

CUADERNOS INTEMAC

Temperatura, madurez y resistencia del hormigón

Concrete temperature, maturity and strength

Prof. Bernardo Perepérez Ventura
Dr. Arquitecto

Prof. Emilio Barberá Ortega
Dr. Arquitecto



METIRE UT SCIAS

INTEMAC

INSTITUTO TECNICO DE MATERIALES Y CONSTRUCCIONES

N.º 55
3.º TRIMESTRE '04



METIRE UT SCIAS

INTEMAC

INSTITUTO TÉCNICO DE MATERIALES Y CONSTRUCCIONES

LABORATORIO DE ENSAYOS DE MATERIALES Y CONSTRUCCIONES

CONTROL DE PROYECTO

CONTROL DE OBRA

GARANTÍA DE CALIDAD

(O.C.T.) CONTROL PARA EL SEGURO DE DAÑOS

INFORMES DE PATOLOGÍA, REHABILITACIÓN Y REFUERZOS DE CONSTRUCCIONES

OBRAS PÚBLICAS
EDIFICACIÓN
INSTALACIONES



INTEMAC A U D I T

AUDITORIA TÉCNICO-ECONÓMICA DE CONSTRUCCIONES

- ASESORÍA EN EL PLANTEAMIENTO Y EN LA CONTRATACIÓN DE LA OBRA
- SEGUIMIENTO DE COSTOS Y PLAZOS DURANTE LA CONSTRUCCIÓN
- VALORACIONES DE TERRENOS, INMUEBLES Y CONSTRUCCIONES
- AUDITORÍAS DE TRABAJOS PARCIALES Y DE LIQUIDACIÓN DE LA OBRA



INTEMAC E C O

AUDITORÍA TÉCNICA MEDIOAMBIENTAL

CONTROL DE IMPACTO AMBIENTAL

Obras Públicas
Edificación
Instalaciones

CONTROL DE CALIDAD AMBIENTAL

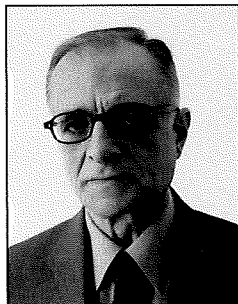
Aire
Agua
Ruido

AUDITORÍA MEDIOAMBIENTAL

ASESORAMIENTO EN MATERIA DE MEDIO AMBIENTE

TEMPERATURA, MADUREZ Y RESISTENCIA DEL HORMIGÓN

CONCRETE TEMPERATURE, MATURITY AND STRENGTH



Prof. Bernardo Perepérez Ventura
Dr. Arquitecto
Universidad Politécnica de Valencia

PhD., Architecture
Polytechnic University of Valencia



Prof. Emilio Barberá Ortega
Dr. Arquitecto
Universidad Politécnica de Valencia

PhD., Architecture
Polytechnic University of Valencia

Copyright © 2004, INTEMAC

Todos los derechos reservados. Ninguna parte de esta publicación puede ser reproducida o distribuida de ninguna manera ni por ningún medio, ni almacenada en base de datos o sistema de recuperación, sin el previo permiso escrito del editor.

All rights reserved. No part of this publication may be reproduced or distributed in any form or by any means, or stored in a data base or retrieval system, without the prior written permission of the publisher.

ISSN 1133-9365

Depósito legal: M-54082-2004

Infoprint, S.A. - San Vicente Ferrer, 40

CONTENTS

1. INTRODUCTION
2. TEMPERATURE
3. MATURITY: FUNCTIONS AND INDICES
 - 3.1. INITIAL APPROACH
 - 3.2. MATURITY AND ACTIVATION ENERGY
 - 3.3. MATURITY IN CEB-FIP MODEL CODE 1990
4. THE MATURITY METHOD
 - 4.1. ESTIMATING COMPRESSION STRENGTH
 - 4.2. MC-90 AND SPANISH CONCRETE CODE EHE PROPOSALS
5. CONCLUSION
6. REFERENCES

ÍNDICE

1. INTRODUCCIÓN
2. LA TEMPERATURA
3. MADUREZ: FUNCIONES E ÍNDICES
 - 3.1. PLANTEAMIENTO INICIAL
 - 3.2. MADUREZ Y ENERGÍA DE ACTIVACIÓN
 - 3.3. LA MADUREZ EN EL CÓDIGO MODELO CEB-FIP 1990
4. EL MÉTODO DE LA MADUREZ
 - 4.1. ESTIMACIÓN DE LA RESISTENCIA A COMPRESIÓN
 - 4.2. PROPUESTAS DE MC-90 Y DE EHE
5. CONCLUSIÓN
6. BIBLIOGRAFÍA

ABSTRACT

The authors did research from a long time into de loads generated on the structures by sharing of consecutives floors and into the loads' dependence to concretes' caracteristics on early ages.

On this work, the authors make a deep study of the effects of the temperature, specially on concrete' final sthength, going into an analysis of the maturity concept with its evolutions thereater, providing guides designed for validating expressions founded on the theory of activation of particles.

1. INTRODUCTION

The limited number of shores used to erect buildings as a general rule can and often does lead to construction loads in excess of the total service load (Calavera, 2002). This is an issue of key importance that affects not only safety during the building process but, more importantly, subsequent service performance. Hence, the *erection of a structure and verification of its ultimate limit states are an inseparable binomial* (Gardner, 1987).

Moreover, ever since Professor Calavera addressed the subject in 1981, in the first edition of his book *Cálculo, construcción y patología de forjados de edificación*, kindling the interest of the authors of this review, in particular in the wake of the first author's doctoral thesis (Perepérez, 1981), the question has attracted growing attention in the Spanish construction community.

Indeed, as a result of the substantial number of accidents occurring in Spain in the last 25 years due to excess deflection, the total depth of flat slabs and, concomitantly, the ratio between their self weight and the total service load, have increased considerably. It has, then, become increasingly important to analyse and take account of a structure's construction load.

In this regard, it should be noted that concrete curing, one of the most important operations during concrete member construction (Ministry of Internal Development, hereafter M.F., 1999), should ensure (CEB, 1992):

- a) *Appropriate concrete hardening*, to be able to plan construction work under suitably safe conditions while accommodating technical, financial and time determinants.
- b) Prevention of deterioration due to:
 - *freezing or near-freezing weather at early ages*, by enabling the concrete to reach maturity before being exposed to cold weather;
 - *thermal stress*, by controlling temperature gradients across the entire section of members;
 - *premature drying of the material*, providing the necessary curing water or preventing the premature evaporation of mixing water.

There is a dual purpose to concrete curing: to maintain sufficient relative humidity in the concrete pores and to control the temperature of the material.

RESUMEN

Los autores han investigado durante muchos años los esfuerzos introducidos en las estructuras por el cimbrado de plantas consecutivas y en la dependencia de estos esfuerzos de las características de los hormigones a edades jóvenes. En el presente trabajo, profundizan en los efectos de la temperatura, en especial sobre la resistencia final del hormigón, y entran en un análisis en profundidad del concepto de madurez y de sus sucesivas evoluciones y proporcionan guías para dar validez a las expresiones basadas en las teorías de activación de partículas.

1. INTRODUCCIÓN

Como es sabido, los edificios se suelen construir con un número limitado de cimbras y, en tales condiciones, es frecuente que se supere la carga total de servicio durante el proceso de ejecución de la estructura (Calavera, 2002). Se trata de una cuestión importante, pues puede condicionar la seguridad durante el proceso de construcción y, sobre todo, el ulterior comportamiento en servicio, razón por la cual *el proceso de ejecución de la estructura y la comprobación de los Estados Límite de Servicio constituyen un binomio inseparable* (Gardner, 1987).

Además, desde que el profesor Calavera abordó el tema en la primera edición de su obra *Cálculo, construcción y patología de forjados de edificación*, en 1981 y despertó el interés por el mismo en los autores de este Cuaderno, sobre todo a raíz de la Tesis Doctoral del primero de ellos (Perepérez, 1981), la cuestión ha ganado importancia en el ámbito edificatorio español.

En efecto, como consecuencia del importante número de siniestros ocurridos en España en los últimos 25 años a causa de la aparición de flechas excesivas, ha habido un notable incremento del canto total de los forjados y, por lo tanto, de la relación entre el peso propio de los mismos y la carga total en servicio. En definitiva, pues, es creciente la importancia de analizar y de tomar en consideración el proceso de ejecución de la estructura.

En tal sentido, procede recordar que el curado del hormigón, una de las operaciones más importantes durante la ejecución de los elementos de hormigón (M.F., 1999), debe procurar que se garanticen (CEB, 1992):

- a) *El adecuado endurecimiento del hormigón*, de modo que se pueda planificar la ejecución de la obra con la debida seguridad en función de los condicionantes técnicos y económicos y de los relacionados con el tiempo.
- b) La ausencia del deterioro provocado por:
 - *las heladas a edades tempranas*, mediante la adquisición por el hormigón de la necesaria madurez antes de que se vea expuesto a ellas;
 - *las tensiones de origen térmico*, mediante el control de los gradientes de temperatura a lo largo de la sección de las piezas;
 - *la desecación prematura del material*, aportando el agua de curado necesaria o evitando que se evapore prematuramente el agua de amasado.

El proceso de curado del hormigón tiene, pues, dos misiones: mantener la suficiente humedad relativa en el interior de los poros del hormigón y controlar la temperatura del material.

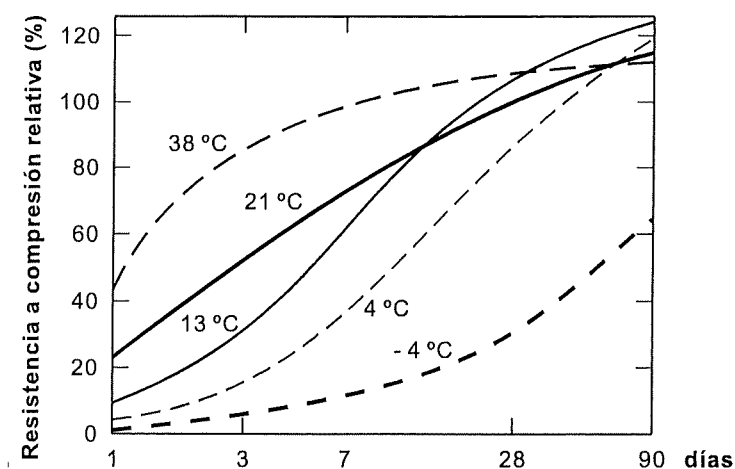
Evaporation water loss is closely related to concrete permeability, which declines with age (Commission 42-CEA, 1981). Furthermore, water movement especially affects the material surface to depths – depending on weather conditions – of from 20 to 50 mm (Cather, 1992) (Khan, 1992) (Neville, 1995) (Price, 1998). Consequently, as far as humidity is concerned, curing flaws foreseeably have a greater impact on thin section members (Commission 42-CEA, 1981) and specimens in general than actual structural members (Cather, 1992), and affect the surface properties of concrete (such as abrasion strength) and durability (Cather, 1992) more than its mechanical properties (Gowripalan, 1990).

The second aim of curing – temperature control – is of considerable import in terms of installing and removing shores for concrete structures, since it conditions the development of both early and later age strength. This second aspect of the curing process, which receives less attention in construction practice, is the subject addressed in the present paper.

2. TEMPERATURE

Temperature may have a considerable effect on concrete strength, particularly at early ages, and is one of the variables that bears most on strength development (Commission 42-CEA, 1981). *Concrete manufactured, cast in place or cured at high temperatures normally develops lower later age-, but higher early age-strength* (ACI Committee 305, 1991) (Figures 1 and 2).

If the concrete temperature is raised (Verbeck and Helmuth, cited by Commission 42-CEA, 1981; Detwiler, 1991; Kjellsen, 1992 y 1993; Jalali, 1995; etc.), setting and hydration take place more quickly and initial strength rises; but the dense membranes of hydrates that form around the anhydrous phases of the cement may reduce ionic mobility and the final degree of hydration reached. Moreover, and this would appear to be the primary cause of the adverse effects of high temperatures (Commission 42-CEA, 1981), there is a general increase in porosity, the volume of larger size pores and the continuity of the porous system across the interstitial spaces, since the hydrated products do not have sufficient time to spread more or less evenly into such spaces.



Influencia de la temperatura de curado en la resistencia relativa a compresión

(Price, citado por Jalali, 1995)

Effect of curing temperature on relative compression strength

(Price, cited by Jalali, 1995)

Fig. 1

According to Taylor (1997), towards the middle of the hydration period, characterised by the speedy formation of the C-S-H gel and portlandite (CH), which concurs, approximately, with the end of the setting period, the C-S-H gel forms thin membranes around the anhydrous cement particles. At this stage, these membranes, which are separated from the anhydrous phases, are permeable to ions; therefore, solution and precipitation reactions take place as the membranes tend to grow "outward", occupying the interstitial spaces (*external product*).

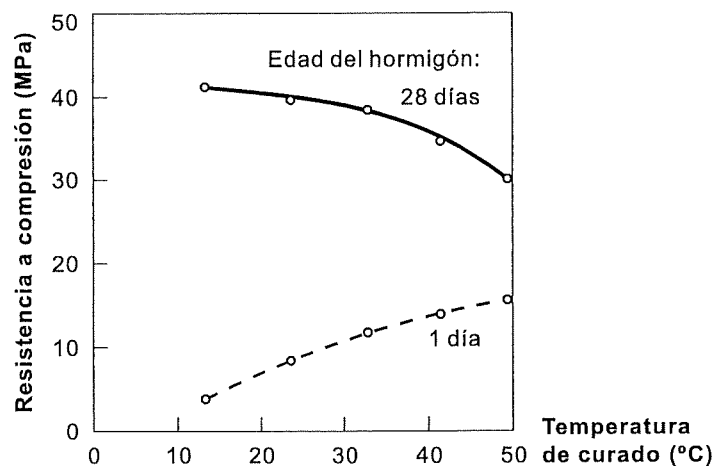
La pérdida de agua por evaporación está muy relacionada con la permeabilidad del hormigón, que disminuye con la edad (Commission 42-CEA, 1981). Además, el movimiento del agua afecta sobre todo, en función de las condiciones climáticas, a la capa superficial del material, hasta espesores del orden de 20 a 50 mm (Cather, 1992) (Khan, 1992) (Neville, 1995) (Price, 1998). Por tanto, es previsible que los defectos de curado, por lo que a la humedad respecta, afecten más a los elementos de espesor reducido (Commission 42-CEA, 1981) y, en general, a las probetas que a los elementos estructurales reales (Cather, 1992), y que influyan más en las propiedades superficiales del hormigón (como la resistencia a la abrasión) que en las propiedades mecánicas (Gowripalan, 1990), haciéndolo de modo intermedio en la durabilidad (Cather, 1992).

En cambio, desde el punto de vista del cimbrado y descimbrado de las estructuras de hormigón, también la segunda misión del curado, el control de la temperatura, puede tener una incidencia notable, pues condiciona el desarrollo resistente tanto a edades tempranas como a edades avanzadas. Por lo tanto, es a esta segunda variable del proceso de curado, a la que, además, se suele prestar menos atención en la práctica, a la que se dedica básicamente este trabajo.

2. LA TEMPERATURA

La temperatura puede influir de modo importante en la resistencia del hormigón, sobre todo a edades tempranas, y es una de las variables que más afectan a la evolución resistente a lo largo del tiempo (Commission 42-CEA, 1981). *Los hormigones fabricados, puestos en obra o curados a temperaturas elevadas alcanzan normalmente menor resistencia a edades avanzadas, aunque mayor a edades tempranas* (ACI Committee 305, 1991) (Figuras 1 y 2).

Si se eleva la temperatura del hormigón (Verbeck y Helmuth, citados por Commission 42-CEA, 1981; Detwiler, 1991; Kjellsen, 1992 y 1993; Jalali, 1995; etc.), se acelera el fraguado y la hidratación y, así, aumenta la resistencia inicial; pero se forman densas membranas de hidratos en torno a las fases anhidras del cemento, que pueden reducir la movilidad iónica y el grado final de hidratación alcanzado. Además, y este parece ser el motivo más importante de los efectos negativos de las temperaturas elevadas (Commission 42-CEA, 1981), aumentan la porosidad, el volumen de poros de mayor tamaño y la continuidad del sistema poroso en los espacios intersticiales, pues los productos hidratados carecen del tiempo necesario para difundirse de modo más o menos uniforme en tales espacios.



Influencia de la temperatura de curado en la resistencia del hormigón a compresión
(Verbeck y Helmuth, citados por Neville, 1995)

Effect of curing temperature on concrete compression strength (Verbeck and Helmuth, cited by Neville, 1995)

Fig. 2

En efecto, según Taylor (1997), en el período medio de la hidratación, que se caracteriza por la rápida formación de gel de C-S-H y de portlandita (CH) y que coincide, aproximadamente, con el final del fraguado, el gel de C-S-H forma finas membranas alrededor de la fracción de las partículas de cemento que permanecen en estado anhidro. Estas membranas están separadas de las fases anhidras y su permeabilidad permite que los iones puedan migrar a través de ellas; por ello, las reacciones se producen por disolución y precipitación y las membranas se desarrollan hacia los espacios intersticiales (*producto exterior*).

In the final hydration period membrane permeability declines and the cement gel is also deposited in the space between them and the anhydrous phases (*internal product*). This space gradually decreases in size and eventually disappears altogether, since the membranes advance more rapidly than the anhydrous front recedes; the hydration rate progressively declines and most of the hydration reactions appear to take place locally, i.e., they are primarily topochemical.

It may, then, be assumed that C-S-H gel nucleation and development determine the cement reaction rate until membrane permeability decreases to the point that the anhydrous phases are unable to supply ions at a fast enough rate; from this time onward the reaction rate is governed by membrane diffusibility (Kjellsen, 1992). At high temperatures, these microstructural effects reduce final strength and increase system permeability⁽¹⁾, which is one of the reasons that building codes limit the maximum curing temperature (Sandvik, 1992).

The effect of temperature depends on the degree of hydration (Commission 42-CEA, 1981). At early ages it has an inordinate effect on strength development (Carino, 1983), but this effect declines as hydration proceeds, since it primarily conditions the distribution of hydrated products in the interstitial spaces when the degree of hydration is less than approximately 0.30 (Kjellsen, 1992); i.e., in the initial and especially the mid hydration periods. Therefore, membranes of hydrated products form more rapidly around the anhydrous phases of the cement and their density is greater at higher temperatures or where the cement has a high alite and a low larnite content. Under such circumstances ionic mobility is restricted more rapidly and the general hydration conditions are modified: in a word, the rate of hydration is controlled by topochemical reactions at earlier ages (Kjellsen, 1992).

At any given ambient air temperature, the higher the fresh concrete temperature, the higher is the maximum temperature reached by the mixture and the shorter the time required to reach it⁽²⁾. Given, moreover, that *the key determinant is the temperature of the concrete* (Neville, 1995), when considering the effect of temperature the variables affecting hydration and release of heat of hydration must not be ignored (Perepérez, 2002). These variables include the type of cement, in terms of *potential reactivity*, and the temperature of the fresh concrete which depends, primarily, on the *temperature of the aggregate and the mixing water*⁽³⁾. Consequently:

- a) Smaller initial strength values are obtained in mixes cured at a higher temperature, even where this treatment is applied for only two hours and the temperature is subsequently lowered to 21 °C for the remainder of the test period (Figure 3) (Jalali, 1995).
- b) Higher values of potential cement reactivity go hand-in-hand with lower optimum curing temperature, at least as far as strength is concerned (Klieger, cited by Neville, 1995). If the curing temperature is very low, however, such as when concreting is conducted in cold weather, ideally rapid hardening cement should be used or alternatively the water/cementitious material ratio should be significantly reduced (Gardner, 1990).

(1) Greater anisotropy in the distribution of hydrated products adversely affects strength, because even when the degree of hydration remains unchanged it prompts a decline in the gel/space ratio in the interstitial spaces ratio and, therefore, in the strength of the hardened cement paste (Neville, 1995). Temperature rises may in fact determine the development of continuous or discontinuous porous systems (Detwiler, 1991).

(2) The *initial temperature of the mixture* has a substantial impact on the rate at which the heat of hydration is released (Vénuat, 1976) (Murdock, 1979) (Popovics, 1979). In fact, it has a greater effect than air temperature on the maximum temperature reached and the magnitude of the thermal gradients. Therein lies the importance of limiting the initial temperature of the material when concreting in warm weather (ACI Committee 305, 1991) (M.F., 1999), large volume members are built (ACI Committee 207, 1990) or a high-strength concrete is manufactured (FIP/CEB, 1990) (Lachemi, 1997).

(3) According to ACI Committee 305 (1991), the temperature of fresh concrete can be calculated from the following expression:

$$T_h = \frac{0.22(T_g P_g + T_c P_c) + T_w P_w}{0.22(P_g + P_c) + P_w}$$

where:

- T_g aggregate temperature
- T_c cement temperature
- T_w mixing water temperature and water absorbed by the aggregate
- P_g dry aggregate mass per unit of volume
- P_c cement mass per unit of volume
- P_w mass of mixing water and of water absorbed per aggregate by unit of volume

Therefore, since the specific heat of water is 4- to 5-fold higher than the specific heat of the anhydrous cement and of most aggregates (Commission 42-CEA, 1981) (ACI Committee 305, 1991) and since the the largest fraction of concrete, by volume, is by far the total aggregate fraction, water and aggregate temperatures are, logically, the variables that contribute most to the temperature of the fresh concrete.

En el período último de la hidratación disminuye la permeabilidad de las membranas y el gel de cemento se deposita también en el espacio existente entre ellas y las fases anhidras (*producto interior*). Este espacio va disminuyendo hasta anularse, pues la velocidad de avance de las membranas es mayor que la velocidad de retroceso del frente anhidro, la velocidad de hidratación disminuye de modo progresivo y las reacciones de hidratación parece que se producen, sobre todo, *in loco*; es decir, se trata, principalmente, de reacciones topoquímicas.

Se puede suponer, pues, que la nucleación y desarrollo del gel de C-S-H determina la velocidad de reacción del cemento hasta que la permeabilidad de las membranas se reduce lo suficiente como para no permitir que las fases anhidras suministren iones a velocidad suficiente, instante a partir del cual la velocidad de reacción queda gobernada por la capacidad de difusión de esas membranas (Kjellsen, 1992). Y son estos efectos microestructurales los que, cuando la temperatura es elevada, hacen que disminuya la resistencia final y que aumente la permeabilidad del sistema ⁽¹⁾, siendo una de las razones por la que los códigos limitan la temperatura máxima de curado (Sandvik, 1992).

La influencia de la temperatura depende del grado de hidratación (Commission 42-CEA, 1981). A edades tempranas tiene un efecto desproporcionado en el desarrollo resistente (Carino, 1983), pero su influencia disminuye a medida que progresa la hidratación, pues condiciona, principalmente, la distribución de los productos hidratados en los espacios intersticiales si el grado de hidratación es inferior, aproximadamente, a 0,30 (Kjellsen, 1992); es decir, en los períodos inicial y, sobre todo, medio de la hidratación. Por lo tanto, cuanto más elevada es la temperatura o mayor es el contenido de alita del cemento en detrimento del de belita, más rápidamente se forman las membranas de productos hidratados alrededor de las fases anhidras del cemento y mayor es su densidad, por lo que antes se restringe la movilidad iónica y se modifican las condiciones generales de la hidratación y, en definitiva, antes controlan las reacciones topoquímicas la velocidad de hidratación (Kjellsen, 1992).

Ahora bien, dado que para cada temperatura ambiente cuanto más elevada es la temperatura del hormigón fresco mayor es la temperatura máxima que alcanza la masa y menor el tiempo necesario para ello ⁽²⁾, y que *lo que realmente importa es la temperatura del hormigón* (Neville, 1995), al considerar la influencia de la temperatura no se deben obviar las variables que afectan a la velocidad de hidratación y de liberación del calor de hidratación (Perepérez, 2002), como el tipo de cemento, por lo que a su *reactividad potencial* respecta, y la temperatura del hormigón fresco, que depende, sobre todo, de la *temperatura de los áridos y del agua de amasado* ⁽³⁾. En consecuencia:

- Se han obtenido menores resistencias iniciales curando sólo dos horas a mayor temperatura, aunque luego se haya mantenido constante e igual a 21 °C la temperatura de curado hasta el instante del ensayo (Figura 3) (Jalali, 1995).
- La temperatura ideal de curado, al menos para la resistencia, es tanto menor cuanto mayor es la reactividad potencial del cemento utilizado (Klieger, citado por Neville, 1995). En cambio, si la temperatura de curado es muy reducida, como sucede cuando se hormigona en condiciones de tiempo frío, interesa utilizar cementos de endurecimiento rápido y, si no se hace así, reducir significativamente la relación agua/material cementicio (Gardner, 1990).

(1) La mayor anisotropía en la distribución de los productos hidratados, *per se*, afecta negativamente a la resistencia, pues disminuye la relación gel/espacio en los espacios intersticiales aunque el grado de hidratación sea el mismo y, por tanto, disminuye la resistencia de la pasta de cemento endurecida (Neville, 1995). De hecho, el incremento de la temperatura puede establecer la diferencia entre sistemas porosos continuos y discontinuos (Detwiler, 1991).

(2) La *temperatura inicial de la masa* afecta notablemente a la velocidad con que se libera el calor de hidratación (Vénuat, 1976) (Murdock, 1979) (Popovics, 1979). De hecho, influye más en la temperatura máxima que se alcanza y en la magnitud de los gradientes térmicos que la temperatura ambiental, de ahí la importancia que tiene limitar la temperatura inicial del material cuando se hormigona en condiciones de tiempo caluroso (ACI Committee 305, 1991) (M.F., 1999), se construyen elementos voluminosos (ACI Committee 207, 1990) o se fabrica un hormigón de elevada resistencia (FIP/CEB, 1990) (Lachemi, 1997).

(3) De acuerdo con el ACI Committee 305 (1991), la temperatura del hormigón fresco se puede calcular con la siguiente expresión

$$T_h = \frac{0.22(T_g P_g + T_c P_c) + T_w P_w}{0.22(P_g + P_c) + P_w}$$

siendo:

T_g temperatura de los áridos

T_c temperatura del cemento

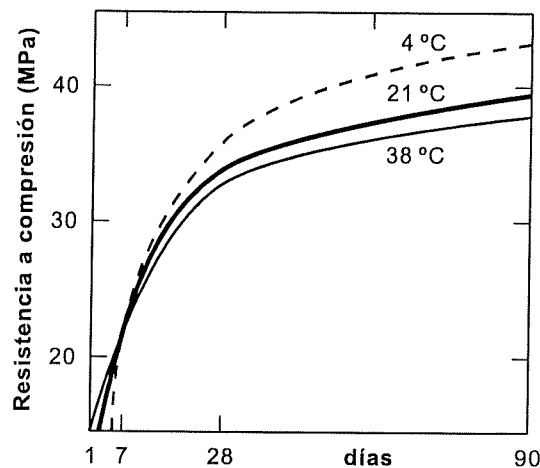
T_w temperatura del agua de amasado y del agua absorbida por los áridos

P_g masa de los áridos secos por unidad de volumen

P_c masa de cemento por unidad de volumen

P_w masa de agua de amasado y de agua absorbida por los áridos por unidad de volumen

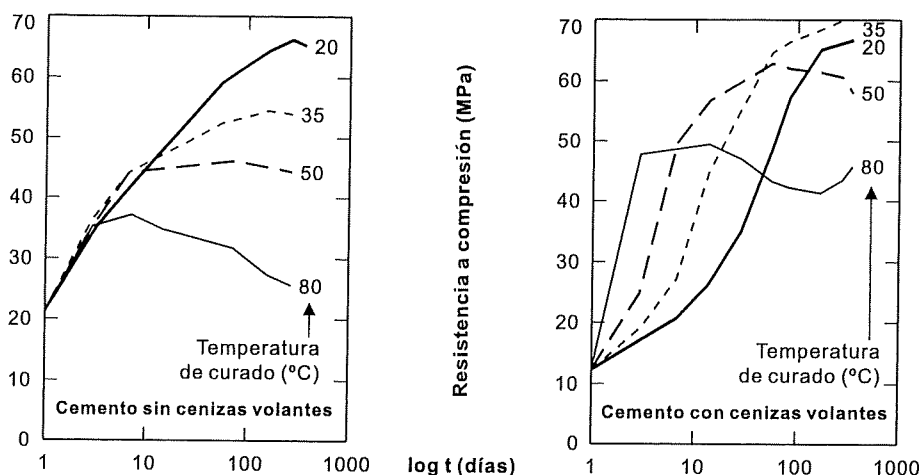
Por lo tanto, dado que el calor específico del agua es de 4 a 5 veces mayor que el del cemento anhidro y que el de la mayoría de los áridos (Commission 42-CEA, 1981) (ACI Committee 305, 1991) y que la mayor fracción volumétrica del hormigón es, con mucho, la correspondiente al árido total, es lógico que sean las temperaturas del agua y de los áridos las variables que en mayor medida determinan la temperatura del hormigón fresco.



Influencia de la temperatura inicial de curado en la resistencia final del hormigón (según Byfors, citado por Jalali, 1995)
Effect of initial curing temperature on final concrete strength (according to Byfors, cited by Jalali, 1995)
 Fig. 3

c) It is important to limit the maximum temperature and thermal gradients of concrete when building large-scale members in warm weather with high strength concrete and applying thermal curing at atmospheric pressure; under such circumstances, it is particularly appropriate to blend additions with moderate hydraulic activity into the cement or mixes (Calleja, 1969); fly ash (Marsh, 1986) (Day, 1995) and granulated blast furnace slag ground to a size similar or slightly larger than the clinker particles can be profitably used for this purpose (Roy, 1982) (Rose, 1987) (Brooks, 1990) (Sioulas, 2000) (Miura, 2000).

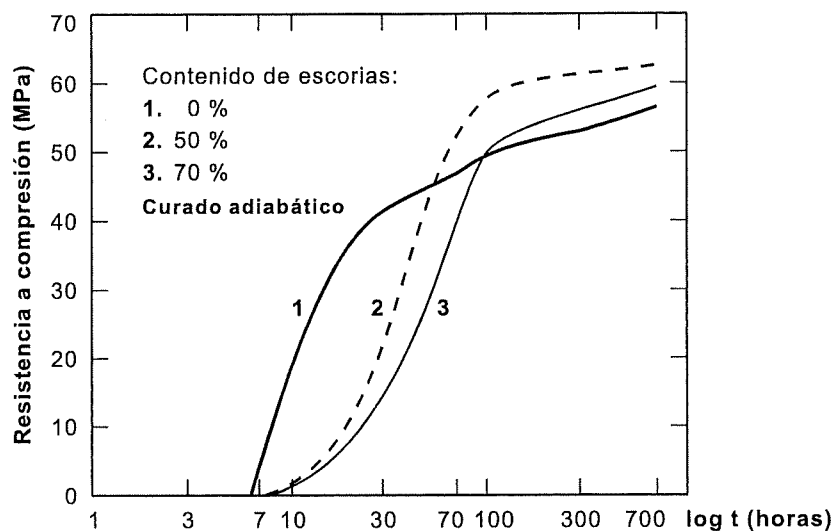
This is a logical procedure, since concrete temperature, while raising the pozzolanic reaction rate more than the Portland clinker reaction rate, declines with the use of certain additions; moreover, the pozzolanic reaction yields second generation C-S-H gel, which forms not on the surface of the cement particles, but in the pores previously occupied by water (Male, 1989), and more slowly than the clinker due to the overall reduction of alite content (Brooks, 1990). For this reason, the use of such additions reduces the pore volume and the volume of large size pores in the interstitial spaces. All of the foregoing would explain why the retrogression in strength development is nil or smaller with isothermal curing at 20 °C when 30% of the cement by weight is replaced with fly ash (Figure 4) (Marsh, 1986) or why, under adiabatic curing conditions, higher strength is obtained when 50 to 70% of the cement mass is replaced by slag (Figure 5) (Brooks, 1990).



Influencia de la temperatura de curado en la resistencia de pastas de cemento con y sin cenizas volantes
(a partir de Marsh, 1986)
Effect of curing temperature on the strength of cement pastes, with and without fly ash (taken from Marsh, 1986)
 Fig. 4

- c) Es importante limitar la temperatura máxima y los gradientes térmicos del hormigón en condiciones de tiempo caluroso, en los elementos voluminosos, en los hormigones de alta resistencia y cuando se aplica un curado térmico a presión atmosférica, lo que hace especialmente adecuado en tales situaciones el uso de cementos o de mezclas con adiciones de moderada actividad hidráulica (Calleja, 1969), como las cenizas volantes (Marsh, 1986) (Day, 1995) y la escorias granuladas de horno alto molidas hasta una finura similar o algo mayor que la del clínker (Roy, 1982) (Rose, 1987) (Brooks, 1990) (Sioulas, 2000) (Miura, 2000).

Es lógico, pues la temperatura del hormigón, aunque acelera en mayor medida la reacción puzolánica que la hidratación del clínker portland, se reduce con el uso de ciertas adiciones; además, la reacción puzolánica genera gel de C-S-H de segunda generación, no en la superficie de los granos de cemento, sino en los poros ocupados previamente por el agua (Male, 1989), y con una velocidad menor que el clínker debido a la reducción global del contenido de alita (Brooks, 1990). Por ello, el uso de estas adiciones reduce el volumen de poros de mayor tamaño en los espacios intersticiales, lo cual explica que el retroceso resistente haya sido nulo o menor con curados isotérmicos a más de 20 °C al sustituir un 30% de la masa de cemento por cenizas volantes (Figura 4) (Marsh, 1986) o que, en condiciones de curado adiabático, se haya obtenido mayor resistencia al sustituir un 50% o un 70% de la masa de cemento por escorias (Figura 5) (Brooks, 1990).



Influencia del curado adiabático en la resistencia de hormigones con y sin escorias (Brooks, 1990)
Effect of adiabatic curing on the strength of concrete with and without slag (Brooks, 1990)
 Fig. 5

Una causa adicional de la pérdida de resistencia final que puede experimentar el hormigón que, al menos a edades tempranas, ha alcanzado una temperatura elevada es la microfisuración, especialmente en la zona de transición árido-pasta de cemento (*fisuras de adherencia*), motivada por las concentraciones tensionales inducidas entre estos dos componentes por la retracción, tanto autógena como hidráulica, y por la diferencia entre sus módulos de elasticidad y sus coeficientes de Poisson y de dilatación lineal.

Tal efecto desfavorable se suele vincular, exclusivamente, al hormigón sometido a curado térmico con temperaturas relativamente elevadas (Jalali, 1995) (Neville, 1995), pero bastantes de las dosificaciones actuales, con elevados contenidos de cemento de mayor superficie específica y mayor contenido de alita (C_3S), dan resistencias elevadas a edades tempranas, pero son más propensas a una microfisuración más intensa a corta edad, que puede no detectarse en las investigaciones de laboratorio (Mehta, 2001 a). En consecuencia, habrá que fabricar hormigones con una tendencia mucho menor a fisurarse si, además de la resistencia y de la productividad a corto plazo, importan la resistencia a edades posteriores, la durabilidad y el desarrollo sostenible.

Esta menor tendencia a la fisuración temprana se puede lograr reduciendo, por ejemplo, el volumen de agua de amasado y el contenido de clínker. Para lo primero se puede recurrir al uso de aditivos reductores de agua de eficacia elevada (*superfluidificantes*) y, para lo segundo, a la incorporación de volúmenes importantes de adiciones (Mehta, 2001 b), diseñando mezclas binarias, terciarias e, incluso, cuaternarias, que presentan la ventaja adicional de poder mejorar, notablemente, las propiedades de la zona de transición, o sea, de la interfaz entre el árido y la pasta de cemento endurecida.

An additional cause of the loss of final strength in concrete reaching high temperatures at early ages is microcracking, particularly in the aggregate-cement paste interfacial transition zone (ITZ) (adhesion cracks). The concentration of stress between these two components, induced by autogenous and hydraulic shrinkage and by the difference between their moduli of elasticity and Poisson and linear expansion coefficients, is ultimately responsible for this adverse effect.

Such cracking is usually associated exclusively with concrete subjected to thermal curing at relatively high temperatures (Jalali, 1995) (Neville, 1995), but many of the concrete doses in use today, rich in cement with a large specific surface area and alite (C₃S) content, are conducive to high early age strength, but are also prone to more intense microcracking at early ages, and this may not be detected in laboratory testing (Mehta, 2001 a). Consequently, concrete much less liable to crack is required if, in addition to short-term strength and productivity, other longer term properties are sought, such as later age strength, durability and sustainable development.

Such lesser proclivity to crack at early ages can be achieved by reducing the volume of mixing water, for instance, or clinker content. In the former case, high performance water reducing admixtures (superfluidifiers) may be used, and in the latter, large volumes of additions may be included in the mix (Mehta, 2001b), designing binary, ternary and even quaternary mixes. An additional advantage to such mixes is that they introduce substantial improvements in ITZ properties, i.e., between the aggregate and the hardened cement paste.

3. MATURITY: FUNCTIONS AND INDICES

According to code ASTM C 1074-98 (1999), *maturity* is the degree of development reached by a given property of a cement-based mix and depends on the *temperature record* during the process.

Maturity functions are mathematical expressions that, based on the temperature record for the mix, quantify the maturity reached at the end of the curing process (ASTM, 1999). They may be the time and temperature functions used to assess the effect of the latter (Commission 42-CEA, 1981). The key question therefore is how they relate temperature to the variation over time of a certain property of the mixture, compression strength for instance (ASTM, 1999).

The maturity index is found with a given maturity function and temperature record, computations based on the assumption that there is sufficient water in the pores throughout the process for the cement to hydrate or the pozzolanic reaction to take place (ASTM, 1999).

3.1. INITIAL APPROACH

The idea of relating strength development and maturity arose in Europe in the nineteen forties and early fifties (Tank, 1991). In 1951 A.G.A. Saul, drawing on previous findings reported by J.D. McIntosh and R.W. Nurse, formulated the hypothesis that time and temperature have the same effect on the strength gain in steam-cured concrete, providing the temperature does not exceed 50 °C in the first 1.5 to 2 hours of curing, or 100 °C in the first five or six hours (Kjellsen, 1993).

Subsequently, S.G. Bergstrom generalised the concept for application to concretes cured at ordinary temperatures (Kim, 2001), and proposed the following maturity function

$$M = \sum_{i=0}^{i=t} [(T_i + 10) \Delta t_i] \quad [1]$$

which, more generally, can be written as follows (Kjellsen, 1993)

$$M = \sum_{i=0}^{i=t} [(T_i - T_0) \Delta t_i] = - \sum_{i=0}^{i=t} [H(T_i) \Delta t_i] \quad [2]$$

where **M** is maturity at age **t**, expressed in *hours · °C* or in *days · °C*; **t** is the assessment age in hours or days; **T_i** the mean temperature during each time interval **t_i**, and **T₀** is the minimum temperature at which a strength gain is observed or, pursuant to J.M. Plowman's definition, the temperature below which strength remains constant (Kjellsen, 1993). Therefore, Bergstrom considered **T₀ = -10 °C**, as may be inferred from a comparison of equations [1] and [2].

3. MADUREZ: FUNCIONES E ÍNDICES

Según la norma ASTM C 1074-98 (1999), la *madurez* es el grado de desarrollo alcanzado por una determinada propiedad de una mezcla de base cemento, y depende de la *historia de temperaturas* a lo largo del proceso de curado.

Las *funciones de la madurez* son expresiones matemáticas que, con base en la historia de temperaturas de la mezcla, cuantifican la madurez alcanzada al final del proceso de curado (ASTM, 1999). Pueden ser, pues, funciones del tiempo y de la temperatura utilizadas para valorar la influencia de ésta (Commission 42-CEA, 1981), por lo que la cuestión clave es cómo relacionan la temperatura con la variación en el tiempo de cierta propiedad de la mezcla; por ejemplo, con el desarrollo de la resistencia a compresión (ASTM, 1999).

Y el *índice de madurez* es un indicador de la madurez que se ha alcanzado, obtenido a partir de una determinada función de la madurez y de una historia de temperaturas concreta, aunque suponiendo que, a lo largo de todo el proceso, ha habido el suficiente contenido de agua en los poros para que se produzca la hidratación del cemento o la reacción puzolánica (ASTM, 1999).

3.1. PLANTEAMIENTO INICIAL

La idea de relacionar el desarrollo resistente con la madurez surgió en Europa en los años 40 y principios de los 50 del siglo pasado (Tank, 1991). Fue A.G.A. Saul quien, en 1951, con base en los trabajos de J.D. McIntosh y de R.W. Nurse, formuló la hipótesis de que el tiempo y la temperatura tienen la misma influencia en la ganancia de resistencia de hormigones curados al vapor, siempre que la temperatura no supere los 50 °C hasta la edad de 1,5 a 2,0 horas, o los 100 °C hasta la edad de 5,0 a 6,0 horas (Kjellsen, 1993).

Posteriormente, S.G. Bergstrom generalizó el concepto de madurez a los hormigones curados a temperaturas ordinarias (Kim, 2001), proponiendo la función de la madurez siguiente

$$M = \sum_{i=0}^{i=t} [(T_i + 10) \Delta t_i] \quad [1]$$

que, de modo más genérico, se puede expresar del modo siguiente (Kjellsen, 1993)

$$M = \sum_{i=0}^{i=t} [(T_i - T_0) \Delta t_i] = - \sum_{i=0}^{i=t} [H(T_i) \Delta t_i] \quad [2]$$

siendo **M** la madurez a la edad **t**, expresada en *horas · °C* o en *días · °C*; **t** la edad de evaluación, en horas o en días; **T_i** la temperatura media durante cada intervalo de tiempo Δt_i , y **T₀** la temperatura mínima para la que se observa ganancia de resistencia o, según la definición de J.M. Plowman, la temperatura por debajo de la cual la resistencia permanece constante (Kjellsen, 1993). Por tanto, Bergstrom consideró $T_0 = -10$ °C, como se deduce de comparar las ecuaciones [1] y [2].

Con curado isotérmico a una temperatura de referencia **T_r**, la función de la madurez de Bergstrom queda como sigue

$$M_r = (T_r + 10) j \quad [3]$$

con lo cual, para $M = M_r$, de las ecuaciones [1] y [3], se obtiene la expresión

$$j = \frac{\sum_{i=0}^{i=t} [(T_i + 10) \Delta t_i]}{T_r + 10} \quad [4]$$

Under isothermal curing at reference temperature T_r , the Bergstrom maturity function is

$$M_r = (T_r + 10) j \quad [3]$$

whereby, for $M = M_r$, the following expression can be derived from equations [1] and [3],

$$j = \frac{\sum_{i=0}^{i=t} [(T_i + 10) \Delta t_i]}{T_r + 10} \quad [4]$$

which, for the usual reference temperature, 20 °C, yields the expression given in the comments to Art. 28.1 of Spanish concrete code EH-91 (Ministry of Public Works and Transport, 1991)

$$j = \frac{\sum_{i=0}^{i=t} [(T_i + 10) \Delta t_i]}{30} \quad [5]$$

In the latter two expressions, j is the so-called *theoretical or equivalent age*, which may be defined as the number of days or hours necessary, at reference temperature T , for the mix to reach the same maturity as reached at temperatures other than T applied during a period of time t (ASTM, 1999). A concept first established by E. Rastrup in 1954 (Kjellsen, 1993), it can be expressed more generally, based on eq. [2], as follows:

$$j = \frac{\sum_{i=0}^{i=t} [(T_i - T_0) \Delta t_i]}{T_r - T_0} = \frac{\sum_{i=0}^{i=1} [H(T_i) \Delta t_i]}{H(T_r)} \quad [6]$$

These proposals quite obviously establish a linear relationship between maturity and curing temperature, in which the origin is at T_0 , and, consequently, a linear relationship between temperature and the degree of cement hydration and in general concrete properties such as compression strength (Tank, 1991). This is the chief shortcoming of the above approach (Guo, 1989) (Kim, 2001), since, as pointed out in the foregoing discussion, early age temperature increases reduce final concrete strength and the impact of temperature falls as the degree of hydration rises (Commission 42-CEA, 1981). Moreover:

- a) There can be no single value for T_0 , since this parameter depends on the physical and chemical properties of the cement, the type and amount of additions and admixtures and the range of curing temperatures (ACI Committee 306, 1988). In fact, ASTM proposes adopting a value of 0 °C for T_0 in ASTM Type I Portland cements if the temperature falls within a range of $0 \text{ °C} \leq T_i \leq 40 \text{ °C}$ and determining the value experimentally to obtain a more precise estimate of strength under other conditions (ASTM, 1999).
- b) At very early ages (less than 24 hours, for instance), concrete temperature depends less on curing time than on the exothermal nature of the hydration reactions (Oluokun, 1990) and the temperature of the fresh concrete (Perepérez, 2002).

3.2. MATURITY AND ACTIVATION ENERGY

Based on the Van't Hoff equation that describes the variation in the equilibrium constant with temperature, Arrhenius proposed his well-known general expression that defines the acceleration in chemical reactions as the temperature rises (Guo, 1989) (Laplante, 1994)

$$K = Ae^{\frac{-E}{RT}} \quad [7]$$

where:

- K** reaction rate constant (1/s for a first-order reaction)
- A** constant called the frequency factor (1/s for a first-order reaction)
- E** activation energy, independent of temperature (J/mol)
- T** temperature (° Kelvin = 273 + °C)
- R** gas constant (8.3144 J/° K mol)

que, para la temperatura de referencia habitual de 20 °C, da lugar a la expresión recogida en los comentarios al art.º 28.1 de la Instrucción EH-91 (M.O.P.T., 1991)

$$j = \frac{\sum_{i=0}^{i=t} [(T_i + 10) \Delta t_i]}{30} \quad [5]$$

En las dos últimas expresiones, j es la denominada *edad teórica* o *edad equivalente*, que se puede definir como el número j de días (o de horas) necesario, a una temperatura de referencia T_r , para que la madurez de la mezcla se iguale a la alcanzada con temperaturas distintas a la de referencia aplicadas durante un período de tiempo t (ASTM, 1999). Se trata de un concepto establecido por E. Rastrup en 1954 (Kjellsen, 1993) que, con base en la ec. [2], se puede expresar de manera más general como sigue

$$j = \frac{\sum_{i=0}^{i=t} [(T_i - T_0) \Delta t_i]}{T_r - T_0} = \frac{\sum_{i=0}^{i=1} [H(T_i) \Delta t_i]}{H(T_r)} \quad [6]$$

Ahora bien, es evidente que en estas propuestas se establece una relación lineal entre la madurez y la temperatura de curado con origen en T_0 , y, como consecuencia, una relación lineal respecto a la temperatura del grado de hidratación del cemento y , en general, de las propiedades del hormigón, como, por ejemplo, de la resistencia a compresión (Tank, 1991). Ello constituye la mayor deficiencia del anterior planteamiento (Guo, 1989) (Kim, 2001), pues, como ya se ha dicho, el incremento de la temperatura a edades tempranas reduce la resistencia final del hormigón y la influencia de la temperatura depende del grado de hidratación (Commission 42-CEA, 1981), disminuyendo a medida que éste progresa. Además:

- El valor de T_0 no puede ser único, pues depende de las características físico-químicas del cemento utilizado, del tipo y cantidad de adiciones y aditivos y del rango de las temperaturas de curado (ACI Committee 306, 1988). De hecho, se ha propuesto considerar $T_0 = 0$ °C para cementos portland ASTM Tipo I en el intervalo de temperaturas 0 °C $\leq T_i \leq 40$ °C y su determinación experimental para otras condiciones y para una estimación más precisa de la resistencia (ASTM, 1999).
- A edades muy tempranas (inferiores, por ejemplo, a 24 horas), la temperatura del hormigón es función, más que de la temperatura de curado, del carácter exotérmico de las reacciones de hidratación (Oluokun, 1990) y de la temperatura del hormigón fresco (Perepérez, 2002).

3.2. MADUREZ Y ENERGÍA DE ACTIVACIÓN

Con base en la ecuación de la constante de equilibrio de Van't Hoff, Arrhenius propuso la conocida ley general de la aceleración que experimentan las reacciones químicas cuando aumenta la temperatura (Guo, 1989) (Laplante, 1994)

$$K = Ae^{\frac{-E}{RT}} \quad [7]$$

siendo:

- K** constante de velocidad (1/s para una reacción de primer orden)
- A** constante denominada factor de frecuencia (1/s para una reacción de primer orden)
- E** energía de activación, independiente de la temperatura (J/mol)
- T** temperatura (° Kelvin = 273 + °C)
- R** constante de los gases perfectos (8,3144 J/° K mol)

La hidratación del cemento es un conjunto de reacciones que se aceleran, de modo no lineal, al incrementar la temperatura, por lo que L.E. Copeland *et al.* (citados por Guo, 1989) sugirieron que se puede utilizar la Ley de Arrhenius en la cuantificación de la velocidad de hidratación del cemento, aunque es más apropiado hablar entonces de una *energía de activación aparente*, pues se trata en realidad de un conjunto de reacciones, simultáneas o no, pero que se modelizan conjuntamente (Pinto, 1999).

Además, aunque en la ecuación de Arrhenius la energía de activación no depende de la temperatura, en las mezclas de base cemento tal hipótesis sólo resulta aceptable en los estadios iniciales de la hidratación (Chanvillard, 1997);

Cement hydration is a process consisting of a series of reactions that accelerate non-linearly as the temperature rises; based on this fact L.E. Copeland *et al.* (cited by Guo, 1989) suggested that the Arrhenius equation could be used to quantify the reaction rate of cement hydration, more appropriately called *apparent activation energy* in this case, as it actually involves a set of reactions which may or may not be simultaneous but which are modelled as a whole (Pinto, 1999).

Furthermore, although in the Arrhenius equation activation energy does not depend on temperature, in cement-based mixes that assumption is only acceptable in the initial hydration stages (Chanvillard, 1997); subsequently, when the reaction rate begins to be controlled by the mixture spreading across the membranes of hydrated products formed around the reacting particles, this rate can continue to be modelled on the basis of the Arrhenius equation, but with decreasing values of apparent activation energy (Kjellsen, 1992) (Kim, 2001) (Figure 6).

On the above grounds, in 1977 P. Freiesleben Hansen and E.J. Pedersen proposed the following expression, based on the Arrhenius equation, for theoretical age (CEB, 1992):

$$j = \sum_{i=0}^{i=t} \left[e^{\frac{E}{R} \left(\frac{1}{273 + T_r} - \frac{1}{273 + T_i} \right)} \Delta t_i \right] \quad [8]$$

where **e** is the base of Napierian logarithms

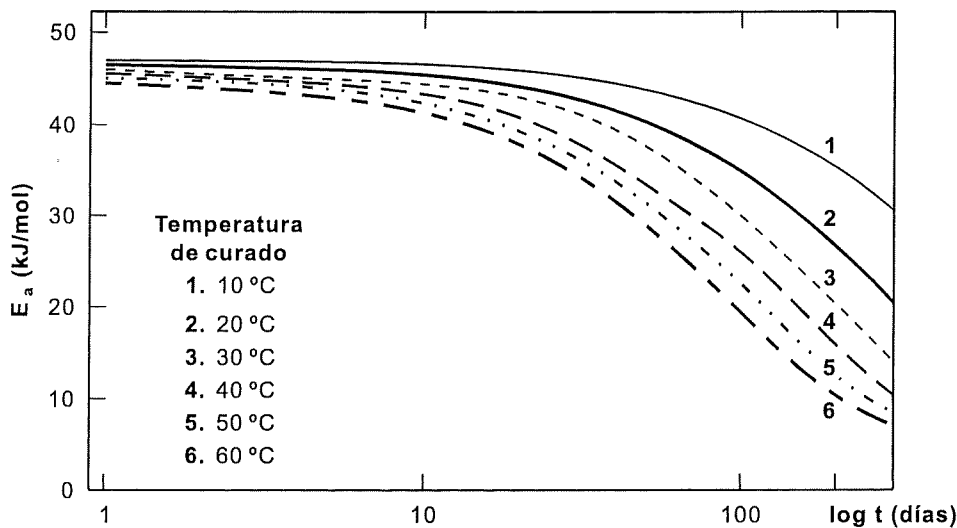
which, for $T_r = 20^\circ\text{C}$ becomes (Figure 7.b):

$$j = \sum_{i=0}^{i=t} \left[e^{\frac{E}{R} \left(\frac{1}{273 + T_r} - \frac{1}{273 + T_i} \right)} \Delta t_i \right] \quad [9]$$

and where apparent activation energy **E** is calculated from the following expressions:

$$E(T) = 33500 + 1470(20 - T) \quad (\text{for } T \leq 20^\circ\text{C}) \quad [10]$$

$$E(T) = 33500 \quad (\text{for } T \geq 20^\circ\text{C}) \quad [11]$$



Valores de E en función de la edad según las ecuaciones [13] a [16] (Kim, 2001)
 Values of E by age, as per equations [13] to [16] (Kim, 2001)

Fig. 6

However, pursuant to standard ASTM 1074-98 (1999), the apparent activation energy depends as well on the type of cement, the dosage of additions and admixtures that modify the rate of strength development and the

con posterioridad, cuando la difusión de masas a través de las láminas de productos hidratados formadas alrededor de las partículas reactantes comienza a controlar la velocidad de reacción, ésta se puede seguir modelizando mediante la Ley de Arrhenius, pero con valores decrecientes de la energía de activación aparente (Kjellsen, 1992) (Kim, 2001) (Figura 6).

Por todo ello, P. Freiesleben Hansen y E.J. Pedersen propusieron en 1977, con base en la Ley de Arrhenius, la siguiente expresión de la edad teórica (CEB, 1992)

$$j = \sum_{i=0}^{i=t} \left[e^{\frac{E}{R} \left(\frac{1}{273 + T_r} - \frac{1}{273 + T_i} \right)} \Delta t_i \right] \quad [8]$$

que, para $T_r = 20^\circ\text{C}$ y siendo e la base de los logaritmos neperianos, se convierte en (Figura 7.b)

$$j = \sum_{i=0}^{i=t} \left[e^{\frac{E}{R} \left(\frac{1}{273 + T_r} - \frac{1}{273 + T_i} \right)} \Delta t_i \right] \quad [9]$$

calculando la energía de activación aparente E con las siguientes expresiones

$$E(T) = 33500 + 1470(20 - T) \quad (\text{for } T \leq 20^\circ\text{C}) \quad [10]$$

$$E(T) = 33500 \quad (\text{for } T \geq 20^\circ\text{C}) \quad [11]$$

No obstante, de acuerdo con la norma ASTM 1074-98 (1999), la energía de activación aparente depende también del tipo de cemento, del tipo y dosificación de las adiciones y aditivos que modifiquen la velocidad del desarrollo resistente y de la relación agua/material cementicio. Por ello, además de las ecuaciones [10] y [11] de Freiesleben Hansen y Pedersen, en las que la energía de activación aparente es función sólo de la temperatura, se han propuesto otros valores de esta variable, como los siguientes:

- De 42000 a 47000 J/mol para cementos portland ordinarios, y de alrededor de 57000 J/mol para cementos con un contenido de escorias del 70% (Gauthier y Regourd, citados por Guo, 1989).
- De 30000 a 40000 J/mol para la mayoría de los casos habituales (Guo, 1989).
- De 30000 a 63600 J/mol y de 31200 a 56000 J/mol, según el tipo de cemento ASTM (I, II o III), de la relación agua/cemento y del tipo de adición o de aditivos. Los extremos del primer intervalo se corresponden con cemento Tipo I sólo o con cenizas volantes, respectivamente, para una relación agua/cemento igual a 0,45, y, los del segundo, con cemento Tipo I y con cemento Tipo I más escorias, respectivamente, para una relación agua/cemento igual a 0,60 (Carino, 1992).
- Los derivados de la ecuación, con la temperatura en $^\circ\text{C}$ (Jonasson, citado por Kjellsen, 1993).

$$E(T) = 38246,24 \left(\frac{30}{T + 10} \right)^{0,39} \quad [12]$$

- De 38222 (para $T = 50^\circ\text{C}$) a 48772 (para $T = 5^\circ\text{C}$), y de 32243 (para $T = 50^\circ\text{C}$) a 39136 (para $T = 5^\circ\text{C}$), para morteros fabricados con cementos ASTM Tipos I y III y con una relación agua/cemento de 0,5, en el primer caso, y de 0,43, en el segundo (Kjellsen, 1993).
- Para cementos ASTM Tipo I y temperaturas de curado y relaciones agua/cemento de 5 a 60 $^\circ\text{C}$ y de 0,35 a 0,77, respectivamente, y expresando la temperatura en $^\circ\text{C}$, los obtenidos con la ecuación (Figura 6) (Kim, 2001)

$$E(T) = E_0 e^{-k t} \quad (\text{for } t \geq t_0) \quad [13]$$

- ecuación en la que E_0 representa la energía de activación inicial (J/mol), t la edad (días) y k un coeficiente que sirve para modelizar que la energía de activación aparente disminuye si se incrementa la temperatura o la edad

$$E_0 = 42830 - 43 T \quad [14]$$

water/cementitious material ratio. For this reason, in addition to the Freiesleben Hansen and Pedersen equations given here as [10] and [11], in which apparent activation energy depends on temperature only, other values have been proposed for this variable, such as:

- From 42000 to 47000 J/mol for ordinary Portland cements, and from around 57000 J/mol for 70% slag cement (Gauthier y Regourd, cited by Guo, 1989).
- From 30000 to 40000 J/mol for most usual circumstances (Guo, 1989).
- From 30000 to 63600 J/mol and from 31200 to 56000 J/mol, depending on the type of ASTM cement (I, II or III), the water/cement ratio and the type of addition or admixture. The end values in the first range correspond to cement Type I alone or with fly ash, respectively, and a water/cement ratio of 0.45, whilst the two extremes in the second range refer to Type I cement and Type I cement with slag, respectively, and a water/cement ratio of 0.60 (Carino, 1992).
- The derivatives of the following equation, with temperature in °C (Jonasson, cited by Kjellsen, 1993)

$$E(T) = 38246.24 \left(\frac{30}{T + 10} \right)^{0.39} \quad [12]$$

- From 38222 (for $T = 50$ °C) to 48772 (for $T = 5$ °C), and from 32243 (for $T = 50$ °C) to 39136 (for $T = 5$ °C), for mortars made with ASTM types I and III cement and a water/cement ratio of 0.5, in the former case, and 0.43 in the latter (Kjellsen, 1993).
- For ASTM Type I cement, curing temperatures of from 5 to 60 °C and water/cement ratios of from 0.35 to 0.77, with temperature expressed in °C, the values obtained from the equation (Figure 6) (Kim, 2001):

$$E(T) = E_0 e^{-k t} \quad (\text{for } a t \geq t_0) \quad [13]$$

where E_0 represents the initial activation energy (J/mol), t the age in days and k a coefficient that serves to relate decreases in apparent activation energy to increases in temperature or age

$$E_0 = 42830 - 43 T \quad [14]$$

$$k = 0.00017 T \quad [15]$$

$$t_0 = 0.66 - 0,011 T \geq 0 \quad [16]$$

- From 40000 to 45000 J/mol in ASTM Type I cement mixes, but determined experimentally for other conditions and when a very precise estimate of strength is required (ASTM, 1999).

3.3. MATURITY IN CEB-FIP MODEL CODE 1990

In practice, a single value for apparent active energy is often used. A case in point is the expression proposed in the CEB-FIP Model Code 1990 (hereafter MC-90) (CEB-FIP, 1993) and Annex B of the proposed amendment to Eurocode 2 (hereafter EC-2) (CEN, 2002), according to which the effect of deviations from the reference temperature of 20 °C can be evaluated by calculating the theoretical age j from the following expression (Figure 7)

$$j = \sum_{i=1}^t \left[e^{\left(13,65 - \frac{4000}{273 + T_i} \right) \Delta t_i} \right] \quad [17]$$

Eq. [17] is derived from the Arrhenius equation and, therefore, from the Freiesleben Hansen and Pedersen formula, in which apparent activation energy is assumed to be constant and equal to approximately 33258 J/mol at a reference temperature of 20 °C.

According to MC-90 (CEB-FIP, 1993) the scope of application of this model is limited to temperatures of not over 80 °C and cements with practically nil or relatively low addition contents (CE types I and II). Subsequently, however, in particular where the model is used to determine the degree of cement hydration or concrete properties such as creep or modulus of deformation, a narrower scope of application was proposed, namely a temperature range of from 0 to 60 °C (fib, 1999).

$$k = 0,00017 T \quad [15]$$

$$t_0 = 0.66 - 0,011 T \geq 0 \quad [16]$$

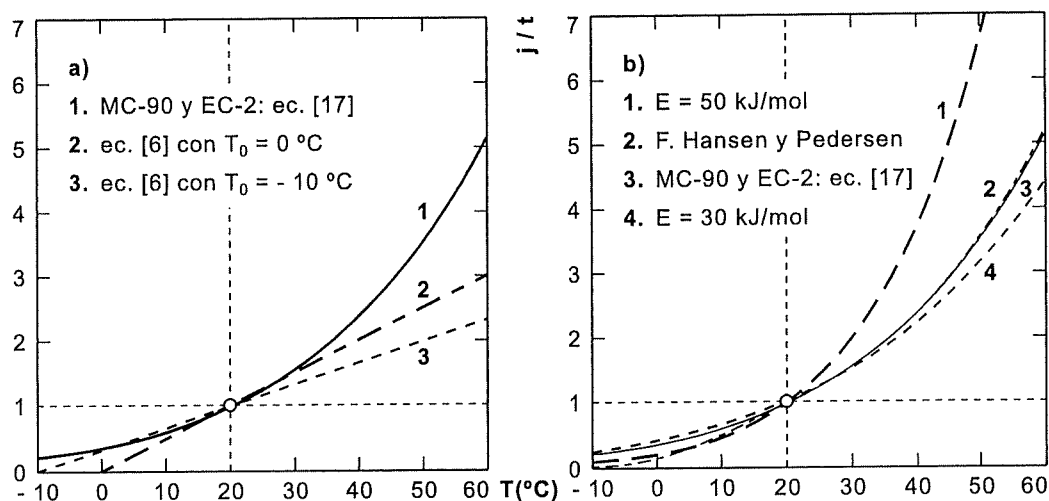
– De 40000 a 45000 J/mol en mezclas con cemento ASTM Tipo I, efectuando una determinación experimental para otras condiciones y cuando se desee una estimación muy precisa de la resistencia (ASTM, 1999).

3.3. LA MADUREZ EN EL CÓDIGO MODELO CEB-FIP 1990

En la práctica, es frecuente utilizar un valor único de la energía de activación aparente. Es el caso de la función propuesta por el Código Modelo CEB-FIP 1990 (MC-90 en lo sucesivo) (CEB-FIP, 1993) y por el Anejo B de la propuesta de modificación del Eurocódigo 2 (EC-2 en lo sucesivo) (CEN, 2002), según la cual se puede evaluar el efecto de modificar la temperatura respecto a la de referencia de 20 °C calculando la edad teórica j con la siguiente ecuación (Figura 7)

$$j = \sum_{i=1}^{i=t} \left[e^{\left(13,65 - \frac{4000}{273 + T_i} \right) \Delta t_i} \right] \quad [17]$$

que se deriva de la Ley de Arrhenius y, por tanto, de la formulación de Freiesleben Hansen y Pedersen, al considerar una energía aparente de activación constante e igual, aproximadamente, a 33258 J/mol y una temperatura de referencia de 20 °C.



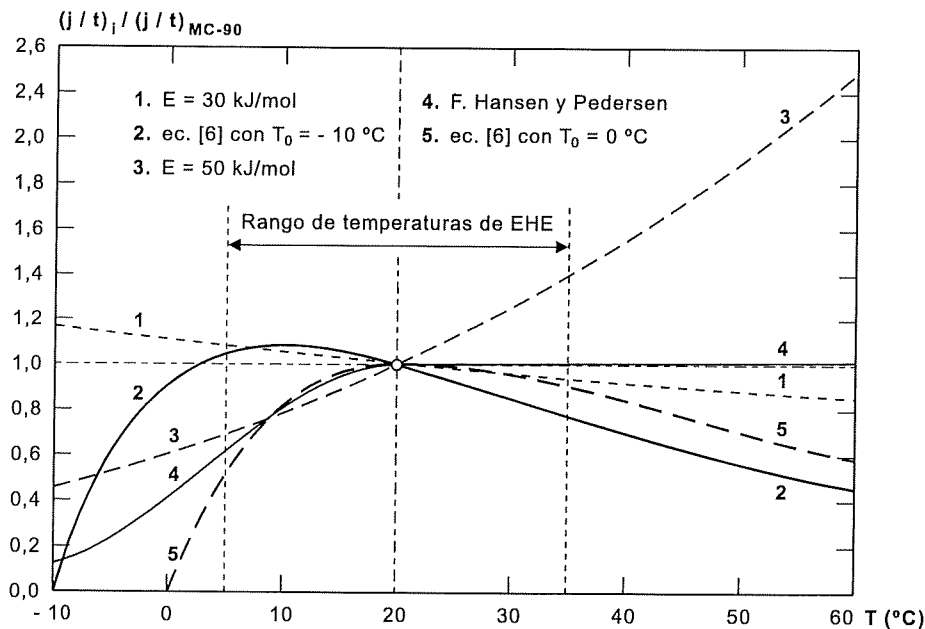
Relaciones j/t entre las edades teórica y real según distintas funciones de madurez j/t ratios between theoretical and real ages, as per different maturity functions
Fig. 7

Según MC-90 (CEB-FIP, 1993) el campo de aplicación de este modelo se corresponde con temperaturas no superiores a 80 °C y cementos con contenidos casi nulos o relativamente reducidos de adiciones (tipos CEM I y CEM II). No obstante, con posterioridad, en especial si se utiliza para determinar el grado de hidratación del cemento o de ciertas propiedades del hormigón, como la fluencia o el módulo de deformación, se ha propuesto restringir el campo de aplicación al intervalo de temperaturas $0\text{ °C} < T_i < 60\text{ °C}$ (fib, 1999).

La Figura 7.a) ilustra el cociente j/t entre las edades teórica y real obtenido a partir de la ec. [6], para $T_0 = 0\text{ °C}$ y $T_0 = -10\text{ °C}$, y de la propuesta de MC-90 (ec. [17]). También, para mostrar la influencia del valor de la energía de activación aparente, en la Figura 7.b) se ha representado la ec. [9] para valores constantes de ésta de 30 y 50 kJ/mol, la propuesta de Freiesleben Hansen y Pedersen (ec. [7]) y la función de MC-90 (ec. [17]). Por último, la Figura 8 muestra el cociente entre todas las relaciones j/t citadas y la relación j/t obtenida con el modelo de MC-90, pudiéndose observar que hasta alcanzar la temperatura de 20 °C:

Figure 7.a) shows the j/t ratio for the theoretical and real ages obtained from eq. [6], for $T_0 = 0^\circ\text{C}$ and $T_0 = -10^\circ\text{C}$, and from the proposal contained in MC-90 (eq. [17]). Eq. [9], in turn, is plotted in Figure 7.b), for constant activation energy values of 30 and 50 kJ/mol, the Freiesleben Hansen and Pedersen proposal (eq. [7]) and for the MC-90 function (eq. [17]), to illustrate the effect of the value of apparent activation energy. Finally, Figure 8 shows the quotient between each of the j/t ratios mentioned and the j/t ratio obtained with the MC-90 model. It may be observed from the Figure that up to a temperature of 20°C :

- Most of the functions give more conservative j/t ratios than the MC-90 function, the exceptions being where the activation energy value is 30 kJ/mol and for eq. [6], with $T_0 = -10^\circ\text{C}$, when the temperature is higher than approximately 2.5°C .
- Moreover, the function yielding the most conservative values is nearly always eq. [6] with $T_0 = 0^\circ\text{C}$, which is the value proposed in ASTM C 1074-98 (1999), although for temperatures upward of approximately 5°C it largely concurs with the Freiesleben Hansen and Pedersen proposal and the values obtained when the activation energy is defined to be 50 kJ/mol.



Valor relativo de la relación entre j/t respecto a la obtenida según MC-90 y EC-2
Relative value of the j/t ratio compared to the value obtained with MC-90 and EC-2
Fig. 8

For temperatures of over 20°C , all functions, except the Freiesleben Hansen and Pedersen proposal and where activation energy is assumed to be 50 kJ/mol, yield more conservative j/t ratio values than the MC-90 model. However, the maturity indices obtained with the Freiesleben Hansen and Pedersen model are nearly the same as the values found with the MC-90 equation, given that for this temperature range, both models use a constant and similar apparent activation energy value: 33.5 kJ/mol in the former and 33.258 kJ/mol in the latter.

4. THE MATURITY METHOD

This method is based on the acknowledgement that the value of a given property is the same in the samples of a specific mix reaching the same degree of maturity, even though their temperature records differ. The method proves particularly useful for: pre-planning the various phases of a structure, preventing cracking due to thermal gradients in solid concrete members, determining the duration of the curing process (especially when concreting in cold or warm weather), obtaining initial and final cement setting times, calculating the age for applying prestressing forces, and finding the optimum ages for installing and removing shores (Calavera, 1991).

- a) Todas las funciones dan valores más conservadores de la relación j/t que la función de MC-90, excepto con una energía de activación de 30 kJ/mol, siempre, y, con la ec. [6], para $T_0 = -10\text{ }^\circ\text{C}$, cuando la temperatura es superior a $2,5\text{ }^\circ\text{C}$, aproximadamente.
- b) Con carácter casi general, además, la función con la que se obtienen los valores más conservadores es la representada por la ec. [6] para $T_0 = 0\text{ }^\circ\text{C}$, que es el valor propuesto por ASTM C 1074-98 (1999), aunque coincide en gran medida, a partir de los $5\text{ }^\circ\text{C}$, aproximadamente, con la propuesta de Freiesleben Hansen y Pedersen y con los valores obtenidos con una energía de activación de 50 kJ/mol.

Para temperaturas superiores a $20\text{ }^\circ\text{C}$, con todas las funciones se obtienen valores más conservadores de la relación j/t que con la de MC-90, excepto con una energía de activación de 50 kJ/mol y con el modelo de Freiesleben Hansen y Pedersen. No obstante, con esta segunda función, los índices de madurez obtenidos son casi los mismos que con la de MC-90, dado que, en este intervalo de temperaturas, ambos modelos utilizan un valor constante y parecido de la energía de activación aparente: 33,5 kJ/mol, el primero, y 33,258 kJ/mol, el segundo.

4. EL MÉTODO DE LA MADUREZ

Se basa en admitir que el valor de una determinada propiedad es el mismo en muestras de una mezcla concreta que hayan alcanzado igual madurez, aunque sean diferentes sus historias de temperaturas. Entre las aplicaciones del método cabe citar las siguientes: la planificación previa de la ejecución de las distintas fases de la estructura, la prevención de la fisuración por gradientes térmicos de los macizos de hormigón, la determinación de la duración del proceso de curado (en especial, si se hormigona en tiempo frío o caluroso), la obtención de los tiempos inicial y final de fraguado del cemento y el cálculo de la edad de aplicación de las fuerzas de pretensado, además de ser útil para el cálculo de las edades de cimbrado y de descimbrado (Calavera, 1991).

4.1. ESTIMACIÓN DE LA RESISTENCIA A COMPRESIÓN

Las funciones de madurez, si se basan en la Ley de Arrhenius, son útiles para predecir la resistencia del hormigón *in situ* a edades tempranas. A edades más avanzadas, o mejor, para mayores grados de hidratación, como el efecto de la temperatura disminuye progresivamente, la estimación de la resistencia puede ser errónea (Kjellsen, 1993). Es decir, se sobrevalora el efecto de la temperatura a partir de un determinado instante, que se ha concretado en la mitad (Maage, 1988) (Jonasson, citado por Kjellsen, 1993, y por Kim, 2001) o el 40% (Kjellsen, 1993) de la resistencia a compresión a la edad de 28 días, y también en un grado de hidratación igual a 0,2-0,3 (Kjellsen, 1992) o a 0,4 (Chanvillard, 1997).

Además, el desarrollo de la resistencia del hormigón a compresión a lo largo del tiempo depende también de otras variables que la temperatura; en particular, del tipo y clase resistente del cemento, del tipo y cantidad de adiciones y de aditivos, de la relación agua/cemento y del contenido de agua en los poros capilares (*fib*, 1999), cuestiones que no tienen en cuenta, en general, las funciones de madurez (Commission 42-CEA, 1981).

La hipótesis inicial de Saul, pues, de que muestras de una mezcla concreta con la misma madurez e historias de temperatura distintas tienen la misma resistencia a compresión puede conducir a sobrevalorar de modo injustificado esta propiedad mecánica a edades avanzadas si, por ejemplo, se ha acelerado la hidratación a edades tempranas debido al aumento de la temperatura (*fib*, 1999); o dicho de otro modo, una de las principales limitaciones del método de la madurez respecto al cálculo de la resistencia del hormigón consiste en que no tiene en cuenta el efecto de las temperaturas iniciales del material en el valor final de su resistencia (Carino, 1983). Se ha afirmado, en consecuencia, que no existe una relación única entre la madurez y la resistencia a compresión, pero sí entre ésta y la edad teórica (equivalente) cuando se trata de una mezcla concreta.

Por esta razón, *el método de la madurez conviene aplicarlo sólo para estimar la ganancia relativa de resistencia con el paso del tiempo* (Carino, 1990). Para predecir el desarrollo resistente hay que complementarlo con otras indicaciones de la resistencia potencial del hormigón que se está utilizando para cada índice de madurez: *es necesario conocer, al menos, cómo varía la resistencia para una determinada historia de temperaturas* (Commission 42-CEA, 1981).

En este sentido, se puede seguir, por ejemplo, el procedimiento descrito en la norma ASTM 1074-98 (1999) que, de modo muy resumido, consiste en:

4.1. ESTIMATING COMPRESSION STRENGTH

Maturity functions based on the Arrhenius equation are useful for predicting early age field concrete strength. At later ages or, more exactly, for higher degrees of hydration, since the effect of temperature progressively falls, strength estimations may be erroneous (Kjellsen, 1993). In other words, the effect of temperature is overestimated after a certain point – found by several authors to be half (Maage, 1988) (Jonasson, cited by Kjellsen, 1993, and Kim, 2001) and by others 40% (Kjellsen, 1993) of the 28-day compression strength; yet others found this point to concur with a degree of hydration equal to 0.2-0.3 (Kjellsen, 1992) or 0.4 (Chanvillard, 1997).

Furthermore, the development of compression strength over time depends on other variables besides temperature: in particular, cement type and strength class, type and amount of additions and admixtures, water/cement ratio and water content in capillary pores (*fib*, 1999), questions which are not generally taken into account in maturity functions (Commission 42-CEA, 1981).

Saul's initial hypothesis, then, that samples of a given mix with the same maturity and different temperature records have the same compression strength, may lead to unjustified overestimation of this mechanical property at later ages in the event, for instance, of high temperature-driven acceleration of hydration at early ages (*fib*, 1999); in other words, one of the chief limitations to the maturity method for calculating concrete strength consists in its failure to take account of the effect of initial temperatures in the material on the final strength value (Carino, 1983). It has consequently been sustained that there is no single relationship between maturity and compression strength, although such a relationship can be found for a specific mix between strength and (equivalent) theoretical age.

For this reason, *the maturity method should only be applied to estimate the relative gain in strength over time* (Carino, 1990). To predict strength development it should be supplemented with other indications of potential concrete strength used for each maturity index: *it is imperative to know the pattern of strength variation for a given temperature record* (Commission 42-CEA, 1981).

In this regard, the procedure described in standard ASTM 1074-98 (1999) may be followed. Briefly, this involves:

- a) Conducting laboratory tests to establish the maturity-strength relationship for the concrete.
- b) Determining the temperature record of *in situ* concrete from the time it is deposited to the time strength is to be estimated.
- c) Calculating the *in situ* concrete maturity index based on the data obtained in point b).
- d) Estimating the *in situ* concrete strength from the maturity-strength relationship in point a) and the maturity index obtained in point c).

4.2. MC-90 AND SPANISH CONCRETE CODE EHE PROPOSALS

In simplified terms, according to MC-90 (CEB-FIP, 1993) and EC-2 (CEN, 2002), when curing is isothermal at 20 °C the development of mean compression strength f_{cm} can be estimated from the following expression (Figure 9.a):

$$f_{cm}(j) = f_{cm}(28) \quad \beta_{cc}(j) = f_{cm}(28) \cdot e^{\left[s \left(1 - \sqrt{\frac{28}{j}} \right) \right]} \quad [18]$$

in which $f_{cm}(28)$ is the mean compression strength at 28 days and s is a coefficient that depends on the potential hardening rate of the cement:

$s = 0.38$	slow-hardening cements
$s = 0.25$	normal or rapid-hardening cements
$s = 0.20$	rapid-hardening, high strength cements

although more recently, a proposal has been put forward to choose the value of s in accordance with the following criteria (*fib*, 1999):

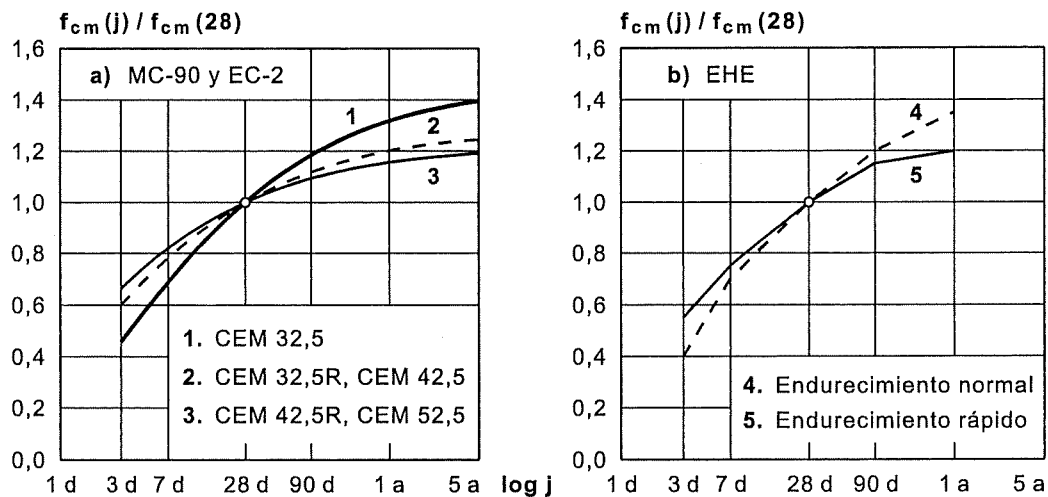
$s = 0.38$	CE 32.5
$s = 0.25$	CE 32.5 R and CE 42.5
$s = 0.20$	CE 42.5 R and CE 52.5

- Establecer la relación madurez-resistencia del hormigón que se va a utilizar en la obra mediante ensayos de laboratorio.
- Determinar la historia de temperaturas del hormigón *in situ* desde su puesta en obra hasta el instante en que se desea estimar su resistencia.
- Calcular el índice de madurez del hormigón *in situ* con base en los datos del punto b).
- Estimar la resistencia del hormigón *in situ* mediante la relación madurez-resistencia del punto a) y el índice de madurez obtenido en el punto c).

4.2. PROPUESTAS DE MC-90 Y DE EHE

Simplificadamente, según MC-90 (CEB-FIP, 1993) y EC-2 (CEN, 2002), se puede estimar la evolución de la resistencia media a compresión f_{cm} con curado isotérmico a 20 °C con la siguiente expresión (Figura 9.a)

$$f_{cm}(j) = f_{cm}(28) \cdot \beta_{cc}(j) = f_{cm}(28) \cdot e^{\left[s \left(1 - \sqrt{\frac{28}{j}} \right) \right]} \quad [18]$$



Resistencia relativa a compresión con curado isotérmico a 20 °C
Relative compression strength with isothermal curing at 20 °C
Fig. 9

en la que $f_{cm}(28)$ es la resistencia media a compresión a la edad de 28 días y s un coeficiente que depende de la velocidad potencial de endurecimiento del cemento:

- $s = 0,38$ cementos de endurecimiento lento
- $s = 0,25$ cementos de endurecimiento normal o rápido
- $s = 0,20$ cementos de endurecimiento rápido y elevada resistencia inicial

aunque, más recientemente, se ha propuesto elegir el valor de s con el siguiente criterio (*fib*, 1999):

- $s = 0,38$ CEM 32,5
- $s = 0,25$ CEM 32,5 R y CEM 42,5
- $s = 0,20$ CEM 42,5 R y CEM 52,5

which concur with the classification of slow, normal or rapid hardening cements given in Annex 13 (National document on implementation of Eurocode 2) to Spanish concrete code EHE (M.F., 1999) (4).

Providing there is sufficient water in the pores, slower hydration rates lead to higher final strength, a fact that is implicitly taken into account in eq. [18]. According to this equation, the relative strength at age j is

$$\frac{f_{cm}(j)}{f_{cm}(28)} = e^{\left[s \left(1 - \sqrt{\frac{28}{j}} \right) \right]} - \lim_{j \rightarrow \infty} \left[\frac{f_{cm}(j)}{f_{cm}(28)} \right] = e^s \quad [19]$$

from which the mean ultimate strength values f_{cu} deduced are as follows:

$$\begin{aligned} f_{cu} &= 1.4623 f_c(28) && \text{CE 32.5} \\ f_{cu} &= 1.2840 f_c(28) && \text{CE 32.5 R and CE 42.5} \\ f_{cu} &= 1.2214 f_c(28) && \text{CE 42.5 R and CE 52.5} \end{aligned}$$

According to MC-90 (CEB-FIP, 1993), for temperatures – stationary or otherwise - other than 20 °C the mean compression strength can also be estimated from eq. [18], but only after calculating the theoretical age j from the maturity function given above as eq. [17]. Nonetheless, depending in particular on the physical and chemical properties of the cement, the values found may deviate significantly from real strength development (in particular at early ages); therefore, the value of the coefficient s in eq. [18] may have to be determined experimentally (Calavera, 1991).

Spanish concrete code EHE (M.F., 1999) makes no mention of maturity or the maturity method, but by way of indication, in Art. 30.3 it provides relative compression strength values at different ages with respect to 28-day strength, which are represented graphically in Figure 9.b. Although there is no express reference in this regard in EHE (M.F., 1999), it must logically be assumed that the scope of application of its proposal for concrete compression strength development is limited to isothermal curing at 20 °C.

5. CONCLUSION

The development of concrete properties over time is not readily predicted. The proposal in CEB-Model Code FIP 1990 for concrete compression strength appears, however, to be useful for these intents and purposes and in most cases, adopting a value of 0.38 for s introduces a margin of safety into the strength development assessment based on eq. [18].

The precision required for certain types of verification, however, can only be reached by experimentally determining coefficient s in eq. [18], as shown in previous studies (Calavera, 1991). Field curing conditions should also be built into the test design, because the effect of relative humidity and consequently of the water content in capillary pores cannot be overlooked, particularly in slow-hardening mixes, as reported in the doctoral thesis authored by Fernández Gómez (1986).

(4) According to EC-2 (CEN, 2002), concrete tensile strength development depends largely on environmental and curing conditions as well as member dimensions, although a rough approximation may be obtained from the following expression:

$$f_{ctm}(t) = [\beta_{cc}(t)]^\alpha f_{cm}(28)$$

where $\beta_{cc}(t)$ is the same coefficient as in eq. [18], $f_{ctm}(t)$ and $f_{cm}(28)$ is the mean tensile strengths at age t and 28 days, respectively, and α is a coefficient whose value is:

$$\begin{aligned} -\alpha &= 1 && \text{for } t < 28 \text{ days} \\ -\alpha &= 2/3 && \text{for } t \geq 28 \text{ days} \end{aligned}$$

Nonetheless, if, like the calculation of the dates for removing shores or building the next storey, the development of tensile strength over time is a matter of importance, experimental determination is recommended; account should be taken, in any event, of exposure conditions and the actual dimensions of the members involved.

criterio que coincide con la clasificación de la velocidad de endurecimiento, en lenta, normal o rápida recogida en el Anejo 13 (Documento nacional de aplicación del Eurocódigo 2) de la Instrucción EHE (M.F., 1999) (4).

La *ec. [18]* tiene en cuenta implícitamente que velocidades de hidratación más lentas conducen a resistencias finales mayores si se mantiene el contenido de agua suficiente en los poros capilares. En efecto, de esta ecuación se obtiene que, a la edad *j*, la resistencia relativa es

$$\frac{f_{cm}(j)}{f_{cm}(28)} = e^{\left[s \left(1 - \sqrt{\frac{28}{j}} \right) \right]} - \lim_{j \rightarrow \infty} \left[\frac{f_{cm}(j)}{f_{cm}(28)} \right] = e^s \quad [19]$$

de donde se deducen los siguientes valores de la resistencia media última f_{cu} :

$$\begin{aligned} f_{cu} &= 1,4623 f_c(28) && \text{CEM 32,5} \\ f_{cu} &= 1,2840 f_c(28) && \text{CEM 32,5 R y CEM 42,5} \\ f_{cu} &= 1,2214 f_c(28) && \text{CEM 42,5 R y CEM 52,5} \end{aligned}$$

Con temperaturas distintas de 20 °C, estacionarias o no, MC-90 (CEB-FIP, 1993) considera que también se puede estimar la resistencia media a compresión mediante la *ec. [18]*, pero calculando previamente la edad teórica *j* con la función de madurez que representa la *ec. [17]*. No obstante, en función, sobre todo, de las características fisicoquímicas del cemento, se pueden obtener desviaciones significativas respecto a la evolución real de la resistencia (en especial a edades tempranas), por lo que puede resultar necesario determinar experimentalmente el valor del coeficiente *s* de la *ec. [18]* (Calavera, 1991).

La Instrucción EHE (M.F., 1999) no menciona el concepto y el método de la madurez, pero, a título orientativo, en el artº. 30.3, da valores relativos de la resistencia a compresión a distintas edades respecto a la resistencia a la edad de 28 días, representados gráficamente en la Figura 9.b. Debe tenerse en cuenta, sin embargo, que aunque EHE (M.F., 1999) no lo explicita, es lógico suponer que el campo de aplicación de su propuesta de evolución de la resistencia del hormigón a compresión se debe restringir a condiciones de curado isotérmico a 20 °C.

5. CONCLUSIÓN

La evolución a lo largo del tiempo de las propiedades del hormigón es de difícil predicción. La propuesta del Código Modelo CEB-FIP 1990 relativa a la resistencia del hormigón a compresión parece ser, no obstante, de considerable interés y el valor $s = 0,38$ sitúa del lado de la seguridad la evaluación del desarrollo resistente basado la *ec. [18]* en la mayoría de los casos.

Pero alcanzar la precisión necesaria para determinadas comprobaciones requiere de la determinación experimental del coeficiente *s* de la *ec. [18]*, como ya se había detectado (Calavera, 1991), incluso tomando en cuenta en los ensayos las condiciones de curado de la obra, puesto que no se puede despreciar la influencia de la humedad relativa del ambiente *y*, en consecuencia, del contenido de agua en los poros capilares, como pusieron de manifiesto los resultados de la Tesis Doctoral de Fernández Gómez (1986), sobre todo si se trata de mezclas de endurecimiento lento.

(4) Según EC-2 (CEN, 2002), el desarrollo de la resistencia del hormigón a tracción depende, en gran medida, de las condiciones ambientales, y de curado, así como de las dimensiones de la pieza, aunque, en una primera aproximación, se puede utilizar la expresión siguiente

$$f_{ctm}(t) = [\beta_{cc}(t)]^\alpha f_{cm}(28)$$

siendo $\beta_{cc}(t)$ el mismo coeficiente de la *ec. [18]*, $f_{ctm}(t)$ y $f_{cm}(28)$ las resistencias medias a tracción a las edades de *t* y de 28 días, respectivamente, y α un coeficiente de valor:

$$\begin{aligned} -\alpha &= 1 && \text{para } t < 28 \text{ días} \\ -\alpha &= 2/3 && \text{para } t \geq 28 \text{ días} \end{aligned}$$

No obstante, si el progreso de esta propiedad a lo largo del tiempo tiene trascendencia, como ocurre con el cálculo de los plazos de descimbrado y de construcción de una nueva planta, se recomienda la determinación experimental, teniendo en cuenta, en todo caso, las condiciones de exposición y las dimensiones reales de las piezas.

6. REFERENCES

- ACI Committee 306 (1988).** *Cold weather concreting.* ACI Materials Journal / July-August 1988
- ACI Committee 305 (1991).** *Hot weather concreting.* ACI Materials Journal / July-August 1991
- ACI Committee 207 (1990).** *Effect of restraint, volume change, and reinforcement on cracking of mass concrete.* ACI Materials Journal / May-June 1990
- ASTM (1999).** *Standard practice for estimating concrete strength by the maturity method.* ASTM C 1074-98. Philadelphia. March 1999.
- BROOKS, J.J.; AL-KAISI, A.F. (1990).** *Early strength development of portland and slag cement concretes cured at elevated temperatures.* ACI Materials Journal / September-October 1990
- CALAVERA, J.; FERNÁNDEZ GÓMEZ, J. (1991).** *Criterios para el descimbrado de estructuras de hormigón.* INTEMAC Review No. 3. 3rd quarter 1991
- CALAVERA, J. (2002).** *Cálculo, construcción, patología y rehabilitación de forjados de edificación.* Ed. INTEMAC. Madrid, 2002
- CALLEJA, J. (1969).** *Las puzolanas.* Monografías del Instituto Eduardo Torroja de la construcción y del cemento. N° 281. Madrid, July 1969
- CARINO, N.J.; LEW, H.S.; VOLZ, C.K. (1983).** *Early age temperature effects on concrete strength prediction by the maturity method.* ACI Journal / March-April 1983
- CARINO, N.J. (1990).** *Discussion.* ACI Materials Journal / May-June 1990
- CARINO, N.J.; TANK, R.C. (1992).** *Maturity functions for concretes made with various cements and admixtures.* ACI Materials Journal / March-April 1992
- CATHER, B. (1992).** *How to get better curing.* Concrete. September-October 1992
- CEB (1992).** *Durable concrete structures. Design guide.* CEB Bull. d'Information No. 183, May 1992. Thomas Telford. Londres, 1992
- CEB-FIP (1993).** *CEB-FIP Model Code 1990.* CEB Bull. d'Information No. 213/214, May 1993. Thomas Telford Ltd. Londres, 1993
- CHANVILLARD, G.; D'ALOIA, L. (1997).** *Concrete strength estimation at early ages: modification of the method of equivalent age.* ACI Materials Journal / November-December 1997
- COMMISSION 42-CEA (1981).** *Properties of set concrete at early ages. State-of-the-art-report.* Matériaux et Constructions. November-December 1981
- DAY, K.W. (1995).** *Concrete mix design, quality control and specification.* Ed. E&FN SPON. 2nd edition. London, 1999
- DETWILER, R.J.; KJELSEN, K.O.; GJÄRV, O.E. (1991).** *Resistance to chloride intrusion of concrete cured at different temperatures.* ACI Materials Journal / January-February 1991
- FERNÁNDEZ GÓMEZ, J. (1986).** *Estudio experimental de la evolución de las características mecánicas del hormigón curado en diversas condiciones y su aplicación al cálculo de los procesos de descimbrado.* Tesis Doctoral. Director: J. Calavera. E.T.S. de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de Madrid. Madrid, 1986
- extos (Fédération Internationale du béton) (1999).** *Structural concrete. Textbook on behaviour, design and performance. Updated knowledge of the CEB-FIP Model Code 1990. Vol. I: Introduction-Design process-Materials.* International Federation for Structural Concrete (fib). Lausanne. July 1999
- FIP/CEB (1990).** *High strength concrete. State of the art report.* CEB Bull. No. 197. August 1990
- GARDNER, N.J.; FU, H.C. (1987).** *Effects of high construction loads on the long-term deflections of flat slabs.* ACI Structural Journal / July-August 1987
- GARDNER, N.J. (1990).** *Effect of temperature on the early-age properties of Type I, Type III, and Type/fly ash concretes.* ACI Materials Journal / January-February 1990
- GOWRIPALAN, N.; CABRERA, J.G.; CUSENS, A.R.; WAINWRIGHT, P.J. (1990).** *Effect of curing on durability.* Concrete International. February 1990
- GUO, CHENGJU (1989).** *Maturity of concrete: method for predicting early-stage strength.* ACI Materials Journal / July-August 1989

6. BIBLIOGRAFÍA

- ACI Committee 306 (1988).** *Cold weather concreting.* ACI Materials Journal / Julio-Agosto 1988
- ACI Committee 305 (1991).** *Hot weather concreting.* ACI Materials Journal / Julio-Agosto 1991
- ACI Committee 207 (1990).** *Effect of restraint, volume change, and reinforcement on cracking of mass concrete.* ACI Materials Journal / Mayo-Junio 1990
- ASTM (1999).** *Standard practice for estimating concrete strength by the maturity method.* ASTM C 1074-98. Filadelfia. Marzo 1999.
- BROOKS, J.J.; AL-KAISI, A.F. (1990).** *Early strength development of portland and slag cement concretes cured at elevated temperatures.* ACI Materials Journal / Septiembre-Octubre 1990
- CALAVERA, J.; FERNÁNDEZ GÓMEZ, J. (1991).** *Criterios para el descimbrado de estructuras de hormigón.* Cuaderno INTEMAC N° 3. 3^{er} Trimestre 1991
- CALAVERA, J. (2002).** *Cálculo, construcción, patología y rehabilitación de forjados de edificación.* Ed. INTEMAC. Madrid, 2002
- CALLEJA, J. (1969).** *Las puzolanas.* Monografías del Instituto Eduardo Torroja de la construcción y del cemento. N° 281. Madrid, Julio 1969
- CARINO, N.J.; LEW, H.S.; VOLZ, C.K. (1983).** *Early age temperature effects on concrete strength prediction by the maturity method.* ACI Journal / Marzo-Abril 1983
- CARINO, N.J. (1990).** *Discussion.* ACI Materials Journal / Mayo-Junio 1990
- CARINO, N.J.; TANK, R.C. (1992).** *Maturity functions for concretes made with various cements and admixtures.* ACI Materials Journal / Marzo-Abril 1992
- CATHER, B. (1992).** *How to get better curing.* Concrete. Septiembre-Octubre 1992
- CEB (1992).** *Durable concrete structures. Design guide.* CEB Bull. d'Information N° 183, Mayo 1992. Ed. Thomas Telford. Londres, 1992
- CEB-FIP (1993).** *CEB-FIP Model Code 1990.* CEB Bull. d'Information N° 213/214, Mayo 1993. Ed. Thomas Telford Ltd. Londres, 1993
- CHANVILLARD, G.; D'ALOIA, L. (1997).** *Concrete strength estimation at early ages: modification of the method of equivalent age.* ACI Materials Journal / Noviembre-Diciembre 1997
- COMMISSION 42-CEA (1981).** *Properties of set concrete at early ages. State-of-the-art-report.* Matériaux et Constructions. Noviembre-Diciembre 1981
- DAY, K.W. (1995).** *Concrete mix design, quality control and specification.* Ed. E&FN SPON. 2^a edición. Londres, 1999
- DETWILER, R.J.; KJELSEN, K.O.; GJARV, O.E. (1991).** *Resistance to chloride intrusion of concrete cured at different temperatures.* ACI Materials Journal / Enero- Febrero 1991
- FERNÁNDEZ GÓMEZ, J. (1986).** *Estudio experimental de la evolución de las características mecánicas del hormigón curado en diversas condiciones y su aplicación al cálculo de los procesos de descimbrado.* Tesis Doctoral. Director: J. Calavera. E.T.S. de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de Madrid. Madrid, 1986
- fib (Fédération Internationale du béton) (1999).** *Structural concrete. Textbook on behaviour, design and performance. Updated knowledge of the CEB-FIP Model Code 1990. Vol. I: Introduction-Design process-Materials.* Ed. International Federation for Structural Concrete (fib). Lausana (Suiza). Julio 1999
- FIP/CEB (1990).** *High strength concrete. State of the art report.* CEB Bull. N° 197. Agosto 1990
- GARDNER, N.J.; FU, H.C. (1987).** *Effects of high construction loads on the long-term deflections of flat slabs.* ACI Structural Journal / Julio-Agosto 1987
- GARDNER, N.J. (1990).** *Effect of temperature on the early-age properties of Type I, Type III, and Type/fly ash concretes.* ACI Materials Journal / Enero-Febrero 1990
- GOWRIPALAN, N.; CABRERA, J.G.; CUSENS, A.R.; WAINWRIGHT, P.J. (1990).** *Effect of curing on durability.* Concrete International. Febrero 1990
- GUO, CHENGJU (1989).** *Maturity of concrete: method for predicting early-stage strength.* ACI Materials Journal / Julio-Agosto 1989

- JALALI, S.; ABYANEH, M.Y. (1995).** *Prediction of final concrete strength in hot climates.* Magazine of Concrete Research. December 1995
- KIM, J.K.; HAN, S.H.; LEE, K.M. (2001).** *Estimation of compressive strength by a new activation energy function.* Cement and Concrete Research, Vol. 31, pp. 217-225, 2001
- KJELLEN, K.O.; DETWILER, R.J. (1992).** *Reaction kinetics of portland cement mortars hydrated at different temperatures.* Cement and Concrete Research, Vol. 22, pp. 112-120, 1992
- KJELLEN, K.O.; DETWILER, R. (1993).** *Later-age strength prediction by a modified maturity model.* ACI Materials Journal / May-June 1993
- KHAN, M.S.; AYERS, M.E. (1992).** *Interrupted concrete curing.* Concrete International. December 1992
- LACHEMI, M.; AÏTCIN, P.-C. (1997).** *Influence of ambient and fresh concrete temperatures on the maximum temperature and thermal gradient in a high-performance concrete structure.* ACI Materials Journal / March-April 1997
- LAPLANTE, P.; BOULAY, C. (1994).** *Evolution du coefficient de dilatation thermique du béton en fonction de sa maturité aux tout premiers âges.* Materials and Structures. December 1994
- MAAGE, M.; HELLAND, S. (1988).** *Cold weather concrete curing planned and controlled by microcomputer.* Concrete International. October 1988
- MALE, P. (1989).** *Properties of microsilica concrete. An overview of microsilica concrete in U.K.* Concrete. November 1989
- MARSH, B.K.; DAY, R.L.; BONNER, D.G. (1986).** *Strength gain and calcium hydroxide depletion in hardened cement pastes containing fly ash.* Magazine of Concrete Research. March 1986
- MEHTA, P.K.; BURROWS, R.W. (2001 a).** *Building durable structures in the 21st century.* Concrete International. March 2001
- MEHTA, P.K. (2001 b).** *Reducing the environmental impact of concrete.* Concrete International. October 2001
- M. F. (1999).** *EHE Instrucción de hormigón estructural.* Ed. Ministerio de Fomento. Secretaría General Técnica. Madrid, 1999
- MIURA, T.; IWAKI, I. (2000).** *Strength development of concrete incorporating high levels of ground granulated blast-furnace slag at low temperatures.* ACI Materials Journal / January-February 2000
- M.O.P.T. (1991).** *Instrucción para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado. EH-91.* Ed. Ministerio de Obras Públicas y Transportes. Madrid, 1991
- MURDOCK, L.J.; BROOK, K.M. (1979).** *Concrete materials and practice.* 5th edition. Edward Arnold (Publishers) Ltd. London, 1979
- NEVILLE, A.M. (1995).** *Properties of concrete.* 4th and last edition. Reprinted in 1997. Addison Wesley Longman Ltd. Essex, England, 1995
- OLUOKUN, F.A.; BURDETTE, E.G.; DEATHERAGE, J.H. (1990).** *Early-age concrete strength by maturity-Another look.* ACI Materials Journal / November-December 1990
- PEREPÉREZ, B. (1981).** *La resistencia a compresión simple, la resistencia a tracción y el módulo de deformación de hormigones fabricados con cementos PA-350.* Doctoral thesis. Director: J. Calavera. Valencia School of Architecture . Valencia, 1981
- PEREPÉREZ, B.; BARBERÁ, E. (2002).** *¿Importa el calor de hidratación?* Cemento Hormigón. No. 834. March 2002
- PINTO, R.C.A.; HOVER, K.C. (1999).** *Application of maturity approach to setting times.* ACI Materials Journal / November-December 1999
- POPOVICS, S. (1979).** *Concrete-making materials.* Hemisphere Publishing Corporation. London, 1979
- PRICE, W.F. (1998).** *Curing concrete.* Concrete. September 1998
- ROSE, J. (1987).** *The effect of cementitious blast-furnace slag on chloride permeability of concrete.* In "Corrosion, concrete, and chlorides. Steel corrosion in concrete: causes and restraints". ACI Special Publication SP-102. Detroit, 1987
- ROY, D.M.; IDORN, G.M. (1982).** *Hydration, structure, and properties of blast furnace slag cements, mortars, and concrete.* ACI Journal / November-December 1982

- JALALI, S.; ABYANEH, M.Y. (1995).** *Prediction of final concrete strength in hot climates.* Magazine of Concrete Research. Diciembre 1995
- KIM, J.K.; HAN, S.H.; LEE, K.M. (2001).** *Estimation of compressive strength by a new activation energy function.* Cement and Concrete Research, Vol. 31, pp. 217-225, 2001
- KJELSEN, K.O.; DETWILER, R.J. (1992).** *Reaction kinetics of portland cement mortars hydrated at different temperatures.* Cement and Concrete Research, Vol. 22, pp. 112-120, 1992
- KJELSEN, K.O.; DETWILER, R. (1993).** *Later-age strength prediction by a modified maturity model.* ACI Materials Journal / Mayo-Junio 1993
- KHAN, M.S.; AYERS, M.E. (1992).** *Interrupted concrete curing.* Concrete International. Diciembre 1992
- LACHEMI, M.; AÏTCIN, P.-C. (1997).** *Influence of ambient and fresh concrete temperatures on the maximum temperature and thermal gradient in a high-performance concrete structure.* ACI Materials Journal / Marzo-Abril 1997
- LAPLANTE, P.; BOULAY, C. (1994).** *Evolution du coefficient de dilatation thermique du béton en fonction de sa maturité aux tout premiers âges.* Materials and Structures. Diciembre 1994
- MAAGE, M.; HELLAND, S. (1988).** *Cold weather concrete curing planned and controlled by microcomputer.* Concrete International. Octubre 1988
- MALE, P. (1989).** *Properties of microsilica concrete. An overview of microsilica concrete in U.K.* Concrete. Noviembre 1989
- MARSH, B.K.; DAY, R.L.; BONNER, D.G. (1986).** *Strength gain and calcium hydroxide depletion in hardened cement pastes containing fly ash.* Magazine of Concrete Research. Marzo 1986
- MEHTA, P.K.; BURROWS, R.W. (2001 a).** *Building durable structures in the 21st century.* Concrete International. Marzo 2001
- MEHTA, P.K. (2001 b).** *Reducing the environmental impact of concrete.* Concrete International. Octubre 2001
- M. F. (1999).** *EHE Instrucción de hormigón estructural.* Ed. Ministerio de Fomento. Secretaría General Técnica. Madrid, 1999
- MIURA, T.; IWAKI, I. (2000).** *Strength development of concrete incorporating high levels of ground granulated blast-furnace slag at low temperatures.* ACI Materials Journal / Enero-Febrero 2000
- M.O.P.T. (1991).** *Instrucción para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado. EH-91.* Ed. Ministerio de Obras Públicas y Transportes. Madrid, 1991
- MURDOCK, L.J.; BROOK, K.M. (1979).** *Concrete materials and practice.* 5ª edición. Ed. Edward Arnold (Publishers) Ltd. Londres, 1979
- NEVILLE, A.M. (1995).** *Properties of concrete.* 4ª y última edición. Reimpresión de 1997. Ed. Addison Wesley Longman Ltd. Essex, Inglaterra, 1995
- OLUOKUN, F.A.; BURDETTE, E.G.; DEATHERAGE, J.H. (1990).** *Early-age concrete strength by maturity-Another look.* ACI Materials Journal / Noviembre-Diciembre 1990
- PEREPÉREZ, B. (1981).** *La resistencia a compresión simple, la resistencia a tracción y el módulo de deformación de hormigones fabricados con cementos PA-350.* Tesis Doctoral. Director: J. Calavera. E.T.S. de Arquitectura de Valencia. Valencia, 1981
- PEREPÉREZ, B.; BARBERÁ, E. (2002).** *¿Importa el calor de hidratación?* Cemento Hormigón. N° 834. Marzo 2002
- PINTO, R.C.A.; HOVER, K.C. (1999).** *Application of maturity approach to setting times.* ACI Materials Journal / Noviembre-Diciembre 1999
- POPOVICS, S. (1979).** *Concrete-making materials.* Ed. Hemisphere Publishing Corporation. Londres, 1979
- PRICE, W.F. (1998).** *Curing concrete.* Concrete. Septiembre 1998
- ROSE, J. (1987).** *The effect of cementitious blast-furnace slag on chloride permeability of concrete.* En "Corrosion, concrete, and chlorides. Steel corrosion in concrete: causes and restraints". ACI Special Publication SP-102. Detroit, 1987
- ROY, D.M.; IDORN, G.M. (1982).** *Hydration, structure, and properties of blast furnace slag cements, mortars, and concrete.* ACI Journal / Noviembre-Diciembre 1982

SANDVIK, M.; GJARV, O.E. (1992). *High curing temperatures in lightweight high-strength concrete.* Concrete International. December 1992

SIOULAS, B.; SANJAYAN, J.G. (2000). *Hydration temperatures in large high-strength concrete columns incorporating slag.* Cement and Concrete Research, Vol. 30, pp. 1791-1799, 2000

TANK, R.C.; CARINO, N.J. (1991). *Rate constant functions for strength development of concrete.* ACI Materials Journal / January-February 1991

TAYLOR, H.F.V. (1997). *Cement chemistry.* 2nd edition. Reprinted in 1998. Thomas Telford. London, 1997

VÉNUAT, M. (1976). *La pratique des ciments et des bétons.* Le Moniteur des Travaux Publics et du Bâtiment. Paris, 1976

SANDVIK, M.; GJØRV, O.E. (1992). *High curing temperatures in lightweight high-strength concrete.* Concrete International. Diciembre 1992

SIOULAS, B.; SANJAYAN, J.G. (2000). *Hydration temperatures in large high-strength concrete columns incorporating slag.* Cement and Concrete Research, Vol. 30, pp. 1791-1799, 2000

TANK, R.C.; CARINO, N.J. (1991). *Rate constant functions for strength development of concrete.* ACI Materials Journal / Enero-Febrero 1991

TAYLOR, H.F.V. (1997). *Cement chemistry.* 2ª edición. Reimpresión de 1998. Ed. Thomas Telford. Londres, 1997

VÉNUAT, M. (1976). *La pratique des ciments et des bétons.* Ed. Le Moniteur des Travaux Publics et du Bâtiment. París, 1976

Relación de Personal Titulado de INTEMAC

Arquitectos

Fernández Sáez, Ana María
Fraile Mora, Serafín
Gibernau Ponsa, Luis
González Balseyro, María José
López-Nava Muñoz, Alberto Ignacio
Luzón Cánovas, José M^a
Sánchez Arroyo, Jesús M^a
Sicilia Mañá, Beatriz

Ingenieros Aeronáutico

Peraita Colsa, Carlos

Ingenieros de Caminos

Anlló Rodríguez, María
Baena Alonso, Eva
Barrios Corpa, Jorge
Barrios Corpa, Roberto
Beteta Cejudo, M^a Carmen
* Calavera Ruiz, José
Calderón Bello, Enrique
Carpintero García, Ismael
Castillo Fernández, Luis Javier
Corbacho Vicioso, José Angel
Cortés Bretón, Juan María
Corral Folgado, Claudio
De la Cuerda del Olmo, Francisco Javier
De la Fuente Gómez, Ana Isabel
Dávila Sánchez-Toscano, Suyapa
Díaz Heredia, Elena
Díaz Lozano, Justo
Díaz Pavón Cuaresma, Eduardo
Encinar Arroyo, Antonio
Fernández García, Susana
* Fernández Gómez, Jaime Antonio
Gil García, Alfonso
González González, Juan José
* González Valle, Enrique
* Hostalet Alba, Francisco
* Izquierdo Bernaldo de Quirós, José M^a
Jiménez Ortiz, Gonzalo
Ley Urzaiz, Jorge
Molero Rodríguez, Teresa
Munugarren Martínez, Miguel Angel
Recio Cañadas, Alba
Rocha Muñoz, Sergio de la
Rodríguez Escribano, Raúl Rubén
Rodríguez Romero, Jesús M^a
Rueda Contreras, Jorge Ladislao
Ruiz Jiménez-Alfaro, Felipe
Sanz Pérez, Lorenzo
Sirvent Sirvent, Enrique
Tapia Menéndez, José
Torre Cobo, María Carmen
Torres Pérez, Elisa
Valdés Fernández de Alarcón, Pablo
Villanueva Ramírez, Santiago

Ingeniero en Cartografía y Geodesia

López-Canti Casas, Elisa

Ingenieros I.C.A.I.

Marín Estévez, Gonzalo
Escarpizo-Lorenzana Martínez, Jorge

Ingenieros Industriales

* Alvarez Cabal, Ramón Amado
Arroyo Arroyo, José Ramón
Bayonne Sopo, Enrique
Estrada Gómez, Rafael
Muñoz Fuentes, Miguel Angel
Torruella Martínez, Josep M^a
* Valenciano Carles, Federico

Ingeniero de Minas

Ramos Sánchez, Adelina

Dra. en Geografía e Historia

Calavera Vayá, Ana María

Licenciada en Administración y Dirección de Empresas

Perales Gómez, Natalia

Licenciado en Ciencias Ambientales

Gil Esteban, Luis Miguel

Licenciado en C. Económicas y Empresariales

González Chavero, Antonio

Licenciados en Ciencias Químicas

Grandes Velasco, Sylvia María
López Sánchez, Pedro
Morgado Sánchez, José Carlos

Licenciados en Derecho

González del Olmo, Alfredo
* Jarillo Cerrato, Pedro

Licenciada en Filología Hispánica

Valentín Sierra, M^a Consuelo

Licenciados en Geología

Blanco Zorroza, Alberto
Baz Lorenzo, María Ascensión
Casado Chinarro, Alejandro
García Tascón, Jorge
López Velilla, Oscar
Orejas Contreras, M^a Carmen
Peguero Orta, Carlos
Usillos Espín, Pablo

Arquitectos Técnicos

Carrato Moñino, Rosa M^a
Fernández Jiménez, Amelia
Gago Morales, Ana María
Gallego Castro, Sergio
Montejano Jiménez, María del Carmen
Muñoz Mesto, Angel
Ochoa Marañón, Ainara
Sánchez Marina, Alberto

Ingenieros Técnicos Industriales

Alcubilla Villanueva, Rubén
Cruz Rodríguez, Sandra Inés
Díaz-Trechuelo Laffón, Antonio
González Carmona, Manuel
López Aguilar, Fernando
Madueño López, Javier
Madueño Moraño, Antonio
Sánchez Bueno, Juan Jesús
Verdú Hoys, David
Villar Riñones, Jesús

Ingeniero Técnico en Informática de Gestión

Esteban Pérez, Ramón

Ingeniero Técnico de Minas

Sillero Arroyo, Andrés

Ingenieros Técnicos Obras Públicas

Alfaro Martínez, Juan Manuel
Carrero Crespo, Rafael
Galán de Cáceres, M^a del Puerto
García Menéndez, David
González Isabel, Germán
González Nuño, Luis
Gutiérrez Garrosa, Raul
Mata Soriano, Juan Carlos
Mazuecos Salas, Ildefonso
Montiel Sánchez, Ernesto
Muñoz Mesto, Angel
Ortiz del Campo, Natalia
Prieto Antón, Eva Sonia
Ramos Valdés, Raquel
Rodríguez Carvajal, Cecilia Gloria
Romero García, Daniel
Rosa Moreno, José Andrés
Rozas Hernando, José Juan
Salgado Vinuesa, Beatriz

Sánchez Tomé, Elena
Sánchez Vicente, Andrés
Sillero Olmedo, Rafael
Soto López, Elena del
Suárez Ramos, M^a Pilar
Vaquero Andrés, Laura
Vicente Girón, Susana

Ingenieros Técnicos Topógrafos

Blasco Talaván, Rubén
Barragán Bermejo, M^a Vicenta
Carreras Ruiz, Francisco
Lana Campos, Rebeca
López de Castro, Daniel
López Jiménez, Luis
Molero Vicente, M^a Isabel
Salado Rodilla, Rafael
Sánchez Martín, María de la O
Shaw Molina, María Belén
Torés Campos, Ana M^a
Vicente Conde, M^a Isabel

Ingeniero Técnico Aeronáutico

De Castro Asensio, Felipe

Profesor Mercantil

Sampedro Portas, Arturo

Técnicos en Administración de Empresas

Cebrián Sobrino, M^a José
González del Olmo, M^a de la Peña de F.

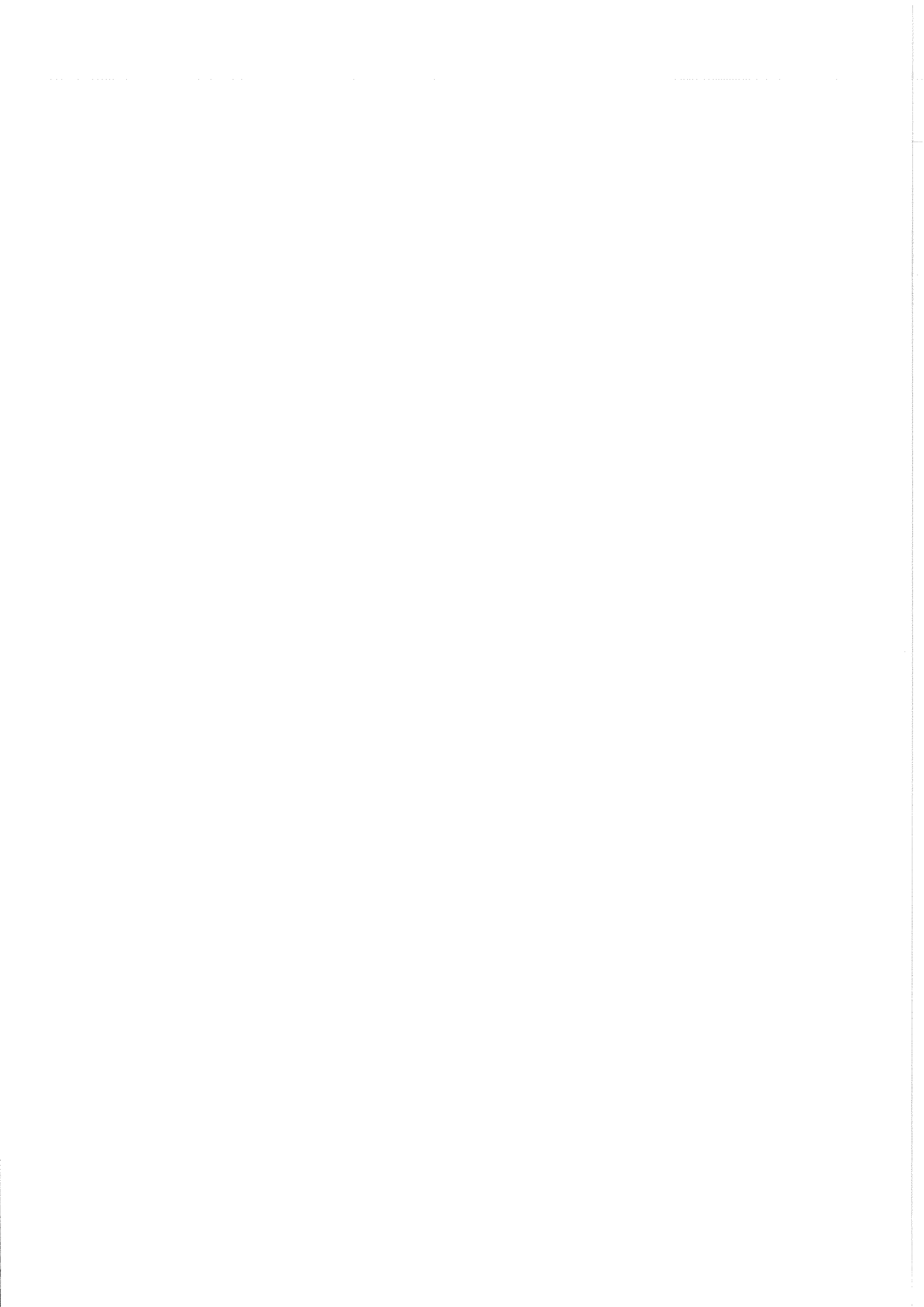
Técnico en Publicidad

Blanco Armas, Cristina

Topógrafo

Alquézar Falceto, Ricardo

NOTA: Todo el personal de INTEMAC trabaja en dedicación completa y exclusiva, con la excepción de las personas arriba indicadas con, a las que se autoriza la dedicación a la Enseñanza Universitaria en régimen de dedicación parcial.



CUADERNOS INTEMAC

CUADERNOS INTEMAC es una publicación trimestral, bilingüe en español e inglés, en forma de monografías que recogen trabajos realizados por los técnicos del Instituto o presentados en los Cursos y Conferencias organizados por el mismo.

Los temas tratados cubren tanto el campo de las Obras Públicas como el de la Edificación y sus Instalaciones.

Precio de la suscripción Año 2002: 21,97 €



ULTIMOS TITULOS PUBLICADOS

Cuaderno N° 54

“Influencia del área relativa de resalto de la armadura en el comportamiento estructural del hormigón armado”.

Autores: U. MAYER.
Dr. Ingeniero Civil
R. ELIGEHAUSEN.
Dr. Ingeniero Civil

Cuaderno N° 55

“Temperatura, madurez y resistencia del hormigón”.

Autores: BERNARDO PEREPÉREZ VENTURA.
Dr. Arquitecto
EMILIO BARBERÁ ORTEGA
Dr. Arquitecto

CUADERNOS DE PROXIMA APARICION

Cuaderno N° 56

“Empalme por solapo de las armaduras en la esquina de pórticos sometidos a momento de cierre”.

Autora: PROF. KARIN LÜNDGREN.
Ing. Civil.

MONOGRAFÍAS INTEMAC

A partir de junio de 1998 INTEMAC emprendió una nueva línea de publicaciones con un carácter eminentemente práctico, destinadas a tratar temas muy concretos que, o bien presentan un nivel de problemas acusados en la práctica, o bien están insuficientemente cubiertos por la Normativa y la documentación técnica existente.

MONOGRAFÍA INTEMAC N° 5

“Mantenimiento y reparación de parámetros de hormigón”.

Autores: J. R. Barrios Corpa, C. Bateta Cejudo, E. Díaz Heredia, Prof. J. Fernández Gómez, J. M. Rodríguez Romero.

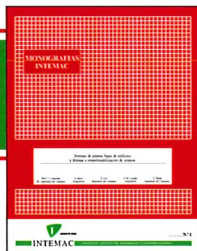
Precio de la Monografía 33 €

MONOGRAFÍA INTEMAC N° 6

“Mantenimiento y reparación de parámetros de ladrillo”.

Autores: P. López Sánchez, J. M. Luzón Cánovas, I. Martínez Pérez A. Muñoz Mesto, A. Fernández Sáez.

Precio de la Monografía 33 €



VIDEOS TECNICOS

INTEMAC, dentro de sus actividades en el campo de la información, ha iniciado la edición de una serie de VÍDEOS TÉCNICOS, analizando distintos campos de la construcción.

SERIE OBRAS DE HORMIGÓN EN MASA, ARMADO Y PRESENTADO.

REFERENCIA	TÍTULO	CONTENIDO	DURACIÓN	PRECIO
N° 2001 (1-1)	MUESTREO DE HORMIGÓN FRESCO, FABRICACIÓN Y ENSAYO DE PROBETAS DE HORMIGÓN	Contempla de forma completa y detallada el proceso de toma de muestras de hormigón fresco en obra, la medida de la consistencia con el Cono de Abrams, fabricación de probetas, curado en obra, transporte del laboratorio, curado en cámara, refrentado y ensayo a compresión. Esta nueva versión del vídeo 8801 (1), introduce las modificaciones de EHE y un sistema de estudio de la distribución de presiones de la prensa sobre la probeta así como los aspectos particulares del ensayo de hormigones de alta resistencia.	30 minutos	25 €



BOLETIN BIBLIOGRAFICO

BOLETIN BIBLIOGRAFICO
9207
SERVICIO DE DOCUMENTACION

INTEMAC viene realizando desde su fundación un BOLETIN BIBLIOGRAFICO para uso interno, que ofrece, en una lectura rápida, un panorama general de todas las publicaciones técnicas disponibles. Desde 1991, esta publicación bimestral, ha sido puesta a disposición del público.

EL BOLETIN BIBLIOGRAFICO incluye:

Fotocopia del índice y de los resúmenes de los artículos contenidos en las 105 revistas técnicas que se reciben en el Instituto referentes a los campos de la Edificación, Instalaciones, Obras Públicas y Urbanismo.

Una sección de Normativa reciente, nacional y extranjera.

Secciones de Bibliografía y Cursos.

Una sección de Congresos, Reuniones Técnicas y Ferias de próxima celebración en todo el mundo.

Tarifa de suscripción anual (6 números) 144,24 €



CONSULTAS E INFORMES BIBLIOGRAFICOS

INFORMES BIBLIOGRAFICOS
SERVICIO DE DOCUMENTACION

EL INSTITUTO tiene un SERVICIO DE DOCUMENTACION, que pone a su disposición y que le puede informar sobre cualquier tema relacionado con la Edificación, Instalaciones, Obra Civil y Urbanismo. Se efectúan CONSULTAS BIBLIOGRAFICAS sobre cualquiera de los temas indicados anteriormente, de acuerdo con las siguientes tarifas:

Apertura de expediente	18 €
Cantidad a abonar por referencia	0,36 €
Cantidad a abonar por hoja de fotocopia de documento.	0,18 €

Además de la Consulta Bibliográfica correspondiente, el INFORME BIBLIOGRAFICO contiene un breve documento redactado por un especialista en el tema, miembro de INTEMAC, con una serie de recomendaciones sobre la Bibliografía básica, así como los comentarios correspondientes.

Tarifa correspondiente al Informe Bibliográfico: 90,15 € más la tarifa de la consulta.



ARTICULOS TECNICOS

ARTICULOS TECNICOS
SERVICIO DE DOCUMENTACION

INTEMAC dispone de una amplia serie de trabajos publicados por nuestros técnicos en diferentes revistas. A continuación incluimos la lista de los últimos. Si está Vd. interesado, solicite relación completa de títulos.

- INFLUENCIA DE LA RUGOSIDAD Y LA CUANTÍA DE COSIDO EN EL COMPORTAMIENTO DE LAS PIEZAS COMPUESTAS SOLICITADAS A FLEXIÓN. Enrique González Valle; Jaime Gálvez Ruiz; Luis García Dutari; Ramón Albarez Caval.
- EL HORMIGÓN DE ALTA RESISTENCIA (HSC): LAS CARACTERÍSTICAS QUE CONDICIONAN EL CÁLCULO ESTRUCTURAL. Enrique González Valle.
- LA REALIZACIÓN DE ENSAYOS DE INFORMACIÓN EN LAS OBRAS. Adolfo Delibes Liniers.
- INVESTIGACIÓN SOBRE REPARACIÓN DE ESTRUCTURAS DE HORMIGÓN ARMADO DAÑADAS POR CORROSIÓN DE ARMADURAS. Adolfo Delibes Liniers; Jaime Fernández Gómez.
- HORMIGONADO EN CONDICIONES METEOROLÓGICAS ADVERSAS: ESTUDIO DE LOS ACCIDENTES OCURRIDOS DURANTE EL HORMIGONADO DE UN TABLERO POSTENSADO. Adolfo Delibes Liniers; Jaime Fernández Gómez; Miguel Ángel Acón Robleña.
- LA INFLUENCIA DEL DIAGRAMA TENSIÓN DEFORMACIÓN EN EL CÁLCULO A FLEXIÓN DE SECCIONES REALIZADAS CON HORMIGONES DE ALTA RESISTENCIA. Enrique González Valle; José M. Izquierdo; Bernaldo de Quirós.
- EFFECTOS DINÁMICOS EN PUENTES. VARIACION DEL COEFICIENTE DE IMPACTO. Enrique López del Hierro Fernández; Juan José Benito Muñoz; Javier Gallego Valarde; Ramón Álvarez Cabal.
- CUBIERTAS METÁLICAS DE GRAN LUZ. Mercedes Gómez Álvarez; Justo Díaz Lozano; Ramón Álvarez Cabal.
- LA INSPECCIÓN Y ENSAYO. ORGANIZACIONES DE CONTROL DE CALIDAD Y LABORATORIOS. José Calavera Ruiz.

P.V.P. 2,40 € / ejemplar.





NUEVA PUBLICACIÓN

Manual para la redacción de informes técnicos en construcción

J. Calavera (Dr. Ingeniero de Caminos)

Precio: 72 €



NUEVA EDICIÓN

Manual de Ferralla

J. Calavera, E. González Valle, J. Fernández Gómez, F. Valenciano

Nueva edición: Noviembre 2003

Precio: 38 €



Proyecto de estructuras de hormigón con armaduras industrializadas

J. Calavera, E. González Valle, J. Fernández Gómez, F. Valenciano

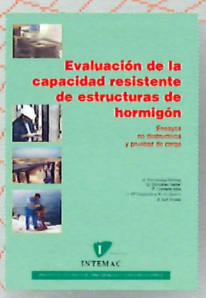
Precio: 47 €



Cálculo, construcción, patología y rehabilitación de forjados de edificación

J. Calavera (Dr. Ingeniero de Caminos)

Precio: 100 €



Evaluación de la capacidad resistente de estructuras de hormigón

J. Fernández Gómez, G. González Isabel, F. Hostalet Alba, J. M. Izquierdo, J. Ley Urzaiz

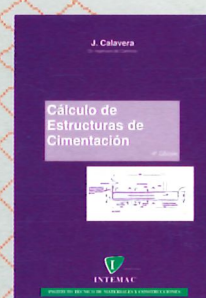
Precio: 58 €



Muros de contención y muros de sótano

J. Calavera (Dr. Ingeniero de Caminos)

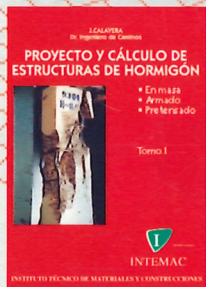
Precio: 71 €



Cálculo de estructuras de cimentación

J. Calavera (Dr. Ingeniero de Caminos)

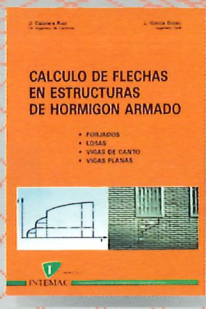
Precio: 71 €



Proyecto y cálculo de estructuras de hormigón

J. Calavera (Dr. Ingeniero de Caminos)

Precio: 156 €



Cálculo de flechas en estructuras de hormigón armado

J. Calavera (Dr. Ingeniero de Caminos), L. García Dutari (Ingeniero Civil)

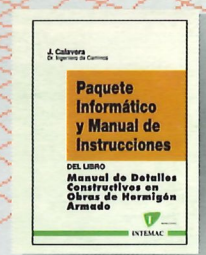
Precio: 50 €



Manual de detalles constructivos en obras del hormigón armado

J. Calavera (Dr. Ingeniero de Caminos)

Libro: 112 € - Paquete informático: 198 €



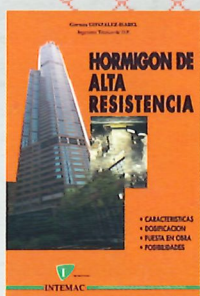
INTEMAC

Mario Roso de Luna, 29, Edificio 12 - 28022 MADRID

TEL.: 91 327 74 00 • FAX: 91 327 74 20

e-mail: intemac@intemac.es

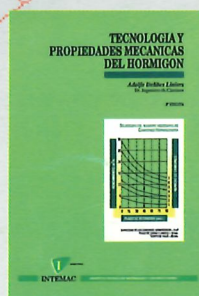
www.intemac.es



Hormigón de alta resistencia

G. González-Isabel (Ingeniero Técnico de O. P.)

Precio: 44 €



Tecnología y propiedades mecánicas de hormigón

A. Dellbes (Dr. Ingeniero de Caminos)

Precio: 54 €

PATOLOGÍA DE ESTRUCTURAS DE HORMIGÓN ARMADO Y PRETENSADO

J. CALAVERA (Dr. Ingeniero de Caminos)

Nueva edición: Noviembre 2004

AGOTADO