

A Procedure to Evaluate the Potential for Drying Shrinkage Cracking of Concrete under Restraint

A basis for selecting durable concrete mixtures

by Emmanuel K. Attiogbe

Drying shrinkage cracking of concrete under restraint is a major cause of deterioration and reduction in service life of concrete elements in applications such as floors, walls, pavements, and bridge decks. Such shrinkage cracking typically occurs early in the life of the concrete structure.¹ Therefore, as part of the process for selecting the concrete mixture to use in a project, it would be beneficial to evaluate candidate concrete mixtures for their potential to resist early-age restrained shrinkage cracking. This article provides a procedure that involves simple calculations, using concrete properties obtained from standard tests, to evaluate the shrinkage cracking potential of concrete under restraint. The procedure offers engineers and concrete producers a simple tool for evaluating concrete mixtures during prequalification testing to select mixtures that would enhance the long-term durability of concrete structures.

Background

The analysis to evaluate the potential of concrete mixtures for restrained shrinkage cracking as presented in this article is based on studies that have shown that as concrete dries under restraint, tensile stresses build up over time.²⁻⁶ The rate of stress development at the time of cracking is inversely related to the age at which cracking occurs, as shown in Fig. 1.^{4,6} The figure reflects the effects of direct tensile stresses that are assumed to be uniformly distributed over the cross section, as the ring test setups used do not allow for vertical deformation or curling of the concrete elements. The rate of stress development is directly proportional to the rate of drying or rate of shrinkage.⁶ Therefore, Fig. 1 indicates that, regardless of the magnitude of drying shrinkage, a slower rate of drying would enable tensile stresses to build up slowly and thereby

prolong the time-to-cracking. A slower rate of drying would also permit the concrete a longer period to relax stresses (that is, lower effective elastic modulus) and thereby reduce its susceptibility to early-age cracking. Figure 1 has been found to be due to moisture gradient effects caused by differential drying⁶ and forms the basis for classifying the potential for restrained shrinkage cracking of concrete per ASTM C1581/C1581M, “Standard Test Method for Determining Age at Cracking and Induced Tensile Stress Characteristics of Mortar and Concrete under Restrained Shrinkage.”

In quantifying the moisture gradient effects in concrete under restraint,⁶ as per the equations given in a subsequent section of this article, the ratio of the calculated tensile stress at cracking (or residual tensile stress) to the splitting tensile

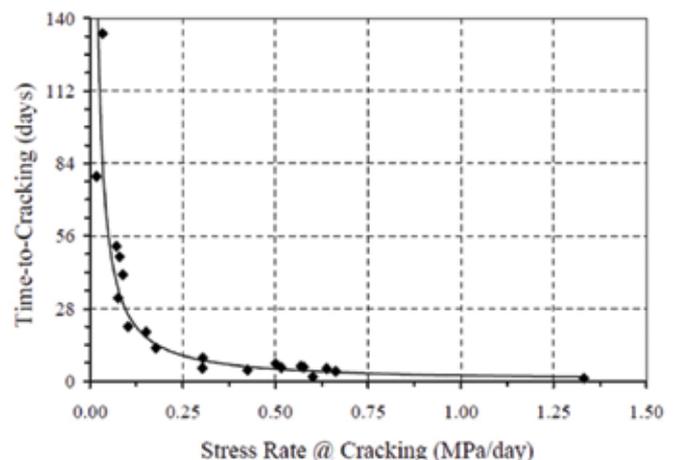


Fig. 1: Relationship between time-to-cracking and stress rate at cracking (from References 4 and 6). Note: 1 MPa = 145 psi

strength is found to decrease with longer drying times. The reduction in strength at which cracking occurs is attributed to accumulation of internal damage as it relates to tensile creep strain, and consequently stress relaxation, under the gradually increasing restrained stresses.^{5,6} Figure 2 was obtained from test data for ring specimens (with a degree of restraint, R , of about 0.7) that were dried in the laboratory at a temperature of about 22°C (72°F) and a relative humidity (RH) of about 50%.²⁻⁴ The figure indicates that below a residual tensile stress-to-splitting tensile strength ratio (σ_r/σ_{sp}) of about 0.50, restrained shrinkage cracking is unlikely. That is, when $\sigma_r/\sigma_{sp} \geq 0.50$, the potential for early-age restrained shrinkage cracking is high, and the potential is low when $\sigma_r/\sigma_{sp} < 0.50$. Given that the direct tensile strength of concrete is about 80% of the splitting tensile strength,⁵ the limiting value of the residual tensile stress to direct tensile strength ratio below which the potential for cracking is low would be about 0.60.

Figure 3 is a log-log plot of the data in Fig. 2 and shows a strong linear relationship between σ_r/σ_{sp} and the time-to-

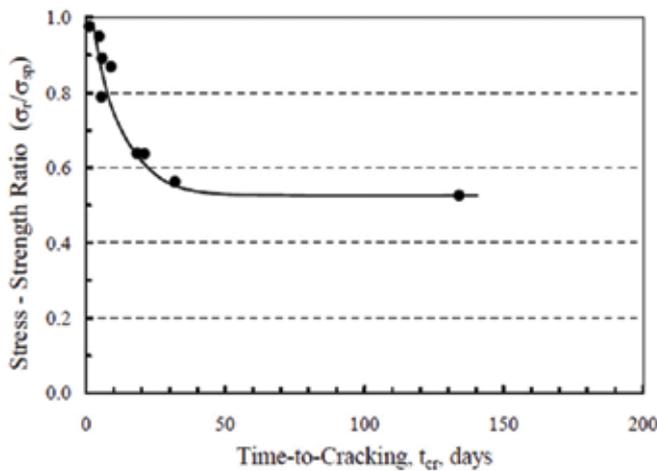


Fig. 2: Residual stress-splitting tensile strength ratio versus time-to-cracking (from Reference 6)

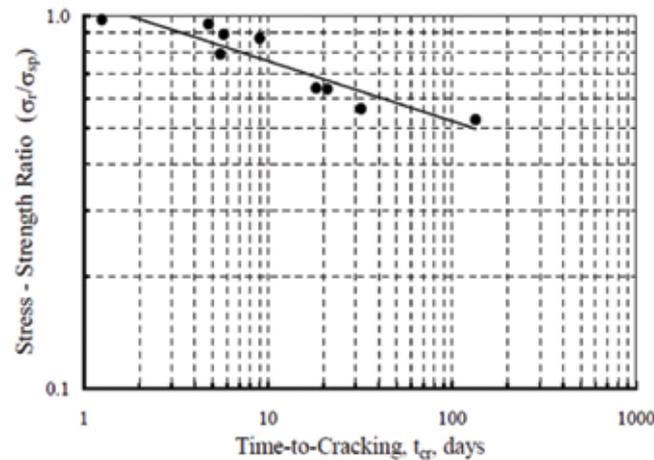


Fig. 3: Log-log plot of residual stress-strength ratio versus time-to-cracking (from Reference 6)

cracking, which supports using σ_r/σ_{sp} as a cracking index for concrete under restrained shrinkage. The figure indicates that very low values of σ_r/σ_{sp} (such as $\sigma_r/\sigma_{sp} = 0.25$) would imply cases where early-age restrained shrinkage cracking is highly unlikely. It should be noted, however, that as Fig. 1 indicates, whether the concrete cracks or not, and when it cracks under field conditions would depend on environmental factors such as ambient RH, which would control the rate of drying, and hence control the rate at which stress builds up in the concrete. The rate of stress build-up, hence the time-to-cracking, would also depend on the degree to which the concrete element is restrained. Figure 3 is valuable because it indicates that when comparing the potential performance of two concrete mixtures under specific conditions of 50% ambient RH and $R = 0.7$, the concrete with the lower value of σ_r/σ_{sp} would be more resistant to restrained shrinkage cracking as it will take a longer time to crack, if cracking were to occur in both concretes. It is reasonable to expect that this relative performance of the concrete mixtures would be the same under any other specific conditions of ambient RH and restraint. Therefore, Fig. 3 provides the basis to rank candidate concrete mixtures with respect to their potential to resist restrained shrinkage cracking.

The long-term durability of concrete is enhanced through appropriate concrete mixture design, proportioning, and placement,⁷ which may include using shrinkage-reducing admixtures (SRAs) or internal curing to reduce both the magnitude and rate of drying shrinkage,^{3,8,9} and using macrofibers to keep crack widths small.⁹⁻¹¹ In addition, reducing the rate of drying by protecting the concrete from windy and low RH conditions during early ages—with measures such as use of curing blankets, plastic sheeting, curing compounds, or periodic wetting—would minimize the potential for restrained shrinkage cracking.

Concrete Properties and Analysis Parameters

This analysis for restrained drying shrinkage cracking is considered approximate because values of the tensile creep coefficient on which the analysis is based are generalized from previous studies and applied to three classes of concrete strength. In addition, the residual tensile stress calculations are based on a single value of the degree of restraint, and any potential curling stresses caused by the moisture gradient are not accounted for. Stresses induced by direct tension only, the effects of which yield the results in Fig. 1 to 3, are considered a sufficient basis for an analysis to determine the relative potential performance of different concrete mixtures.

The concrete properties required for the analysis are drying shrinkage strain (ϵ_{sh}), compressive strength (f'_c), from which modulus of elasticity (E_c) can be estimated, splitting tensile strength (σ_{sp}), and tensile creep coefficient (C_r) under restrained shrinkage. The 28-day values of f'_c , E_c , and σ_{sp} are taken as the characteristic values for the concrete. The residual tensile stress (σ_r) depends on the degree to which the concrete element is restrained and on the ultimate shrinkage strain of

the concrete (ϵ_{sh}).⁶ The ϵ_{sh} is estimated using Eq. (2-9) in ACI 209R-92¹² based on drying shrinkage strain at 28 days after the start of drying, which is obtained per ASTM C157/C157M, “Standard Test Method for Length Change of Hardened Hydraulic-Cement Mortar and Concrete.” The splitting tensile strength at 28 days is determined per ASTM C496/C496M, “Standard Test Method for Splitting Tensile Strength of Cylindrical Concrete Specimens.” If flexural strength testing is performed per ASTM C78/C78M, “Standard Test Method for Flexural Strength of Concrete (Using Simple Beam with Third-Point Loading),” instead of splitting tensile strength testing, the splitting tensile strength is taken to be in the range of 60 to 70% of the flexural strength depending on the strength of the concrete.¹³ The ACI 318-14 equation (Eq. (19.2.2.1.b)¹⁴) is used to calculate E_c from 28-day compressive strength data obtained per ASTM C39/C39M, “Standard Test Method for Compressive Strength of Cylindrical Concrete Specimens.” Alternatively, E_c at the specimen age of 28 days can be determined per ASTM C469/C469M, “Standard Test Method for Static Modulus of Elasticity and Poisson’s Ratio of Concrete in Compression.” The test data of concrete properties used to illustrate the analysis procedure are presented in Table 1 for four concrete mixtures (C1, C2, C3, and C4). All the concrete mixtures contained an SRA except C4.

Values of C_r under restrained shrinkage have been estimated in studies involving concrete mixtures with and without SRAs.^{2-5,8,15} It was found that tensile creep strains are reduced when SRA is used. The level of R in most of these studies (0 being free shrinkage and 1 being complete restraint) was about 0.7 or higher. The C_r values reflect the likelihood that microcracking caused by restraint significantly contributes to the relaxation effect.^{5,16} This means that the magnitude of R would influence the magnitude of C_r .¹⁶ Values of C_r at cracking from the studies are generalized and summarized in Table 2 as a function of concrete compressive strength, with $R = 0.7$. When the concrete is reinforced with macrofibers, the values of C_r shown in Table 2 are applicable because macrofibers do not seem to have significant influence on the magnitude of creep at the time of visible cracking under restrained

shrinkage.⁵ The importance of macrofibers is to delay the development of visible cracks by keeping crack widths small.

While the value of R used in this analysis for the relative comparison of the potential performance of different concrete mixtures is 0.7, in general, R can be calculated for a specific case using the restraint factor equation (Eq. (5-1)) in ACI 207.2R-07.¹⁷ For a case where the relative section stiffness of the restrained and the restraining concrete elements is 1, R is 0.5. If the concrete elements are reinforced, R would be greater than 0.5 and increase with the reinforcement ratio. Detailed analyses have been performed to show that R can range in value from about 0.5 to about 0.8 for slabs, roofs, and walls.^{18,19} Therefore, the R value of 0.7 used in this analysis represents a reasonable level of restraint and is deemed to be appropriate for a relative comparison of the potential performance of different concrete mixtures. The information

Table 1:
Test data of concrete properties to illustrate the analysis procedure

Concrete properties		Concrete mixtures			
		C1	C2	C3	C4
28-day compressive strength, f'_c , MPa		39.5	40.7	60.6	31.5
28-day splitting tensile strength, σ_{sp} , MPa		3.97	3.52	4.28	3.15
28-day drying shrinkage strain, ϵ_{sh} , %	with SRA*	0.013	0.019	0.020	—
	no SRA	—	—	—	0.048

*Typical commercially available SRA at about 0.75 to 1.00% by weight of cementitious content of the concrete

Note: 1 MPa = 145 psi

Table 2:
Values of tensile creep coefficient, C_r , and degree of restraint, R , for use in the analysis procedure

Concrete compressive strength level at 28 days	$R = 0.7$	
	SRA*	C_r at cracking
$f'_c \leq 42$ MPa	No	1.50
	Yes	1.25
$42 < f'_c < 50$ MPa	No	1.05
	Yes	0.85
$f'_c \geq 50$ MPa	No	0.60
	Yes	0.45

*Typical commercially available SRA at about 0.75 to 1.00% by weight of cementitious content of the concrete

Note: 1 MPa = 145 psi

in Table 2 may be used to evaluate any given set of concrete mixtures.

Residual Tensile Stress and Cracking Potential Analysis

In applications such as concrete floors, walls, pavements, bridge decks, and water-retaining structures, differential drying is typical, in which drying occurs from the exposed surface toward the interior of the concrete element. Considering the moisture gradient that develops and controls cracking of the concrete, as previously explained with Fig. 1 to 3, the average σ_r across the section of the concrete element is approximated by⁶

$$\sigma_r = \frac{1}{4} R E_{ef} \epsilon_{shu} \quad (1)$$

where E_{ef} is the effective or creep-adjusted modulus of elasticity of the concrete, and ϵ_{shu} is the ultimate shrinkage strain of the concrete. With E_c determined either from compressive strength or from testing, and values of C_r given in Table 2, E_{ef} is determined from the following equation²⁰

$$E_{ef} = \frac{E_c}{1 + C_r} \quad (2)$$

The value of ϵ_{shu} is estimated from the measured 28-day shrinkage strain, ϵ_t , obtained per ASTM C157/C157M. For testing at an RH of 50% using 75 mm (3 in.) thick specimens that are moist cured for 7 days, ϵ_{shu} is estimated as^{12,21}

$$\epsilon_{shu} = \epsilon_t \frac{35 + t}{t} \quad (3)$$

where $t = 28$ days. As indicated earlier, Eq. (1) to (3) were used with test data to obtain the relationships in Fig. 2 and 3.

Equations (1) to (3) are applied using the data in Tables 1 and 2 to obtain the results tabulated in Table 3. As previously noted, the E_c values in Table 3 were calculated per the equation in ACI 318-14 using the compressive strength values. Table 3 shows that the calculated values of σ_r/σ_{sp} are less than 0.50 for concrete mixtures C1, C2, and C3, and greater than 0.50 for concrete C4. This means that under

Table 3:
Restrained shrinkage stress analysis results

Concrete mixtures	f'_c , MPa	E_c , GPa	E_{ef} , GPa	ϵ_{shu} , %	σ_r , MPa	σ_r/σ_{sp}	Cracking resistance ranking
C1	39.5	29.5	13.1	0.029	0.66	0.17	1 (most resistant)
C2	40.7	30.0	13.3	0.043	1.00	0.28	2
C3	60.6	36.6	25.2	0.045	1.98	0.46	3
C4	31.5	26.4	10.6	0.108	2.00	0.63	4 (least resistant)

Note: 1 MPa = 145 psi; 1 GPa = 145 ksi

conditions of 50% RH and $R = 0.7$, C1, C2, and C3 have a low potential for restrained shrinkage cracking, whereas C4 has a high potential per the previous discussions with respect to Fig. 2. Concrete C4 has been used in a concrete structure and has experienced early-age restrained shrinkage cracking. The values of σ_r/σ_{sp} in Table 3 increase from 0.17 for concrete C1 to 0.63 for concrete C4, implying that C1 would be the most resistant to restrained shrinkage cracking and C4 would be the least resistant under any specific conditions of ambient RH and restraint, as indicated by Fig. 3. It should be noted that SRA was used to achieve the lower shrinkage, and hence lower cracking potential, of C1, C2, and C3 compared to C4. As restrained shrinkage cracking is a major factor in determining the long-term durability of concrete, the use of SRAs to achieve both a low magnitude and a low rate of drying shrinkage is an important measure to mitigate such cracking.

Concluding Remarks

Restrained shrinkage cracking caused by differential drying is a major factor in determining the long-term durability of concrete. An analysis procedure that involves simple calculations, using concrete properties obtained from standard tests, is presented to evaluate the potential for restrained shrinkage cracking as a basis for prequalification of concrete mixtures. Candidate concrete mixtures can be ranked with respect to their potential to resist restrained shrinkage cracking. The value of σ_r/σ_{sp} much less than 0.50 (such as 0.25 or lower), which indicates a very low potential for restrained shrinkage cracking, may be achieved with the use of SRAs or internal curing to reduce both the magnitude and rate of drying shrinkage. In addition, reducing the rate of drying by protecting the concrete from windy and low RH conditions during early ages would minimize the potential for restrained shrinkage cracking.

References

- Lindquist, W.D.; Darwin, D.; Browning, J.; and Miller, G.G., "Effect of Cracking on Chloride Content in Concrete Bridge Decks," *ACI Materials Journal*, V. 103, No. 6, Nov.-Dec. 2006, pp. 467-473.
- Attiogbe, E.K.; See, H.T.; and Miltenberger, M.A., "Tensile Creep in Restrained Shrinkage," *Proceedings of the 6th International Conference, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and Other Quasi-Brittle Materials*, F.J. Ulm, Z.P. Bazant, and F.H. Wittman, eds., Elsevier, 2001, pp. 651-656.
- See, H.T.; Attiogbe, E.K.; and Miltenberger, M.A., "Shrinkage Cracking Characteristics of Concrete Using Ring Specimens," *ACI Materials Journal*, V. 100, No. 3, May-June 2003, pp. 239-245.
- See, H.T.; Attiogbe, E.K.; and Miltenberger, M.A., "Potential for Restrained Shrinkage Cracking of Concrete and Mortar," *Cement, Concrete, and Aggregates*, V. 26,

No. 2, Dec. 2004, pp. 123-130.

5. Altoubat, S.A., and Lange, D.A., "Creep, Shrinkage, and Cracking of Restrained Concrete at Early Age," *ACI Materials Journal*, V. 98, No. 4, July-Aug. 2001, pp. 323-331.

6. Attiogbe, E.K.; Weiss, W.J.; and See, H.T., "A Look at the Rate of Stress Versus Time of Cracking Relationship Observed in the Restrained Ring Test," *Advances in Concrete Through Science and Engineering*, Mar. 22-24, 2004, 14 pp.

7. Darwin, D.; Khajehdehi, R.; Feng, M.; Lafikes, J.; Ibrahim, E.; and O'Reilly, M., "Low-Cracking High-Performance Concrete (LC-HPC) for Durable Bridge Decks," SP-336, *Cracking and Durability in Sustainable Concretes*, R. Leistikow and K. Waggle Kramer, eds., American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2019, pp. 101-116.

8. ACI Committee 231, "Report on Early-Age Cracking: Causes, Measurements, and Mitigation (ACI 231R-10)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2010, 46 pp.

9. Reggia, A.; Macobatti, F.; Minelli, F.; and Plizzari, G.A., "A New Restrained Shrinkage Test for HPC Repair Materials," *4th International Conference on Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting*, Leipzig, Germany, Oct. 2015, 8 pp.

10. Swamy, R.N., and Stavrides, H., "Influence of Fiber Reinforcement on Restrained Shrinkage and Cracking," *ACI Journal Proceedings*, V. 76, No. 3, Mar. 1979, pp. 443-460.

11. Grzybowski, M., and Shah, S.P., "Shrinkage Cracking of Fiber Reinforced Concrete," *ACI Materials Journal*, V. 87, No. 2, Mar.-Apr. 1990, pp. 138-148.

12. ACI Committee 209, "Prediction of Creep, Shrinkage, and Temperature Effects in Concrete Structures (ACI 209R-92) (Reapproved 1997)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 1992, 47 pp.

13. Narrow, I., and Ullberg, E., "Correlation Between Tensile Splitting Strength and Flexural Strength of Concrete," *ACI Journal Proceedings*, V. 60, No. 1, Jan. 1963, pp. 27-38.

14. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-14) and Commentary (ACI 318R-14)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2014, 520 pp.

15. D'Ambrosia, M.D.; Altoubat, S.; Park, C.; and Lange, D.A., "Early-Age Tensile Creep and Shrinkage of Concrete with Shrinkage Reducing Admixtures," *Proceedings of the 6th International Conference, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and Other Quasi-Brittle Materials*, F.J. Ulm, Z.P. Bazant, F.H. Wittman, eds., Elsevier, 2001, pp. 645-651.

16. Hossain, A.B.; Pease, B.; and Weiss, W.J., "Quantifying Early-Age Stress Development and Cracking in Low w/c Concrete Using the Restrained Ring Test with Acoustic Emission," *Transportation Research Record*, V. 1834, No. 1, Jan. 2003, pp. 24-32.

17. ACI Committee 207, "Report on Thermal and Volume Change Effects on Cracking of Mass Concrete (ACI 207.2R-07)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2007, 28 pp.

18. Al-Gburi, M.; Jonasson, J.E.; Nilsson, M.; Hedlund, H.; and Hosthagen, A., "Simplified Methods for Crack Risk Analyses of Early Age Concrete, Part 1: Development of Equivalent Restraint Method," *Nordic Concrete Research*, Publication No. 46, Dec. 2012, pp. 17-38.

19. Al-Gburi, M.; Jonasson, J.E.; Youssif, S.T.; and Nilsson, M., "Simplified Methods for Crack Risk Analyses of Early Age Concrete, Part 2: Restraint Factors for Typical Case Wall-on-Slab," *Nordic*

Concrete Research, Publication No. 46, Dec. 2012, pp. 39-56.

20. Bazant, Z.P., "Prediction of Concrete Creep Effects Using Age-Adjusted Effective Modulus Method," *ACI Journal Proceedings*, V. 69, No. 4, Apr. 1972, pp. 212-217.

21. Miltenberger, M.A., and Attiogbe, E.K., "Shrinkage-Based Analysis for Control-Joint Spacing in Slabs-on-Ground," *ACI Structural Journal*, V. 99, No. 3, May-June 2002, pp. 352-359.

Note: Additional information on the ASTM standards discussed in this article can be found at www.astm.org.

Selected for reader interest by the editors.



Emmanuel K. Attiogbe, FACI, is a Research Engineer in private practice in Discovery Bay, CA, USA. He retired in 2016 as Head of Innovation for the development of alternative reinforcements for concrete at BASF Construction Chemicals, now Master Builders Solutions. He is a past Chair of the TAC Technology Transfer

Committee and the Technology Transfer Advisory Group of the ACI Foundation's Strategic Development Council (now reorganized as the Concrete Innovation Council) and a past member of the ACI Board of Direction. He is a member of several ACI committees and the ACI Foundation's Concrete Research Council. He was elected in 2021 into the Civil, Environmental, and Architectural Engineering Academy of the University of Kansas, Lawrence, KS, USA, as a distinguished alumnus. He received his BSc in civil engineering from the Kwame Nkrumah University of Science and Technology, Kumasi, Ghana, and his MS and PhD in civil engineering from the University of Kansas.

HUNDREDS OF
Concrete Standards,
Courses, and
Recommended
Practices Available



American Concrete Institute
Always advancing

Procedimiento para evaluar el potencial para el agrietamiento debido a la contracción por secado del concreto bajo condiciones de movimiento restringido

Una base para la selección de mezclas de concretos durables

por Emmanuel K. Attiogbe

El agrietamiento debido a la contracción por secado del concreto bajo condiciones de movimiento restringido es una de las principales causas de deterioro y reducción de la vida útil de los elementos de concreto en aplicaciones tales como pisos, muros, pavimentos y tableros de puentes. Estas grietas por contracción suelen ocurrir al inicio de la vida útil de la estructura de concreto.¹ Por lo tanto, como parte del proceso de selección de la mezcla de concreto que se utilizará en un proyecto, resultaría benéfico evaluar la potencialidad de las posibles mezclas de concreto para resistir el agrietamiento por contracción restringida a edad temprana. Este artículo proporciona un procedimiento que implica cálculos sencillos, utilizando las propiedades del concreto obtenidas de ensayos estándar, para evaluar el potencial de agrietamiento por contracción del concreto bajo condiciones de movimiento restringido. El procedimiento ofrece a los ingenieros y a los productores de concreto una herramienta sencilla para evaluar las mezclas de concreto durante las pruebas de precalificación, a fin de seleccionar las mezclas que mejorarían la durabilidad de las estructuras de concreto a largo plazo.

Antecedentes

El análisis para evaluar el potencial de las mezclas de concreto para el agrietamiento por contracción restringida, tal como se presenta en este artículo, se basa en estudios que han demostrado que

a medida que el concreto se seca bajo condiciones de movimiento restringido, los esfuerzos por tensión aumentan con el tiempo.²⁻⁶ La tasa del desarrollo de los esfuerzos al momento del agrietamiento está inversamente relacionado con la edad en la que se produce el agrietamiento, como se muestra en la Fig. 1.^{4,6} La Figura refleja los efectos de los esfuerzos de tensión directa que se asumen distribuidos uniformemente en la sección transversal, ya que la configuración de prueba del anillo utilizada para este fin no permite la deformación vertical o el alabeo de los elementos de concreto. La tasa de desarrollo de esfuerzos es directamente proporcional a la tasa de secado o a la tasa de contracción.⁶ Por lo tanto, la Fig. 1 indica que, independientemente de la magnitud de la contracción por secado, una tasa de secado más lenta permitirá que los esfuerzos de tensión se desarrollen lentamente y, de esa manera, prolongarán el tiempo hasta el agrietamiento. Una menor tasa de secado también le permitirá al concreto un período más largo para la relajación de los esfuerzos (es decir, un módulo de elasticidad efectivo más bajo) y, por lo tanto, reducirá su susceptibilidad al agrietamiento a edad temprana. Se ha encontrado que la Fig 1 se debe a los efectos del gradiente de humedad causados por el secado diferencial⁶ y constituye la base para clasificar el potencial de agrietamiento por contracción restringida del concreto según ASTM C1581/C1581M, "Método de prueba estándar para determinar la

edad de agrietamiento y las características de los esfuerzos de tensión en mortero y concreto bajo "contracción restringida".

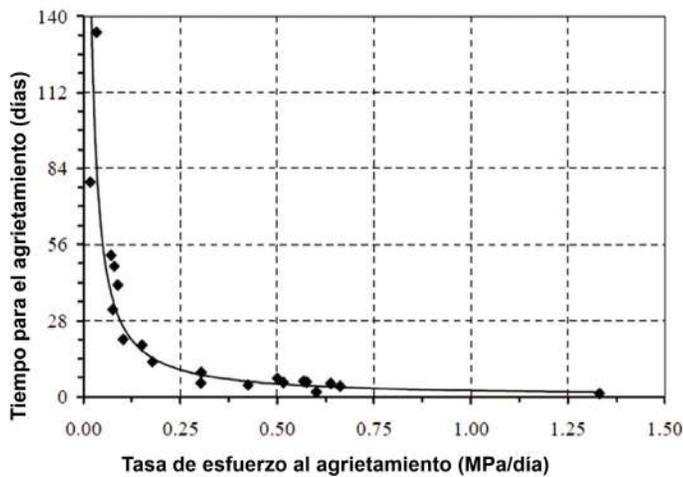


Figura 1: Relación entre el tiempo para el agrietamiento y la tasa de esfuerzo al momento del mismo (de las Referencias 4 y 6).
Nota: 1 MPa = 145 psi

Al cuantificar los efectos del gradiente de humedad en el concreto bajo condiciones de movimiento restringido,⁶ según las ecuaciones dadas en una sección posterior de este artículo, se encuentra que la relación del esfuerzo de tensión calculado en el momento del agrietamiento (o esfuerzo de tensión residual) con la resistencia a la tensión por compresión diametral disminuye con tiempos de secado más largos. La reducción de resistencia a la que se produce el agrietamiento se atribuye a la acumulación de los daños internos ya que están relacionados a las deformaciones por el flujo plástico a tensión y, en consecuencia, a los esfuerzos de relajación, bajo el incremento gradual de los esfuerzos restringidos.^{5,6} La Fig. 2 se obtuvo a partir de los datos de ensayos con el anillo (con un grado de restricción, R , de alrededor de 0.7) que se secaron en el laboratorio a una temperatura de alrededor de 22°C (72°F) y una humedad relativa (HR) de alrededor del 50%.²⁻⁴ La figura indica que por debajo de una relación entre el esfuerzo de tensión residual y la resistencia a la tensión por compresión diametral (σ_r/σ_{sp}) de aproximadamente 0.50, es poco probable que se produzca un agrietamiento por contracción restringida. Es decir, cuando $\sigma_r/\sigma_{sp} \geq 0.50$, el potencial de agrietamiento por contracción restringida a una edad temprana es alto, y el potencial es bajo cuando $\sigma_r/\sigma_{sp} < 0.50$. Dado que la resistencia a la tensión directa del concreto es de alrededor del 80% de la resistencia a la tensión por compresión diametral,⁵ el valor limitante de la

relación entre el esfuerzo de tensión residual y la resistencia a la tensión directa por debajo del cual el potencial de agrietamiento es bajo sería de alrededor de 0.60.

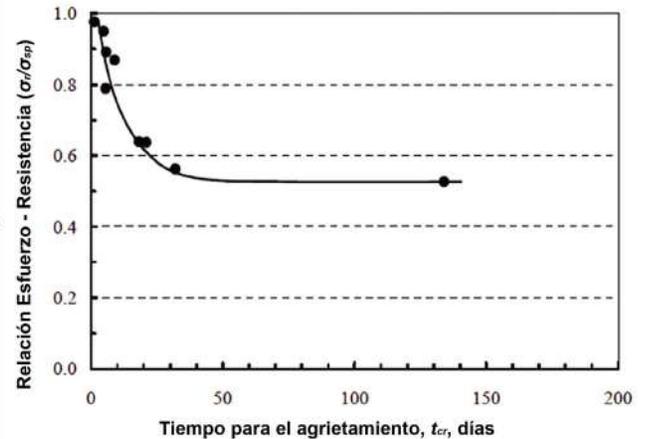


Figura 2: Relación entre esfuerzo residual y la resistencia a la tensión por compresión diametral contra el tiempo para el agrietamiento (de la Referencia 6)

La Fig. 3 es una gráfica doble logarítmica de los datos de la Fig. 2 y muestra una fuerte relación lineal entre σ_r/σ_{sp} y el tiempo para el agrietamiento, lo que apoya el uso de σ_r/σ_{sp} como índice de agrietamiento para el concreto sometido a contracción restringida. La figura indica que valores muy bajos de σ_r/σ_{sp} (como $\sigma_r/\sigma_{sp} = 0.25$) implicaría que cuando el agrietamiento por contracción restringida a edades tempranas es sumamente improbable. Sin embargo, hay que tener en cuenta que, como indica la Fig. 1, la posibilidad de que el concreto se agriete o no, y cuándo se agriete en condiciones de campo, dependiera de factores ambientales tales como la HR ambiente, la cual controlaría la tasa de secado y, por tanto, la tasa de acumulación de esfuerzos en el concreto. La tasa de acumulación de esfuerzos y, por tanto, el tiempo para el agrietamiento, también dependerá del grado de restricción del elemento de concreto. La Fig. 3 muy útil debido a que indica que cuando se compara el comportamiento potencial de dos mezclas de concreto bajo condiciones específicas de 50% de HR y $R = 0.7$, el concreto con el valor más bajo de σ_r/σ_{sp} sería más resistente al agrietamiento por contracción restringida, ya que tardaría más tiempo en agrietarse, si se produjera el agrietamiento en ambos concretos. Es razonable esperar que este comportamiento relativo de las mezclas de concreto sea el mismo bajo cualquier otra condición específica

de HR ambiente y restricción. Por lo tanto, la Fig. 3 proporciona la base para clasificar las mezclas de concreto propuestas con respecto a su potencial para resistir el agrietamiento por contracción restringida.

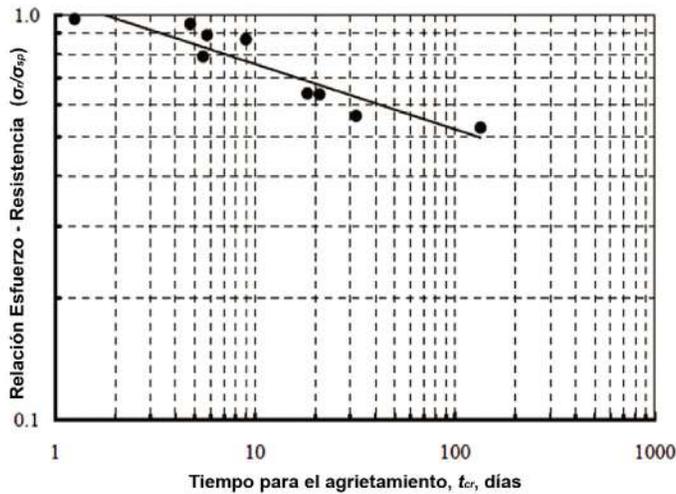


Figura. 3: Gráfica doble logarítmica de la relación resistencia-esfuerzo residual contra el tiempo para el agrietamiento (de la Referencia 6)

La durabilidad a largo plazo del concreto es mejorada mediante el adecuado diseño de la mezcla de concreto, el proporcionamiento y la colocación,⁷ lo cual puede incluir el uso de aditivos reductores de la contracción (SRAs, por sus siglas en inglés) o el curado interno para reducir tanto la magnitud y la tasa de contracción por secado,^{3,8,9} y el uso de macrofibras para conservar pequeños las aberturas de las grietas.⁹⁻¹¹ Además, la reducción de la tasa de secado por medio de la protección del concreto contra el viento y las bajas condiciones de HR a edades tempranas -con medidas tales como el uso de mantas de curado, cubiertas de plástico, compuestos de curado o humedecimiento periódico- minimizaría el potencial de agrietamiento por contracción restringida.

Propiedades del concreto y parámetros de análisis

Se considera que este análisis para el agrietamiento por contracción por secado restringido es aproximado porque los valores del coeficiente de flujo plástico por tensión en los que se basa el análisis se generalizan a partir de estudios anteriores y se aplican a tres clases de resistencia del concreto. Además, los cálculos del esfuerzo de tensión residual se basan en un único valor del grado de restricción, y no se tienen

en cuenta los posibles esfuerzos de alabeo causados por el gradiente de humedad. Los esfuerzos inducidos solamente por la tensión directa, cuyos efectos arrojan los resultados de las Fig. 1 a 3, se consideran una base suficiente para un análisis que determine el potencial relativo de comportamiento de diferentes mezclas de concreto.

Las propiedades del concreto requeridas para el análisis son la deformación unitaria de la contracción por secado (ϵ_{sh}), la resistencia a la compresión (f'_c), a partir de la cual se puede estimar el módulo de elasticidad (E_c), la resistencia a la tensión por compresión diametral (σ_{sp}) y el coeficiente de flujo plástico por tensión (C_r) bajo contracción restringida. Los valores a 28 días de f'_c , E_c y σ_{sp} se toman como valores característicos del concreto. Los esfuerzos de tensión residuales (σ_r) dependen del grado de restricción del elemento de concreto y de la deformación unitaria última por contracción del concreto (ϵ_{shu}).⁶ El ϵ_{shu} se estima mediante la ecuación (2-9) del ACI 209R-92¹², basándose en la deformación unitaria por contracción por secado a los 28 días del inicio del secado, que se obtiene según ASTM C157/C157M, "Método de prueba estándar para el cambio de longitud del mortero de cemento hidráulico endurecido y del concreto". La resistencia a la tensión por compresión diametral a los 28 días se determina de acuerdo con ASTM C496/C496M, "Método de prueba estándar para la resistencia a la tensión por compresión diametral de especímenes cilíndricos de concreto". Si el ensayo de resistencia a la flexión se realiza según ASTM C78/C78M, "Método de prueba estándar para la resistencia a la flexión del concreto (utilizando una viga simple con carga en tres puntos)", en lugar del ensayo de resistencia a la tensión por compresión diametral, la resistencia a la tensión por compresión diametral se toma en el rango del 60 al 70% de la resistencia a la flexión, dependiendo de la resistencia del concreto.¹³ La ecuación (19.2.2.1.b) del ACI 318-14 (E_c)¹⁴ se utiliza para calcular la E_c a partir de los datos de resistencia a la compresión a 28 días obtenidos según ASTM C39/C39M, "Método de prueba estándar para la resistencia a la compresión de especímenes cilíndricos de concreto". Otra posibilidad es determinar el E_c a los 28 días

de edad del espécimen según ASTM C469/C469M, “Método de prueba estándar para el módulo de elasticidad estático y la relación de Poisson del concreto a compresión”. En la Tabla 1 se presentan los datos de ensayo de las propiedades del concreto utilizados para ilustrar el procedimiento de análisis para cuatro mezclas de concreto (C1, C2, C3 y C4). Todas las mezclas de concreto contenían un SRA excepto la C4.

Tabla 1: Datos de ensayo de las propiedades del concreto para ilustrar el procedimiento de análisis

Propiedades del concreto		Mezclas de concreto			
		C1	C2	C3	C4
Resistencia a compresión a 28 días, f'_c , MPa		39.5	40.7	60.6	31.5
Resistencia a la tensión por compresión diametral a 28 días, σ_{sp} , MPa		3.97	3.52	4.28	3.15
Deformación unitaria por contracción por secado a 28 días, ϵ_{sh} , %	con SRA*	0.013	0.019	0.020	---
	sin SRA	---	---	---	0.048

*SRA típico comercialmente disponible de alrededor de 0.75 a 1.00% en peso del contenido cementante en el concreto
 Nota: 1 MPa = 145 psi

Se han estimado valores de C_r bajo contracción restringida en estudios de mezclas de concreto con y sin SRAs.^{2-5,8,15} Se encontró que las deformaciones unitarias del flujo plástico por tensión se reducen cuando se utiliza el SRA. El nivel de R en la mayoría de estos estudios (siendo 0 para contracción libre y siendo 1 para contracción restricción) fue de aproximadamente 0.7 o superior. Los valores de C_r reflejan la probabilidad de que el microagrietamiento causado por la restricción contribuya significativamente al efecto de relajación.^{5,16} Esto significa que la magnitud de R influirá en la magnitud de C_r .¹⁶ Los valores de C_r al agrietamiento a partir de los estudios se generaliza y se resume en la Tabla 2 como una función de la resistencia a la compresión del concreto, y con $R = 0.7$. Cuando el concreto está reforzado con macrofibras, los valores de C_r mostrados en la Tabla 2 son aplicables porque las macrofibras no parecen tener una influencia significativa en la magnitud del flujo plástico al momento del agrietamiento visible bajo contracción restringida.⁵ La importancia de las macrofibras estriba en retrasar el desarrollo de grietas visibles al mantener pequeñas las aberturas de las grietas.

Tabla 2: Valores del coeficiente de flujo plástico por tensión, C_r , y del grado de restricción, R , para su uso en el procedimiento de análisis

Nivel de resistencia a la compresión del concreto a los 28 días	$R = 0.7$	
	SRA*	C_r al agrietarse
$f'_c \leq 42$ MPa	No	1.50
	Si	1.25
$42 < f'_c < 50$ MPa	No	1.05
	Si	0.85
$f'_c \geq 50$ MPa	No	0.60
	Si	0.45

*SRA típico comercialmente disponible de alrededor de 0.75 a 1.00% en peso del contenido cementante en el concreto
 Nota: 1 MPa = 145 psi

Aunque el valor de R utilizado en este análisis para la comparación relativa del comportamiento potencial de diferentes mezclas de concreto es 0.7, en general, R puede calcularse para un caso específico utilizando la ecuación del factor de restricción (Ecuación (5-1)) que aparece en el ACI 207.2R-07.¹⁷ Para el caso en el que la rigidez de la sección relativa de los elementos de concreto restringidos y los que los restringen sea 1, R es 0.5. Si los elementos de concreto están reforzados, R sería mayor que 0.5 y aumentaría con la relación del refuerzo. Se han realizado análisis detallados que muestran que en losas, techos y muros el valor de R puede oscilar entre 0.5 y 0.8 aproximadamente.^{18,19}

Por lo tanto, un valor de R de 0.7 utilizado en este análisis representa un nivel razonable de restricción y se considera apropiado para una comparación relativa del rendimiento potencial de diferentes mezclas de concreto. La información de la Tabla 2 puede utilizarse para evaluar cualquier serie de mezclas de concreto.

Esfuerzos residuales de tensión y análisis de agrietamientos potenciales

En aplicaciones como pisos de concreto, muros, pavimentos, tableros de puentes y estructuras para la retención de agua, es común el secado diferencial, en el que el secado se produce desde la superficie expuesta hacia el interior del elemento de concreto. Teniendo en cuenta el gradiente de humedad que se desarrolla y controla el agrietamiento del concreto, como se explicó anteriormente en las Fig. 1 a la 3, el promedio σ_r a través de la sección del elemento de concreto se puede estimar mediante⁶

$$\sigma_r = \frac{1}{4} RE_{ef} \varepsilon_{shu} \quad (1)$$

donde E_{ef} es el módulo de elasticidad efectivo o ajustado al flujo plástico del concreto, y ε_{shu} es la deformación unitaria última por contracción del concreto. Con la E_c determinada ya sea a partir de la resistencia a la compresión o del ensayo, y los valores de C_r dados en la Tabla 2, E_{ef} se determina a partir de la siguiente ecuación²⁰

$$E_{ef} = \frac{E_c}{1 + C_r} \quad (2)$$

El valor de ε_{shu} se estima a partir de la deformación unitaria por contracción obtenida a los 28 días, ε_t , según ASTM C157/C157M. Para los ensayos con una HR del 50% utilizando especímenes de 75 mm (3 pulg.) de espesor curados con humedad durante 7 días, ε_{shu} se estima con^{12,21}

$$\varepsilon_{shu} = \varepsilon_t \frac{35 + t}{t} \quad (3)$$

donde $t = 28$ días. Como se ha indicado anteriormente, las ecuaciones (1) a (3) se utilizaron con los datos de los ensayos para obtener las relaciones en las Fig. 2 y 3.

Las ecuaciones (1) a (3) se aplican utilizando los datos de las Tablas 1 y 2 para obtener los resultados tabulados en la Tabla 3. Como se ha indicado anteriormente, los valores E_c de la Tabla 3 se han calculado según la ecuación del ACI 318-14 utilizando los valores de la resistencia a la compresión. La Tabla 3 muestra que los valores calculados de σ_r/σ_{sp} son inferiores a 0.50 para las mezclas de concreto C1, C2 y C3, y superiores a 0.50 para el concreto C4. Esto significa que en condiciones de 50% de HR y $R = 0.7$, C1, C2 y C3 tienen un bajo potencial de agrietamiento por contracción restringida, mientras que C4 tiene un alto potencial según las discusiones anteriores con respecto a la Fig. 2. Se ha utilizado el concreto C4 en una estructura de concreto que ha experimentado agrietamiento por contracción restringida a una edad temprana. Los valores de σ_r/σ_{sp} de la Tabla 3 aumentan de 0.17 para el concreto C1 a 0.63 para el concreto C4, lo que implica que el C1 sería el más resistente al agrietamiento por contracción restringida y el C4 sería el menos resistente en cualquier condición específica de HR ambiental y de restricción, como indica la Fig. 3. Hay que destacar que se utilizó el SRA para conseguir la menor contracción, y por tanto, el menor potencial de agrietamiento, de C1, C2 y C3 en comparación con C4. Dado que el agrietamiento por contracción restringida es un factor importante a la hora de determinar la durabilidad a largo plazo del concreto, el uso de SRAs para lograr tanto una baja magnitud como un bajo índice de contracción por secado es una medida importante para mitigar dicho agrietamiento.

Tabla 3: Resultados del análisis de los esfuerzos de contracción restringidos

Mezclas de concreto	f'_c , MPa	E_c , GPa	E_{cp} , GPa	ε_{shu} , %	σ_r , MPa	σ/σ_{sp}	Clasificación de la resistencia al agrietamiento
C1	39.5	29.5	13.1	0.029	0.66	0.17	1 (más resistente)
C2	40.7	30.0	13.3	0.043	1.00	0.28	2
C3	60.6	36.6	25.2	0.045	1.98	0.46	3
C4	31.5	36.4	1.06	0.108	2.00	0.63	4 (menos resistente)

Nota: 1 MPa = 145 psi; 1 GPa = 145 ksi

Observaciones finales

Para determinar la durabilidad del concreto a largo plazo, es importante la restricción de la contracción causada por el secado diferencial. Se presenta un procedimiento de análisis que implica cálculos sencillos, utilizando las propiedades del concreto obtenidas de ensayos estándar, para evaluar el potencial de agrietamiento por contracción restringida como base para la precalificación de mezclas de concreto. Se pueden clasificar las posibles mezclas de concreto con respecto a su potencial para resistir el agrietamiento por contracción restringida. El valor de σ_r/σ_{sp} muy inferior a 0.50 (o sea 0.25 o menor), que indica un potencial muy bajo de agrietamiento por contracción restringida, puede lograrse con el uso de SRAs o de curado interno para reducir tanto la magnitud como la tasa de contracción por secado. Además, reduciendo la tasa de secado al proteger el concreto con condiciones de viento y baja HR durante las primeras edades minimizaría el potencial de agrietamiento por contracción restringida.

Referencias

- Lindquist, W.D.; Darwin, D.; Browning, J.; and Miller, G.G., "Effect of Cracking on Chloride Content in Concrete Bridge Decks," ACI Materials Journal, V. 103, No. 6, Nov.-Dec. 2006, pp. 467-473.
- Attiogbe, E.K.; See, H.T.; and Miltenberger, M.A., "Tensile Creep in Restrained Shrinkage," Proceedings of the 6th International Conference, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and Other Quasi-Brittle Materials, F.J. Ulm, Z.P. Bazant, and F.H. Wittman, eds., Elsevier, 2001, pp. 651-656.
- See, H.T.; Attiogbe, E.K.; and Miltenberger, M.A., "Shrinkage Cracking Characteristics of Concrete Using Ring Specimens," ACI Materials Journal, V. 100, No. 3, May-June 2003, pp. 239-245.
- See, H.T.; Attiogbe, E.K.; and Miltenberger, M.A., "Potential for Restrained Shrinkage Cracking of Concrete and Mortar," Cement, Concrete, and Aggregates, V. 26 No. 2, Dec. 2004, pp. 123-130.
- Altoubat, S.A., and Lange, D.A., "Creep, Shrinkage, and Cracking of Restrained Concrete at Early Age," ACI Materials Journal, V. 98, No. 4, July-Aug. 2001, pp. 323-331.
- Attiogbe, E.K.; Weiss, W.J.; and See, H.T., "A Look at the Rate of Stress Versus Time of Cracking Relationship Observed in the Restrained Ring Test," Advances in Concrete Through Science and Engineering, Mar. 22-24, 2004, 14 pp.
- Darwin, D.; Khajehdehi, R.; Feng, M.; Lafikes, J.; Ibrahim, E.; and O'Reilly, M., "Low-Cracking High-Performance Concrete (LC-HPC) for Durable Bridge Decks," SP-336, Cracking and Durability in Sustainable Concretes, R. Leistikow and K. Waggle Kramer, eds., American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2019, pp. 101-116.
- ACI Committee 231, "Report on Early-Age Cracking: Causes, Measurements, and Mitigation (ACI 231R-10)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2010, 46 pp.
- Reggia, A.; Macobatti, F.; Minelli, F.; and Plizzari, G.A., "A New Restrained Shrinkage Test for HPC Repair Materials," 4th International Conference on Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting, Leipzig, Germany, Oct. 2015, 8 pp.
- Swamy, R.N., and Stavrides, H., "Influence of Fiber Reinforcement on Restrained Shrinkage and Cracking," ACI Journal Proceedings, V. 76, No. 3, Mar. 1979, pp. 443-460.
- Grzybowski, M., and Shah, S.P., "Shrinkage Cracking of Fiber Reinforced Concrete," ACI Materials Journal, V. 87, No. 2, Mar.-Apr. 1990, pp. 138-148.
- ACI Committee 209, "Prediction of Creep, Shrinkage, and Temperature Effects in Concrete Structures (ACI 209R-92) (Reapproved 1997)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 1992, 47 pp.

13. Narrow, I., and Ullberg, E., "Correlation Between Tensile Splitting Strength and Flexural Strength of Concrete," ACI Journal Proceedings, V. 60, No. 1, Jan. 1963, pp. 27-38.

14. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-14) and Commentary (ACI 318R-14)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2014, 520 pp.

15. D'Ambrosia, M.D.; Altoubat, S.; Park, C.; and Lange, D.A., "Early-Age Tensile Creep and Shrinkage of Concrete with Shrinkage Reducing Admixtures," Proceedings of the 6th International Conference, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and Other Quasi-Brittle Materials, F.J. Ulm, Z.P. Bažant, F.H. Wittman, eds., Elsevier, 2001, pp. 645-651.

16. Hossain, A.B.; Pease, B.; and Weiss, W.J., "Quantifying Early-Age Stress Development and Cracking in Low w/c Concrete Using the Restrained Ring Test with Acoustic Emission," Transportation Research Record, V. 1834, No. 1, Jan. 2003, pp. 24-32.

17. ACI Committee 207, "Report on Thermal and Volume Change Effects on Cracking of Mass Concrete (ACI 207.2R-07)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2007, 28 pp.

18. Al-Gburi, M.; Jonasson, J.E.; Nilsson, M.; Hedlund, H.; and Hothagen, A., "Simplified Methods for Crack Risk Analyses of Early Age Concrete, Part 1: Development of Equivalent Restraint Method," Nordic Concrete Research, Publication No. 46, Dec. 2012, pp. 17-38.

19. Al-Gburi, M.; Jonasson, J.E.; Youssif, S.T.; and Nilsson, M., "Simplified Methods for Crack Risk Analyses of Early Age Concrete, Part 2: Restraint Factors for Typical Case Wall-on-Slab," Nordic Concrete Research, Publication No. 46, Dec. 2012, pp. 39-56.

20. Bažant, Z.P., "Prediction of Concrete Creep Effects Using Age-Adjusted Effective Modulus Method," ACI Journal Proceedings, V. 69, No. 4, Apr. 1972, pp. 212-217.

21. Miltenberger, M.A., and Attiogbe, E.K., "Shrinkage-Based Analysis for Control-Joint Spacing in Slabs-on-Ground," ACI Structural Journal, V. 99, No. 3, May-June 2002, pp. 352-359.



Emmanuel K. Attiogbe, F.A.C.I., es un ingeniero investigador que ejerce de forma privada en Discovery Bay, California, EE. UU. Se retiró en 2016 como Jefe de Innovación para el Desarrollo de Refuerzos Alternativos para el Concreto en BASF Construction Chemicals, ahora Master Builders Solutions. Fue presidente del Comité de Transferencia de Tecnología TAC y del Grupo Asesor de Transferencia de Tecnología del Consejo de Desarrollo Estratégico de la ACI Foundation (ahora reorganizado como Consejo de Innovación del Concreto) y fue miembro de la Junta Directiva del ACI. Es miembro de varios comités del ACI y del Consejo de Investigación del Concreto de la ACI Foundation. En 2021 ingresó en la Academia de Ingeniería Civil, Medioambiental y Arquitectónica de la Universidad de Kansas, Lawrence, KS, EE. UU., como Exalumno Distinguido. Se licenció en ingeniería civil en la Universidad de Ciencia y Tecnología Kwame Nkrumah de Kumasi (Ghana) y obtuvo un máster y un doctorado en ingeniería civil en la Universidad de Kansas.

La traducción de este artículo correspondió al Capítulo de México Noreste

Título: Procedimiento para evaluar el potencial para el agrietamiento debido a la contracción por secado del concreto bajo condiciones de movimiento restringido



Traductor:
Lic. Iliana M. Garza Gutiérrez



Revisor Técnico:
Dr. Alejandro Durán Herrera