurales mayores.

Barras de refuerzo de Grado 80

Si bien las barras de refuerzo, de acuerdo con ASTM A615/A615M Grado 80 (550 MPa), han estado disponibles desde finales de los 1980s, los recientes avances en la metalurgia de los materiales han permitido que su uso se haya extendido en las construcciones de concreto en aplicaciones no-sísmicas. En efecto, el acero de Grado 80 se está convirtiendo en el “nuevo” acero 60, ya que el costo adicional asociado a la mayor resistencia es compensado por la reducción en el tamaño y cantidad de barras asociado al 33% de incremento de la resistencia de fluencia. Si bien las barras de Grado 80, requieren longitudes de empalme y de anclaje mayores, estos efectos pueden ser mitigados mediante la utilización de concreto de resistencias más elevadas.

Estudios previos han demostrado que resulta ventajoso reforzar las losas sin vigas con dos mallas de acero continuas: una en la parte superior y otra en la parte inferior de la losa³. Aunque las mallas continuas requieren empalmes más largos que el refuerzo superior e inferior convencional, se ha demostrado que la armadura superior continua permite reducir las deformaciones de largo plazo de la losa. También, se ha comprobado que la utilización de mallas dobles solo requiere de la colocación de barras adicionales en las columnas, simplificando la colocación e inspección de la armadura. La construcción es también facilitada por la continuidad de la malla superior, ya que permite a los colocadores de las barras y el volcado del concreto caminar en forma segura sobre esas barras de la malla superior. Resumiendo, el mayor costo de tener dos mallas continuas con empalmes más largos es compensado por la simplicidad de la instalación, resultando en menores errores e inspecciones más eficientes.

Concreto de alta resistencia

En 2001, el Comité 363 del ACI definió el concreto de alta resistencia (HSC) como el “concreto que tiene una resistencia de diseño especificada a la compresión de 8000 psi (55 MPa) o mayor”⁴. Mezclas con resistencias a la compresión de hasta 17,000 psi (117 MPa) son utilizadas actualmente para la construcción de

elementos estructurales verticales. Los ensayos han demostrado que el módulo de ruptura (MOR) se incrementa con la raíz cuadrada de la resistencia del concreto. El módulo de elasticidad (MOE) también tiende a aumentar con la resistencia del concreto, aunque este parámetro también está afectado por el tipo de agregado grueso utilizado en la mezcla. El ACI 363R-104 proporciona ecuaciones para la predicción del módulo de elasticidad para mezclas con resistencias especificadas de compresión por encima de los 8000 psi (55 MPa).

El incremento en el módulo de ruptura puede resultar en una reducción de la fisuración de la losa que, acoplada con un módulo de elasticidad más elevado, resulta en menores deflexiones para una carga dada. La utilización de concretos de alta resistencia puede permitir también reducir el espesor de la losa así como eliminar la necesidad de ábacos. De allí que el costo adicional del concreto de alta resistencia puede ser balanceado por los ahorros en el volumen de concreto y por la reducción de las cargas de peso propio sobre los encofrados, las columnas y las fundaciones. La utilización del concreto de alta resistencia combinado con barras de 80 ksi (550 MPa) resulta en economías adicionales.³ Por otra parte, la utilización de concreto de alta resistencia y de barras de Grado 80 permite que las columnas de concreto reforzado resulten de tamaño similar a las columnas de acero con su revestimiento contra fuego.

Sistemas de losas alivianadas

Los sistemas de losas alivianadas son losas en dos direcciones con vacíos internos ubicados en zonas donde la demanda de esfuerzos de corte es baja. Los sistemas de losas sin vigas alivianadas usando concreto de peso normal y liviano han sido utilizados por muchos años en Europa.⁵ Actualmente, muchos diseñadores en distintos países del mundo están percibiendo las ventajas inherentes de estos sistemas incluyendo la reducción del peso, la posibilidad de cubrir mayores luces, la altura reducida de los entresijos, la reducción de las fuerzas sísmicas y la obtención de fundaciones y columnas más pequeñas.

Los elementos utilizados para la creación de los vacíos en las losas son habitualmente esferas o elipsoides huecos formados de polímeros reciclados moldeados por inyección. Múltiples elementos son posicionados dentro de mallas prefabricadas de alambre para crear grillas modulares (jaulas modulares) que son fijadas entre las capas de armadura superior e inferior en la losa de concreto (Fig. 1). La colocación del concreto puede ser ejecutada en uno o dos fases. En el procedimiento de una sola fase, los vacíos son anclados al encofrado para evitar que floten y la losa es construida usando una única colada de concreto. En el proceso de dos fases, la grilla de alambre inferior es fijada por una capa inicial de concreto. Unas 3 horas después de esta colocación y luego del fraguado del concreto inicial, la losa es completada mediante una segunda colada del concreto. En ninguna de las dos opciones se requiere la utilización de concreto auto-consolidante.

Una losa alivianada mediante este procedimiento es aproximadamente un 35 % menos pesada que una losa maciza del mismo espesor y, esta reducción en el peso, hace posible cubrir mayores luces. Ensayos de sistemas de losas alivianadas tan delgadas como 8 in (20 cm) han resultado en resistencia al fuego de 2 hr contando con un recubrimiento de $\frac{3}{4}$ in (19 mm) sobre las barras de la armadura inferiores. Estos ensayos se realizaron utilizando las especificaciones de la ASTM E119-16a⁶ y en los laboratorios del NGC Testing Services, Buffalo, NY, USA en el año 2017⁷.

Las aberturas en las losas son materializadas omitiendo los elementos de alivianamiento y colocando barras de refuerzo adicionales en el perímetro de las aberturas. Los elementos de alivianamiento tampoco son colocados en la cercanía de los apoyos para lograr una capacidad al punzonado completa. Los vacíos en el resto de la losa resultan en un peso propio reducido, permitiendo al mismo tiempo la eliminación de los ábacos y/o el refuerzo de corte en la losa. Para tener en cuenta los vacíos en el cálculo de los desplazamientos se debe considerar una sección reducida. Típicamente, la disminución de

rigidez de la losa alivianada es de un 10 a un 15% respecto a la de una losa maciza del mismo espesor. También, en el diseño de losas en dos direcciones con bajos porcentajes de armadura y sin tendones de post-tensionado, puede ser necesario considerar un módulo de ruptura de $4\sqrt{f'_c}$ en psi ($0.33\sqrt{f'_c}$ en MPa) para tener en cuenta la fisuración asociada con la contracción restringida.^{8,9}



Figura 1: Sistemas de losas de concreto alivianadas (figura cortesía de CobiaxUSA, Inc.)

Tendones en franjas duales

Las losas postensadas son diseñadas habitualmente con un lay-out de tendones distribuidos uniformes en una dirección y tendones en franjas (tendones concentrados en las líneas de columnas) en la dirección ortogonal. Un layout con tendones en franjas duales, con los tendones concentrados sobre las líneas de columnas en ambas direcciones, es una alternativa atractiva para la construcción de oficinas de Clase A. Aunque esta alternativa es menos eficiente estructuralmente debido a que aproximadamente $\frac{1}{2}$ in (12 mm) de la flecha del tendón es perdida en el punto más alto sobre las columnas, ofrece mayor flexibilidad en el uso de la planta ya que resulta en losas sin tendones en el centro de cada vano. Esto permite la construcción de aberturas en la losa en la intersección de las franjas centrales sin afectar el comportamiento estructural. Aberturas en estos lugares son utilizadas habitualmente en edificios de oficinas para facilitar el acceso eficiente entre pisos contiguos sin requerir el uso de los ascensores generales del edificio.

Generalmente, si bien está precomprimida, se diseña el área central de las losas como armadas en forma convencional, sin efectos de pretensado. Varias estructuras han sido construidas en los Estados Unidos usando este método. El Instituto de Postensionado (PTI) también está ensayando actualmente losas con layouts de tendones en franjas duales y la información preliminar es que los resultados obtenidos hasta ahora son positivos.

Vacios en losas postensadas

La tecnología de losas alivianadas con postensado en franjas duales ofrece significativas ventajas en el diseño de losas sin vigas, pero también, la presencia de vacíos genera beneficios adicionales en relación con la economía y el medio ambiente. Esto quedó demostrado con su utilización en el nuevo edificio de la Columbia University Irving Medical Center (CUIMC), New York, NY, USA, donde postensado con adherencia en franjas duales fueron usados en combinación con elementos para la formación de vacíos (Fig. 2 a 4).



Figura 2: El Centro Educativo CUIMC Roy y Diana Vagelos (foto cortesía de Pavel Bendov/@archexplorer)



Figura 3: Construcción de una losa alivianada con tendones con adherencia en franjas duales (foto cortesía de LERA Consulting Structural Engineers)

Los vacíos reducen el peso propio de la losa, el área de la sección transversal y el módulo resistente. La reducción del peso propio permite una reducción proporcional en las cantidades de material postensado necesarias. Adicionalmente, la reducción en el área de la sección transversal de la losa resulta en tensiones de precompresión incrementadas (asumiendo el mismo layout de tendones y tensiones), y la reducción en el módulo resistente resulta en un perfil de tensiones con tensiones de flexión incrementadas. El incremento de las tensiones de compresión generalmente más que compensa el incremento de las tensiones de flexión, de tal modo que el resultado neto consiste en menores tensiones de tracción en la losa alivianada que en la losa maciza. Evidentemente, si las máximas tensiones ocurren en la zona de la losa donde no hay vacíos este beneficio secundario no puede ser obtenido.

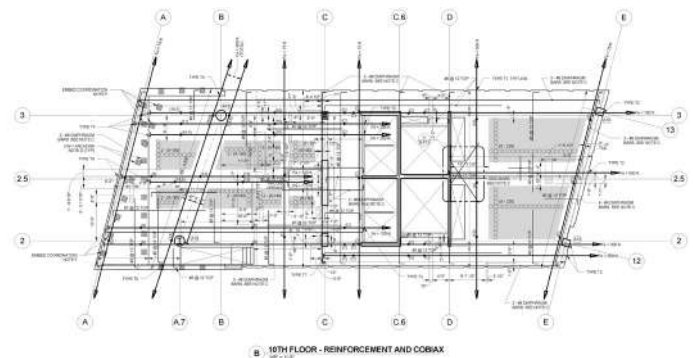


Figura 4: Layout de los vacíos y tendones en franjas duales para el Centro Educativo CUIMC Roy y Diana Vagelos (figura cortesía de LERA Consulting Structural Engineers)

Para demostrar la escala potencial de estos beneficios, consideremos como caso de estudio una losa maciza de 8 in (20 cm) de espesor simplemente apoyada de una sola dirección con una luz de 25 ft (7.6 m). Si la losa debe sostener una carga de 100 lb/ft² (aproximadamente 4.8 kPa) de carga de servicio total (adicional a su peso propio), aproximadamente 31 kip/ft (450 kN/m) de fuerza de postensado efectiva es requerida para satisfacer los criterios de Clase U del ACI (ver caso A en Fig. 5).¹⁰ Si la misma losa es alivianada con una reducción del peso propio de 26 lb/ft² (1.25 kPa) y solo esta disminución es considerada en el diseño estructural, se requieren 24 kip/ft (350 kN/m) de fuerza de postensado efectiva para satisfacer el mismo criterio del ACI (ver Caso B en Fig. 5). Finalmente, con la misma

losa alivianada, si además de la reducción del peso propio también son tenidos en cuenta en el cálculo tensional la reducción del área de la sección transversal y del módulo resistente, se requiere una fuerza de postensionado efectiva de 22 kip/ft (320 kN/m) (ver Caso C en Fig. 5).

Metodología de diseño

Para diseñar losas alivianadas postensadas, se debe comparar las tensiones iniciales y las tensiones de servicio con los límites del ACI 318.¹⁰ Esto requiere tener en cuenta el área y el módulo resistente reducidos como consecuencia de la inserción de vacíos. En las secciones críticas, habitualmente los puntos más bajos y más elevados del perfil de los tendones, se pueden realizar cálculos manuales para considerar ambos efectos utilizando la ecuación siguiente:

$$\sigma = -\frac{P}{A_{mod}} \pm \frac{Py}{S_{mod}} \pm \frac{M}{S_{mod}}$$

donde σ es la tensión de tracción o compresión en la fibra extrema; P es la fuerza de pretensado, inicial o en servicio; y es la flecha del tendón (distancia del baricentro del acero de pretensado al baricentro del concreto); A_{mod} es el área de la sección transversal modificada, igual al área de la sección transversal bruta menos el área de los vacíos; S_{mod} es el módulo resistente modificado, igual al módulo de la sección de concreto teniendo en cuenta la zona vacía; y M es el momento flector, inicial o en servicio, incluyendo los efectos de la disminución del peso propio de los elementos de alivianamiento. Se debe verificar también que las tensiones en la losa en los puntos intermedios del perfil de los tendones no exceden las tensiones admisibles límites dados por el Reglamento. Si bien los programas actualmente disponibles comercialmente pueden considerar los cambios en la rigidez y el peso propio de las losas alivianadas, no conocemos la existencia de ningún software comercial que pueda considerar en forma directa los vacíos en el cálculo de las tensiones. El cálculo manual de tensiones entre las secciones críticas puede ser tedioso. Para simplificar el proceso, el siguiente método puede ser utilizado para el diseño de losas postensadas alivianadas.

Los programas comercialmente disponibles pueden ser utilizados eficientemente de la siguiente forma. Primero se modifica la entrada de datos para ajustar el peso propio de la losa y la rigidez de las secciones para tener en cuenta los vacíos. Después, las tensiones en las secciones con vacíos se pueden comparar con las tensiones límites de tracción o compresión del Reglamento disminuidas por factores que tengan en cuenta la reducción del área y del módulo resistente utilizando la siguiente ecuación:

$$\sigma_{t \text{ or } c} \times (S_{factor} \text{ or } A_{factor}) \geq -\frac{P}{A} \pm \frac{Py}{S} \pm \frac{M}{S}$$

donde $\sigma_{t/c}$ es límite de la tensión de tracción o compresión en la fibra extrema dado por el Reglamento; S_{factor} es un factor de reducción del módulo resistente de la losa alivianada utilizado para comparar las tensiones límites de tracción; A_{factor} es un factor de reducción del área de la sección de la losa alivianada utilizado para comparar las tensiones límites de compresión; A es el área de la sección transversal de la losa maciza; S es el módulo resistente de la losa maciza; y M es el momento flector, inicial o en servicio, incluyendo la disminución del peso propio por efecto de los elementos de alivianamiento. Los ajustes al peso, la rigidez y los límites sobre las tensiones no son requeridos en las secciones donde los vacíos no existen (por ejemplo, cerca de las conexiones con las columnas).

Se recomienda utilizar $S_{factor} = 0.9$ y $A_{factor} = 0.5$ para losas en dos direcciones alivianadas. Por lo tanto, para tener en cuenta los vacíos utilizando los resultados de las tensiones obtenidos con los programas de diseño, las tensiones de tracción calculadas en base a las propiedades de la sección maciza son comparadas con las tensiones de tracción límites del Reglamento multiplicadas por 0.9. Este procedimiento es conservador ya que desprecia los beneficios de la precompresión incrementada en la zona de vacíos. Del mismo modo, las tensiones de compresión calculadas para la losa maciza son comparadas con los límites de las tensiones de compresión dados por el Reglamento multiplicadas por 0.5. Esto compara las tensiones de compresión usando el factor de reducción del área de la sección transversal para la precompresión ($-P/A$) y la tensión de flexión $\pm(P y)/S \pm M/S$, lo cual resulta

conservador para las tensiones de flexión, ya que las tensiones de compresión se incrementan por un factor de solamente 1/0.9 y no por el factor de 1/0.5 que recomendamos en la discusión previa. Es posible utilizar este procedimiento simplificado en forma eficiente para confirmar que las tensiones entre secciones críticas (los puntos más altos y bajos del tendón) no exceden las tensiones admisibles límite del Reglamento.

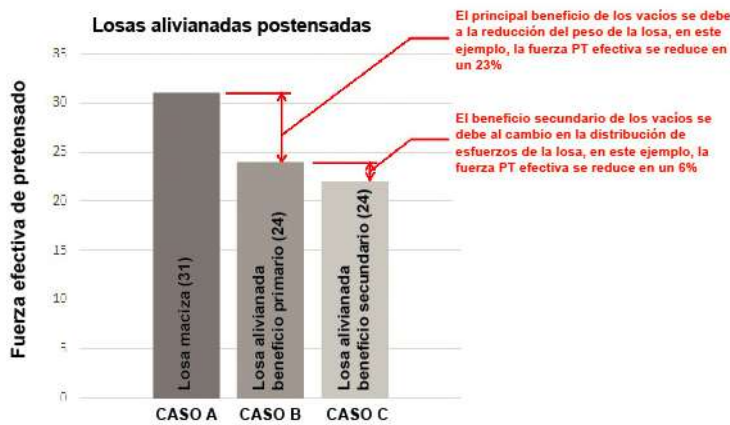


Figura 5: Fuerza de postensionado efectiva requerida por una losa en una dirección de 8 in de espesor con una luz de 25 ft (7.6 m). El Caso A es una losa maciza diseñada para satisfacer los criterios para losas pretensadas Clase U del ACI; Caso B es una losa alivianada diseñada considerando la disminución del peso propio proporcionada por los vacíos; y el Caso C es una losa alivianada, donde además de considerar la disminución del peso por los vacíos se considera la reducción en el área de la sección transversal y el módulo resistente asociada a los vacíos (Nota: 1 kip/ft=14.6 kN/m)

Diseño para las cargas de viento y sísmicas

En la mayoría de los casos de utilización de losas alivianadas, las losas no son incluidas en el sistema resistente a las fuerzas laterales; sin embargo, son diseñadas para actuar como diafragmas para la distribución de las fuerzas de viento y sísmicas. Cuando se diseña el refuerzo requerido de la losa como diafragma, se recomienda que se ignore la zona vacía y que la armadura requerida sea colocada por arriba y/o por debajo de los elementos de alivianamiento. Los planos deberían mostrar con toda claridad donde se debe colocar el refuerzo como diafragma, y se debería indicar también cual fue el espesor de losa considerado en el diseño del diafragma.

Además de diseñar las losas alivianadas para los esfuerzos originados por la distribución de las cargas laterales, se debe considerar también el efecto que los desplazamientos laterales podrían tener sobre los nudos losa-columna. Los desplazamientos laterales de la estructura resultan en rotaciones de los nudos losa-columna, lo cual puede ocasionar un incremento de los momentos desbalanceados que debería considerarse

en el diseño al punzonado de las losas alivianadas. De la misma manera que en el caso de las losas sin vigas con ábacos, se debe verificar la longitud necesaria de zona maciza de la losa en los apoyos para determinar dónde colocar la primera fila de los elementos de alivianamiento.

La Sección 18.14.5 del ACI 318 requiere además que la estructura en su sección crítica sea capaz de soportar la carga gravitatoria durante los desplazamientos laterales resultantes de un terremoto para evitar la falla por punzonado de la losa. Cuando las losas alivianadas son utilizadas como parte del sistema resistente a las fuerzas laterales y/o existen momentos desbalanceados, los vacíos deben ser ubicados como mínimo a una distancia de dos veces el espesor de la losa más allá del perímetro crítico para asegurar que esta sección no se vea comprometida.

Conclusiones

Los beneficios combinados de las barras de Grado 80 (550 MPa), losas alivianadas y postensionado en franjas duales permite que las losas sin vigas sean empleadas como una solución económica y ambientalmente amigable para la construcción de edificios de oficina de Clase A. Los ahorros obtenidos por la aplicación de estas tecnologías van más allá que la disminución de los costos de las losas, sin embargo, ya que el sistema proporciona también al propietario la oportunidad de modificar en forma segura la planta luego de su construcción.

Referencias

1. ASTM A615/A615M-20, "Standard Specification for Deformed and Plain Carbon-Steel Bars for Concrete Reinforcement," ASTM International, West Conshohocken, PA, 2020, 8 pp.
2. Childs, K.W.; Courville, G.E.; and Bales, E.L., Thermal Mass Assessment, Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, Sept. 1983, 86 pp.
3. Huang, C.I.-C.; Hoy, D.E.; Lan, Y.J.; de Romémont, C.; and Gilsanz, R.E., "Deflection of Flat-Plate Slabs," Concrete International, V. 42, No. 8, Aug. 2020, pp. 36-41.
4. ACI Committee 363, "Report on High-Strength Concrete (ACI 363R-10)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2010, 69 pp.
5. Mota, M., "Voided Slabs," Concrete International, V. 32, No. 10, Oct. 2010, pp. 41-45.
6. ASTM E119-16a, "Standard Test Method for Fire Tests of Building Construction and Materials," ASTM International, West Conshohocken, PA, 2016, 36 pp.
7. Fanella, D.A.; Mota, M.; and Trygestad, A., "Fire Resistance of Flat Plate Voided Concrete Floor Systems," Structure Magazine, Jan. 2018, pp. 12-14.
8. Fanella, D.A.; Mahamid, M; and Mota, M, "Design of Flat Plate Voided Concrete Slab Systems," Recent Developments in Two-Way Slabs: Design, Analysis, Construction, and Evaluation, SP-321, M. Mahamid and M.(J.) Shin, eds., American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, Sept. 2017, pp. 12.1-12.17.
9. ACI Committee 435, "Control of Deflection in Concrete Structures (ACI 435R-95), (Reapproved 2000), Appendix B added 2003)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 1995, 77 pp.
10. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-19) and Commentary (ACI 318R-19)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2019, 623 pp.
11. Beres, A.B., and Mota, M., Design Guide for Voided Concrete Slabs, first edition, Concrete Reinforcing Steel Institute, Schaumburg, IL, 2014, 56 pp. Sorensen, T.J.; Thomas, R.J.; Dorafshan, S.; and Maguire, M., "Thermal Bridging in Concrete Sandwich Walls," Concrete International, V. 40, No. 10, Oct. 2018, pp. 45-49.



Mike Mota, F.A.C.I., es Director de Ingeniería y Socio de CobiaxUSA, Inc. Dedham, MA, USA. Como Vicepresidente de Ingeniería del CRSI e Ingeniero Regional del la PCA ha desarrollado más de 20 años de experiencia en las mejores prácticas de la utilización de sistemas de losas de concreto alivianadas. Mota es Fellow del ASCE y del SEI. Recibió su BS, MS y CE del Instituto de Tecnología de New Jersey, Newark, NJ, USA y su PhD en Ingeniería Civil de la Universidad Drexel, Philadelphia, PA, USA. Es ingeniero con licencia profesional en cinco estados.



Michael W. Hopper, A.C.I., es Socio de LERA Consulting Structural Engineers. Desde su participación en la firma en 2010, se ha especializado en el diseño de estructuras de concreto y es experto en el uso de postensionado. Es miembro del PTI, donde actúa en el Comité Técnico DC-20, Diseño de Edificios. Es ingeniero con licencia profesional y profesor de Diseño de Concreto Reforzado y Pretensado en la Universidad de Princeton. Recibió su BS y MS en Ingeniería Arquitectónica en la Pennsylvania State University, University Park, PA, USA.



Ramon Gilsanz, es socio de Gilsanz Murray Stefcick LLP. Su experiencia abarca desde edificios nuevos, adaptaciones por cambio de uso y estructuras especiales tales como el edificio más alto de España, la Torre de la Caja de Madrid y la suspensión de autos en el atrio del Museo Guggenheim para la exhibición de Cai Guo-Qiang. Es un activo colaborador de la comunidad de ingeniería estructural y actualmente participa en el desarrollo de nuevos reglamentos de edificación. Es Fellow de la ASCE y del SEI y miembro honorario del American Institute of Architects del Chapter de New York.



Michel A. Russillo, ACI, es Presidente de CobiaxUSA, Inc. Previamente a la formación de CobiaxUSA fue socio fundador y Presidente de Baker Post-Tensioning LLC. Su larga experiencia incluye haber trabajado con una variedad de arquitectos, ingenieros, contratistas, propietarios y desarrolladores durante la planificación y la construcción de múltiples proyectos. Es ingeniero con licencia profesional y recibió su BSCE de la Northeastern University, Boston, MA, USA y su MBA del Boston College, Chestnut Hill, MA, USA.

La traducción de este artículo correspondió al Capítulo de Argentina

Título: Losas sin vigas de concreto de alta resistencia



Traductor y Revisor Técnico:
Dr. Ing. Raul Bertero

RESERVA^a FECHA

MARZO 27-31, 2022

Hotel Caribe Royale Orlando. Orlando, Florida. USA.
Convención de primavera del ACI

aci CONCRETE
CONVENTION

