



LUND UNIVERSITY

Livslängdsberäkningar för betongkonstruktioner : översikt med tillämpningsexempel

Fagerlund, Göran

1996

[Link to publication](#)

Citation for published version (APA):

Fagerlund, G. (1996). *Livslängdsberäkningar för betongkonstruktioner : översikt med tillämpningsexempel*. (Rapport TVBM; Vol. 3070). Avd Byggnadsmaterial, Lunds tekniska högskola.

Total number of authors:

1

General rights

Unless other specific re-use rights are stated the following general rights apply:

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal

Read more about Creative commons licenses: <https://creativecommons.org/licenses/>

Take down policy

If you believe that this document breaches copyright please contact us providing details, and we will remove access to the work immediately and investigate your claim.

LUND UNIVERSITY

PO Box 117
221 00 Lund
+46 46-222 00 00



LIVSLÄNGDSBERÄKNINGAR FÖR BETONGKONSTRUKTIONER

Översikt med tillämpningsexempel

Göran Fagerlund



LIVSLÄNGDSBERÄKNINGAR FÖR BETONGKONSTRUKTIONER

Översikt med tillämpningsexempel

Göran Fagerlund

ISRN LUTVDG/TVBM--96/3070--SE(1--124)
ISSN 0348-7911 TVBM

LUNDS TEKNISKA HÖGSKOLA
Byggnadsmaterial
Box 118

22100 LUND

Tel: 046-2227415
Fax: 046-2224427

| Innehåll | Sid |
|--|-----------|
| Förord | 1 |
| 1 Kloridinitierad armeringskorrosion | 2 |
| 1.1 Kloridinträngning-teori | 2 |
| 1.1.1 Utan bindning av klorid | 2 |
| 1.1.2 Med bindning av klorid | 2 |
| 1.1.3 Lösning till diffusionsekvationen. Halvoändlig kropp | 4 |
| 1.1.4 Lösning till diffusionsekvationen. Skiva med ändlig tjocklek | 6 |
| 1.2 Tröskelnivån för start av korrosion | 7 |
| 1.3 Utvärdering av δ_{eff} ur uppmätta kloridprofiler | 8 |
| 1.4 Tillämpningsexempel | 9 |
| 1.4.1 Exempel 1: Betongkonstruktion i havsvatten | 9 |
| 1.4.2 Exempel 2: Inverkan av olika bindemedelstyper | 9 |
| 1.4.3 Exempel 3.: Skiva med ändlig tjocklek | 18 |
| 1.4.4 Exempel 4: Bestämning av δ_{eff} ur uppmätta kloridprofiler | 19 |
| 1.4.5 Exempel 5: Beräkning av resterande livslängd ur uppmätt kloridprofil | 20 |
| 1.6 Avvikelser från det idealiserade fallet | 20 |
| 2 Karbonatiseringsinitierad armeringskorrosion | 24 |
| 2.1 Teori | 24 |
| 2.2 Tillämpningsexempel | 26 |
| 2.2.1 Exempel 1: Resterande livslängd | 26 |
| 2.2.2 Exempel 2: Inverkan av bindemedelstyp | 26 |
| 2.2.3 Exempel 3: Förväntad total livslängd | 27 |
| 2.2.4 Exempel 4: Inverkan av förhöjd koldioxidhalt | 27 |
| 2.3 Avvikelser från det idealiserade fallet | 27 |
| 3 Korroderande armering-korrosionsskedet | 30 |
| 3.1 Teori | 30 |
| 3.1.1 Korrosionshastighet | 30 |
| 3.1.2 Reduktion av stålarea | 31 |
| 3.1.3 Täcksiktssprängning | 31 |
| 3.2 Tillämpningsexempel | 32 |
| 3.2.1 Exempel 1: Små armeringsstänger | 32 |
| 3.2.2 Exempel 2: Stora armeringsstänger | 32 |
| 4 Surt ytangrepp | 33 |
| 4.1 Icke-erosivt angrepp | 33 |
| 4.1.1 Fall 1: Syradiffusionen hastighetsbestämmande | 33 |
| 4.1.2 Fall 2: Diffusion av löst material hastighetsbestämmande | 35 |
| 4.2 Erosivt angrepp | 36 |
| 4.2.1 Allmänt | 36 |
| 4.2.2 Stegvis erosion | 36 |
| 4.2.3 Kontinuerlig erosion | 37 |
| 4.3 Icke-erosivt angrepp men gradvis upplösning av angripet skikt | 40 |
| 4.4 Tillämpningsexempel på icke-erosivt angrepp | 40 |
| 4.4.1 Exempel 1: Värdering av resultat av accelererad test | 40 |
| 4.4.2 Exempel 2: Inverkan av förhöjd halt kalk | 41 |
| 4.4.3 Exempel 3: Bedömning av total livslängd Syradiffusion avgörande | 41 |
| 4.4.4 Exempel 4: Bedömning av total livslängd Diffusion av löst material avgörande | 42 |
| 4.5 Tillämpningsexempel på erosivt angrepp | 42 |
| 4.5.1 Exempel 1: Stegvis erosion | 42 |
| 4.5.2 Exempel 2: Kontinuerlig erosion | 43 |

| | |
|---|-----|
| 5 Inre kemiskt angrepp | 44 |
| 5.1 Allmänt | 44 |
| 5.2 Fall 1: Reaktionen inne i materialet hastighetsbestämmande Stor mängd aggressivt ämne | 44 |
| 5.3 Fall 2: Reagerande mängder är konstanta | 46 |
| 5.4 Fall 3: Diffusion av yttre aggressivt ämne hastighetsbestämmande | 50 |
| 5.4.1 Momentan reaktion; "moving boundary" | 50 |
| 5.4.2 Diffusion med tidsberoende reaktion | 51 |
| 5.5 Tillämpningsexempel | 52 |
| 5.5.1 Exempel på Fall 1 | 52 |
| 5.5.2 Exempel på Fall 2 | 54 |
| 5.5.3 Exempel på Fall 3 | 56 |
| 6 Urlakning | 56 |
| 6.1 Osprucken betong. Teori | 58 |
| 6.1.1 Samband mellan vattenflöde och urlakningsgrad | 58 |
| 6.1.2 Beräkning av vattenflöde och urlakning enligt approximativ metod | 59 |
| 6.1.3 Beräkning av vattenflöde och urlakning enligt "exakt" metod | 61 |
| 6.2 Urlakning i spricka. Teori | 64 |
| 6.3 Tillämpningsexempel | 66 |
| 6.3.1 Exempel 1: Urlakning av en dammvägg | 66 |
| 6.3.2 Exempel 2: Jämförelse mellan approximativ metod och "exakt" metod | 67 |
| 7 Inverkan av ytbeläggningar på betongytan på olika diffusionsstyrda nedbrytningsprocesser | 69 |
| 7.1 Allmänt | 69 |
| 7.2 Karbonatisering (reaktioner med "moving boundary") | 69 |
| 7.3 Kloridinitierad armeringskorrosion ("Tröskelvärdesinitierat angrepp") | 73 |
| 7.4 Tillämpningsexempel. Karbonatisering | 74 |
| 8 Inre frostangrepp | 76 |
| 8.1 Kritisk vattenhalt | 76 |
| 8.2 Bestämning av kritisk vattenhalt | 77 |
| 8.3 Livslängden före uppkomst av frostsador | 81 |
| 8.4 Beräkning av livslängden vid känd luftporfördelning och lufthalt | 84 |
| 8.5 Erforderlig lufthalt för viss önskad livslängd | 85 |
| 8.6 Resterande livslängd hos redan frostsadad konstruktion | 86 |
| 8.7 Tillämpningsexempel | 89 |
| 8.7.1 Livslängd beräknad ur vattenabsorptionsdata | 89 |
| 8.7.2 Livslängd baserad på luftpordata | 90 |
| 8.7.3 Beräkning av luftbehov för given livslängd | 91 |
| 8.7.4 Beräkning av resterande livslängd hos en skadad konstruktion | 93 |
| 9 Yttre frostangrepp-saltavskalning | 94 |
| 9.1 Avskalningsförlopp | 94 |
| 9.2 Bedömning av livslängd-linjär avskalning | 96 |
| 9.3 Resterande livslängd | 97 |
| 9.4 Tillämpningsexempel | 98 |
| 9.4.1 Livslängdsbedömning baserad på en saltfrostprovning | 98 |
| 9.4.2 Resterande livslängd | |
| 10 Synergi mellan olika angreppstyper | 99 |
| 10.1 Inverkan av ytavskalning på armeringskorrosion-teori | 99 |
| 10.2 Tillämpningsexempel | 100 |

| | |
|---|-----|
| 11 Bedömning av livslängd ur ett accelererat försök | 102 |
| 11.1 Allmänt | 102 |
| 11.2 Höjd temperaturnivå | 102 |
| 11.3 Ökad koncentration | 103 |
| 11.4 Acceleration genom ökad omsättningshastighet | 105 |
| 11.5 Acceleration genom ökad angreppsytta | 107 |
| 11.6 Tillämpningsexempel | 108 |
| 11.6.1 Acceleration genom ökad temperatur | 108 |
| 11.6.2 Acceleration genom ökad koncentration | 109 |
| 11.6.3 Acceleration genom ökad omsättningshastighet | 111 |
| 11.6.4 Acceleration genom ökad exponeringsytta | 112 |
| 12 Stokastisk livslängdsberäkning | 114 |
| 12.1 Frostbeständighet | 114 |
| 12.2 Karbonatisering | 117 |
| BILAGA 1. Felfunktionen erfξ | 118 |
| BILAGA 2. Transportkoefficienter som funktion av relativ fuktighet | 119 |
| BILAGA 3. Inverkan av vatteabsorption i luftporsystemet på resterande lufthalt och specifika area. Exponentialfunktion | 123 |
| BILAGA 3. Inverkan av vatteabsorption i luftporsystemet på resterande lufthalt och specifika area. Potensfunktion | 124 |

Förord

Det kvalitativa, men ofta använda, begreppet "beständighet" bör om möjligt ersättas med det kvantitativa begreppet "livslängd" vilken kan uttryckas i år. Om detta kunde ske skulle man möjliggöra en mera rationell jämförelse mellan olika material. Materialvalet skulle också på ett lättare sätt kunna kopplas till en realistisk ekonomisk bedömning av konsekvensen av valet. För att man skall kunna göra en god livslängdsbedömning krävs emellertid detaljerade kunskaper om nedbrytningsprocesserna, dvs av samspelet mellan miljöegenskaper och materialegenskaper. Dessutom måste man kunna kvantifiera tidsförloppen för nedbrytningsprocessen. Eventuella synergistiska effekter mellan olika nedbrytningstyper måste kunna kvantifieras liksom "hopp" från en dominant nedbrytningstyp till en annan.¹

Avsikten med denna skrift är att anvisa principer enligt vilka livslängdsberäkningar skulle kunna göras. Vissa av de presenterade teorierna är relativt välgrundade och bygger på försöksdata. Detta gäller framförallt de processer som bestämmer armeringskorrosion, dvs kloridpenetration, karbonatisering och korrosionsförlopp. Andra teorier är enbart embryon vilkas enda syfte är att anvisa vilka materialegenskaper som torde vara hastighetsbestämmande. Material- och klimatdata saknas emellertid så gott som helt för dessa angreppstyper. Förhoppningen är emellertid att skriften skall stimulera till vidareutveckling av teorier för livslängdsberäkning, framförallt när det gäller att ta fram materialdata och när det gäller experimentell verifiering.

För varje angreppstyp ges ett antal beräkningsexempel för att förtydliga hur teorien skall användas. Dessa exempel bygger i flertalet fall på hypotetiska materialdata.

Lund i april 1996

Göran Fagerlund

¹ En genomgång av vilka krav som måste vara uppfyllda för att en livslängdsbedömning skall kunna göras ges i G. Fagerlund: "Essential data for service life prediction". I "Problems in Service Life Prediction of Building and Construction Materials". NATO Advanced Workshop, Paris 1982. Martinus Nijhoff, Boston, 1985.

1. Kloridinitierad armeringskorrosion

1.1 Kloridinträngning - teori

Följande förutsättningar antas gälla:

- 1: Materialegenskaperna är tidsberoende, dvs samma kloriddiffusionstal och samma OH-jonkoncentration gäller för hela livslängden
- 2: Betongen är homogen och sprickfri
- 3: Ingen motdiffusion av alkali från betongens inre delar antas ske
4. Den yttre kloridkoncentrationen är konstant

Teorin som presenteras nedan gäller alltså ett tämligen idealiserat fall. Avvikelser från detta behandlas i avsnitt 1.5.

1.1.1 Utan bindning av klorid

Endimensionell kloriddiffusion beskrivs av följande enkla potentialekvation (Fick's lag):

$$q = -\delta \cdot \frac{dc}{dx} \quad (1.1)$$

Där q är kloridflödet [$\text{mol}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$]
 δ är diffusionskoefficienten [m^2/s]
 c är kloridkoncentrationen [mol/m^3]
 x är lägeskoordinaten [m]

Vid *icke stationärt diffusionsförlopp* leder ekv (1.1) till följande uttryck för kloridfrontens inträngning:

$$\frac{dc}{dt} = \delta \cdot \frac{d^2c}{dx^2} \quad (1.2)$$

1.1.2 Med bindning av klorid

Viss kloridmängd "immobiliseras", dvs blir orörlig, genom bindning (adsorption) till porväggarna, eller genom kemisk reaktion med cementpastan. Potentialekvationen för fri klorid, dvs obunden klorid, vid icke stationära förhållanden skrivs då:

$$\frac{dc}{dt} = \delta \cdot \frac{d^2c}{dx^2} - \frac{dc_b}{dt} \quad (1.3)$$

Där c_b är koncentration av bunden klorid [mol/m^3]

Förutsättningen för ekv (1.3) är att bindningen sker momentant dvs, utan tidsfördröjning. I enklaste fallet är bunden klorid direkt proportionell mot fri klorid; se Fig 1.1, kurva 1.

$$c_b = R \cdot c \quad (1.4)$$

Där c är fri (rörlig) klorid [mol/m^3]
 R är en materialberoende konstant [1]

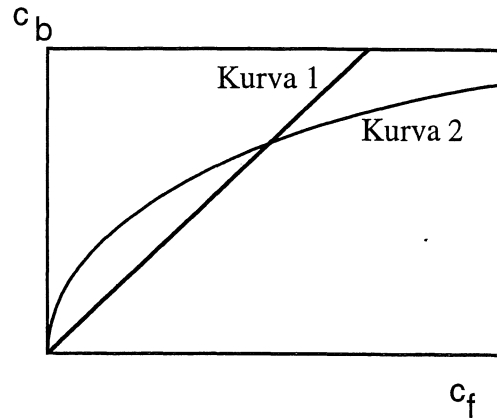


Fig 1.1 Relationer mellan bunden och fri klorid

R beror till stor del på cementsorten. Cement med låg halt C_3A binder tex mindre klorid än normalt cement. Slaggcement binder betydligt mera klorid än portlandcement; etc.

Kloridtransporten kan nu skrivas på följande sätt:

$$\frac{dc}{dt} = \frac{\delta}{R+1} \cdot \frac{d^2c}{dx^2} = \delta_{\text{eff}} \cdot \frac{d^2c}{dx^2} \quad (1.5)$$

Dvs, diffusionskoefficienten utan bindning, δ , ersätts med en effektiv diffusionskoefficient $\delta_{\text{eff}} = \delta/(R+1)$ vars storlek beror på bindningens storlek.

Exempel: När bunden klorid är 10 gånger högre än fri klorid är den effektiva diffusionskoefficienten enbart 1/11 av den som skulle gälla om bindning ej ägt rum. Genom bindningen dras klorid undan från den totala diffunderande kloridmängden, vilket reducerar inträngningshastigheten.

OBS: Det är enbart i speciella fall som bindningen är linjär. I normalfallet binds större andel klorid vid låga totalkoncentrationer än vid höga, dvs bindningen är olinjär; se Fig 1.1, kurva 2. Relationen bunden/fri klorid kan ofta skrivas²:

$$C_b = R \cdot c^n \quad (1.6)$$

Där $n < 1$ för en bindningskurva enligt kurva 2 i Fig 1.1, dvs när mera klorid binds vid låg total kloridhalt än vid hög. Då gäller inte den enkla diffusionsekvationen (1.5). Teoretiskt får man en diffusionskoefficient som är beroende av mängden bunden och fri klorid.

Följaktligen blir också lösningen till diffusionsekvationen annorlunda än i det enklare fallet med linjär bindning vilken presenteras nedan. Koncentrationsfördelningen blir typiskt S-formad enligt kurva 2 i Fig 1.2, medan den har ett kontinuerligt fallande förlopp enligt kurva 1 i Fig 1.2 vid linjär bindning.

² J. Crank: The Mathematics of Diffusion. Clarendon Press, Oxford, 1985.

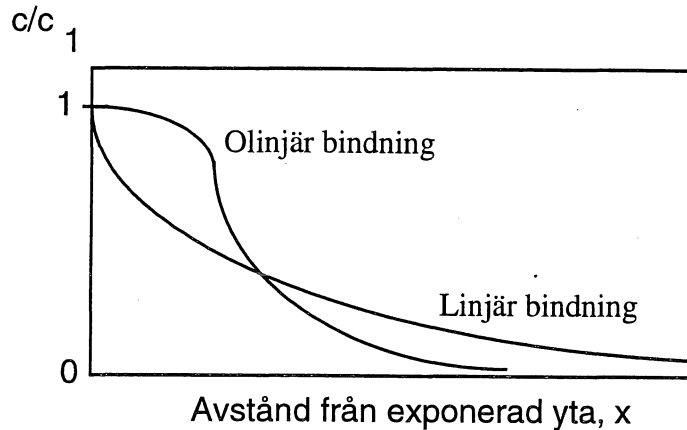


Fig 1.2: Principiellt utseende hos kloridprofilen i betongen vid linjär respektive olinjär kloridbindning; $n < 1$ i ekv (1.6).

1.1.3 Lösning till diffusionsekvationen. Halvöändlig kropp

Ett vanligt fall är där en betongyta utsätts för en yttre konstant kloridkälla, tex en konstruktion helt nedsänkt i havsvatten. Lösningen till diffusionsekvationen är då exakt densamma som för uttorkning av ett material, eller för temperaturförändring i ett material, tex upphettning eller avsvälning. Om betongkonstruktionen är någorlunda tjock (ca 20 cm eller mer) kan den betraktas som halvöändlig, dvs kloridfronten kommer inom normala tidsrymder inte att känna av motsatt betongyta.

Den generella lösningen är³ :

$$U = \frac{c - c_1}{c_0 - c_1} = \text{erf} \left[\frac{x}{2(\delta_{\text{eff}} \cdot t)^{1/2}} \right] \quad (\text{I.1})$$

Där c är kloridhalten på avståndet x från ytan vid tiden t [mol/m^3]

c_1 är yttre (konstanta) kloridhalten [mol/m^3]

c_0 är en jämnt fördelad begynnelsekoncentrationen av klorid i materialet [mol/m^3]

erf är den sk felfunktionen. Den är tabellerad i BILAGA 1.

U är en "potential" som anger hur stor andel av den totala kloridupptagningen i punkten x som återstår vid tiden t . U är alltså direkt jämförbar med "fuktpotentialen" vid fuktberäkning.

Liksom vid fuktberäkning införs Fouriertalet vilket definieras:

$$Fo = \frac{\delta_{\text{eff}} \cdot t}{(x/2)^2} \quad (\text{I.2})$$

Lösningen kan därför skrivas:

$$U = \text{erf} \left[\frac{1}{Fo^{1/2}} \right] \quad (\text{I.3})$$

³ J. Crank: The Mathematics of Diffusion. Clarendon Press, Oxford, 1985.

När begynnelsekoncentrationen av klorid i betongen är noll gäller för den halvoändliga kroppen:

$$\frac{c}{c_1} = 1 - \operatorname{erf}\left[\frac{x}{2 \cdot (\delta_{\text{eff}} \cdot t)^{1/2}}\right] = \operatorname{erfc}\left[\frac{x}{2 \cdot (\delta_{\text{eff}} \cdot t)^{1/2}}\right] = \operatorname{erfc}\left[\frac{1}{\text{Fo}^{1/2}}\right] = \operatorname{erfc}(\xi) \quad (\text{I.4})$$

Där c är kloridhalten på avståndet x från ytan vid tiden t [mol/m^3]

c_1 är yttre (konstanta) kloridhalten [mol/m^3]

erfc är den sk komplementära felfunktionen [$\operatorname{erfc} = 1 - \operatorname{erf}$]. Erf är tabellerad i BILAGA 1.

Denna ekvation ger kloridprofilen över provkroppen vid varje tidpunkt t . Ekvationen har plottats i Fig 1.3 mot parametern $1/\sqrt{\text{Fo}} = (x/\text{konstant})$, där konstanten är $2 \cdot (\delta_{\text{eff}} \cdot t)^{1/2}$. Kloridprofilen har ett typiskt krökt utseende med en brant fallande profil vid ytan och en lång "svans" med allt lägre kloridhalt.

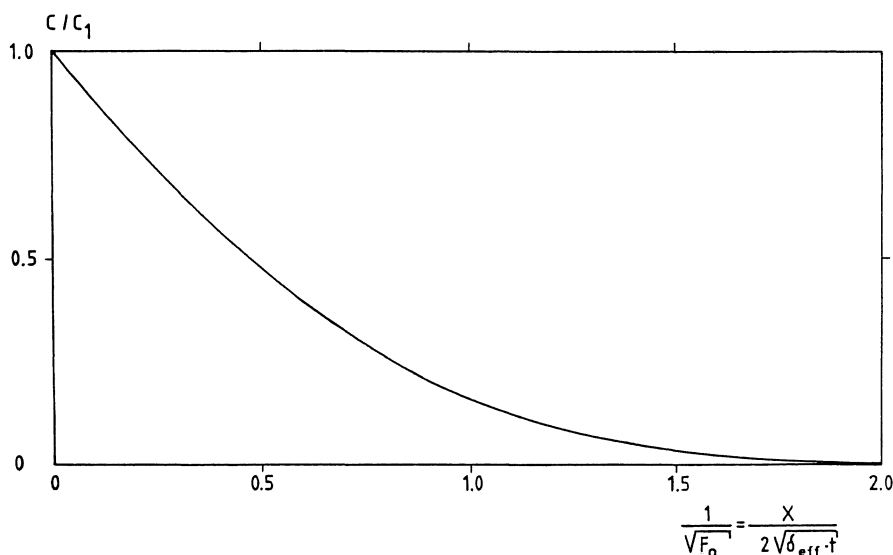


Fig 1.3: Kloridprofil i en halvoändlig kropp; ekv (I.4)

Lösningen till transportekvationen är sådan att varje konstanta kloridkoncentration, tex c_{thr} , vandrar inåt i betongen med en hastighet som är direkt proportionell mot kvadratroten ur tiden. Detta åskådliggörs i Fig 1.4. (c_{thr} är den sk "tröskelkoncentrationen", dvs den kloridkoncentration som erfordras för att korrosion skall starta).

Totala mängden klorid som vandrat in under tiden t fås genom integrering av ekv (I.3):

$$M_t = 2\{c_0 - c_1\} \cdot \{\delta_{\text{eff}} \cdot t / \pi\}^{1/2} \quad (1.7)$$

OBS. Härledningen av ekv (I.1) avser vandring av **fri kloridhalt**. Eftersom denna enligt ekv (1.4) är direkt proportionell mot bunden klorid kan samma lösning även användas för **total kloridhalt**. I lösningen byts storheterna c , c_0 och c_1 mot totalkloridhalterna c_{tot} , $c_{\text{tot},0}$ och $c_{\text{tot},1}$. Sambandet mellan c_{tot} och c är:

$$c_{\text{tot}} = (1+R) \cdot c \quad (1.8)$$

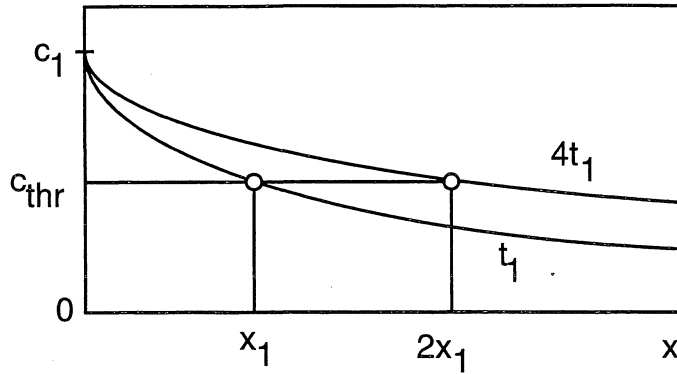


Fig 1.4: Tröskelnivån för kloridinitierad korrosion vandrar inåt med en hastighet som är proportionell mot kvadratroten ur tiden.

1.1.4 Lösning till diffusionsekvationen. Skiva med ändlig tjocklek

Betrakta en tunn skiva som tar upp klorid från bägge sidor. Transportekvationen är oförändrad men lösningen blir annorlunda än för en halvoändlig kropp.

I lösningen ingår två storheter:

- 1: Potentialen U definierad enligt ovan
- 2: Fouriertalet Fo som denna gång definieras:

$$Fo = \frac{\delta_{\text{eff}} \cdot t}{L^2} \quad (1.5)$$

Där L är skivans halva tjocklek [m]

Lösningen till differentialekvationen är en trigonometrisk serie. Lösningen för halva skivan visas i Fig 1.5. Där ingår på y-axeln parametern $U = (c - c_1) / (c_0 - c_1)$. x-axeln utgörs av parametern x/L som är avståndet från mittlinjen av skivan som andel av halva tjockleken. Lösningen är exakt densamma som för uttorkning.

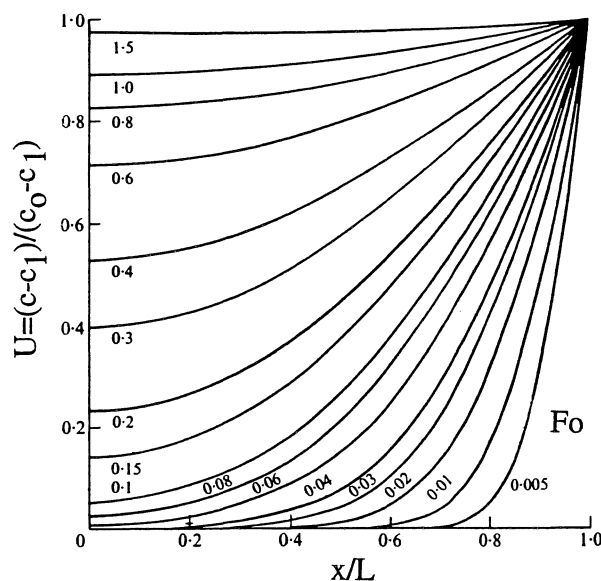


Fig 1.5: Kloridprofiler över ena halvan av en 2-sidigt exponerad skiva med tjockleken $2L$

1.2 Tröskelnivån för start av korrosion

Korrosion startar först när kloridhalten vid stålytan nått en kritisk nivå, c_{thr} . Denna är troligen beroende av pH-värdet i betongens porlösning. Detta bestäms i sin tur av mängden löslig alkali hos cementet och av mängden vatten i porsystemet.

Hausmann⁴ angav följande villkor baserat på korrosion av stål i kloridlösning:

$$\frac{[Cl^-]_{thr}}{[OH^-]} = 0,6 \quad (1.6)$$

Där $[Cl^-]_{thr}$ är tröskelkoncentrationen av kloridjoner [mol/liter]

$[OH^-]$ är koncentrationen av OH-joner [mol/liter]

Enligt detta uttryck ökar alltså tröskelnivån med ökat pH-värde hos den lösning i vilken stålet befinner sig.

För ingjutet stål tycks tröskelnivån vara avsevärt högre än Hausmanns villkor. Exempel visas i Fig 1.6⁵. På y-axeln anges tröskelkoncentrationen av fria kloridjoner hos det sk porvattnet, dvs vattnet i betongens porer. På x-axeln anges vct. Inverkan av vct är mycket stor. Även typen av bindemedel spelar viss roll. Det förefaller tex som om en något lägre tröskelnivå gäller när betongen innehåller silikastoft.

I fortsättningen används Hausmanns villkor vilket ger livslängder på säkra sidan.

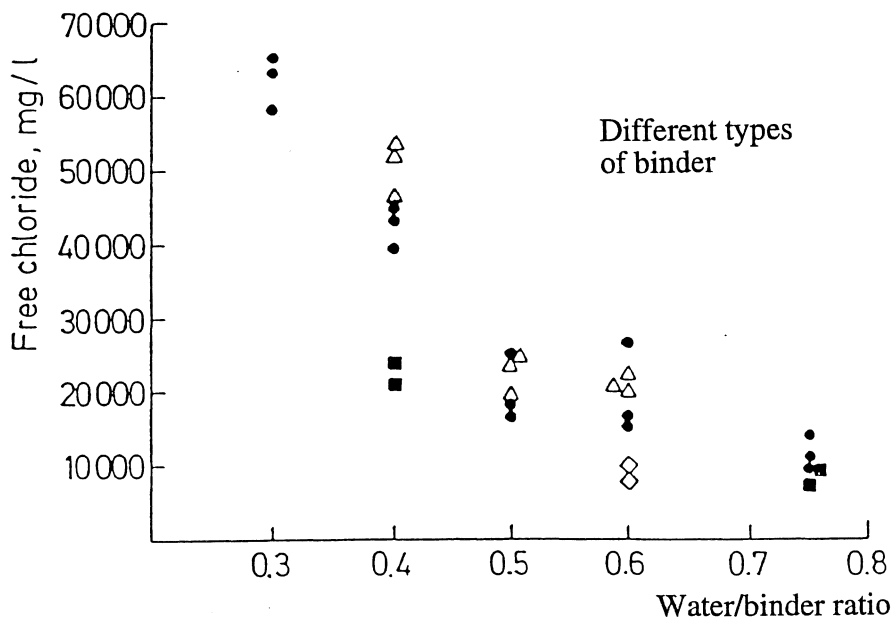


Fig 1.6: Mätningar av tröskelnivå av fri klorid för start av armeringskorrosion

Mängden OH-joner i betongens porvatten kan beräknas på följande sätt: OH-joner är i första hand knutna till cementets alkali, dvs dess mängd natrium- och kaliumjoner. Mängden av dessa joner är:

⁴ D.A. Hausmann: Steel corrosion in concrete. Materials Protection, Nov. 1967.

⁵ K. Pettersson: Corrosion safe concrete. Sammanfattningar informationsdagen 1994. Cement- och Betonginstitutet, 1994.

Mängd natrium: Na^+ kg/kg cement

Mängd kalium: K^+ kg/kg cement

Molvikt för natrium: 23 gram/mol

Molvikt för kalium: 39 gram/mol

Antal mol natrium: $1000 \cdot (\text{Na}^+) \cdot C / 23 \text{ mol/m}^3 \text{ betong}$ (C är cementhalten i kg/m^3 betong)

Antal mol kalium: $1000 \cdot (\text{K}^+) \cdot C / 39 \text{ mol/m}^3 \text{ betong}$

Varje mol natrium är kopplad till en mol OH^- -joner (Ty $\text{NaOH} = \text{Na}^+ + \text{OH}^-$)

Detsamma gäller kalium ($\text{KOH} = \text{K}^+ + \text{OH}^-$)

Antal mol OH^- är då:

$$1000 \cdot C \cdot \left[\frac{\text{Na}^+}{23} + \frac{\text{K}^+}{39} \right] \quad [\text{mol/m}^3 \text{ betong}] \quad (1.9)$$

All denna alkali antas vara löslig i porvattnet. Mängden porvatten är vid fullständig vattenmättnad lika med betongens porositet P uttryckt i liter/ m^3 :

Max mängd porvatten:

$$P = C [\text{vct} - 0,19 \cdot \alpha] \quad (1.10)$$

Där vct är vattencementtalet [1]

α är hydratationsgraden [1]

OH^- -jonkoncentrationen blir då:

$$[\text{OH}^-] = \frac{1000}{\text{vct} - 0,19 \cdot \alpha} \cdot \left[\frac{\text{Na}^+}{23} + \frac{\text{K}^+}{39} \right] \quad (\text{mol/liter}) \quad (1.7)$$

Om all natrium och kalium lakas ur kommer betongens OH^- -jonkoncentration att bestämmas av kalciumhydroxidens löslighet. Detta ger oberoende av cementtyp och cementhalt en koncentration av:

$$[\text{OH}^-] \approx 0,0216 \text{ mol/liter}$$

1.3 Utvärdering av δ_{eff} ur uppmätta kloridprofiler

Antag konstant relation mellan bunden och fri kloridhalt. Då gäller:

$$\delta_{\text{eff}} = \delta_{\text{eff},b} = \delta_{\text{eff},\text{tot}} \quad (1.11)$$

Dvs genom att utvärdera diffusionskoefficienten ur profilen för totalchlorid, vilken är lätt att mäta, fås även diffusionskonstanten för fri klorid.

Efter tiden t_0 av kloridexponering för konstant yttre kloridhalt c_1 uppmäts kloridhalterna c' och c'' på djupen x' resp. x'' ; se Fig 1.7.

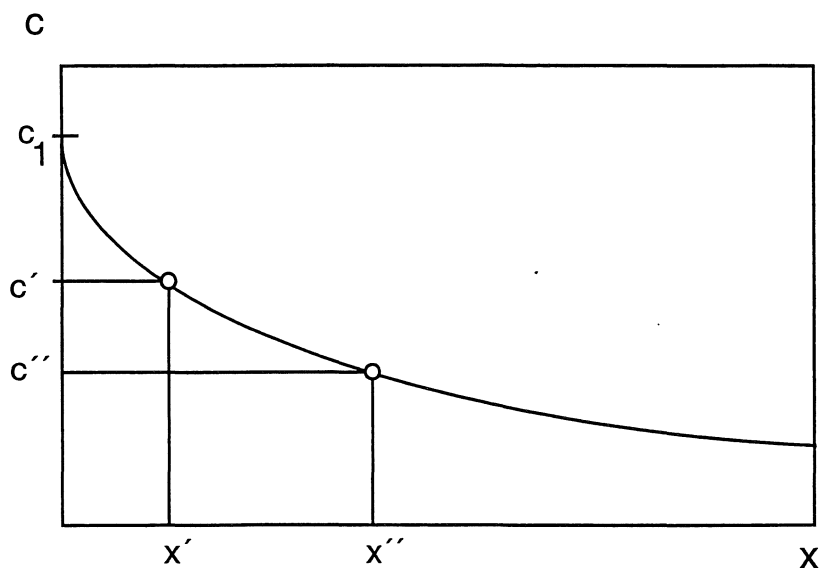


Fig 1.7: Principer för utvärdering av effektiv kloriddiffusionskoefficient.

Då gäller enligt lösningen till differentialekvationen:

$$c'/c_1 = \operatorname{erfc}\left\{\frac{x'}{2 \cdot (t_0 \cdot \delta_{\text{eff}})^{1/2}}\right\} \quad (1.12)$$

$$c''/c_1 = \operatorname{erfc}\left\{\frac{x''}{2(t_0 \cdot \delta_{\text{eff}})^{1/2}}\right\} \quad (1.13)$$

Detta ekvationssystem ger värdet på δ_{eff} . Lösningen kan göras genom en passningsberäkning enligt Exempel 4 nedan.

1.4 Tillämpningsexempel

1.4.1 Exempel 1: Betongkonstruktion i havsvatten

Förutsättningar:

* Betong med:

vct = 0,40

Cementhalt 420 kg/m³

Cement med Na⁺=0,003 kg/kg och K⁺=0,005 kg/kg

Hydratationsgrad 80%

* Klorid i Nordsjön:

1,6 vikt-%: 16 g/liter

Molvikt för klorid: 35 gram/mol

Dvs, koncentration: [Cl⁻]=16/35=0,46 mol/liter

* Fri klorid i betongytan, $[Cl^-]_1$:

$$[Cl^-]_1 = \gamma \cdot 0,46 \text{ mol/liter}$$

Dvs, det antas att klorider anrikas med en faktor γ beroende på växelvis vågplask och torkning. Normalt variationsområde för γ för en god betong är $1 < \gamma < 3$

* OH^- -jonkoncentrationen utan urlakning blir då:

$$[OH^-] = \frac{1000}{0,40 - 0,19 \cdot 0,8} \cdot \left[\frac{0,003}{23} + \frac{0,005}{39} \right] = 1,04 \text{ mol/liter}$$

Tröskelnivå för start av korrosion enligt Hausmann, ekv (I.6):

$$[Cl^-]_{thr} = 0,6 \cdot 1,04 = 0,62 \text{ (mol/liter)}$$

Korrosion startar alltså när följande villkor är uppfyllt vad avser kloridkoncentrationen vid stålets nivå:

$$\frac{c}{c_1} = \frac{[Cl^-]_{thr}}{[Cl^-]_1} = \frac{0,62}{\gamma \cdot 0,46} = \frac{1,35}{\gamma}$$

Exempel 1. Fall a; "Normalfallet". Beräkna max tillåten diffusionskoefficient för 100 års livslängd

Följande förutsättningar gäller:

Täckskikt: 75 mm

Livslängd: 100 år dvs $3,154 \cdot 10^9$ sek

$\gamma=2$, dvs anrikning av klorider sker med en faktor 2

Konstruktionen med principiell fri kloridprofil visas i Fig 1.8. Konstruktionstjockleken är stor jämfört med kloridinträngningen. Därför kan lösningen för halvoändlig kropp användas.

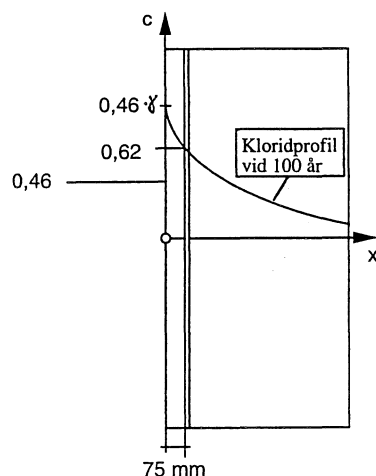


Fig 1.8: Betongkonstruktion i havet. Exempel 1.

Lösningen till kloridtransportekvationen -ekv (I.4)- kan då skrivas:

$$\frac{1,35}{2} = \operatorname{erfc}\left[\frac{0,075}{2 \cdot (3,154 \cdot 10^9 \cdot \delta_{\text{eff}})^{1/2}}\right]$$

Dvs

$$0,673 = \operatorname{erfc}\left[\frac{6,677 \cdot 10^{-7}}{\delta_{\text{eff}}^{1/2}}\right]$$

Av tabellen för erfc i BILAGA 1 fås att 0,673 motsvaras av erfc(0,298). Därför gäller:

$$\frac{6,677 \cdot 10^{-7}}{\delta_{\text{eff}}^{1/2}} = 0,298$$

Detta ger diffusionskoefficienten:

$$\delta_{\text{eff}} = 5,02 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$$

Exempel 1. Fall b; Samma förutsättningar som i Fall a men mindre täcksikt. Beräkna max tillåten diffusionskoefficient för 100 års livslängd

Täckskiktet är 50 mm.

Lösningen till diffusionsekvationen (I.4) skrivs nu:

$$\frac{1,35}{2} = \operatorname{erfc}\left[\frac{0,050}{2 \cdot (3,154 \cdot 10^9 \cdot \delta_{\text{eff}})^{1/2}}\right]$$

Dvs

$$0,673 = \operatorname{erfc}\left[\frac{4,451 \cdot 10^{-7}}{\delta_{\text{eff}}^{1/2}}\right]$$

Argumentet till erfc är oförändrat 0,298. Därför gäller:

$$\frac{4,451 \cdot 10^{-7}}{\delta_{\text{eff}}^{1/2}} = 0,298$$

Detta ger diffusionskoefficienten:

$$\delta_{\text{eff}} = 2,23 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$$

Relativ erforderlig diffusionskoefficient mellan Fall b och Fall a är:

$$\delta_{\text{eff}}(50 \text{ mm}) / \delta_{\text{eff}}(75 \text{ mm}) = 2,23 / 5,02 = \mathbf{0,444} = \mathbf{(50 / 75)^2}$$

Exempel 1 Fall c: Samma förutsättningar och täckskikt som i Fall c men diffusionskoefficient som i Fall a. Beräkna livslängden

$$\frac{1,35}{2} = \operatorname{erfc}\left[\frac{0,050}{2 \cdot (t \cdot 5,02 \cdot 10^{-12})^{1/2}}\right]$$

Dvs

$$0,673 = \operatorname{erfc}\left[\frac{1,12 \cdot 10^4}{t^{1/2}}\right]$$

Av tabellen för erfc i BILAGA 1 fås att 0,673 motsvaras av erfc(0,298). Därför gäller:

$$\frac{1,12 \cdot 10^4}{t^{1/2}} = 0,298$$

Detta ger livslängden:

$$t = 1,41 \cdot 10^9 \text{ sek} = \mathbf{45 \text{ år}}$$

Relativ livslängd mellan fall c och a är:

$$t(50 \text{ mm täckskikt})/t(75 \text{ mm täckskikt}) = 45/100 = \mathbf{0,45} = (50/75)^2$$

Exempel 1. Fall d: Samma förutsättningar som i Fall a men anrikning i ytan med en faktor 3. Beräkna max tillåten diffusionskoefficient för 100 års livslängd

Enligt förutsättningen är $\gamma=3$

Lösningen till kloridtransportekvationen -ekv (I.4)- kan då skrivas:

$$\frac{1,35}{3} = \operatorname{erfc}\left[\frac{0,075}{2 \cdot (3,154 \cdot 10^9 \cdot \delta_{\text{eff}})^{1/2}}\right]$$

Dvs

$$0,449 = \operatorname{erfc}\left[\frac{6,677 \cdot 10^{-7}}{\delta_{\text{eff}}^{1/2}}\right]$$

Av tabellen för erfc i BILAGA 1 fås att 0,449 motsvaras av erfc(0,535). Därför gäller:

$$\frac{6,677 \cdot 10^{-7}}{\delta_{\text{eff}}^{1/2}} = 0,535$$

Detta ger diffusionskoefficienten:

$$\delta_{\text{eff}} = 1,56 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$$

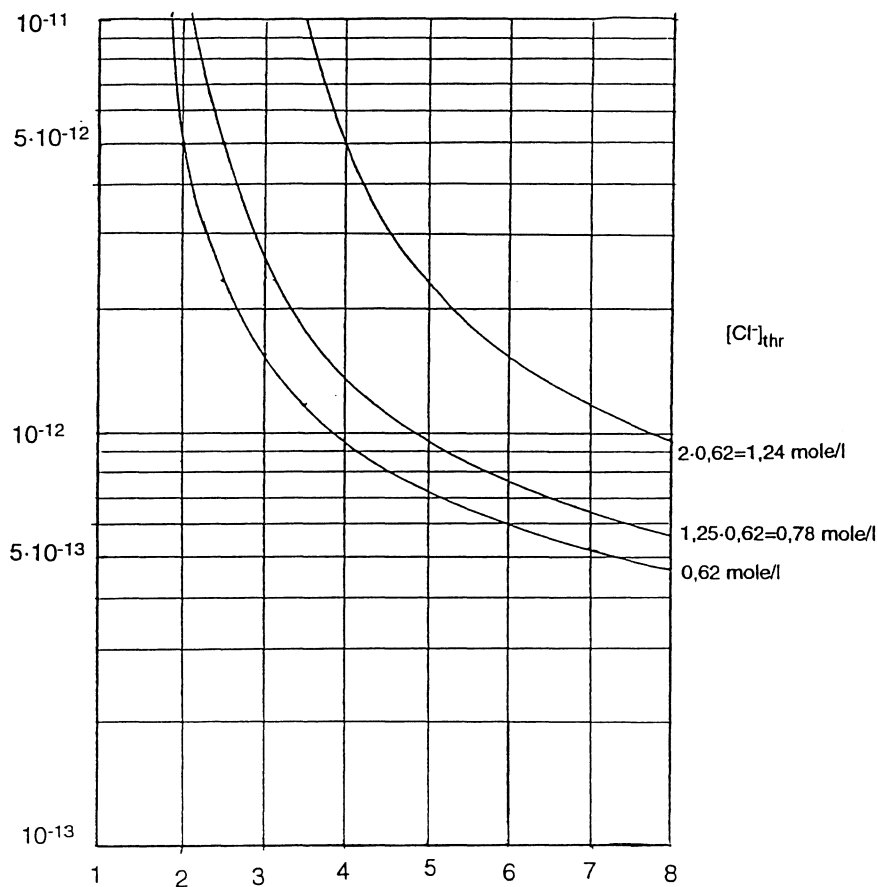
Relativ erforderlig diffusionskoefficient är:

$$\delta_{\text{eff}}(\gamma=3)/\delta_{\text{eff}}(\gamma=2) = 1,56 / 5,02 = \mathbf{0,311}$$

Sammanfattning av olika fall med täckskikt 75 mm och livslängd 100 år

En sammanfattande figur ur vilken erforderlig kloriddiffusionskoefficient kan hämtas visas i Fig 1.9. Figuren gäller för ett täckskikt av 75 mm och en önskad livslängd av 100 år. I figuren har tre kurvor inlagts för olika tröskelnivåer för start av korrosion.

The required maximum chloride diffusivity; D_{eff} m²/s



The relation between the surface concentration of chloride and the outer concentration; γ

Fig 1.9: Diagram för utvärdering av erforderlig kloriddiffusionskoefficient för 100 års livslängd när tröskelnivå och yttre kloridhalt är kända. 75 mm täckskikt.

Det kan noteras att betongen är immun mot armeringskorrosion när följande villkor är uppfyllt:

$$[Cl^-]_{\text{thr}} \geq \gamma \mathbf{0.46}$$

Den yttre kloridkoncentrationen räcker då inte till för att starta korrosion även om den skulle nå in ända till armeringen.

Exempel 1. Fall e: Samma förutsättningar som i Fall a men cementets alkali (Na^+ och K^+) antas ha lakats ur. Beräkna max diffusionskoefficient för 100 års livslängd

OH-koncentrationen hos porvattnet avgörs i detta fall av mättad kalciumhydroxid, CaOH_2 . pH-värdet för mättad kalciumhydroxid är:

$$\text{pH} \approx 12,3$$

dvs, OH-jonkoncentrationen är:

$$[\text{OH}^-] \approx 10^{\text{pH}-14} = 0,020 \text{ mol/liter}$$

Tröskelnivån för start av korrosion är då enligt Hausmanns kriterium; ekv (I.6):

$$[\text{Cl}^-]_{\text{thr}} = 0,6 \cdot 0,02 = 0,012 \text{ mol/liter}$$

Lösningen till kloridtransportekvationen -ekv (I.4)- kan då skrivas:

$$\frac{0,012}{2 \cdot 0,46} = \text{erfc} \left[\frac{0,075}{2 \cdot (3,154 \cdot 10^9 \cdot \delta_{\text{eff}})^{1/2}} \right]$$

Dvs

$$0,013 = \text{erfc} \left[\frac{6,677 \cdot 10^{-7}}{\delta_{\text{eff}}^{1/2}} \right]$$

Av tabellen för erfc i BILAGA 1 fås att 0,013 motsvaras av erfc 1,76. Därför gäller:

$$\frac{6,677 \cdot 10^{-7}}{\delta_{\text{eff}}^{1/2}} = 1,76$$

Detta ger diffusionskoefficienten:

$$\delta_{\text{eff}} = 1,44 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2/\text{s}$$

Detta är en mycket låg diffusionskoefficient som kräver mycket hög betongkvalitet.

1.4.2 Exempel 2: Inverkan av olika bindemedelstyper

En jämförelse görs mellan rent portlandcement och ett cement bestående av en blandning av portlandcement och ett mineraliskt tillsatsmaterial, tex slagg, flygaska eller silikastoft.

a) Generella förutsättningar:

1: Samma vct och cementhalt som enligt Exempel 1, Fall a ovan

2: Kloridkoncentrationen i betongytan är oberoende av cementsorten. Den antas liksom i Exempel 1, Fall a, vara:

$$[\text{Cl}^-]_0 = \gamma \cdot 0,46 = 2 \cdot 0,46 = 0,92 \text{ mol/liter}$$

3: Tröskelnivån antas följa Hausmanns kriterium, $[Cl^-]_{thr} = 0,6 \cdot [OH^-]$. För OPC gäller enligt Exempel 1, Fall a ovan:

$$[Cl^-]_{thr, OPC} = 0,62 \text{ mol/liter}$$

(Ett annat OPC skulle naturligtvis ha gett en annan tröskelnivå)

4: Täcksikt 75 mm

5: Betong med vanligt portlandcement (OPC) antas vara 100 år vid $\delta_{eff, OPC} = 5 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$ (Fall a i Exempel 1 ovan). Diffusionskonstanten för blandcementet är $\delta_{eff, BC}$.

Relationen mellan de båda diffusionskonstanterna är:

$$\eta = \delta_{eff, BC} / \delta_{eff, OPC}$$

Diffusionskonstanten minskar normalt när mineraliska tillsatsmedel blandas in, dvs $\eta < 1$.

6: Blandcementet antas ge en OH-jonkoncentration som är en multipel ε av OH-jonkoncentrationen hos OPC:

$$\varepsilon = [OH^-]_{BC} / [OH^-]_{OPC}$$

Alkaliteten sänks när ett mineraliskt tillsatsmaterial blandas in eftersom detta reagerar med OPC:s alkali., dvs $\varepsilon < 1$.

Då fås följande villkor för start av korrosion hos betong med blandcement; jfr Exempel 1, Fall a ovan:

$$\varepsilon \cdot \frac{0,62}{0,92} = \operatorname{erfc} \left[\frac{0,075}{2(t \cdot \delta_{eff, BC})^{1/2}} \right]$$

Denna ekvation ger livslängden för blandcementbetong med varierande transportkoefficient och alkalitet. Ekvationen löses för några fall.

Fall 1: Antag, $\eta = 0,10$

$$\delta_{eff, BC} = 0,10 \cdot \delta_{eff, OPC} = 0,10 \cdot 5 \cdot 10^{-12} = 5 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2/\text{s}$$

Då fås:

$$\varepsilon \cdot 0,674 = \operatorname{erfc} \left[\frac{0,075}{2 \cdot (t \cdot 5 \cdot 10^{-13})^{1/2}} \right]$$

$\varepsilon = 0,25$:

$$0,25 \cdot 0,674 = \operatorname{erfc}(0,960) \quad \text{dvs} \quad t = 97 \text{ år}$$

$\varepsilon = 0,50$:

$$0,50 \cdot 0,674 = \operatorname{erfc}(0,679) \quad \text{dvs} \quad t = 193 \text{ år}$$

Fall 2: Antag, $\eta=0,5$

$$\delta_{\text{eff,BC}} = 0,5 \cdot \delta_{\text{eff,OPC}} = 0,5 \cdot 5 \cdot 10^{-12} = 2,5 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$$

Då fås:

$$\varepsilon \cdot 0,674 = \text{erfc} \left[\frac{0,075}{2 \cdot (t \cdot 2,5 \cdot 10^{-12})^{1/2}} \right]$$

$\varepsilon=0,25$:

$$0,25 \cdot 0,674 = \text{erfc}(0,960) \quad \text{dvs} \quad t = 19 \text{ år}$$

$\varepsilon=0,50$:

$$0,50 \cdot 0,674 = \text{erfc}(0,679) \quad \text{dvs} \quad t = 39 \text{ år}$$

En sammanfattning ges i Fig 1.10. Denna kan användas för en värdering av livslängden hos betong med blandcement jämfört med betong med det rena portlandcementet. I Fig 1.10 antas portlandcementbetongens livlängd vara 100 år.

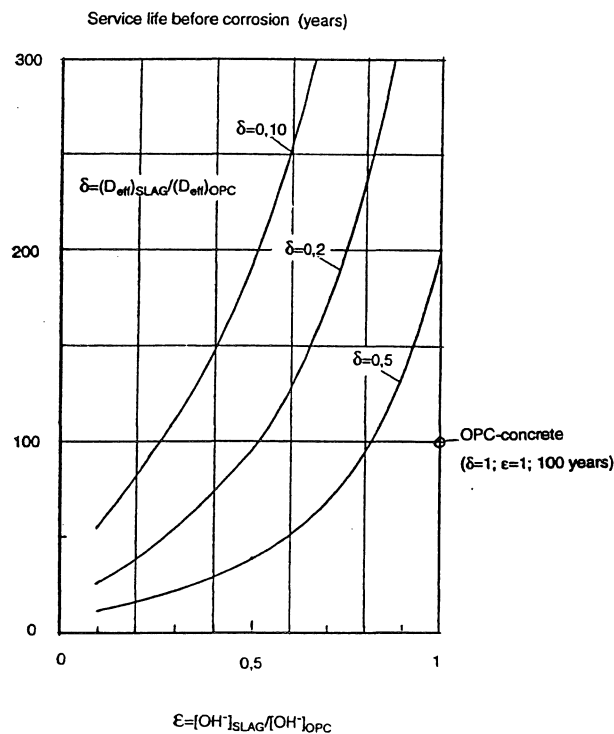


Fig 1.10: Diagram som ger livslängden hos betong med bindemedel som har andra värden på kloridtröskelvärde och kloriddiffusivitet än betong med rent portlandcement. Täcksiktet är 75 mm och livslängden för betong med portlandcement är 100 år.

Som framgår av figuren kan livslängden såväl öka som minska hos betongen med blandcement. Vad som händer beror på den relativa diffusionskonstanten, η , och den relativa alkalihalten, ε .

Man kan genom att göra en regressionsanalys på ett antal beräkningar av det slag som visas ovan få fram följande approximativa villkor för att livslängden skall bli 100 år för båda betongtyperna:

$$\eta < 0,06 + 0,67 \cdot \varepsilon^{2,15}$$

Detta innebär tex att diffusionskoefficienten enbart får vara 20% av diffusionskoefficienten för OPC om alkaliteten i mol/liter halveras. Uttrycket gäller inte exakt.

b) Praktisk tillämpning

I Nederländerna har man gjort vissa långtidsmätningar av diffusionskoefficienten hos en viss typ av OPC-betong och en viss typ av slaggcementbetong (slagghalt 70%). Bägge betongerna hade vct 0,40. De hade varit nedsänkta under 16 år i Nordsjön. Följande relativa diffusionskoefficient erhöles ur kloridprofilerna⁶:

$$\eta = \delta_{\text{eff,BC}} / \delta_{\text{eff,OPC}} = 0,33$$

Samtidigt har i en annan undersökning reduktionen i OH-jonkoncentrationen studerats; se Fig 1.11⁷. Följande relation kan utvärderas ur försöksdata i figuren:

$$\varepsilon = [\text{OH}^-]_{\text{BC}} / [\text{OH}^-]_{\text{OPC}} = 0,55$$

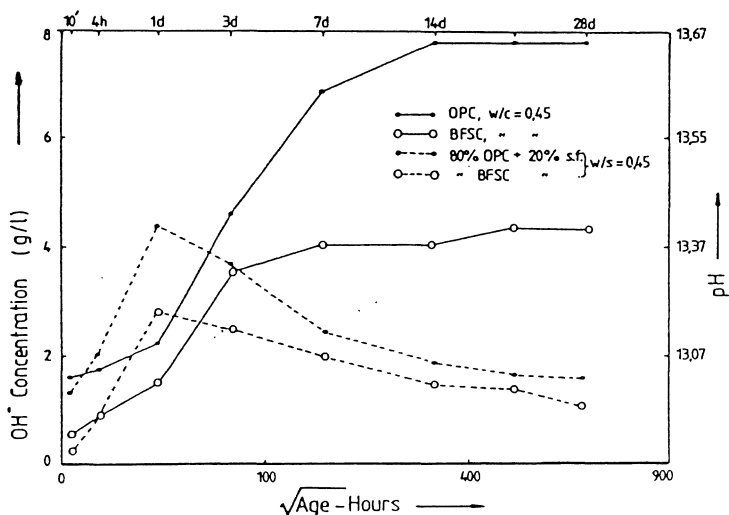


Fig 1.11: OH-jonkoncentrationen hos portlandcementbetong och slaggcementbetong; med 10% eller utan silikastoft.

Detta innebär att livslängden för betongen med slaggcement reduceras något. Teoretiskt fås för samma fall som analyserades generellt under punkt (a) ovan:

$$\delta_{\text{eff,BC}} = 0,33 \cdot \delta_{\text{eff,OPC}} = 0,33 \cdot 5 \cdot 10^{-12} = 1,65 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$$

$$0,55 \cdot \frac{0,62}{0,92} = \text{erfc} \left[\frac{0,075}{2(t \cdot 1,65 \cdot 10^{-12})^{1/2}} \right]$$

⁶ Polder, Larbi: Investigation of concrete exposed to North Sea water submersion for 16 years. TNO report 93-BT-R0619-02, 1993.

⁷ Bijen: Can we construct durable marine structures with neat concrete and can we repair durably? Delft University and INTRON, Jan. 1989.

eller:

$$0,371 = \operatorname{erfc}(0,633)$$

Dvs

$$0,633 = \frac{0,075}{2(t \cdot 1,65 \cdot 10^{-12})^{1/2}}$$

Dvs,

$$t = 67 \text{ år}$$

Trots den lägre diffusionskoefficienten minskar alltså livslängden vilket beror på att minskningen av alkaliteten har dominerande betydelse.

1.4.3 Exempel 3: Skiva med ändlig tjocklek

En betongskiva med tjocklek 15 cm utsätts för 2-sidig kloridexponering. Armeringen har ett täckskikt av 2,5 cm. Efter 10 års exponering uppmäts kloridhalten 0,4% av cementvikten vid armeringens yta. Ytkoncentrationen vid betongytan är 1,6% av cementvikten. Armeringskorrosion antas starta när koncentrationen vid stållytan nått värdet 0,8% av cementvikten. Hur lång är återstående livslängd?

Lösning:

Fig 1.5 används.

Efter 10 år:

$$c_0 = 0 \text{ (0\% klorid i betongen vid } t=0)$$

$$c_1 = 1,6\%$$

$$c = 0,4\%$$

$$\text{Således : } U = (c - c_1) / (c_0 - c_1) = (0,4 - 1,6) / (0 - 1,6) = 0,75$$

$$Fo = x/L = 5/7,5 = 0,67$$

Ur Fig 1.5 fås:

$$Fo = 0,04, \text{ Dvs}$$

$$\delta_{\text{eff}} \cdot 10 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600$$

$$Fo = \frac{\delta_{\text{eff}} \cdot 10 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600}{0,075^2} = 0,04$$

$$\delta_{\text{eff}} = 7,1 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2/\text{s}$$

Livslängd räknad från t=0:

$$(c - c_1) / (c_0 - c_1) = (0,8 - 1,6) / (0 - 1,6) = 0,5$$

Ur Fig 1.5 fås:

$$Fo = 0,12, \text{ dvs}$$

$$F_0 = \frac{7,1 \cdot 10^{-13} \cdot t_{\text{liv}}}{0,075^2} = 0,12$$

Dvs, total livslängd är:

$$t_{\text{liv}} = 9,5 \cdot 10^8 \text{ s} = 30 \text{ år}$$

Resterande livslängd:

$$30 - 10 = 20 \text{ år}$$

1.4.4 Exempel 4: Bestämning av δ_{eff} ur uppmätta kloridprofiler

Efter 15 års exponering i kloridhaltig miljö uppmäts i en betongkonstruktion följande totalkloridhalter räknade på cementvikten:

* 2 cm från ytan: $c = 0,9\%$

* 5 cm från ytan: $c = 0,5\%$

15 år motsvarar $15 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600 = 4,73 \cdot 10^8$ sek.

Ekv (1.12) och (1.13) används.

2 cm:

$$0,9/c_1 = \text{erfc}\left[0,02/\left[2(4,73 \cdot 10^8 \cdot \delta_{\text{eff}})^{1/2}\right]\right] = \text{erfc}\left[4,6 \cdot 10^{-7}/\delta_{\text{eff}}^{1/2}\right] = \text{erfc}(\xi)$$

5 cm:

$$0,9/c_1 = \text{erfc}\left[0,05/\left[2(4,73 \cdot 10^8 \cdot \delta_{\text{eff}})^{1/2}\right]\right] = \text{erfc}\left[1,15 \cdot 10^{-6}/\delta_{\text{eff}}^{1/2}\right] = \text{erfc}(\xi)$$

Passningsberäkning:

Antag: $c_1 = 2\%$:

$$2 \text{ cm: } 0,9/2 = 0,45 \text{ medför } \xi = 0,54, \text{ dvs } \delta_{\text{eff}} = 7,2 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2/\text{s}$$

$$5 \text{ cm: } 0,5/2 = 0,25 \text{ medför } \xi = 0,80, \text{ dvs } \delta_{\text{eff}} = 2,1 \cdot 10^{-12} \text{ -"-}$$

Antag $c_1 = 1,3\%$:

$$2 \text{ cm: } 0,9/1,3 = 0,692 \text{ medför } \xi = 0,28, \text{ dvs } \delta_{\text{eff}} = 2,7 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$$

$$5 \text{ cm: } 0,5/1,3 = 0,385 \text{ medför } \xi = 0,62, \text{ dvs } \delta_{\text{eff}} = 3,4 \cdot 10^{-12} \text{ -"-}$$

Ur grafisk lösning enligt Fig 1.12 fås:

$$c_1 = 1,2 \% \text{ och}$$

$$\delta_{\text{eff}} = 3,5 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$$

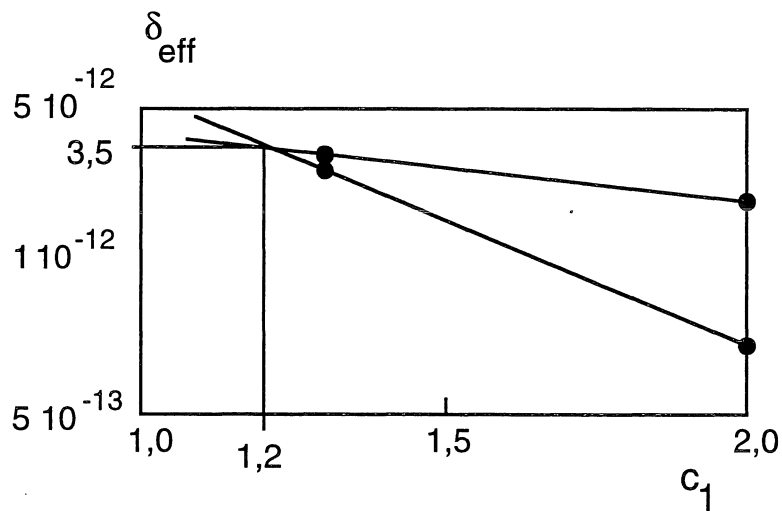


Fig 1.12: Grafisk lösning till Exempel 4.

1.4.5 Exempel 5: Beräkning av resterande livslängd ur uppmätt kloridprofil

Ur beräknad kloridprofil vid en viss tidpunkt kan en uppskattning av resterande livslängd göras. Detta visas med ett exempel.

Samma förutsättningar som i Exempel 4 ovan, dvs samma uppmätta kloridprofil och samma ur kloridprofilen bestämda diffusionskoefficient.

Antag att korrosion startar när kloridkoncentrationen når 0,8%. Hur stor är resterande livslängd om ytkoncentrationen förblir konstant?

Lösning:

Total livslängd t_{liv} från $t=0$ beräknas ur:

$$0,8/1,2 = \operatorname{erfc} \left[0,05 / [2(t_{liv} \cdot 3,5 \cdot 10^{-12})^{1/2}] \right] = \operatorname{erfc}(0,30)$$

Således:

$$0,3 = 0,05 / [2(t_{liv} \cdot 3,5 \cdot 10^{-12})^{1/2}]$$

$$\text{Dvs, } t_{liv} = 1,98 \cdot 10^9 \text{ s} = 63 \text{ år}$$

Resterande livslängd är **63-15 = 48 år**

1.5 Avvikelser från det idealiserade fallet

I en verklig konstruktion gäller inte alla de fyra förutsättningar som beskrivs i avsnitt 1.1. Inte heller är tröskelnivån för start av korrosion så enkel som den beskrivs av Hausmanns kriterium, ekv (I.6).

* Betongen hydratiserar gradvis och blir därför allt tätare. Detta innebär att kloriddiffusionskoefficienten gradvis minskar med tiden. Effekten är emellertid tämligen liten efter något år. Under det första året kommer emellertid kloridinträngningen att ske

med något större hastighet än vad som gäller senare. Den enkla teorien i avsnitt 1.1 ger därför något för hög livslängd i det fall diffusionskoefficienten baseras på mätningar på äldre betong. Å andra sidan blir beräknad livslängden för kort om beräkningen baseras på diffusionskoefficienter för yngre betong.

Om man använder diffusionskoefficienter vilka tagits fram från liknande fältexponerade betonger enligt metoden i avsnitt 1.3 kompenseras automatiskt för diffusionskoefficientens tidsberoende. I det ur verklig kloridprofil utvärderade värdet δ_{eff} inkluderas då tidsberoendet.

- * I vissa miljöer sker en ytpåverkan vilket kan ge en starkt kloridblockerande effekt. Detta innebär att det effektiva kloriddiffusionstalet kan reduceras mycket kraftigt. Exempel på detta visas i Fig 1.13. Figuren visar relationen mellan kloriddiffusionskoefficienter bestämda ur verklig kloridinträngning i betong exponerad för havsmiljö (δ_{eff}) och kloriddiffusionskoefficienter bestämda på samma betong vid samma tidpunkt (dvs vid samma hydratationsgrad) men på ett sådant djup från ytan att yttre klorid från havsvattnet inte nått fram ($\delta_{\text{bulk diff}}$)

En reduktion med en faktor 20 tycks ske efter lång tids exponering⁸.

Den enkla teorien som presenteras i avsnitt 1.1 kan ändå användas förutsatt att man använder reducerade värden på δ_{eff} , dvs i det fall δ_{eff} bestäms på jungfrulig betong i laboratoriet bör det framtagna värdet reduceras med en viss faktor. För exponering i havsvatten kan reduktionsfaktorn vara av storleksordningen 20. För tösaltad betong är långtidseffekterna på diffusionskoefficienten okända. För säkerhets skull antas att ingen större reduktion sker i fält.

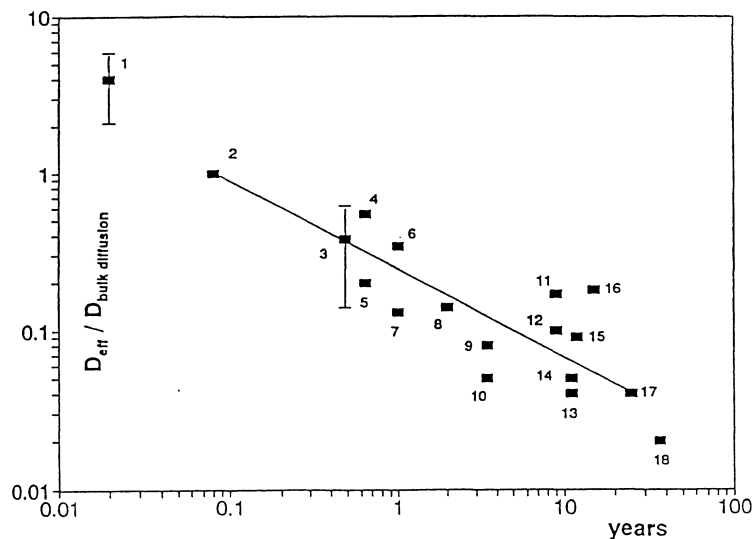


Fig 1.13: Effektiv kloriddiffusionskoefficient hos betong som exponerats under lång tid för havsvatten i Atlanten; δ_{eff} . Jämförelse görs med kloriddiffusionskoefficienten hos icke-exponerad betong av samma ålder; $\delta_{\text{bulk diff}}$.

- * I verkligheten spricker betong. Kloridinträngning i sprickor är naturligtvis mycket snabbare än i osprucken betong. Korrosionsstart sker således rätt snabbt i sprickspetsen. Troligen återalkaliseras emellertrid betongen i sprickspetsen och korrosionen bromsas. Om sprickan är alltför stor kan detta inte ske. Detta innebär att den idealiserade modellen i avsnitt 1.1 inte kan användas för betong med sprickbildning. Tyvärr saknas i dag kunskaper om hur livslängden med avseende på armeringskorrosion i sprickor skall modelleras.

⁸ S. Helland: Chloride penetration into marine structure. Report presented at the RILEM workshop on "Durability of High Performance Concrete", Vienna, February, 13-15, 1994.

- * I verkligheten kan man i vissa fall tänka sig att alkali från betongens inre delar diffunderar ut mot kloridfronten. Detta gäller tex där betongen utsätts för växelvis uttorkning och uppfuktning. I så fall ökar tröskelnivån med avseende på korrosionsstart vilket förlänger livslängden.

I en sprickspets kan, som nämndes ovan, troligen alkali vandra in till korrosionszonen och re-alkalisera denna så att korrosionen stoppas eller fördröjs. Hastigheten och omfattningen hos en eventuell motdiffusion av alkali är okänd.

- * I verkligheten är inte den yttre kloridhalten konstant. Detta gäller visserligen för betong som är ständigt nedsänkt i havsvatten, men inte för betong i skvalpzonen eller för tösaltad betong.

För betong i skvalpzonen kan man använda sig av en konstant förhöjd kloridkoncentration i förhållande till havsvattnet. Detta görs i beräkningsexemplen ovan genom att införa ”förhöjningsfaktorn” γ , som kan vara 2 à 3. Troligen kan den vara ännu högre för betong av låg kvalitet vilken har stark kapillärsugning. Faktorn γ kommer att få stor betydelse för den beräknade livslängden.

- * I verkligheten varierar fukttinnehållet i täcksiktet, vilket innebär att diffusionskoefficienten för klorid varierar med tiden.

Kloriddiffusionskoefficienten minskar starkt med minskad fukthalt. Fuktbberoendet är emellertid okänt. Möjligen kan det antas att adsorberat vatten inte leder klorid samt att kloriddiffusionstalet är direkt proportionellt mot mängden kapillärkondenserat vatten i cementpastan. Detta skulle leda till ett fuktbberoende av ungefär följande typ. Härledning görs i BILAGA 2:

$$\delta_{rf} = K \cdot \frac{vct - 0,39 \cdot \alpha}{vct + 0,32} \cdot rf^k \quad (1.14)$$

Där δ_{rf} är kloriddiffusionskoefficienten vid viss rf [m^2/s]

K är en koefficient som bestäms ur ett kloriddiffusionsförsök med helt vattenmättad betong, dvs vid $rf=1$. K skall i princip vara oberoende av vct om ekv (1.14) är giltig

α är hydratationsgraden

k är en koefficient som är något beroende av vct (enligt analysen i BILAGA 2 är

$$k \approx 0,2 + 8 \cdot vct$$

Utseendet hos kloriddiffusionskoefficienten baserat på detta antagande visas i Fig 1.14.

Fukttillståndet i ytan kan i princip beräknas förutsatt att variationen i yttre fukttillståndet är känd⁹. Ett problem är att kapillaritetsegenskaperna hos betong är dåligt kända. Däremot är kunskapen om fukttransport inom hygroskopiskt område ($rf < ca 98\%$) relativt god¹⁰. Två exempel på en beräkning av fuktvariationen i ytan på betong utsatt för varierande yttre fuktvariation visas i Fig. 15. När fukttillståndet först beräknats kan sedan kloridinträngningen modelleras numeriskt med Fick's lag -ekv (1.1) - kombinerad med ett antaget fuktbberoende hos kloridtransportkoefficienten, tex enligt ekv (1.14).

- * I verkligheten är tröskelnivån för start av korrosion mycket högre än vad som framgår av Hausmanns kriterium, förutsatt att betongen är sprickfri och armeringen perfekt kringgjuten. Den är ofta så hög att korrosion faktiskt inte är möjlig såvida inte den yttre

⁹ G. Fagerlund, G Hedenblad: Calculation of the moisture-time fields in concrete. Avd Byggnadsmaterial, LTH, Rapport TVBM-3052, 1993.

¹⁰ G Hedenblad: Moisture permeability of mature concrete, cement mortar and cement paste. Avd byggnadsmaterial, Rapport TVBM-1014, 1993.

kloridhalten är mycket hög; se tex Fig 1.6. Tyvärr är kunskaperna om verkliga tröskelnivåer mycket begränsad.

För dåligt kringgjuten armering torde tröskelnivåerna vara lägre än de som anges av Hausmanns kriterium. Detsamma gäller möjligen också för en del sprucken betong.

Tröskelnivåerna förefaller dessutom vara starkt beroende av fuktnivån vid armeringsnivån. Om betongen är konstant fuktmättad är tröskelnivån mycket hög. Om betongen ömsevis torkar och fuktas upp är tröskelnivån lägre.

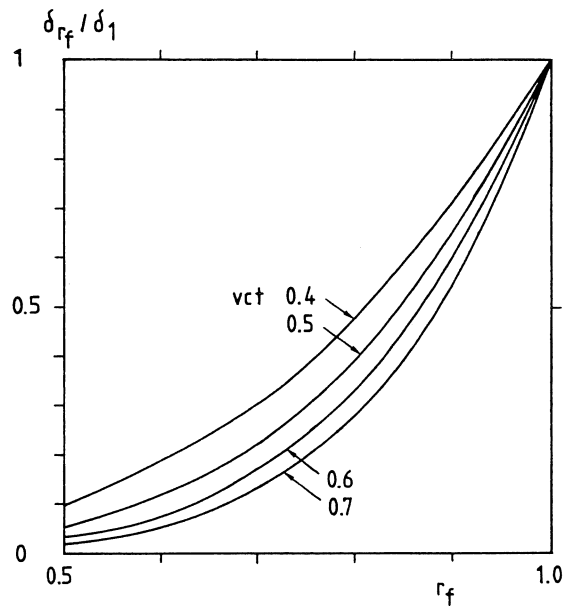


Fig 1.13: Antaget samband mellan kloriddiffusionskoefficient och RH.

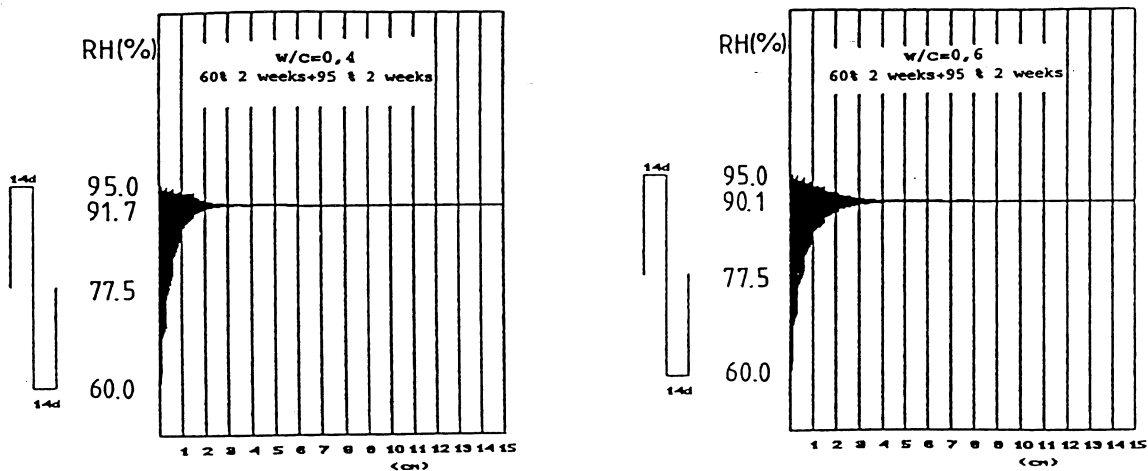


Fig 1.15: Exempel på en beräkning av fuktvariationen i ytan på betong vid cyklisk variation av yttre RH mellan 60% och 95% RH. Vänster: vct=0,40. Höger: vct=0,60.

Resonemangen ovan visar att det inte är lätt att göra en exakt livslängdsberäkning för betong med avseende på kloridinitierad armeringskorrosion. Den idealiserade teorin ovan ger dock i flertalet fall en underskattning av verklig livslängd, förutsatt att betongtäcksiktet inte är defekt.

2. Karbonatiseringsinitierad armeringskorrosion

2.1 Teori

Karbonatiseringsprocessen åskådliggörs i Fig 2.1.

Karbonatiseringsreaktionen sker i en zon, som är belägen på djupet x efter tiden t . Följande förutsättningar antas gälla:

- 1: Karbonatiseringsreaktionen antas ske utan tidsfördröjning så snart CO_2 når karboniserbart material.
- 2: Ingen motdiffusion av karboniserbart material från betongens inre okarboniserade delar antas ske, dvs mängden karboniserbart material per volymenhet antas vara konstant.
- 3: Diffusionskoefficienten för koldioxid antas vara konstant.
- 4: Fukttillståndet över hela täcksiktet antas vara konstant. Detta är en förutsättning för att förutsättning 3: ovan skall kunna gälla.
- 5: All CO_2 reagerar i karboniseringsfronten, vilket innebär att karboniseringsfronten tränger in som en sk "moving boundary", dvs som en skarp front.

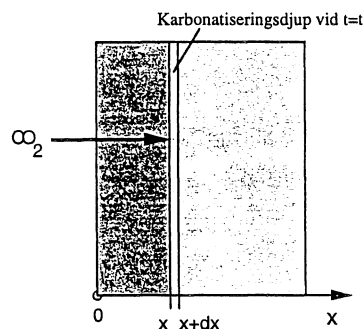


Fig 2.1: Karbonatiseringsprocessen.

Tillförseln av CO_2 beskrivs av:

$$dQ' = \frac{\delta \cdot A \cdot c_0}{x} \cdot dt \quad (2.1)$$

Där,
 dQ' är tillförseln av CO_2 [mol]
 δ är diffusionskoefficienten för CO_2 [m^2/s]
 A är tvärsnittsarea [m^2]
 x är karboniseringsdjupet [m]
 c_0 är koncentrationen av CO_2 i uterluften [mol/m^3]
 dt är studerat tidsintervall [s]

Det bör observeras att c_0 har antagits vara densamma som CO_2 -koncentrationen i ytterluften. Detta är inte helt rätt eftersom c_0 skall motsvara CO_2 -koncentrationen i betongens porer vid ytan. c_0 kommer därför vid konstant yttre CO_2 -halt att vara beroende av mängden vatten i porerna eftersom CO_2 är begränsat lösbar i vatten. I princip kan emellertid yttre CO_2 -

koncentrationen användas som mått på c_0 eftersom det råder direkt proportionalitet mellan yttre CO_2 -halt och CO_2 -koncentration i porvattnet; dvs, $(c_0)_{\text{por}} = K \cdot c_0$. Konstanten K inkluderas i värdet på diffusionskoefficienten δ . På så sätt tas automatiskt hänsyn till olika fukthalt i porerna (dvs olika lösbarhet hos CO_2) genom att värdet på δ ändras.

Karbonatiserad materialmängd är:

$$dQ'' = C \cdot dx \cdot A \quad (2.2)$$

Där dQ'' är mängden karbonatiserat material [mol]
 C är mängden karboniserbart material i betongen [mol/m^3]
 dx är ökningen av karbonatiseringsdjupet under tidsintervallet dt [m]

Den kemiska reaktionen kan skrivas:



Dvs 1 mol CO_2 + 1 mol CaO ger 1 mol CaCO_3

Då gäller att $dQ' = dQ''$ eftersom båda uttrycks i mol. Således kan ekv (2.1) och ekv (2.2) sättas lika. Detta ger:

$$C \cdot A \cdot dx = \frac{\delta \cdot A \cdot c_0}{x} \cdot dt \quad (2.4)$$

Separation och integrering från $t=0$ till $t=t$, och från $x=0$ till $x=x$ ger:

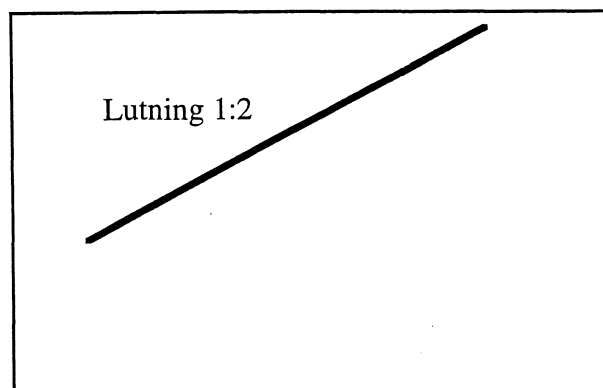
$$x = [2 \cdot \delta \cdot c_0 / C]^{1/2} \cdot t^{1/2} \quad (\text{II.1})$$

Eller:

$$x = k \cdot t^{1/2} \quad (\text{II.2})$$

Dvs karbonatiseringshastigheten avtar gradvis. Logaritmering av ekv (II.2) ger en linje med riktningskoefficienten $1/2$ och en nivå, som beskrivs av koefficienten k ; se Fig 2.2.

Log karbonatiseringsdjup



Log exponeringstid

Fig 2.2: Karbonatiseringsdjupet i log-log-skala.

Karbonatiseringshastigheten dx/dt fås genom derivering av ekv (II.2):

$$\frac{dx}{dt} = \frac{k}{2} \cdot \frac{1}{t^{1/2}} \quad (2.5)$$

Avgörande för karbonatiseringsdjupet är således konstanten k som enligt ekv (II.1) bestäms av yttre CO_2 -halten, betongens täthet och mängden karbonatiserbar kalk.

2.2 Tillämpningsexempel

2.2.1 Exempel 1: Resterande livslängd

Efter 25 år befinner sig karbonatiseringsfronten på 18 mm djup. Hur lång är resterande livslängd innan armeringen börjar rosta om täcksiktet är 25 mm?

Lösning:

$$x = k \cdot t^{1/2}$$

Dvs, $18 = k \cdot 25^{1/2}$ vilket ger $k = 3,6$

Total livslängd fås ur:

$$25 = 3,6 \cdot t_{\text{liv}}^{1/2}$$

$$t_{\text{liv}} = 48 \text{ år}$$

Resterande livslängd är:

$$48 - 25 = 23 \text{ år}$$

2.2.2 Exempel 2: Inverkan av bindemedelstyp

Jämför livslängden med avseende på start av karbonatiseringsinitierad armeringskorrosion för en betong med slaggcement och en betong med vanligt portlandcement (OPC). Följande data antas gälla:

| | |
|--------------|--|
| Slaggcement: | $\delta = 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ |
| | $C = 20 \text{ kg/m}^3$ (Enbart fri kalciumhydroxid antas karbonatisera) |
| OPC: | $\delta = 5 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ |
| | $C = 120 \text{ kg/m}^3$ (dito) |

Lösning:

$$t = X^2 \cdot \frac{C}{2 \cdot \delta \cdot c_0} \quad (\text{X är täcksiktet})$$

Livslängdsrelationen blir då:

$$\frac{t_{\text{slagg}}}{t_{\text{OPC}}} = \frac{20 \cdot 5 \cdot 10^{-8}}{120 \cdot 10^{-8}} = 0,83$$

2.2.3 Exempel 3: Förväntad total livslängd

Samma som Exempel 2. Beräkna livslängden hos OPC-betongen om täcksiktet är 35 mm och yttre CO₂-koncentrationen är 0,03 vikt-%.

Lösning:

Densiteten hos luft vid + 20°C är 1,25 kg/m³

Molvikten av CO₂ är: 44 g/mol=0,044 kg/mol

Yttre koncentrationen av CO₂ är då:

$$c_o = (0,03/100) \cdot 1,25 / 0,044 = 8,5 \cdot 10^{-3} \text{ mol/m}^3$$

Mängden karbonatiserbar CaO är 120 kg/m³

Molvikten för CaO är 56 g/mol = 0,056 kg/mol

Total mängd karbonatiseringsbar kalk är 120/0,056 = 2143 mol/m³

Karbonatiseringsekvationen (II.1) ger:

$$0,035 = \{ [2 \cdot 5 \cdot 10^{-8} \cdot 8,5 \cdot 10^{-3}] / 2143 \}^{1/2} \cdot t_{\text{liv}}^{1/2}$$

Dvs

$$t_{\text{liv}} = 3,09 \cdot 10^9 \text{ s} = 98 \text{ år}$$

2.2.4 Exempel 4: Inverkan av förhöjd koldioxidhalt

Samma som Exempel 3 men CO₂-halten är förhöjd till 0,12% (industriatmosfär)

Lösning:

Livslängden är enligt ekv (II.1) direkt proportionell mot CO₂-halten dvs,

$$t_{\text{liv}} = 98 \cdot \frac{0,03}{0,12} = 25 \text{ år}$$

2.3 Avvikelser från det idealiserade fallet

Härledningen ovan baseras på idealiserade förhållanden. I verkligheten kan avvikelser förekomma. Nedan görs en kort genomgång av några av dessa.

1: Diffusionskoefficienten för koldioxid ökar starkt med minskad fukthalt. Exakt hur fuktberoendet ser ut är inte känt. Mätningar gjorda för syrgasdiffusion visas i Fig 2.3¹¹. Enligt denna figur kan möjligen följande uttryck användas; se BILAGA 2.

$$\delta_{\text{rf}} = k \cdot v \cdot c^3 (2 - 1,97 \cdot \text{rf}) \quad (2.6)$$

Där δ_{rf} är transportkoefficienten för gas [m²/s]

k är en koefficient som är av storleksordningen 10⁻⁷ à 3·10⁻⁷ [m²/s]

¹¹ K Tuutti: Corrosion of steel in concrete. Cement- och betonginstitutet, Rapport Fo 4.82, 1982.

Detta innebär att diffusionskoefficienten för koldioxid inte är konstant utan varierar med täcksiktets fuktillstånd. Fuktillståndet kan i princip beräknas. Därför kan koldioxidinträning och karbonatisering i princip modelleras med ekv (II.1) varvid variabel diffusionskoefficient används.

- 2: I verkligheten kan man tänka sig att en motdiffusion av alkali och kalciumhydroxid från betongens inre delar till karbonatiseringsfronten sker. Om så är fallet, ökar mängden karboniserbart material i karbonatiseringszonen. Därför kommer karbonatiseringshastigheten att gradvis minska mer än vad som förutsägs av ekv (II.1). I princip kan fronten tänkas närma sig en asymptot på ett visst djup. Detta kan inte ske enligt härledningen ovan
-ekv (II.1)- där mängden karboniserbar kalk antas vara konstant.
- 3: I verkligheten sker en åldring av betongen, vilken gradvis ändrar diffusionskoefficienten för koldioxid. För portlandcement innebär dessutom karbonatiseringen att materialet blir tätare och diffusionskoefficienten minskar. För betong med restmaterial blir den karboniserade zonen ofta mera öppen varför diffusionskoefficienten ökar. I princip inkluderas emellertid dessa effekter i det använda värdet på diffusionskoefficienten.
- 4: Karbonatiseringszonen är inte helt skarp. Detta gäller i särskilt hög grad när karbonatiseringsprocessen accelereras. Exempel på uppmätta karbonatiseringsfronter visas i Fig 2.4¹². Karbonatiseringen karakteriseras av uppmätt molförhållande mellan CO_2 och CaO. Molförhållande 1:1 innebär att all kalk karbonatiserat. Det förhållandet att molförhållandet är <1 i ytan beror på att inte allt cement hydratiserat och därför inte är åtkomligt för karbonatisering. Som synes är karbonatiseringsfronten mycket mera flack och oskarp för accelererad karbonatisering.

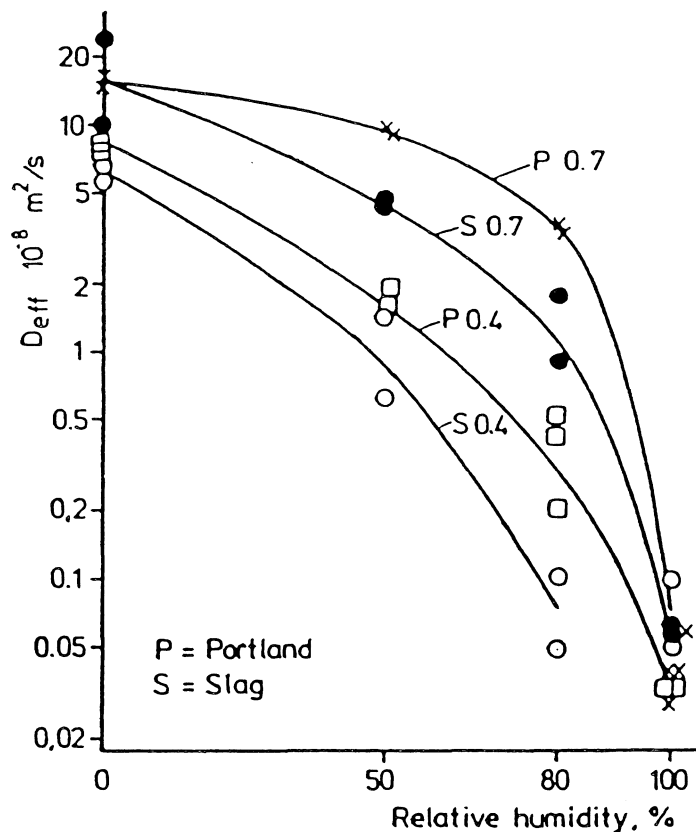


Fig 2.3: Inverkan av RH på diffusionskoefficienten för syrgas.

¹² G Fagerlund: Carbonation of concrete with fly ash cement. I" Durable Concrete with Industrial By-Products". VTT Symposium 89, Esbo, 1988.

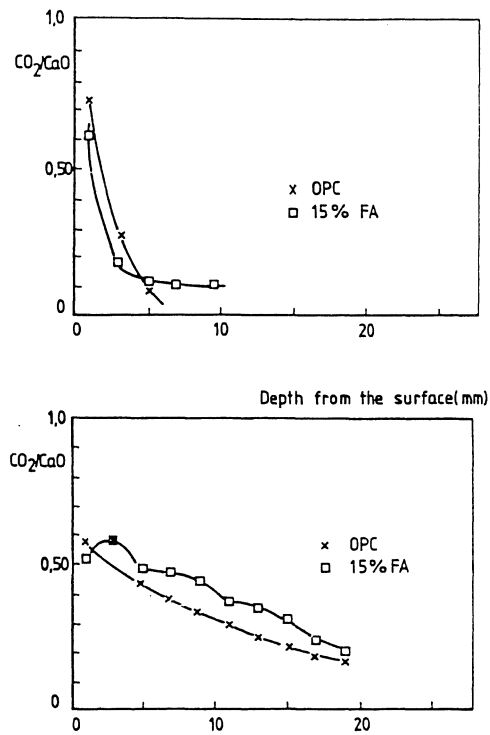


Fig 2.4: Karbonatiseringsfronten efter 2 års exponering vid icke-accelererad karbonatisering (övre figuren), och accelererad karbonatisering (undre figuren). Koldioxidkoncentrationer är 0,03% i icke accelererat fall, och 5% i accelererat fall. Prover utsätts för koldioxid direkt efter avformning

3. Korroderande armering - korrosionsskedet

3.1 Teori

3.1.1 Korrosionshastighet

I kapitel 1 och 2 behandlas tiden fram till korrosionsstart. Livslängden är emellertid inte slut förrän täcksiktet sprängts, eller armeringens area reducerats så starkt att dimensionerande laster inte kan bäras. I livslängden kan därför i princip även korrosionsskedet inkluderas. Korrosionshastigheten beror främst på den elektrolytiska ledningsförmågan och på syretillgången vid stålytan. Båda dessa faktorer är starkt fuktberoende och beror på täcksiktets fukttillstånd:

* Elektrolytiska ledningsförmågan ökar med ökat fukttinnehåll i täcksiktet.

* Syrgastillgången minskar med ökat fukttinnehåll i täcksiktet. Detta beror på att gasdiffusion blockeras av fukt i porsystemet; se Fig 2.3.

Sett över en längre tidsperiod, och i osprucken betong, torde fukttillgången kunna anses vara konstant när det gäller att bedöma genomsnittlig korrosionshastighet. Denna kan därför antas vara konstant.

$$dq_{\text{korr}}/dt = K_1 \quad (3.1)$$

Där q_{korr} är viktförlust av stål förorsakad av korrosion [g/cm^2], dq_{korr}/dt är genomsnittlig korrosionshastighet [$\text{g}/(\text{cm}^2 \cdot \text{s})$] och K_1 är en konstant [$\text{g}/(\text{cm}^2 \cdot \text{s})$].

Viktförlusten efter tiden t är således:

$$q_{\text{korr}} = K_1 \cdot t \quad (3.2)$$

Korrosionen drabbar främst stålets överyta (närmast betongytan). Därför råder det ungefärlig proportionalitet mellan förlust i stålvolym och korrosionsdjup.

$$x_{\text{korr}} \approx K_2 \cdot t \quad (3.3)$$

Där x_{korr} är korrosionsdjupet [cm]. Sambandet mellan x_{korr} och q_{korr} är:

$$x_{\text{korr}} \cdot \rho = q_{\text{korr}} \quad (3.4)$$

Där ρ är den korroderande stålarean [cm^2]
 ρ är stålets densitet [$7,8 \text{ g}/\text{cm}^3$]

Viktförlusten på grund av korrosion kan beräknas ur den sk strömtätheten vilken kan mätas. Relationen ges av Faradays lag:

$$q = \frac{I \cdot t}{z \cdot F} \quad (\text{III.1})$$

Där q är viktförlusten [g/cm^2]
 M är metallens molekylvikt [$55,8 \text{ g}/\text{mol}$ för järn]
 I är strömtätheten [A/cm^2]
 z är valensen [$+2$ för rostande järn]
 t är tiden [s]
 F är Faradys konstant [$96500 \text{ Coulomb (As)}$]

Med insatta värden för järn fås följande relation mellan korrosionsdjup x [cm], strömtäthet I [A/cm^2] och tiden t [s]:

$$x_{\text{korr}} = 3,7 \cdot 10^{-5} \cdot I \cdot t \quad [\text{cm}] \quad (\text{III.2})$$

Dvs vid en strömtäthet av $100 \mu A/cm^2$ fås ett korrosionsdjup som är:

* Efter 1 dygn: $3,2 \cdot 10^{-4}$ cm (3,2 μm)

* Efter 1 år: 0,117 cm (1170 μm)

Genom att mäta korrosionsströmmen får man således genom Ekv (III.2) en uppfattning om hur korrosionsdjupet utvecklas med tiden.

3.1.2 Reduktion av stålarea

Korrosionen drabbar först stålets överyta. Reduktionen i stålarea blir därför beroende av armeringsdimensionen. Vid små armeringsdiametrar blir effekten större än vid stora diametrar. Följande approximativa samband mellan relativ förlust i stålarea och relativt korrosionsdjup kan användas vid måttligt kraftig korrosion:

$$\Delta A/A_0 \approx x_{\text{korr}}/D \quad (\text{III.3})$$

Där $\Delta A/A_0$ är relativ förlust i stålarea
 D är ståldiametern [cm].

Man kan naturligtvis göra en mer sofistikerad beräkning, men osäkerheten i hur korrosion sker är så stor att detta knappast är befogat.

Livslängden är förbrukad när stålaren är så liten att bärförmågan inte längre är tillräcklig för att konstruktionen skall vara säker. Tillåten reduktion beror på stålets belägenhet i konstruktionen; i dragarmering i balkmitt tolereras, tex betydligt större korrosionsdjup än i förankring vid upplag.

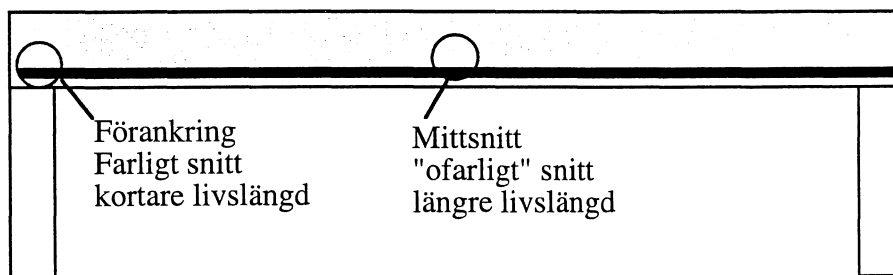


Fig 3.1: Principbild som visar att tillåten tvärsnittsreduktion är olika i olika delar av konstruktionen, dvs livslängden är olika för olika konstruktionsdelar.

3.1.3 Täcksiktssprängning

Redan innan armeringsarean reducerats till max tillåten nivå kan täcksiktssprängning ske. Ju större korrosionsdjup, ju mindre täcksikt, och ju större armeringsdiameter, desto mindre korrosion erfordras för täcksiktssprängning.

Man har gjort försök att med hjälp av brottmekanik beräkna erforderligt korrosionsdjup för sprickbildning i täcksiktet (parallell med järnen) och för sprängning av detta. Ännu har man inte lyckats få fram säkra samband. Den främsta svårigheten ligger i att modellera rostens sprängande förmåga.

3.2 Tillämpningsexempel

3.2.1 Exempel 1: Små armeringsstänger

En betong är armerad med 12 mm armeringsstål. Korrosion har startat. Medelströmintensiteten uppmäts till $50 \mu\text{A}/\text{cm}^2$. Konstruktionen antas tåla 20% förlust av armeringsarean. Bedöm hur länge korrosion kan pågå innan konstruktionens funktion äventyras.

Lösning:

Faradays lag - ekv (III.2)- ger:

$$x_{\text{korr}} = 3,7 \cdot 10^{-5} \cdot 50 \cdot 10^{-6} \cdot t = 1,85 \cdot 10^{-9} \cdot t \text{ [cm]}$$

Tillåtet korrosionsdjup är enligt Ekv (III.3):

$$x_{\text{korr,till}} = 0,20 \cdot 1,2 = 0,24 \text{ [cm]}$$

Dvs tillåten korrosionstid är:

$$t = 0,24 / 1,85 \cdot 10^{-9} = 1,3 \cdot 10^8 \text{ s} = \mathbf{4,1 \text{ år}}$$

3.2.2 Exempel 2: Stora armeringsstänger

Samma exempel som 1 men armeringsstängerna är 25 mm. Samma tillåtna reduktion av tvärsnitt (20%).

Lösning:

$$x_{(\text{korr})\text{till}} = 0,20 \cdot 2,5 = 0,50 \text{ [cm]}$$

Dvs tillåten korrosionstid är:

$$t = 0,50 / 1,85 \cdot 10^{-9} = 2,7 \cdot 10^8 \text{ s} = \mathbf{8,6 \text{ år}}$$

4. Surt ytangrepp

Reaktionshastigheten bestäms antingen av att syra diffunderar in till en reaktionszon inne i materialet -Fall 1- eller av att det lösta ämnet diffunderar ut till omgivande syra -Fall 2. De hastighetsbestämmande ekvationerna blir något annorlunda i de båda fallen.

Syraangreppet kan vara *icke-erosivt*, dvs det angripna ytpartiet kvarstår med oförminskad tjocklek. Detta medför att angreppszonen ökar gradvis varför angreppshastigheten avtar med tiden enligt vad som härleds i 4.1 nedan. Angreppet kan också vara *erosivt*, så att upplöst ytparti skalas av i samma takt som det nyskapas. Detta medför att angreppet blir mera linjärt med tiden och därmed livslängden betydligt kortare. Detta fall behandlas i 4.2 nedan.

4.1 Icke-erosivt angrepp

4.1.1 Fall 1: Syradiffusionen hastighetsbestämmande

Följande förutsättningar gäller; se Fig 4.1:

- 1: Reaktionen antas ske genom att syra diffunderar in till angreppszonen på djupet x .
- 2: Det förutsätts alltså att diffusionskoefficienten för syra är hastighetsbestämmande
- 3: Det upplösta materialet antas diffundera bort utan att påverka inflödet av ny syra
- 4: All syra antas omedelbart neutraliseras i angreppszonen, dvs syrakoncentrationen där är noll
- 5: Det upplösta materialet efterlämnar ett skelett av delvis upplöst material. Angreppet är alltså "icke-erosivt"
- 6: Syrakoncentrationen är linjär över angreppszonen

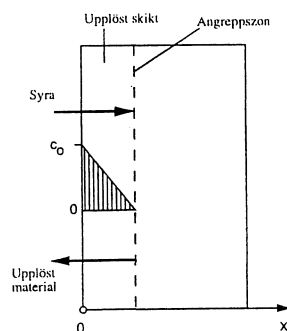


Fig 4.1: Icke-erosivt surt angrepp. Syradiffusion är hastighetsbestämmande.

Härledningen blir lik den som gäller för karbonatisering. Syratransporten blir :

$$dS = \frac{\delta_s \cdot A \cdot c_0}{x} \cdot dt \quad (4.1)$$

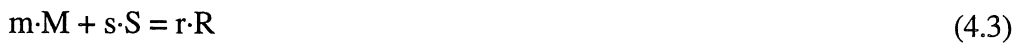
- Där
- dS är transporterad syramängd [mol]
 - δ_s är diffusionskoefficienten för syra [m^2/s]
 - A är tvärsnittsarean [m^2]
 - c_0 är yttre syrakoncentrationen [mol/m^3]
 - x är angreppszonens djup från ytan [m]
 - dt är studerat tidsintervall [m]

Reagerad mängd material under tiden dt är:

$$dM = M \cdot A \cdot dx \quad (4.2)$$

Där dM är upplöst materialmängd [mol]
 M är mängden reagerbart material [mol/m^3]
 dx är ökningen av angreppsdjupet under tiden dt [m]

Reaktionen beskrivs av:



Där M är reagerande material
 S är reagerande syra
 R är bildad reaktionsprodukt
 m , s och r är antal i reaktionen deltagande mol

Detta innebär att s mol syra behövs för att lösa m mol material. Relationen mellan mängd syra och mängd material är således:

$$S/M = s/m \quad (4.4)$$

Dvs

$$dS = (s/m) \cdot dM \quad (4.5)$$

Ekv (4.1) kan då skrivas:

$$\frac{s}{m} \cdot dM = \frac{\delta_s \cdot A \cdot c_0}{x} \cdot dt \quad (4.6)$$

Eller:

$$dM = \frac{s}{m} \cdot \frac{\delta_s \cdot A \cdot c_0}{x} \cdot dt \quad (4.7)$$

Ekv (4.2) och ekv (4.7) sätts lika. Då fås:

$$\frac{m}{s} \cdot \frac{\delta_s \cdot A \cdot c_0}{x} \cdot dt = M \cdot A \cdot dx \quad (4.8)$$

Separering och integrering ger:

$$x = \left\{ \frac{m}{s} \cdot \frac{2 \cdot \delta_s \cdot c_0}{M} \right\}^{1/2} \cdot t^{1/2} \quad (IV.1)$$

Eller:

$$x = k_1 \cdot t^{1/2} \quad (IV.2)$$

Där k_1 är en konstant. Dessa ekvationer är således till sin allmänna uppbyggnad ekvivalenta med karbonatiseringsekvationen (II.1).

4.1.2 Fall 2: Diffusion av löst material hastighetsbestämmande

Följande förutsättningar gäller; se Fig 4.2:

- 1: Det förutsätts att diffusionskoefficienten för löst material är hastighetsbestämmande
- 2: Det upplösta materialet antas diffundera bort utan att påverkas av inflödet av ny syra
- 3: Koncentrationen av upplöst diffunderande material är linjär.

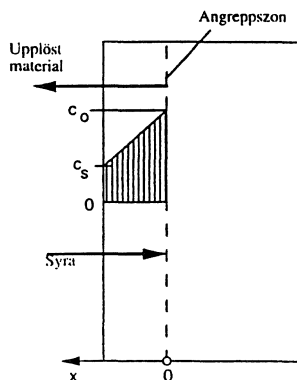


Fig 4.2: Icke-erosivt angrepp. Diffusion av löst material hastighetsbestämmande.

Härledningen blir lik den som gjordes ovan.

Materialtransporten blir då:

$$dM = \frac{\delta_m \cdot A \cdot (c_0 - c_s)}{x} \cdot dt \quad (4.9)$$

Där dM är transporterad materialmängd [mol]
 δ_m är diffusionskoefficienten för löst material [m^2/s]
 A är tvärsnittsarean [m^2]
 c_0 är koncentrationen av löst material vid angreppszonen [mol/m^3]
 c_s är koncentrationen av löst material i yttre lösningen [mol/m^3]
 x är angreppszonens djup från ytan [m]
 dt är studerat tidsintervall [m]

Reagerad mängd material under tiden dt är:

$$dM = M \cdot A \cdot dx \quad (4.10)$$

Där dM är upplöst materialmängd [mol]
 M är mängden reagerbart material [mol/m^3]
 dx är ökningen av angreppsdjupet under tiden dt [m]

Ekv (4.9) och ekv (4.10) sätts lika. Då fås:

$$\frac{\delta_m \cdot A \cdot (c_0 - c_s)}{x} \cdot dt = M \cdot A \cdot dx \quad (4.11)$$

Separering och integrering ger:

$$x = \left\{ \frac{2 \cdot \delta_m \cdot (c_0 - c_s)}{M} \right\}^{1/2} \cdot t^{1/2} \quad (\text{IV.3})$$

Eller:

$$x = k_2 \cdot t^{1/2} \quad (\text{IV.4})$$

Där k_2 är en konstant. Ekvationen är således lik den som gäller Fall 1. Hastigheten blir emellertid annorlunda eftersom drivande potential och hastighetsbestämmande diffusionskoefficient är annorlunda.

4.2 Erosivt angrepp

4.2.1 Allmänt

Ovan har det antagits vid bedömning av livslängden att upplösningen av ytskiktet medför att detta helt förlorar sin funktion. Detta är också normalt fallet eftersom det är ett kalkbaserat, dvs syralösligt material -cementpastan- som "kittar" samman betongen. Detta innebär att angripen betong förlorar stora delar av sin kohesion -sammanhållning. Cementpastan består emellertid även av reaktionsprodukter från aluminater och ferriter (C_3A och C_4AF). Dessa är mera svårslösliga. Det innebär att ett skikt av endast delvis upplöst material kvarstår på materialytan. Dess hållfasthet är reducerad men skiktet har den positiva egenskapen att det fortsatta ytangreppet avtar med tiden enligt vad som visades ovan. Man kan också tänka sig att det delvis "urlakade" ytskiktet trots allt bidrar till betongens funktion. Detta innebär i så fall att livslängden blir högre än vad som beräknas ovan. I normalfallet måste man emellertid räkna med att angripen betong är förlorad betong.

När angreppet är *icke-erosivt*, dvs angripen ytskikt stannar kvar, bidrar det till att förlänga betongens livslängd genom att medföra ett ökande diffusionsmotstånd. Detta är förutsättningen för formlerna (IV.1) tom (IV.4) ovan.

När angreppet är *erosivt*, dvs angripen ytskikt förloras gradvis, kommer angreppsdjupet att växa i stort sett linjärt med angreppstiden. Erosion kan bero på strömmande vatten, på frost, på differentiell krympning mellan angripen skikt och oangripen betong, etc.

Liksom i fallet icke-erosivt angrepp skiljs på Fall 1 och Fall 2 beroende på vilken transporttyp som är hastighetsbestämmande. Erosionen kan antingen ske *stegvis*, dvs ytan faller av när syraangreppet nått ett visst djup x_0 , eller också kan det vara *kontinuerligt* och ske med i stort sett konstant hastighet. Båda fallen behandlas nedan.

4.2.2 Stegvis erosion

Erosion sker när ett visst angreppsdjup x_0 nåtts. Hela det angripna skiktet antas då falla av. Detta innebär att ekv (IV.1) och (IV.3) kan användas även för att beskriva erosivt angrepp. Man får ett antal stegvisa angrepp med djupet x_0 ; se Fig 4.3. Varje nytt steg inträffar efter tiden t_0 räknat från början av föregående steg. Det totala angreppsdjupet efter tiden t blir då:

$$x = \Sigma x_0 \approx x_0 \cdot t/t_0 \quad (\text{IV.5})$$

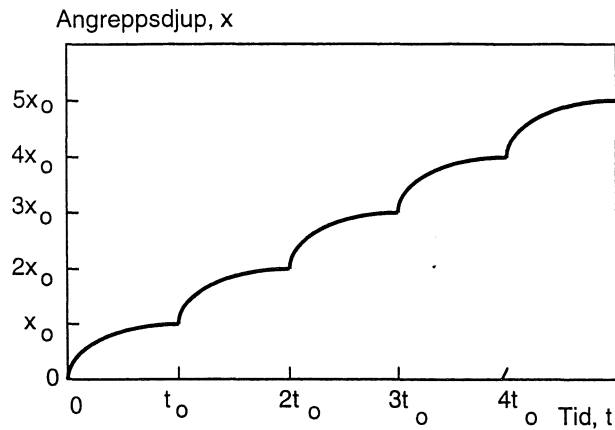


Fig 4.3: Erosivt angrepp. Stegvis erosion.

Fall 1: Diffusion av syra hastighetsbestämmande

Sambandet mellan x_0 och t_0 fås ur Ekv (IV.1):

$$x_0 = \left\{ \frac{m}{s} \cdot \frac{2 \cdot \delta_s \cdot c_0}{M} \right\}^{1/2} \cdot t_0^{1/2} \quad (\text{IV.6})$$

Dvs:

$$t_0 = \frac{s}{m} \cdot \frac{M}{2 \cdot \delta_s \cdot c_s} \cdot x_0^2 \quad (\text{IV.7})$$

Fall 2: Diffusion av löst material hastighetsbestämmande

Sambandet mellan x_0 och t_0 fås ur Ekv (IV.3):

$$x_0 = \left\{ \frac{2 \cdot \delta_m \cdot (c_0 - c_s)}{M} \right\}^{1/2} \cdot t_0^{1/2} \quad (\text{IV.8})$$

Dvs:

$$t_0 = \frac{M}{2 \cdot \delta_m (c_0 - c_s)} \cdot x_0^2 \quad (\text{IV.9})$$

4.2.3 Kontinuerlig erosion

Erosionshastigheten antas föregå med konstant hastighet:

$$\left(\frac{dx}{dt} \right)_e = k \quad (4.12)$$

Dvs

$$x_e = k \cdot t \quad (4.13)$$

Där x_e är erosionsdjupet räknat från ytan på betongen.

Korrosionsangreppet, vilket sker vid den inre angreppszonen, sker med samma hastighet som erosionen när följande villkor är uppfyllt:

$$(dx/dt)_e = dx/dt \quad (4.14)$$

dx/dt fås indirekt ur ekv (4.8) resp Ekv (4.11) för Fall 1 resp Fall 2.

Fram till t_0 och x_0 beskrivs angreppet approximativt av Ekv (IV.1) resp. Ekv (IV.3) för Fall 1 och Fall 2. För exponeringstider överstigande t_0 beskrivs den totala angreppsdjupet approximativt av; se Fig 4.4:

$$x = x_0 + (dx/dt) \cdot (t - t_0) = x_0 + k \cdot (t - t_0) \quad (IV.10)$$

Vid t_0 övergår alltså angreppet från att gradvis avta enligt ett kvadratrotsberoende till att vara linjärt.

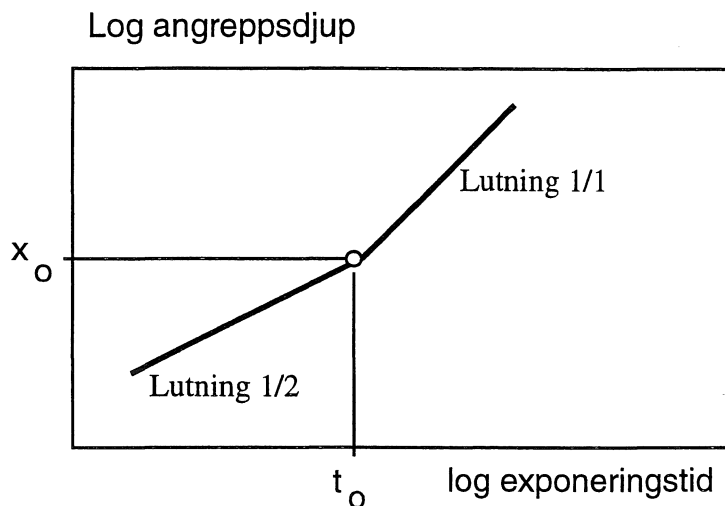


Fig 4.4: Erosivt angrepp. Kontinuerlig erosion.

OBS: Lösningen, som anges här, är något approximativ eftersom erosionen före tiden t_0 försummas. En exakt lösning av det kombinerade ytangreppet och diffusion i betongens yta ges i avsnitt 10.1 som behandlar synergien mellan armeringskorrosion och saltavskalning.

Fall 1: Diffusion av syra hastighetsbestämmande

Ur Ekv (4.8) fås:

$$dx/dt = \frac{m}{s} \cdot \frac{\delta_s \cdot c_0}{M \cdot x} \quad (4.15)$$

Villkor (4.14) är uppfyllt när angreppsdjupet nått värdet x_0 . Detta villkor skrivs:

$$\frac{\delta_s \cdot c_0}{s} \cdot \frac{m}{M \cdot x_0} = k \quad (4.16)$$

Dvs

$$x_0 = \frac{m}{s} \cdot \frac{\delta_s \cdot c_0}{M \cdot k} \quad (IV.11)$$

Fram till tiden t_0 beskrivs angreppet av Ekv (IV.1).

$$x \leq x_0; t \leq t_0: \quad x = \left\{ \frac{m}{s} \cdot \frac{2 \cdot \delta_s \cdot c_0}{M} \right\}^{1/2} \cdot t^{1/2} \quad (IV.1)$$

Där tiden t_0 fås genom att kombinera Ekv (IV.1) och (IV.11):

$$t_0 = \frac{m}{s} \cdot \frac{\delta_s \cdot c_0}{2 \cdot M \cdot k^2} \quad (IV.12)$$

Därefter är angreppszonens tjocklek räknad från eroderad yta konstant, x_0 . Det *totala angreppet* vid $t > t_0$ räknat från ursprunglig yta beskrivs därför av:

$$x \geq x_0; t \geq t_0: \quad x = x_0 + k \cdot (t - t_0) \quad (IV.10)$$

Fall 2: Diffusion av löst material hastighetsbestämmande

Ur Ekv (4.11) fås:

$$\frac{dx}{dt} = \frac{\delta_m \cdot (c_0 - c_s)}{M \cdot x} \quad (4.17)$$

Villkor (4.14) är uppfyllt när angreppsdjupet nått värdet x_0 . Detta villkor skrivs:

$$\frac{\delta_m \cdot (c_0 - c_s)}{M \cdot x_0} = k \quad (4.18)$$

Dvs

$$x_0 = \frac{\delta_m \cdot (c_0 - c_s)}{M \cdot k} \quad (IV.13)$$

Fram till tiden t_0 beskrivs angreppet av Ekv (IV.3).

$$x \leq x_0; t \leq t_0: \quad x = \left\{ \frac{2 \cdot \delta_m \cdot (c_0 - c_s)}{M} \right\}^{1/2} \cdot t^{1/2} \quad (IV.3)$$

Där tiden t_0 fås genom att kombinera Ekv (IV.13) och (IV.3):

$$t_0 = \frac{\delta_m \cdot (c_0 - c_s)}{2 \cdot M \cdot k^2} \quad (\text{IV.14})$$

Därefter är angreppszonens tjocklek räknad från eroderad yta konstant, x_0 . Det *totala angreppet* vid $t > t_0$ räknat från ursprunglig yta beskrivs därför av:

$$x \geq x_0; t \geq t_0: \quad x = x_0 + k \cdot (t - t_0) \quad (\text{IV.10})$$

4.3 Icke-erosivt angrepp men gradvis upplösning av angripet skikt

Om angreppet sker tillräckligt långsamt och syran är stark kan det inträffa att även det angripna ytskiktet bestående av rester från cementreaktionens aluminat- och ferritföreningar löses upp med början i ytan. Dessa föreningar är betydligt mera svårlösliga än kalciumföreningarna. Efter en viss angreppstid t_0 kommer upplösningen att reducera ytan lika snabbt som den inre angreppszonen växer. Angreppszonen räknad från eroderad yta kommer därefter att ha en konstant tjocklek x_0 . Därför kommer liksom vid erosivt angrepp angreppshastigheten att vara linjär och styras av diffusion genom den angripna zonen med dess konstanta tjocklek.

Detta fall kan därför behandlas med exakt samma ekvationer som kontinuerligt erosivt angrepp; dvs ekv (IV.10) tom ekv (IV.14). Tjockleken x_0 är dock i detta fall inte beroende på graden av erosion utan på relativa reaktionshastigheten hos kalciumreaktionen vid den inre angreppszonen, versus aluminat/ferritreaktionen vid ytan. I normalfallet kommer x_0 att vara betydligt större än vad som gäller för mekanisk erosion.

Koefficienten k i ekv (4.12) som bestämmer upplösningshastigheten av "urlakat skelett" är okänd. Den torde bero på typ av syra och på syrans koncentration. För vissa typer av syraangrepp torde ingen upplösning av ytan kunna ske.

4.4 Tillämpningsexempel på icke-erosivt angrepp

4.4.1 Exempel 1: Värdering av resultat av accelererad test

Ett betongprov testas i en lösning som är 10 gånger starkare än i verkligheten. Efter 2 månader uppmäts 3 mm angreppsdjup. Vad är troligt angreppsdjup efter 50 år i normal miljö?

Syradiffusionen antas vara hastighetsbestämmande i båda miljöerna. Diffusionskoefficienten antas vara oberoende av koncentrationen. Reaktionsmekanismen antas vara densamma vid bägge tidpunkterna, dvs molförhållandet m/s är konstant.

Lösning:

Accelererad miljö. Ekv (IV.1) ger:

$$3 = K \cdot \{m \cdot 2 \cdot \delta_s \cdot (10 \cdot c_0) / s \cdot M\}^{1/2} \cdot 2^{1/2} = \text{Konst} \cdot \{10\}^{1/2} \cdot 2^{1/2} = 4,47 \cdot \text{Konst}$$

Normal miljö. Ekv (IV.1) ger:

$$x = K \cdot \{m \cdot 2 \cdot \delta_s \cdot c_0 / s \cdot M\}^{1/2} \cdot (50 \cdot 12)^{1/2} = \text{Konst} \cdot 600^{1/2} = 24,5 \cdot \text{Konst}$$

Dvs:

$$x = 3 \cdot 24,5 / 4,47 = \mathbf{16,4 \text{ mm}}$$

4.4.2 Exempel 2: Inverkan av förhöjd halt kalk

Normal miljö enligt exempel 1. Mängden lösligt ämne är dock trefaldigt (kalkstensballast). När nås samma frättdjup som enligt exempel 1, dvs 16,4 mm efter 50 år.

Lösning:

Normal mängd lösligt material. Ekv (IV.1) ger:

$$16,4 = \text{Konst} \cdot \{1/M\}^{1/2} \cdot 600^{1/2}$$

Trefaldigt högre lösbar mängd. Ekv (IV.1) ger:

$$16,4 = \text{Konst} \cdot \{1/(3 \cdot M)\}^{1/2} \cdot t^{1/2}$$

Kombination av ekvationerna ger:

$$t = 50 \cdot 3 = \mathbf{150 \text{ år}}$$

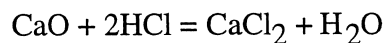
Dvs, livslängden är direkt proportionell mot mängden lösligt material, förutsatt att syradiffusionshastigheten är bestämmande.

4.4.3 Exempel 3: Bedömning av angreppsdjup. Syradiffusionen avgörande

Ett CaO-baserat material angrips av 0,1-molar saltsyra. Diffusionskonstanten för syra är $10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$. Mängden CaO är 400 kg/m^3 . Bedöm angreppsdjupet efter 10 år. Syradiffusionen är avgörande.

Lösning:

Reaktionsformeln är:



Dvs $m=1$ och $s=2$ (1 mol CaO reagerar med 2 mol HCl)

Yttre syrakoncentrationen är:

$$c_0 = 1000 (\text{liter/m}^3) \cdot (0,1 \text{ mol/liter}) = 100 \text{ mol/m}^3$$

Mängden CaO är:

$$M = 400\,000 (\text{g/m}^3) / 56 (\text{g/mol}) = 7140 \text{ mol/m}^3$$

Angreppsdjupet är då enligt ekv (IV.1):

$$x = \left\{ \frac{1 \cdot 2 \cdot 10^{-9} \cdot 100}{2 \cdot 7140} \right\}^{1/2} \cdot \{10 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600\}^{1/2} = 0,066 \text{ m} = \mathbf{6,6 \text{ cm}}$$

4.4.4 Exempel 4: Bedömning av angreppsdjup. Diffusion av löst material avgörande

En betong med 200 kg kalkbaserat material löses av en syra. Diffusion av löst material är hastighetsbestämmande. Diffusionskoefficienten för löst material är $2 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$. Lösligheten hos det kalkbaserade materialet i den aktuella syran är 8 g/liter. Yttre koncentrationen av löst material antas vara noll. Bedöm angreppsdjupet efter 15 år.

Lösning:

Drivande koncentration är:

$$c_0 = 8(\text{g/liter}) \cdot 1000 (\text{liter}/\text{m}^3) / 56 (\text{g/mol}) = 143 \text{ mol}/\text{m}^3$$

Mängd lösbart material är:

$$M = 200\,000 (\text{g}/\text{m}^3) / 56 (\text{g/mol}) = 3570 \text{ mol}/\text{m}^3$$

Angreppsdjupet är då enligt ekv (IV.3):

$$x = \left\{ \frac{2 \cdot 2 \cdot 10^{-10} \cdot (143 - 0)}{3570} \right\}^{1/2} \cdot \{15 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600\}^{1/2} = 0,087 \text{ m} = \mathbf{8,7 \text{ cm}}$$

4.5 Tillämpningsexempel på erosivt angrepp

4.5.1 Exempel 1: Stegvis erosion

Ett betongrör angrips av en organisk syra. Diffusion av löst material antas vara hastighetsbestämmande. Diffusionskoefficienten är $7 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$. Syran strömmar över betongytan och medför även sandpartiklar, som gradvis eroderar bort angripet yskikt när detta nått ett djup av 3 mm (storleken på sandkornen i betongens cementbruksfraktion).

Koncentrationen av löst material vid angreppszonen är $120 \text{ mol}/\text{m}^3$. Koncentrationen i yttre lösning är $30 \text{ mol}/\text{m}^3$. Mängden lösbart material är $6500 \text{ mol}/\text{m}^3$. Bedöm tiden till ett erosionsdjup av 20 mm.

Lösning:

$x_0 = 0,003 \text{ m}$. Enligt Ekv (IV.9) motsvaras detta av följande angreppstid:

$$t_0 = x_0^2 \cdot M / \{2 \cdot \delta_m \cdot (c_0 - c_s)\} = 0,003^2 \cdot 6500 / \{2 \cdot 7 \cdot 10^{-12} (120 - 30)\} = 4,6 \cdot 10^7 \text{ s} \\ = 532 \text{ dygn}$$

Angreppsdjupet $x=20 \text{ mm}$ fås ur Ekv (IV.5):

$$0,020 = 0,004 \cdot \frac{t}{532}$$

Dvs,

$$t = 2660 \text{ dygn} = \mathbf{7,3 \text{ år}}$$

OBS. Om angreppet varit icke-erosivt skulle 20 mm angrepp skett först efter följande tid; ekv (IV.3):

$$t = x^2 \cdot M / \{2 \cdot \delta_m \cdot (c_0 - c_s)\} = 0,020^2 \cdot 6500 / \{2 \cdot 7 \cdot 10^{-12} (120 - 30)\} = 2,1 \cdot 10^9 \text{ s} = \mathbf{66,5 \text{ år}}$$

4.5.2 Exempel 2: Kontinuerlig erosion

Samma diffusionskonstant, mängd löslbart material och koncentration av syra som i Exempel 1. Samma frågeställning, dvs erforderlig tid till 20 mm totalt angreppsdjup. Diffusion av löst ämne är hastighetsbestämmande. Konstanten k i ekv (4.12) bestäms av att erosionen är 2mm/år.

Lösning:

Konstanten k fås ur ekv (4.12):

$$k = dx/dt = 0,002/(365 \cdot 24 \cdot 3600) = 6,34 \cdot 10^{-11} \text{ m/s}$$

Då är x_0 enligt Ekv (IV.13):

$$x_0 = \frac{7 \cdot 10^{-12} \cdot (120-30)}{6500 \cdot 6,34 \cdot 10^{-11}} = 0,0015 = 1,5 \text{ mm}$$

Tiden t_0 är enligt Ekv (IV.14):

$$t_0 = \frac{7 \cdot 10^{-12} \cdot (120-30)}{2 \cdot 6500 \cdot (6,34 \cdot 10^{-11})^2} = 1,2 \cdot 10^7 \text{ s} = 139 \text{ dygn}$$

Sambandet mellan erosionsdjup och tid blir vid $t > t_0$:

$$x = x_0 + k(t-t_0) = 0,0015 + 6,34 \cdot 10^{-11} \cdot (t - 1,2 \cdot 10^7)$$

Dvs vid $x = 0,020$ mm gäller:

$$t = 3,0 \cdot 10^8 \text{ s} = 3472 \text{ dygn} = \mathbf{9,5 \text{ år}}$$

Detta skall jämföras med de 66,5 år som gäller om erosion inte funnes.

5. Inre kemiskt angrepp

5.1 Allmänt

Inre kemiskt angrepp kan tex vara alkali-kiselsyrareaktion (AKR) eller sulfatreaktion (SR). Båda reaktionerna sker in-situ inne i betongen. *Omfattningen av reaktionen* bestäms av:

- 1: Mängden reaktivt material inne i betongen; tex, (1) mängden alkalilöslig kiselsyra och mängden alkali i samband med AKR; (2) mängden aluminiumföreningar (främst C₃A) när det gäller SR.
- 2: Mängden reaktivt material utanför betongen; tex (1) mängden alkali och vatten när det gäller AKR; (2) mängden sulfat när det gäller SR.

Hastigheten hos reaktionen bestäms förmodligen främst av:

- 1: Reaktionshastigheten hos själva den destruktiva reaktionen; tex hastigheten hos reaktionen mellan sulfat och aluminat vid SR. Reaktionshastigheten är också temperaturberoende.
- 2: Hastigheten hos diffusion av yttre aggressivt ämne in i betongen; tex (1) diffusionshastigheten för alkali och vatten vid AKR; (2) diffusionshastigheten för sulfationer vid SR.

Livslängden bestäms även av max tillåten reaktionsgrad. Samtliga reaktioner är expansiva och ger därför förlust av kohesion (och hållfasthet) hos betongen.

I dag saknar vi möjlighet att beräkna livslängden med avseende på dessa typer av inre reaktion. Nedan skall därför *endast ges en skiss till hur en livslängdsberäkning skulle kunna göras*. Vi kan särskilja tre fall varav Fall 2 och Fall 3 torde vara mest realistiska.

I avsnitt 5.5 ges en del beräkningsexempel. Dessa är till ytterlighet approximativa och vill endast visa hur livslängden bör kunna bedömas. För att ekvationerna skall kunna tillämpas på ett tillförlitligt sätt krävs data beträffande diffusionshastigheter och reaktionshastigheter. Sådana data saknas i stor utsträckning.

5.2 Fall 1: Reaktionen inne i materialet hastighetsbestämmande. Stor mängd aggressivt ämne

I Fall 1 är inträngningshastigheten hos aggressivt ämne snabbare än den destruktiva reaktion som sker inne i materialet, dvs det finns alltid tillräcklig mängd aggressivt ämne för fullständig reaktion. Den inre reaktionen är då hastighetsbestämmande.

Reaktionen antas kunna skrivas på följande sätt:



Där A ocb B är (yttre) aggressivt ämne resp reaktivt ämne inne i materialet (betongen)
C resp D är vid reaktionen skapade ämnen
a, b, c, d är antal i reaktionen deltagande mol

Reaktionshastigheten för den reaktion, som sker inne i materialet, antas kunna beskrivas med följande formel, förutsatt att lösbarheten av B är så hög att det inte finns något material i betongen som kan antas gå i lösning under reaktionsförloppet, samtidigt som inträngande aggressivt medium A hela tiden förnyas i samma takt som reaktionen sker så att dess koncentration vid reaktionsfronten är konstant.

$$d[B]/dt = -K \cdot [B] \quad (5.2)$$

Där $[B]$ är koncentrationen av reagerande ämne fortfarande kvar i lösning [mol/m^3]
 K är en konstant som beror på typen av reaktion och på temperaturen [s^{-1}]

Detta innebär att reaktionshastigheten vid given temperatur är direkt proportionell mot koncentrationen av reagerande material. Integrering av Ekv (5.2) från $t=0$ till $t=t$ ger följande koncentration $[B]_t$ efter tiden t :

$$[B]_t = [B]_0 \cdot e^{-K \cdot t} \quad (V.1)$$

Där $[B]_0$ är koncentrationen av B i lösning vid $t=0$ [mol/m^3]

Tidsförloppet kan också skrivas:

$$\ln\left\{\frac{[B]_0}{[B]_t}\right\} = K \cdot t \quad (V.2)$$

Reaktionshastigheten avtar således exponentiellt med tiden förutsatt att ämnet B har en given mängd samtidigt som koncentrationen av A är konstant och oberoende av hur mycket B som reagerat.

Om enbart en liten andel av det reagerande materialet i betongen går i lösning samtidigt på grund av begränsad löslighet kommer en reaktion normalt att innebära att mera material går i lösning. Därför blir koncentrationen av c i stort sett konstant under hela tiden, dvs $[B]_t = [B]_0$. Reaktionshastigheten är därför i detta fall:

$$d[B]/dt = Q \quad (V.3)$$

Där Q är en konstant som beror på typen av reaktion och på koncentrationen av A och B [$\text{mol}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$]

Koefficienterna K och Q är temperaturberoende. Detta temperaturberoende kan ofta beskrivas med Arrheniusekvationen. För K gäller (samma ekvation gäller för Q):

$$K = k \cdot e^{-\{E/(RT)\}} \quad (V.4)$$

Där k är en konstant för reaktionen i fråga [s^{-1}]
 E är aktiveringsenergin [J/mol]
 R är allmänna gaskonstanten [$8,314 \text{ J}/\text{mol} \cdot \text{grad}$]
 T är absoluta temperaturen [$^{\circ}\text{K}$]

Reaktionsprodukterna C och D antas vara destruktiva. Ju mera av dessa ämnen som skapas, desto större skador får betongen. Destruktionen kan i sin enklaste form antas vara direkt proportionell mot reaktionsgraden, dvs för varje mol av reagerande B skapas en viss destruktions uttryckt i volymökning:

$$\Delta V/V = \text{konst} \cdot B_r \quad (V.5)$$

Där B_r är antal mol av R som reagerat med A för att skapa C och D [mol/m^3]
 $\Delta V/V$ är volymökningen hos betongen [m^3/m^3]

Det kan inte bildas mera destruktiva ämnen än vad det finns reaktivt material B, dvs förutsatt att destruktionshastigheten hela tiden är proportionell mot mängden reagerande ämne gäller:

$$(\Delta V/V)_{\max} = \text{konst} \cdot B_{\text{tot}} \quad (\text{V.6})$$

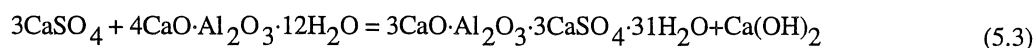
Där B_{tot} är total mängd B som är reagerbar [m^3/m^3]

I Fall 1 blir alltså livslängden bestämd av följande faktorer:

- 1: Hastighetskonstanten för reaktionen K resp Q. Denna beror på det aggressiva ämnets A typ och koncentration [mol/l].
- 2: Koncentrationen av reaktivt ämne B [mol/l].
- 3: Temperaturen
- 4: Aktiveringsenergin för reaktionen
- 5: Totalmängden reaktivt ämne, B_{\max}
- 6: Tillåten mängd reaktion, dvs tillåten mängd bildade ämnen C och D. Denna tillåtna reaktion bestäms av förstörelsegraden per mol reagerat ämne.

Fall 1 kan möjligen tänkas gälla för sulfatreaktionen om mycket stort inflöde av sulfat sker samtidigt som mängden reagerande material (främst C_3A) är konstant.

OBS: Reaktionsformeln (5.1) gäller för en viss koncentration av A. Vid en annan koncentration kan en annan reaktion gälla. Exempel är sulfatreaktionen. Vid lägre koncentrationer av sulfat skapas ettringit:



Vid högre sulfatkoncentrationer skapas gips genom reaktion med kalciumhydroxid:



Dessa båda reaktioner har med stor säkerhet olika hastighetskonstant och olika expansionsegenskaper. Därför är det viktigt att känna vilka reaktioner som sker vid olika koncentrationer, hur snabbt dessa reaktioner sker, hur stora reagerande mängder som finns, vilka aktiveringsenergier reaktionerna har och vilka expansioner (förstörelser) de skapar.

5.3 Fall 2: Reagerande mängder är konstanta

I många fall sker reaktionen mellan två ämnen som redan befinner sig inne i betongen. Detta gäller tex den enklaste formen av AKR. Såväl alkali som reaktiv silika finns redan i betongen. En viss inre diffusion är nödvändig, men diffusionsvägen torde ofta vara tämligen liten. Dessutom erfordras inflöde av fukt för att svällning skall kunna ske. Denna antas dock inte vara hastighetsbestämmande när miljön är mycket fuktig och betongens vct inte är alltför lågt. Reaktionsformel (5.1) gäller då varvid initialkoncentrationerna av A och B är givna, $[A]_0$ resp $[B]_0$ [mol/liter]. Antal reagerande mol är a, b, c och d.

Hastigheten hos reaktionen är proportionell mot koncentrationerna av de reagerande ämnena.

$$d[A]/dt = K \cdot [A] \cdot [B] \quad (5.5)$$

Där $d[A]/dt$ är hastigheten hos reaktionen av A. Vid tiden t har koncentrationen [$x \text{ mol/m}^3$]

av A reagerat, dvs resterande koncentration av A är $[A]=[A]_0 - [x]$. Koncentrationen av B är då $[B]=[B]_0 - (b/a) \cdot [x]$. K' är en hastighetsbestämmande konstant [$m^3/(mol \cdot s)$]

Därför gäller följande reaktionshastighet:

$$d[A]/dt = K' \cdot ([A]_0 - [x]) \cdot ([B]_0 - b/a \cdot [x]) \quad (5.6)$$

Separering och integration från $t=0$ till $t=t$ ger:

$$\frac{1}{(b/a) \cdot [A]_0 - [B]_0} \cdot \ln \left\{ \frac{[B]_0 \cdot ([A]_0 - [x])}{[A]_0 \cdot ([B]_0 - (b/a) \cdot [x])} \right\} = K' \cdot t \quad (V.7)$$

Reaktionsformeln kan också skrivas:

$$1 \cdot A_{ekv} + 1 \cdot B_{ekv} = 1 \cdot C_{ekv} + 1 \cdot D_{ekv} \quad (5.7)$$

Där "ekv" innebär den mängd (tex kg) av en substans per m^3 material som deltar i reaktionen relaterad till övriga mängder i reaktionen. Dvs i reaktionen $CaO + 2HCl = CaCl_2 + H_2O$ deltar vid $1 \text{ mol}/m^3$ av CaO följande mängder: $56 \text{ g} + 73 \text{ g} = 111 \text{ g} + 18 \text{ g}$. 1 ekvivalent HCl motsvarar alltså $73/56 \cdot CaO$ -mängden dvs $1,3 \cdot CaO$ -mängden.

Ekv (5.6) ändras då till:

$$dA/dt = K' \cdot (A_{ekv,0} - x_{ekv}) \cdot (B_{ekv,0} - x_{ekv}) \quad (5.8)$$

Där dA/dt är reaktionshastigheten hos A [$kg/m^3 \cdot s$]
 $A_{ekv,0}$ och $B_{ekv,0}$ är de initiella ekvivalenta mängderna [kg/m^3]
 x_{ekv} är ekvivalenta mängden av A som reagerat med x_{ekv} av B

Separering och integrering från $t=0$ till $t=t$ ger:

$$\frac{1}{A_{ekv,0} - B_{ekv,0}} \cdot \ln \left\{ \frac{B_{ekv,0} \cdot (A_{ekv,0} - x_{ekv})}{A_{ekv,0} \cdot (B_{ekv,0} - x_{ekv})} \right\} = K' \cdot t \quad (V.8)$$

Hastighetskonstanten har ofta samma typ av temperaturberoende som beskrivs av Ekv (V.4).

Ju mera omfattande reaktionen är desto större skador får betongen. Destruktionen kan i sin enklaste form antas vara linjär, dvs för varje mol av reagerande A skapas en viss destruering tex uttryckt i volymökning:

$$\Delta V/V = \text{konst} \cdot [X] \quad (V.9)$$

Där X är antal mol av A som reagerat med B för att skapa C och D. X kan tex uttryckas i (mol/m^3)
 $\Delta V/V$ är volymökningen hos betongen [m^3/m^3]

I Fall 2 blir alltså livslängden bestämd av följande faktorer:

- 1: Hastighetskonstanten för reaktionen K' . Denna beror på typen av reaktion. I vissa fall är troligen K' även koncentrationsberoende.
- 2: Koncentrationen av reagerande ämnen A och B [mol/m^3].
- 3: Temperaturen
- 4: Aktiveringsenergin för reaktionen
- 6: Tillåten mängd reaktion, dvs tillåten mängd bildade ämnen C och D. Denna tillåtna reaktion bestäms av förstörelsegraden per mol reagerat ämne.

Fall 2 kan möjligen tänkas gälla för sulfatreaktionen när allt reagerande material (sulfat och aluminat) finns i betongen från början. Den kan också tänkas gälla för AKR när all alkali och silika finns i betongen från början, och vatten finns inne i betongen i överskott.

Konsekvensen av Fall 2 är bl a följande:

- 1: Det finns en viss maximal skada som kan uppstå. Denna beror på mängden av A och/eller B. Sådana maxskador har bl a uppmätts för AKR; se Fig 5.1. Reaktionen har ett typiskt S-format tidsförlopp och går mot en asymptot för långa tider.
- 2: Vid låga halter av en av reaktanterna A eller B räcker inte reaktionsprodukten för att skada betongen. Ett exempel på detta visas i Fig 5.2. Det är enbart alkalihalt överstigande ca 3 kg/m^3 som kan skada en betong med starkt reaktiv ballast.
- 3: Det kan finnas farligaste kombinationer av mängder A och B. Vid låga mängder A eller B kan inte så mycket destruktiv C och/eller D skapas att betongen skadas. Vid höga mängder A eller B blir utspädningen så stor att reaktionen går så långsamt att den inte leder till skador under rimlig tid. Exempel på farligaste kombinationer av alkali och alkalisöslig kiselsyra visas i Fig 5.3.

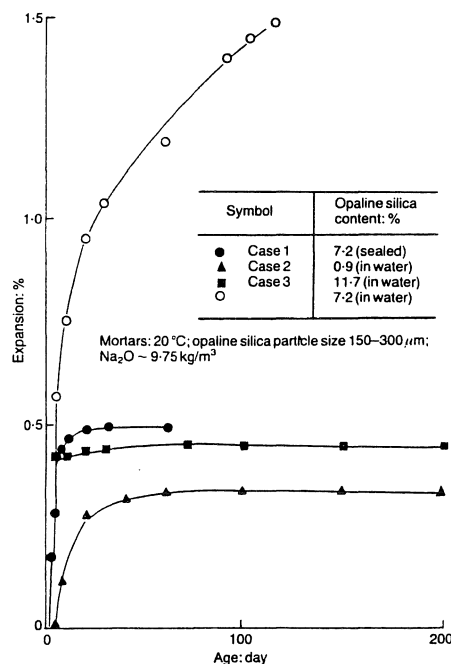


Fig 5.1: Exempel på en kemisk reaktion som når ett gränsvärde; AKR.¹³

¹³ D. Hobbs: Alkali-silica reaction in concrete. Thomas Telford Ltd, London, 1988.

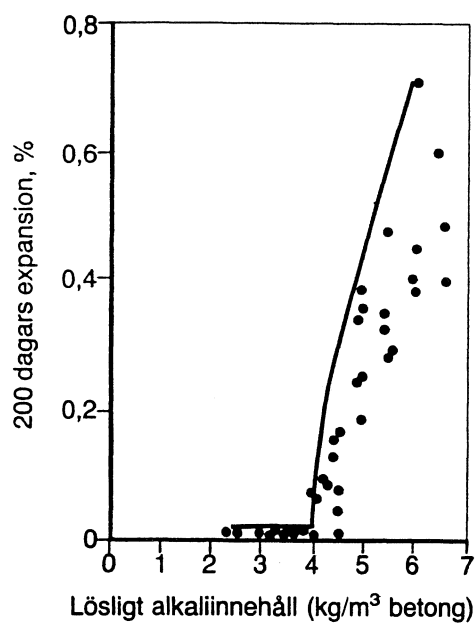


Fig 5.2: Exempel på att en viss mängd reaktant erfordras för reaktion; AKR. ¹⁴

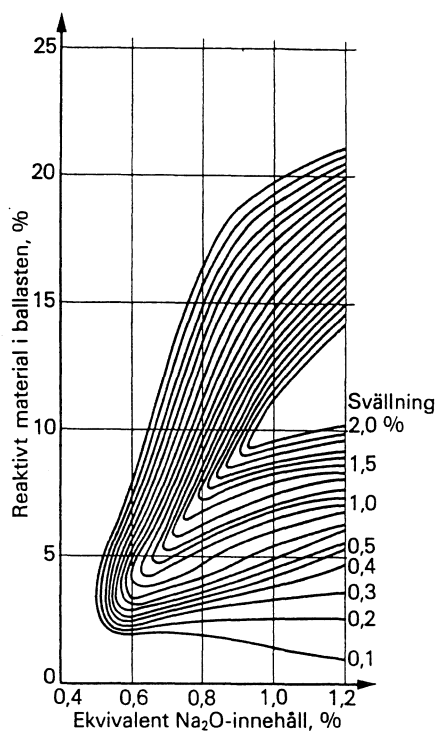


Fig 5.3: Exempel på att farligaste reaktion erhålls vid vissa farligaste kombination av mängden reaktanter; AKR. ¹⁵

¹⁴ D. Hobbs, W.A. Gutteridge: Particle size aggregate and its influence upon the expansion caused by the alkali-silica reaction.. Magazine of Concrete Research, Vol 31, No 109, Dec. 1979.

¹⁵ P. Bredsdorff, G. Idorn, A. Kjær, N.M. Plum, E. Poulsen: Chemical reactions involving aggregate. Proc. 4th Int. Symp. on the Chemistry of Cement. Washington D.C., 1960, Nation Bureau of Standards, Monograph 43 Vol II, Washington 1962.

5.4 Fall 3: Diffusionen av yttre aggressivt ämne hastighetsbestämmande

Många gånger är det tillgången på aggressivt material i betongens omgivning som avgör reaktionshastigheten och inte aggressivt material som fanns i betongen redan vid $t=0$. Därför är ofta diffusionshastigheten av yttre aggressivt ämne lika avgörande för beständighet och livslängd som betongens kemiska sammansättning. Exempel på detta visas i Fig 5.4. Figuren visar expansionen hos betong med olika permeabilitet exponerade för samma accelererade sulfatmiljö. Inverkan av tätheten är mycket stor (helt avgörande för livslängden).

Nedan görs ett försök att introducera diffusion i det inre kemiska angreppet. Det skiljs på fallet "moving boundary", där reaktion sker momentant när det aggressiva ämnet kommer fram, och gradvis tidsberoende reaktion av den typ som skisserades i Fall 1 och 2 ovan.

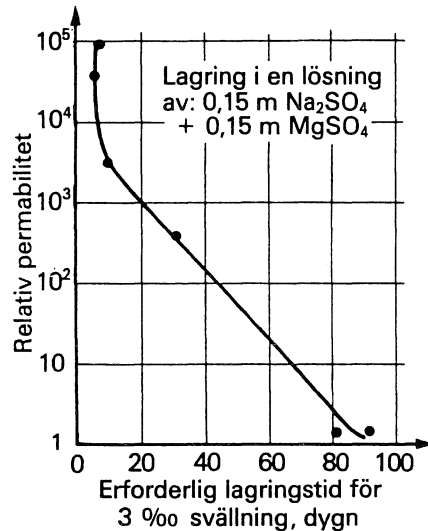


Fig 5.4: Exempel på permeabilitetens betydelse för kemiskt angrepp. Sulfatreaktion. ¹⁶

5.4.1 Momentan reaktion; "moving boundary"

I specialfall 3 är diffusionen in till reaktionszonen hastighetsbestämmande. Det innebär att reaktionen i princip föregår som en "moving boundary", förutsatt att reaktionen mellan inträngande ämne och material är momentan. Då kan samma ekvation som för syradiffusionsstyrt surt angrepp användas; Ekv (IV.1). Reaktionsformel (5.1) används. Därför gäller:

$$x = \left\{ \frac{a \cdot 2 \cdot \delta_a \cdot [A]_0}{b \cdot M} \right\}^{1/2} \cdot t^{1/2} \quad (\text{V.10}) \approx (\text{IV.1})$$

- Där
- x är angreppsdjupet [m]
 - a är antal mol av yttre aggressivt ämne som deltar i reaktionen
 - b är antalet mol av inre reaktivt ämne
 - δ_a är diffusionskoefficienten för aggressivt ämne [m^2/s]
 - $[A]_0$ är en konstant yttre koncentration av aggressivt ämne [mol/m^3]
 - M är mängd reagerande material [mol/m^3]

Eller:

$$x = k_1 \cdot t^{1/2} \quad (\text{V.11}) \approx (\text{IV.2})$$

¹⁶ H.E. Schwiete, U Ludwig: Über die Bestimmung der offenen Porosität im Zementstein. Tonindustrie Zeitung, 1966:12.

Angreppszonen växer alltså med kvadratroten ur tiden. Skador uppstår först i ytskiktet och sedan allt längre in. Totala skadan beror alltså på andel skadad betongvolym. Om de reagerande ämnena räcker för att allvarligt skada betongen kommer i princip materialet att vara totalförstört på djupet x efter tiden t . Om de inte räcker kommer materialet att vara oskadat; Fig 5.2, 5.3.

5.3.2 Diffusion med tidsberoende reaktion

I normalfallet kan man inte räkna med att reaktionen mellan inträngande ämne och betongen är momentan. Detta leder till en komplicerad matematisk behandling av diffusionsförlopp och reaktionsförlopp. Om reaktionshastigheten är direkt proportionell mot koncentrationen av det aggressiva ämnet gäller följande diffusionsekvation för diffusionen in i betongen:

$$\frac{d[A]}{dt} = \delta_a \cdot \frac{d^2[A]}{dx^2} - K \cdot [A] \quad (5.10)$$

Där $[A]$ är koncentrationen av diffunderande ämne A [mol/m³]
 $K \cdot [A]$ är hastigheten med vilken inträngande ämne A reagerar med ämnet B i betongen [mol/(m³·s)]
 K är hastighetskonstanten [s⁻¹].

Lösningen leder till ett komplicerat uttryck. För en halvoändlig skiva gäller enligt Crank för det fall där initiell koncentration av A i skivan är noll, och yttre koncentrationen är konstant $[A]_0$ följande uttryck för totalt upptagen mängd A:

$$A_{\text{tot}} = [A]_0 \cdot (\delta_a / K)^{1/2} \cdot \left\{ (K \cdot t + 1/2) \cdot \text{erf}[(K \cdot t)^{1/2}] + [(K \cdot t) / \pi \cdot e^{-K \cdot t}]^{1/2} \right\} \quad (5.11)$$

Där A_{tot} är totalt upptagen mängd A [mol/m²]

Ekvationen har plottats i Fig 5.5. På y-axeln är följande dimensionslösa parameter:

$$\frac{A_{\text{tot}}}{[A]_0} \cdot (K / \delta_a)^{1/2}$$

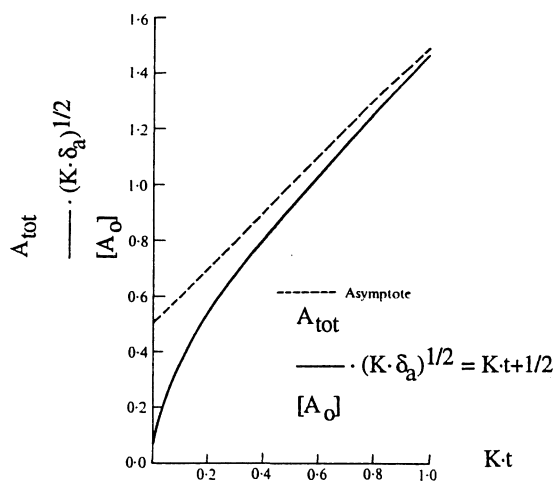


Fig 5.5: Plottning av ekv (5.11).¹⁷

¹⁷ Crank: The mathematics of diffusion. Clarendon Press, Oxford, 1985.

A_{tot} kan också approximativt beräknas med följande uttryck för höga resp låga värden på faktorn ($K \cdot t$):

Vid så högt värde på faktorn ($K \cdot t$) att $\text{erf}(K \cdot t)$ är nästan 1 gäller:

$$A_{\text{tot}} = [A]_0 \cdot (\delta_a \cdot K)^{1/2} \left\{ t + \frac{1}{2 \cdot K} \right\} \quad (5.12)$$

Vid mycket lågt värde på faktorn ($K \cdot t$) gäller:

$$A_{\text{tot}} = 2 \cdot [A]_0 \cdot \left(1 + \frac{1}{2} \cdot K \cdot t \right) \cdot \left(\frac{\delta_a \cdot t}{\pi} \right)^{1/2} \quad (5.13)$$

När $K=0$ övergår diffusionsekvationen till den vanliga diffusionssekvationen som tex används för kloridinträngning; se Ekv (1.2).

Om ingen kemisk reaktion skett skulle följande mängd A ha tagits upp (jämför Ekv (1.7) i samband med kloridupptagning):

$$A_{\text{tot}} = 2 \cdot [A]_0 \cdot \{ \delta_a \cdot t / \pi \}^{1/2} \quad (5.14)$$

Skillnaden mellan totalt upptagen mängd A enligt Ekv (5.11), (5.12), (5.13), resp. upptagen mängd enligt Ekv (5.14) är den mängd som reagerat kemiskt.

För höga värden på ($K \cdot t$) gäller följande reagerad mängd av A:

$$A_r = (\delta_a)^{1/2} \cdot [A]_0 \cdot \{ t \cdot K^{1/2} + 0,5/K^{1/2} - 2(t/\pi)^{1/2} \} \quad (5.15)$$

För låga värden på ($K \cdot t$) gäller:

$$A_r = K \cdot t \cdot [A]_0 \quad (5.16)$$

Där A_r är reagerad mängd A [mol/m^2]

Denna upptagning av A räcker för en viss reaktion med ämne B i betongen. Reaktionsformel (5.1) antas gälla. Varje mol reagerande B skapar en viss förstörelse i den del av betongen där A tagits upp. Förstörelsen bör vara störst där mängden upptagen A är störst, dvs i ytpartiet.

Förstörelsen kan i sin enklaste form beskrivas av Ekv (V.5). Max möjlig förstörelse ges av Ekv (V.6).

5.5 Tillämpningsexempel

5.5.1 Exempel på Fall 1

En reaktion är sådan att det för varje mol reagerat ämne B skapas reaktionsprodukter C och D som ger en relativ volymexpansion av $10^{-6} \text{ m}^3/\text{m}^3$. Mängden reaktivt material B är $2000 \text{ mol}/\text{m}^3$. Temperaturen är $+10^\circ\text{C}$. Reaktionshastigheten antas styras av ekv (V.3) med en konstant koncentration av B som är 1 [mol/liter] . Mängden porvatten är $140 \text{ l}/\text{m}^3$. Hastighetskonstanten enligt ekv (V.4) antas bestämmas av $k = 0,05 \text{ mol/l}\cdot\text{s}$ och aktiveringsenergin $E = 30 \cdot 10^3 \text{ J/mol}$.

- (a) Bedöm livslängden till 0,3 vol-% expansion (\approx brottöjningen).
 (b) Bedöm tiden till allt B reagerat och volymexpansionen då.
 (c) Samma som (a) men temperaturen + 25°C.
 (d) Samma som (a) men mängden reagerande B är endast 200 mol/liter.

Lösning (a):

Hastighetskonstanten Q är:

$$Q = 0,05 \cdot \exp\{-30 \cdot 10^3 / (8,314 \cdot 283)\} = 1,45 \cdot 10^{-7} \text{ mol/(liter}\cdot\text{s)}$$

Totalvolymen lösning är 140 liter/m³. Koncentrationen av B är alltså 1·140 mol/m³.
 Reaktionshastigheten för betongen som helhet blir alltså:

$$d[B]/dt = 1,45 \cdot 10^{-7} \cdot 140 \text{ mol/(m}^3\cdot\text{s)} = 2,03 \cdot 10^{-5} \text{ mol/s}$$

Volymexpansionen efter tid t blir då:

$$\Delta V/V = 2,03 \cdot 10^{-5} \cdot 10^{-6} \cdot t = 2,03 \cdot 10^{-11} \cdot t \text{ m}^3/\text{m}^3$$

Tillåten volymexpansion är $3 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{m}^3$. Livslängden fås då ur:

$$2,03 \cdot 10^{-11} \cdot t = 3 \cdot 10^{-4}$$

Dvs,

$$t = 1,48 \cdot 10^7 \text{ s} = \mathbf{171 \text{ dygn}}$$

Lösning (b) :

För att all B skall reagera erfordras tiden:

$$t = 2000 / 2,03 \cdot 10^{-5} = 9,9 \cdot 10^7 \text{ s} = \mathbf{1140 \text{ dygn}}$$

Detta motsvarar volymexpansionen:

$$\Delta V/V = 2000 \cdot 10^{-6} = \mathbf{2 \text{ ‰}}$$

Dvs 6,7 gånger längre tid än vad som motsvarar den tid det tar att nå brottöjningen.

Lösning (c):

Hastighetskonstanten Q är nu:

$$Q = 0,05 \cdot \exp\{-30 \cdot 10^3 / (8,314 \cdot 298)\} = 2,76 \cdot 10^{-7} \text{ mol/(liter}\cdot\text{s)}$$

Koncentrationen av B är liksom i ex. (a) är 140 mol/m³. Reaktionshastigheten för betongen som helhet blir alltså:

$$d[B]/dt = 2,76 \cdot 10^{-7} \cdot 140 \text{ mol/(m}^3\cdot\text{s)} = 3,86 \cdot 10^{-5} \text{ mol/s}$$

Volymexpansionen efter tid t blir då:

$$\Delta V/V = 3,86 \cdot 10^{-5} \cdot 10^{-6} \cdot t = 3,86 \cdot 10^{-11} \text{ m}^3/\text{m}^3$$

Tillåten volymexpansion är $3 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{m}^3$. Livslängden fås då ur:

$$3,86 \cdot 10^{-11} \cdot t = 3 \cdot 10^{-4}$$

Dvs,

$$t = 8,55 \cdot 10^6 \text{ s} = \mathbf{99 \text{ dygn}}$$

Ökning av temperaturen med 15°C innebär alltså en halvering av livslängden.

Lösning (d):

Total volymexpansion när allt B förbrukats är:

$$(\Delta V/V)_{\text{max}} = 200 \cdot 10^{-6} = 2 \cdot 10^{-4} \text{ [m}^3/\text{m}^3\text{]}$$

Detta är mindre än tillåten expansion, dvs **livslängden är "oändlig"**.

Detta exempel visar att inga skadliga reaktioner kan ske när mängden reagerande material understiger en kritisk nivå.

OBS: Man kan även beräkna *tidpunkten* när max expansion inträffar.

Hastighetskonstanten Q är oförändrad dvs $Q = 1,45 \cdot 10^{-7} \text{ mol}/(\text{liter} \cdot \text{s})$

Reaktionshastigheten för betongen som helhet är oförändrad: $d[B]/dt = 2,03 \cdot 10^{-5} \text{ mol/s}$

Volymexpansionen efter tid t är oförändrad: $\Delta V/V = 2,03 \cdot 10^{-11} \cdot t \text{ m}^3/\text{m}^3$

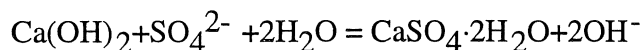
Detta ger följande exponeringstid: $t = 2 \cdot 10^{-4} / (2,03 \cdot 10^{-11}) = 9,9 \cdot 10^6 \text{ s} = \mathbf{114 \text{ dygn}}$

Därefter sker ingen ytterligare expansion eftersom all B förbrukats. (Jfr. AKR-reaktionen enligt Fig 5.1 där reaktionen avstannar efter viss tid på grund av brist på reagerande material).

5.5.2 Exempel på Fall 2

Exempel 1: (Ytterst hypotetiskt. Enbart för att visa beräkningstekniken)

Sulfatreaktionen antas kunna beskrivas av ekv (5.4):



Dvs i Ekv (5.1) är $a=1$ och $b=1$. Mängden Ca(OH)_2 antas vara $1350 \text{ mol}/\text{m}^3$ ($100 \text{ kg}/\text{m}^3$).

Mängden SO_4^{2-} antas vara $210 \text{ mol}/\text{m}^3$ ($20 \text{ kg}/\text{m}^3$). Hastighetskonstanten K' i ekv (5.5)

antas vara $2 \cdot 10^{-11} \text{ [m}^3/(\text{mol} \cdot \text{s})]$ (OBS. gissad!). Volymexpansionen när 1 mol Ca(OH)_2 övergår till gips antas vara 8 vol-%, dvs 1 mol kalciumhydroxid (74 g med densiteten $2,6 \text{ g}/\text{cm}^3$) skapar ca $2 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3$ extra volym.

Beräkna:

(a) Tiden till en volymtöjning av $3 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{m}^3$ motsvarande brotttöjningen.

(b) Tiden till 90% av fullständig reaktion. Volymökningen vid denna tidpunkt.

Lösning (a):

Reaktionshastigheten beskrivs av Ekv (V.7):

$$\frac{1}{1350 - 210} \cdot \ln\left\{ \frac{210 \cdot (1350 - [x])}{1350 \cdot (210 - [x])} \right\} = 2 \cdot 10^{-11} \cdot t$$

Max tillåten reaktion $[x]_{\text{till}}$ fås ur relationen:

$$[x]_{\text{till}} = 3 \cdot 10^{-4} / 2 \cdot 10^{-6} = 150 \text{ mol/m}^3$$

Erforderlig tid fås då ur:

$$\frac{1}{1350 - 210} \cdot \ln\left\{ \frac{210 \cdot (1350 - 150)}{1350 \cdot (210 - 150)} \right\} = 2 \cdot 10^{-11} \cdot t$$

Dvs,

$$\text{livslängden } t = 5 \cdot 10^7 \text{ s} = \mathbf{1,6 \text{ år}}$$

Lösning (b):

90% av fullständig reaktion motsvarar $[x] = 0,9 \cdot 210 = 190 \text{ mol/m}^3$

$$\frac{1}{1350 - 210} \cdot \ln\left\{ \frac{210 \cdot (1350 - 190)}{1350 \cdot (210 - 190)} \right\} = 2 \cdot 10^{-11} \cdot t$$

Detta ger:

$$t = 9,65 \cdot 10^7 \text{ s} = \mathbf{3,1 \text{ år}}$$

Volymexpansionen är då:

$$\Delta V/V = 190 \cdot 2 \cdot 10^{-6} = \mathbf{3,8 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{m}^3}$$

Detta är mer än vad som kan accepteras.

Exempel 2: Reducerad mängd reagerande material

Samma som exempel 1 men mängden kalciumhydroxid är reducerad med 80 % till 270 mol/m³. Sulfathalten är densamma som i Ex 1. Hastighetskonstanten antas vara oförändrad.

Lösning (a):

Livslängden fås ur:

$$\frac{1}{270 - 210} \cdot \ln\left\{ \frac{210 \cdot (270 - 150)}{270 \cdot (210 - 150)} \right\} = 2 \cdot 10^{-10} \cdot t$$

Dvs,

$$\text{livslängden } t = 3,95 \cdot 10^8 \text{ s} = \mathbf{12,5 \text{ år}}$$

Reduktion av reagerande mängd ger således en kraftig reduktion av expansionshastigheten.

Lösning (b):

90% av fullständig reaktion motsvarar $[x] = 0,9 \cdot 210 = 190 \text{ mol/m}^3$

$$\frac{1}{270 - 210} \cdot \ln \left\{ \frac{210 \cdot (270 - 190)}{270 \cdot (210 - 190)} \right\} = 2 \cdot 10^{-11} \cdot t$$

Detta ger:

$$t = 9,45 \cdot 10^8 \text{ s} = \mathbf{30 \text{ år}}$$

Volymexpansionen är då:

$$\Delta V/V = 190 \cdot 2 \cdot 10^{-6} = \mathbf{3,8 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{m}^3}$$

Jämförelse med Ex 1 visar att totalexpansionen blir densamma som vid hög koncentration, men reaktionen går betydligt långsammare. I verkligheten innebär detta att de inre spänningarna i viss mån kan relaxera och kanske inte alltid ge skador.

5.5.3 Exempel på Fall 3

Exempel på moving boundary:

Betrakta sulfatreaktionen som den beskrivs av Ekv (5.4). Yttre sulfathalt antas vara 300 mol/m^3 . Diffusionskoefficienten för sulfat antas vara $5 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$. Mängden kalciumhydroxid antas vara 1100 mol/m^3 . 1 mol kalciumhydroxid som reagerar skapar $2 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3$ ökad volym. Bedöm på hur stort djup som betongen är skadad efter 10 år.

Lösning:

Angreppsdjupet fås ur Ekv (IV.1):

$$x = \left\{ \frac{1}{1} \cdot \frac{2 \cdot 5 \cdot 10^{-10} \cdot 300}{1100} \right\}^{1/2} \cdot (10 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600)^{1/2}$$

Dvs:

$$x = \mathbf{0,29 \text{ m}}$$

Betongen är totalskadad på denna sträcka eftersom förutsättningen för beräkningen är att all kalciumhydroxid reagerar.

1 mol kalciumhydroxid (74 g med densiteten $2,6 \text{ g/cm}^3$) skapar ca $2 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3$ extra volym. Total relativ volymexpansion hos ytpartiet är alltså:

$$\Delta V/V = 1100 \cdot 2 \cdot 10^{-6} = \mathbf{2,2\%}$$

Exempel på tidsberoende kemisk reaktion

Samma exempel som ovan men reaktionshastigheten bestäms av konstanten $K=10^{-8} \text{ [s}^{-1}\text{]}$.

Lösning:

10 år motsvarar $10 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600 = 3,15 \cdot 10^8$ sekunder.

Efter 10 år är faktorn $(K \cdot t) = 10^{-8} \cdot 3,15 \cdot 10^8 = 3,2$.

Dvs, $\text{erf}(K \cdot t) = \text{erf}(3,2) \approx 1$, dvs Ekv (5.12) kan användas för beräkning av totalt upptagen sulfat.

$$A_{\text{tot}} = [A]_0 \cdot (\delta_a \cdot K)^{1/2} \left\{ t + \frac{1}{2 \cdot K} \right\} = 300 \cdot (5 \cdot 10^{-10} \cdot 10^{-8})^{1/2} \{ 3,15 \cdot 10^8 + 1/(2 \cdot 10^{-8}) \} = 245 \text{ mol/m}^2$$

Upptagen mängd sulfat om ingen reaktion förekommit är enligt ekv (5.14):

$$A_{\text{tot}} = 2 \cdot [A]_0 \cdot \{ \delta_a \cdot t / \pi \}^{1/2} = 2 \cdot 300 \cdot \{ 5 \cdot 10^{-10} \cdot 10 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600 / \pi \}^{1/2} = 134 \text{ mol/m}^2$$

Dvs reagerad mängd sulfat A_r är:

$$A_r = 245 - 134 = 111 \text{ mol/m}^2$$

Samma antal mol kalciumhydroxid reagerar som antal mol sulfat. Total volymexpansion är därför:

$$\Delta V = 111 \cdot 2 \cdot 10^{-6} = 2,2 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3.$$

Huruvida detta är skadligt eller inte beror på vilken materialvolym som sulfaten fördelas på. En uppfattning om detta fås ur lösningen på diffusionsekvationen för halvoändlig kropp; se Fig 1.3. Det är emellertid klart att ytpartiet blir mera skadat än betongens inre delar.

OBS: På sikt kommer all sulfat som tagits upp att reagera även om all sulfattillförsel skulle upphöra. Därför är den "potentiella" volymökningen betydligt större; nämligen $2,2 \cdot 10^{-4} \cdot 245 / 111 = 4,9 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3$.

6. Urlakning

6.1 Osprucken betong. Teori

6.1.1 Samband mellan vattenflöde och urlakningsgrad

Rent vatten löser kalk. Lösligheten av $\text{Ca}(\text{OH})_2$ är ca 1,85 gram per liter nollgradigt rent vatten. För att upplösningen skall kunna fortgå under längre tid måste vatten hela tiden strömma genom betongen. Hastigheten hos upplösningen av kalk beror på flödeshastigheten och på hur snabbt upplösningen sker. Denna senare bör kunna beskrivas enligt:

$$dc/dt = K \cdot (c_s - c) \quad (6.1)$$

Där dc/dt är hastigheten hos upplösningen [mol/(liter·s)]
 c är koncentrationen av $\text{Ca}(\text{OH})_2$ i vattenlösningen i porerna [mol/liter]
 c_s är mättnadskoncentrationen vilken uppstår i direkt anslutning till porväggen [x mol/liter vid 0°C]
 K är en hastighetskoefficient [s^{-1}]

Dvs, när vattnet är mättat kan ingen mer kalk lösa sig.

I fallet osprucken, ”defektfri”, betong antas vattnet flöda genom alla porer i tvärsnittet, dvs kalken står i direkt kontakt med vatten. I princip borde först och främst betongen på uppströmssidan lakas ur medan betong längre in förbli intakt helt enkelt därför att vattnet är kalkmättat när det når de inre delarna. Man vet emellertid erfarenhetsmässigt att i stort sett hela betongvolymen är urlakad i ungeför samma omfattning i de fall där urlakning är ett problem. Detta tyder på att upplösningshastigheten av kalk i en sådan betong är mindre än tillflödet av nytt vatten. I mycket täta betonger, med långsamt vattenflöde, torde urlakningen ske mera som en ”moving boundary”. I sådan betong är emellertid urlakning inget praktiskt problem.

Därför borde man överslagsmässigt kunna anta att graden av urlakning är lika hög över hela tvärsnittet och att den enbart beror på det totala vattenflödet.

Följande relation bör approximativt kunna antas gälla för hela tvärsnittet samtidigt:

$$Q = q_w \cdot s \cdot t \quad (\text{VI.1})$$

Där Q är den totalt upplösta mängden $\text{Ca}(\text{OH})_2$ [kg/m^2]
 q_w är vattenflödet [$\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s}) = \text{liter}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$]
 s är lösligheten av $\text{Ca}(\text{OH})_2$ [kg/liter]
 t är den tid som flödet pågått [s]

Urlakningen medför en hållfasthetsförlust. Några exempel på sambandet mellan urlakning av CaO och hållfasthetsförlust visas i Fig 6.1. En betong med cementhalten $C \text{ kg}/\text{m}^3$ innehåller följande kalkmängder i olika faser. Förutsättningen är att hydratationsgraden är 80%:

1: Den totala kalkhalten i betongen uttryckt som CaO är ca $0,65 \cdot C \text{ kg}/\text{m}^3$

2: Mängden CaO i hydratationsprodukter (cementgel + $\text{Ca}(\text{OH})_2$) är ca $0,53 \cdot C$

3: Mängden CaO bunden i $\text{Ca}(\text{OH})_2$ är ca $0,12 \cdot C$

4: Mängden CaO bunden i cementgel är ca $0,41 \cdot C$

5: Mängden CaO i ännu ej reagerad cement är ca $0,13 \cdot C$

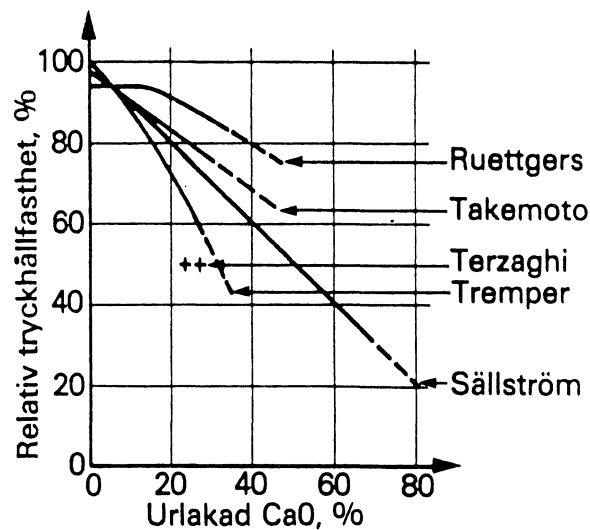


Fig 6.1: Hållfasthetsförlust som funktion av urlakningsgrad. Olika författare. ¹⁸

I första hand löser sig $\text{Ca}(\text{OH})_2$. Därefter, när resterande $\text{Ca}(\text{OH})_2$ -halt nått en viss lägsta nivå, bryts även cementgel ner genom att avspalta ny $\text{Ca}(\text{OH})_2$.

I princip borde inte hållfastheten minska förrän cementgelen börjar falla sönder, dvs man borde kunna ha en rätt stor urlakning av $\text{Ca}(\text{OH})_2$ utan att hållfastheten påverkas. Att så är fallet antyds även av mätningar som gjorts av Ruettgers; se Fig 6.1. Hållfastheten börjar sjunka påtagligt först när ca 15% av total CaO urlakats. Detta motsvarar en vikt av ca 10% av cementvikten.

Enligt ekv (VI.1) är alltså urlakningen proportionell mot vattenflödet genom betongen. Detta bestäms i sin tur av betongens permeabilitet. För att man skall kunna beräkna urlakningshastigheten måste man alltså känna vattenflödet. Detta kan beräknas på två olika sätt varav det första är approximativt.

OBS: I beräkningarna nedan ingår vattengenomsläppligheten. Den betraktas som en materialkonstant. I verkligheten kommer emellertid genomsläppligheten att gradvis öka allteftersom urlakningen ökar.

6.1.2 Beräkning av vattenflöde och urlakning enligt approximativ metod

Som en första approximation kan man anta att flödet är så stort att tryckgradienten över hela tvärsnittet är konstant och därmed är permeabilitetskoefficienten konstant över hela tvärsnittet; se Fig 6.2.

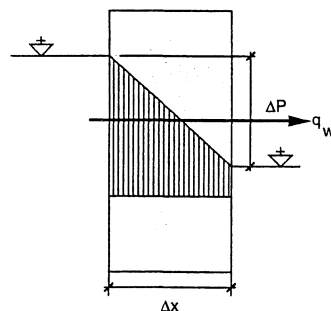


Fig 6.2: Vattenflöde under stort yttre vattentryck. Konstant tryckgradient.

¹⁸ U.A. Halvorsen: Korrosion och kalkurlakning vid sprickor i betongkonstruktioner. Inst. för Byggnadsteknik, LTH, Bulletin 1, 1966.

Flödet kan vid sk "steady state" (jämvikt) beskrivas av:

$$q_w = B \cdot \Delta P / \Delta x \quad (6.2)$$

Där q_w är vattenflödet uttryckt som massflöde [$\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$]
 B är permeabilitetskoefficienten [s]
 $\Delta P / \Delta x$ är tryckdifferensen på sträckan Δx [Pa/m]

I samband med vattenflöden brukar permeabilitetskoefficienten i stället uttryckas på följande sätt, där flödet uttrycks i volym och trycket i m vattenpelare:

$$q_{w,v} = K \cdot \Delta P_v / \Delta x \quad (6.3)$$

Där $q_{w,v}$ är vattenflödet uttryckt som volymflöde [$\text{m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$]
 K är permeabilitetskoefficienten [m/s]
 $\Delta P_v / \Delta x$ är tryckdifferensen på sträckan Δx [$\text{m vattenpelare}/\text{m}$]

Relationen mellan permeabilitetskoefficienterna är att: $B=1 \text{ s}$ motsvarar $K=10 \text{ m/s}$.
 Urlakningen Q kan därför skrivas:

$$Q = [B \cdot \Delta P / \Delta x] \cdot s \cdot t = [K \cdot \Delta P_v / \Delta x] \cdot s \cdot t \quad (\text{VI.2})$$

I Fig 6.3 visas samband mellan permeabilitetskoefficienten K och vct. Som synes är värdet på K starkt varierande och beror även på ballaststorleken. För en noggrannare beräkning av urlakning bör man bestämma permeabilitetskoefficient experimentellt för den aktuella betongen.

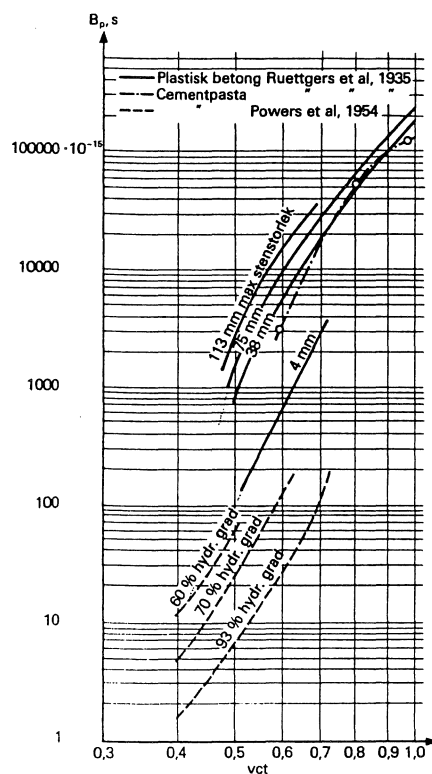


Fig 6.3: Samband mellan vct och vattenpermeabilitet definierad enligt ekv (6.2) för cementpasta, cementbruk och betong. ¹⁹

¹⁹ Sammanställning av litteraturdata gjord i G. Fagerlund: Fuktmekaniska egenskaper. Betonghandbok "Material". Svensk Byggtjänst, 1980.

6.1.3 Beräkning av vattenflöde och urlakning enligt "exakt" metod

I den approximativa lösningen ovan antogs att drivande potential för vattenflöde är övertrycksdifferensen mellan "uppströmssidan" och "nedströmssidan", och att flödet hela tiden är "mättat", dvs alla porer i betongen är vattenfyllda. I verkligheten kommer en del av betongen närmast nedströmssidan att inte vara helt vattenmättad. Detta framgår tex av Fig 6.4 som visar fördelningen av relativ fukt över tvärsnittet av betong som står med ena sidan i vatten och vars andra sida befinner sig i 33% RF. Betongprovet har kommit till fuktjämvikt, dvs lika mycket vatten flödar in på fuktiga sidan som flödar ut på torra sidan.

Fuktflödet vid jämvikt och utan yttre vattenövertryck kan skrivas:

$$q_w = -\delta(\Phi) \cdot d\Phi/dx \quad (6.4)$$

Där q_w är fuktflödet [kg/(m²/s)]
 $\delta(\Phi)$ är fukttransportkoefficienten [kg/(m·s)]
 Φ är relativa fuktigheten (RF) [1]
 $d(\Phi)/dx$ är RF-gradienten [1/m]

$\delta(\Phi)$ är inte konstant utan varierar med RF. Därför är RF-profilen vid jämvikt inte rak utan starkt krökt vilket framgår av Fig 6.4 som visar RF-fördelning vid jämvikt hos 15 cm tjocka betongprovkroppar med vct 0,50, 0,60 och 0,80. Ju lägre vct desto tätare betong och desto mera krökt RF-profil.

Flödet vid jämvikt över en betongskiva belägen mellan RF-nivåerna Φ_1 och Φ_2 kan skrivas på följande sätt:

$$q_w \cdot H = \int_{\Phi_2}^{\Phi_1} \delta(\Phi) \cdot d\Phi \quad (6.5)$$

Där H är skivans tjocklek [m]
 Φ_1 är RF på våtare sidan [1]
 Φ_2 är RF på torrare sidan [1]

Flödet och RF-fördelningen över provet bestämmer således enligt Ekv (6.5) fukttransportkoefficientens RF-beroende. Ett flertal jämviktsförsök med betong av olika kvalitet och med olika provtjocklekar har genomförts²⁰. Värden för 15 cm tjocka prover anges i Tabell 6.1 nedan.

Generellt, enligt ekv (6.5), gäller följande uttryck för ett godtyckligt sådant försök:

$$q_{w,prov} \cdot H_{prov} = \int_{\Phi_{2,prov}}^{\Phi_{1,prov}} \delta(\Phi) \cdot d\Phi \quad (6.6)$$

Där $q_{w,prov}$ är i labprovet uppmätt flöde [kg/(m²·s)]
 H_{prov} är provets tjocklek [m]
 $\Phi_{1,prov}$ är RF på våtare sidan i labprovet [1]
 $\Phi_{2,prov}$ är RF på torrare sidan i labprovet [1]

²⁰ G. Hedenblad: Moisture permeability of mature concrete, cement mortar and cement paste. Avd. byggnads material, LTH, Rapport TVBM-1014, 1993.

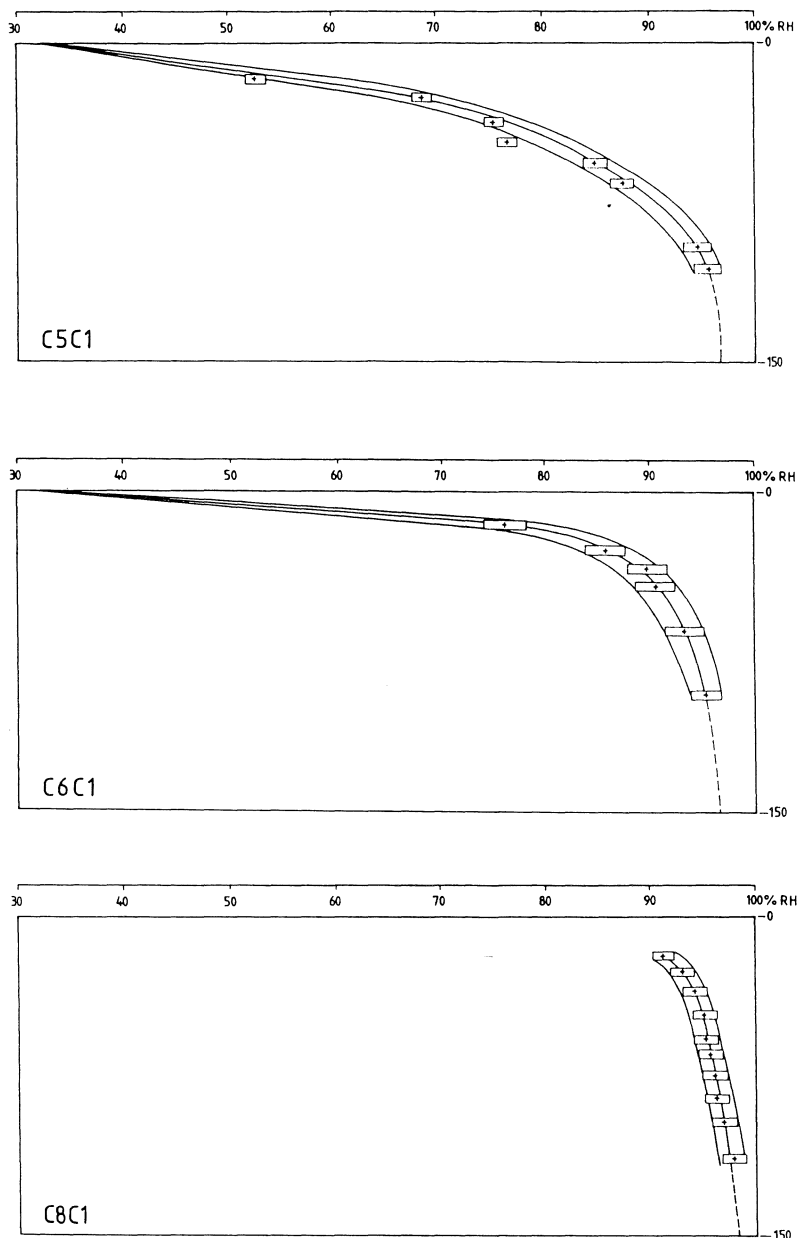


Fig 6.4: Fuktprofiler vid jämvikt hos 15 cm tjocka betongskivor som har underytan nedsänkt i vatten och överytan i 33% RF.²¹ (a) vct=0,50. (b) vct=0,60. (c) vct=0,80.

Man kan nu beräkna flödet (q_w) vid jämvikt över en skiva med vilken tjocklek (H) som helst, mellan vilka RF-gränser (Φ_1 och Φ_2) som helst. Detta görs genom ren linjär proportionering av uppmätt flöde ($q_{w,prov}$) i en tunnare provskiva (H_{prov}) tillverkad av samma betong. Följande uttryck gäller; se även Fig 6.5:

$$q_w = q_{w,prov} \cdot \{H_{prov, \Phi_1, \Phi_2} / H\} \quad (6.7)$$

Där H_{prov, Φ_1, Φ_2} är avståndet i provskivan mellan RF-nivåerna Φ_1 och Φ_2 .

²¹ G. Hedenblad: Moisture permeability of mature concrete, cement mortar and cement paste. Avd. byggnads material, LTH, Rapport TVBM-1014, 1993.

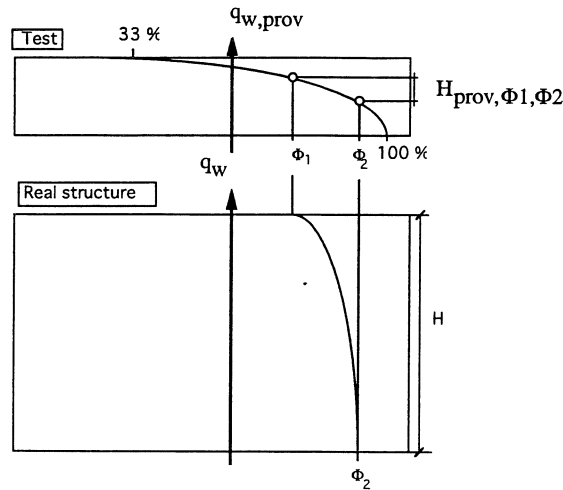


Fig 6.5: Illustration av ekv (6.7).

I skivan i Fig 6.4(b) är $H=0,15$ m, Φ_1 är 100 % och Φ_2 är 33 %. Uppmätt flöde enligt Tabell 6.1 är $1,13 \cdot 10^{-7}$ kg/(m²·s). Ekv (6.6) tillämpad på detta fall kan alltså skrivas:

$$1,13 \cdot 10^{-7} \cdot 0,15 = \int_{33\%}^{100\%} \delta(\Phi) \cdot d\Phi \quad (6.8)$$

Om vi nu vill veta flödet genom en 2 m tjock skiva av samma betong belägen mellan 100% RF och 80% RF (normalt uteklimat) används följande uttryck:

$$q_w = 1,13 \cdot 10^{-7} \cdot \{0,135/2\} = 7,6 \cdot 10^{-9} \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$$

Där 0,135 m är avståndet mellan 100% RF (i verkligheten och i provet i Fig 6.4 b är RF 98% beroende på att betongens alkali sänker RF-värdet vid vattenmättnad) och 80% RF i den 15 cm tjocka provskivan. Uttrycket förutsätter fuktflöde *utan yttre vattenövertryck*.

I ett urlakningsfall har man normalt ett vattenövertryck på våta sidan. Detta innebär att vatteninflödet i betongen är större än det som fås i de försök som visas i Fig 6.4 i vilka inget vattenövertryck finns. På djupet x_0 från uppströmssidan är emellertid flöde förorsakat av övertryck lika stort som det som förorsakas av inre gradienter i RF. Djupet x_0 kan beräknas genom att flöde enligt ekv (6.2) sätts lika med flöde enligt ekv (6.7). På djupet x_0 är RF definitionsmässigt 100%. Villkoret, som ger djupet på x_0 , kan skrivas:

$$q_w = B \cdot \Delta P / x_0 = q_{w,prov} \cdot \{H_{prov,100\%,80\%}\} / (H - x_0) \quad (6.9)$$

Detta ger följande värde på djupet x_0 :

$$x_0 = \frac{B \cdot \Delta P \cdot H}{q_{w,prov} \cdot H_{prov,100\%,80\%} + B \cdot \Delta P} \quad (6.10)$$

Och flödet q_w blir:

$$q_w = K \cdot \Delta P / x_0 \quad (6.11)$$

Där ΔP [Pa] är yttre vattenövertrycket på uppströmssidan relaterat till trycket på nedströmssidan.

Urlakningen fås sedan ur ekv (V1.1).

Tabell 6.1: Flöden vid jämvikt efter 5 år hos 15 cm tjocka betongprover²²

| vct | Flöde kg/m ² .s |
|------|----------------------------|
| 0,40 | 1,68·10 ⁻⁸ |
| 0,50 | 3,70·10 ⁻⁸ |
| 0,60 | 5,84·10 ⁻⁸ |
| 0,70 | 1,13·10 ⁻⁷ |
| 0,80 | 1,41·10 ⁻⁷ |

6.2 Urlakning i spricka. Teori

I en spricka antas vattenflödet vara så stort att vattnet alltid har en konstant halt löst kalk som är mindre än mättnadskoncentrationen. Om upplösningen i ett snitt parallellt med sprickväggen antas vara oberoende av kalkupplösning i angränsande skikt kommer urlakningen att ske som en "moving boundary" vinkelrätt mot sprickväggen på samma sätt som syraupplösning med diffusion av upplöst material som hastighetsbestämmande. Följaktligen borde en ekvation av typ (IV.3) kunna användas:

$$x = \left\{ \frac{2 \cdot \delta_C \cdot (c_s - c_1)}{M_C} \right\}^{1/2} \cdot t^{1/2} \quad (6.12) \approx (IV.3)$$

Där x är djupet från sprickväggen på vilket fullständig urlakning skett [m]

δ_C är diffusionskoefficienten för löst kalk [m²/s]

c_s är mättnadskoncentrationen av löst kalk [mol/m³]

c_1 är koncentrationen av löst kalk i strömmande vatten i sprickan [mol/m³]

t är tiden [s]

M_C är massan av kalk i betongen [mol/m³]

Mätningar av urlakning i sprickzoner visar emellertid att urlakning inte sker som en "moving boundary" utan som en gradvist avtagande urlakning inåt från sprickväggen; se Fig 6.6. Det förefaller därför som om urlakning i en punkt är beroende av urlakning i angränsande punkt belägen längre in från sprickväggen, dvs om urlakning sker i ett snitt på avstånd x från sprickväggen så kommer avspaltning av kalk att ske i närmast angränsande snitt $x+dx$.

Urlakningen i riktning x vinkelrätt mot sprickväggen antas därför följa samma uttryck som tex diffusion av joner i betong eller uttorkning av betong. En ekvation av typ (I.1) styr i så fall urlakningen:

²² G. Hedenblad: Moisture permeability of mature concrete, cement mortar and cement paste. Avd. byggnads material, LTH, Rapport TVBM-1014, 1993.

$$U = \frac{C - C_1}{C_s - C_1} = \operatorname{erf}\left[\frac{x}{2(\delta_C \cdot t)^{1/2}} \right] \quad (6.13)$$

Där U är en "potential" [1]
 C är aktuell kalkhalt i snitt x efter tiden t [mol/m³]
 C_1 är kalkhalt i betongen vid "slutjämvikt" [mol/m³]
 C_s är kalkhalten i icke urlakad betong [mol/m³]

Lösningen på denna ekvation visas i Fig 1.5. (Högra y-axeln används)

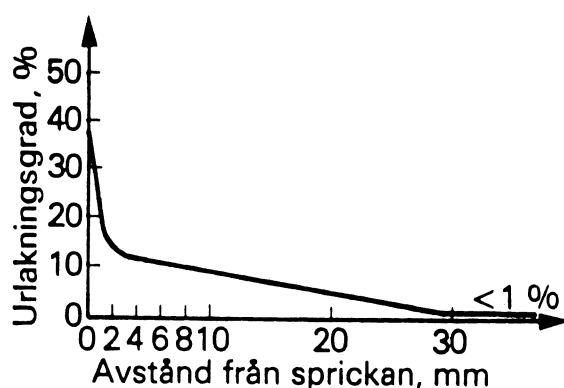


Fig 6.6: Urlakning vinkelrätt mot en sprickvägg.²³

Den verkliga upplösningen förefaller vara ett mellanting mellan en "moving boundary", ekv (6.12), och en upplösning av typ (6.13). Förhållandet C_1/C_s förefaller enligt Fig 6.6 vara ca 0,60, dvs enbart ca 40% av all kalk skulle vara lösbar vilket motsvarar ca 50% av all kalk som härrör från reagerat cement (resten av kalken befinner sig fortfarande i oreagerat cement). Av Fig 6.1 framgår emellertid att upp till 60% av all kalk skulle kunna vara lösbar; Sällströms mätningar.

Skadeomfattningen av lokal urlakning vid en sprickvägg är svårbedömbär. Urlakningen kan i princip ha två allvarliga effekter:

- 1: Vattenläckaget genom konstruktionen ökar kraftigt. Vattenläckage vid yttre vattenövertryck är nämligen proportionell mot sprickvidden i tredje potens.
- 2: Risken för korrosion på armering som löper genom sprickan ökar kraftigt.

²³ U.A. Halvorsen: Korrosion och kalkurlakning vid sprickor i betongkonstruktioner. Inst. Byggnadsteknik. LTH, Bulletin 1, 1966.

6.3 Exempel på livslängdsberäkningar

Exempel 1: Urlakning av en dammvägg

Betrakta en dammvägg med tjocklek 2 m. Yttre vattenövertryck är 50 meter vattenpelare. Beräkna erforderlig tid till urlakning av 20% av totala kalkhalten. Detta motsvarar att hela Ca(OH)_2 -mängden, och delar av cementgelen urlakats. Betongen antas då ha nått sitt "slutstadium".

- a) $v_{ct}=0,60$ och cementhalten är 300 kg/m^3
- b) $v_{ct}=0,70$ och cementhalten är 260 kg/m^3
- c) $v_{ct}=0,80$ och cementhalten är 225 kg/m^3
- d) $v_{ct}=1,00$ och cementhalten är 200 kg/m^3

Lösning (a):

Enligt Fig 6.3 är $B \approx 5 \cdot 10^{-12} \text{ s}$

Tillåten urlakning är: $0,20 \cdot 0,65 \cdot 300 = 39 \text{ kg/m}^3$ Dvs $2 \cdot 39 = 78 \text{ kg/m}^2$

Lösligheten av Ca(OH)_2 är $1,85 \text{ g/liter}$. Lösligheten av CaO blir proportionell mot molvikterna hos CaO resp Ca(OH)_2 , dvs $1,85 \cdot (56/74) = 1,4 \text{ gram/liter} = 1,4 \cdot 10^{-3} \text{ kg/liter}$

Övertrycket är: $\Delta P = 5 \cdot 10^5 \text{ Pa}$

Ekv (VI.1) ger:

$$78 = 5 \cdot 10^{-12} \cdot (5 \cdot 10^5 / 2) \cdot 1,4 \cdot 10^{-3} \cdot t$$

Dvs

$$t = 4,45 \cdot 10^{10} \text{ s} = \mathbf{1400 \text{ år}}$$

Lösning (b):

Enligt Fig 6.3 är $B \approx 2 \cdot 10^{-11} \text{ s}$

Tillåten urlakning är: $0,20 \cdot 0,65 \cdot 260 = 34 \text{ kg/m}^3$ Dvs $2 \cdot 34 = 68 \text{ kg/m}^2$

Löslighet och övertryck är desamma som i (a).

Ekv (VI.1) ger:

$$68 = 2 \cdot 10^{-11} \cdot (5 \cdot 10^5 / 2) \cdot 1,4 \cdot 10^{-3} \cdot t$$

Dvs

$$t = 9,71 \cdot 10^9 \text{ s} = \mathbf{310 \text{ år}}$$

Lösning (c):

Enligt Fig 6.3 är $B \approx 5 \cdot 10^{-11} \text{ s}$

Tillåten urlakning är: $0,20 \cdot 0,65 \cdot 225 = 29 \text{ kg/m}^3$ Dvs $2 \cdot 29 = 58 \text{ kg/m}^2$

Löslighet och övertryck är desamma som i(a).

Ekv (VI.1) ger:

$$58 = 5 \cdot 10^{-11} \cdot (5 \cdot 10^5 / 2) \cdot 1,4 \cdot 10^{-3} \cdot t$$

Dvs

$$t = 3,31 \cdot 10^9 \text{ s} = \mathbf{105 \text{ år}}$$

Lösning (d):

Enligt Fig 63 är $B \approx 2 \cdot 10^{-10} \text{ s}$

Tillåten urlakning är: $0,20 \cdot 0,65 \cdot 200 = 26 \text{ kg/m}^3$ Dvs $2 \cdot 26 = 52 \text{ kg/m}^2$

Löslighet och övertryck är desamma som i (a).

Ekv (VI.1) ger:

$$52 = 2 \cdot 10^{-10} \cdot (5 \cdot 10^5 / 2) \cdot 1,4 \cdot 10^{-3} \cdot t$$

Dvs

$$t = 7,43 \cdot 10^8 \text{ s} = \mathbf{23 \text{ år}}$$

Exemplet visar att det enbart är betong med högt vct som är känslig för urlakning.

6.3.2 Exempel 2: Jämförelse mellan approximativ och "exakt" metod

En botten till en vattentank är 0,5 m tjock. Vct är 0,60. Cementhalten är 300 kg/m^3 . Vattendjupet är 5 m. Betongens permeabilitet är $B = 3 \cdot 10^{-13} \text{ s}$.

Beräkna tiden till 20% urlakning av all CaO.

- Enligt approximativ metod
- Enligt "exakt" metod

Lösning (a):

Tillåten urlakning är: $0,20 \cdot 0,65 \cdot 300 = 39 \text{ kg/m}^3$ Dvs $0,5 \cdot 39 = 19,5 \text{ kg/m}^2$

Lösligheten av CaO är liksom i exemplet ovan $1,4 \text{ gram/liter} = 1,4 \cdot 10^{-3} \text{ kg/liter}$

Övertrycket är: $\Delta P = 5 \cdot 10^4 \text{ Pa}$

Ekv (VI.1) ger:

$$19,5 = 3 \cdot 10^{-13} \cdot (5 \cdot 10^4 / 0,5) \cdot 1,4 \cdot 10^{-3} \cdot t$$

Dvs

$$t = 4,6 \cdot 10^{11} \text{ s} = \mathbf{14 \text{ 600 år}}$$

Lösning (b):

Djupet x_0 fås enligt Ekv (6.10). Enligt Fig 6.4b är avståndet mellan 100% RF och 80 % RF i jämviktsprovet ca 0,12 m. Enligt Tabell 6.1 är jämviktsflödet för en betong med vct 0,60, $5,84 \cdot 10^{-8}$ kg/(m²·s). Då gäller:

$$x_0 = \frac{3 \cdot 10^{-13} \cdot 5 \cdot 10^4 \cdot 0,5}{5,84 \cdot 10^{-8} \cdot 0,12 + 3 \cdot 10^{-13} \cdot 5 \cdot 10^4} = 0,34 \text{ m}$$

Dvs totala vattenflödet är:

$$q_w = 3 \cdot 10^{-13} \cdot 5 \cdot 10^4 / 0,34 = 4,41 \cdot 10^{-8} \text{ kg/(m}^2 \cdot \text{s)}$$

Livslängden blir:

$$t = 19,5 / (4,41 \cdot 10^{-8} \cdot 1,4 \cdot 10^{-3}) = 3,13 \cdot 10^{11} \text{ s} = \mathbf{9\ 900 \text{ år}}$$

Trots att en relativt låg vattenpermeabilitet används blir skillnaden mellan approximativ och "exakt" metod förhållandevis liten. För en betong med högre vct är den helt försumbar. Det är i detta fall permeabilitet på grund av yttre vattenövertryck som helt avgör vattenflödet och livslängden.

OBS: För täta betonger tex med vct 0,40 kommer skillnaden i vattenflöden beräknade med de båda metoderna att bli tämligen stor. Detta kan visas med ett exempel. En 1 m tjock vägg av betong med vct=0,40 utsätts för 30 m vattenpelare. Vattenflödet under 100 år beräknas.

$$K \approx 10^{-14} \text{ s (Fig 6.3)}$$

$$\Delta P = 3 \cdot 10^5 \text{ Pa}$$

$$100 \text{ år} = 3,15 \cdot 10^9 \text{ s}$$

a) *Approximativ metod:*

Totalflödet efter 100 år är:

$$Q_w = 10^{-14} \cdot 3 \cdot 10^5 \cdot 3,15 \cdot 10^9 / 1 = \mathbf{9,5 \text{ kg/m}^2}$$

b) *Exakt metod:*

Fig 6.4a visar att $H_{\text{prov, 100\%,80\%}} \approx 0,065$ m. Enligt Tabell 6.1 är flödet $1,68 \cdot 10^{-8}$ kg/(m²·s)

Djupet x_0 blir då:

$$x_0 = \frac{10^{-14} \cdot 3 \cdot 10^5 \cdot 1}{1,68 \cdot 10^{-8} \cdot 0,065 + 10^{-14} \cdot 3 \cdot 10^5} = 0,73 \text{ m}$$

Vattenflödet under 100 år blir då:

$$Q_w = 10^{-14} \cdot 3 \cdot 10^5 \cdot 3,15 \cdot 10^9 / 0,73 = \mathbf{13 \text{ kg/m}^2}$$

Den approximativa metoden ger alltså ca 25% för lågt vattenflöde

c) *Utan yttre vattentryck*

Om yttre övertryck helt saknas blir vattenflödet enligt ekv (6.7):

$$Q_w = 1,68 \cdot 10^{-8} \cdot 0,065 \cdot 3,15 \cdot 10^9 / 1 = \mathbf{3,4 \text{ kg/m}^2}$$

Vattenövertryck ökar således flödet påtagligt. Detta har bla betydelse för bedömning av aermeringskorrosion i armering i tunnelväggar utsatta för yttre vattenövertryck²⁴.

²⁴ G. Fagerlund: Penetration of chloride through a submerged concrete tunnel. Avd byggnadsmaterial, LTH, Rapport TVBM-7077, 1995.

7. Inverkan av beläggningar på betongytan på olika diffusionsstyrda nedbrytningsprocesser

7.1 Allmänt

Om man belägger betongytan med ett "tätt" skikt av tex en polymer kan hastigheten hos aggressiva ämnen reduceras. Därvid ökar livslängden, förutsatt att beläggningsens egna livslängd är tillräckligt hög. Beläggningsen kan användas för att:

- * reducera inflödet av kloridjoner, vilket ökar initieringstiden för armeringskorrosion.
- * reducera karbonatiseringshastigheten, vilket har samma effekt.
- * reducera inflödet av syre vilket reducerar korrosionshastigheten.
- * reducera inflödet av syra och/eller utflödet av syraupplöst betong, vilket ökar livslängden med avseende på surt angrepp.
- * reducera inflödet av yttre aggressiva komponenter som ger skadliga inre reaktioner, tex sulfater, alkali, vatten etc. Därvid ökar livslängden med avseende på sådana reaktioner.
- * reducera inflödet av vatten förorsakat av yttre vattenövertryck, vilket minskar upplösningshastigheten av kalk.

Beläggningsen kan ske vid olika tidpunkter:

- 1: Redan när konstruktionen byggs. Man får då en reducerad nedbrytningshastighet ända från "tiden noll", och därmed en förlängning av *den totala livslängden*.
- 2: När reaktionen redan nått en viss nivå. Man kan då bromsa den fortsatta reaktionen och därmed få en förlängning av *den resterande livslängden*.

Effekten av beläggningsen på livslängden beror på typen av angrepp. Man kan därvid skilja på angrepp som sker som en *moving boundary* (tex karbonatisering och surt angrepp) resp "*tröskelvärdesstyrt*" angrepp som initieras först när en viss koncentration uppnåtts på ett visst djup, tex kloridinitierad armeringskorrosion och vissa kemiska reaktioner.

7.2 Karbonatisering (reaktioner med "moving boundary")

Nedan behandlas enbart armeringskorrosion förorsakad av karbonatisering. Även andra typer av angrepp, som sker som moving boundary, kan behandlas på analogt sätt.

Betrakta Fig 7.1 som visar en betong med en beläggning, samt CO₂-profilen vid stationärt förhållande.

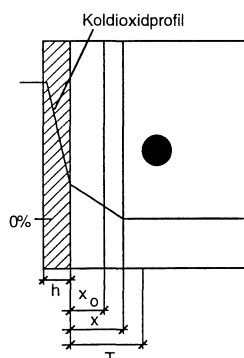


Fig 7.1: Betong med beläggning.

Följande antaganden gäller:

1: Täcksiktet är T [m]

2: Beläggningens diffusivitet för CO_2 är δ_1 [m^2/s]

3: Beläggningens tjocklek är h [m]

4: När beläggningen läggs på har karbonatiseringsdjupet nått nivån x_0 . Detta djup kan även uttryckas:

$$\alpha = x_0/T \quad (7.1)$$

Där T är täcksiktet [m]

α uttrycker den andel som är genomkarbonatiserat när beläggningen görs [1]

5: Beläggningen läggs på vid tiden t_0 [s] räknad från konstruktionens tillkomst.

6: Betongens diffusivitet är δ_b [m^2/s].

CO_2 -flödet genom beläggningen under tidsintervallet dt kan skrivas:

$$dq_1 = \delta_1 \cdot \frac{c_0 - c_g}{h} \cdot dt \quad (7.2)$$

Där dq_1 är transporterad CO_2 -mängd genom beläggningen [mol/m^2]

c_0 är yttre CO_2 -koncentrationen [mol/m^3]

c_g är CO_2 -koncentrationen i gränssytan mellan betong och beläggning [mol/m^3]

CO_2 -flödet genom karbonatiserad zon är:

$$dq_2 = \delta_b \cdot \frac{c_g}{x} \cdot dt \quad (7.3)$$

Där dq_2 är transporterad CO_2 genom karbonatiserad betong [mol/m^2]

x är avståndet från gränssytan till karbonatiseringsfronten [m]

Vid jämvikt är $dq_1 = dq_2$. Således fås följande värde på c_g :

$$c_g = \frac{\delta_1 \cdot c_0}{h(\delta_1/h + \delta_b/x)} \quad (7.4)$$

Insättning av c_g i ekv (7.3) ger följande uttryck för koldioxidinträngningen:

$$dq = \delta_b \cdot \frac{\delta_1 \cdot c_0}{h(\delta_1/h + \delta_b/x)} \cdot c_0 \cdot dt \quad (7.5)$$

Men enligt ekv (2.2) i kapitlet om karbonatisering gäller följande:

$$dq=C \cdot dx$$

Där C är mängden karbonatiseringsbart material [mol/m^3].

Således kan ekv (7.5) skrivas:

$$C \cdot dx = \delta_b \cdot \frac{\delta_1 \cdot c_0}{h(\delta_1/h + \delta_b/x)} \cdot c_0 \cdot dt \quad (7.6)$$

Förenkling, separation och integration från $x=x_0$ till $x=T$, som är täcksiktet, samt från $t=t_0$ till $t=t$ ger:

$$\int_{x_0}^T \left(\frac{\delta_1 \cdot x}{h} + \delta_b \right) \cdot dx = \int_{t_0}^t \frac{\delta_b \cdot \delta_1 \cdot c_0}{C \cdot h} \cdot dt \quad (7.7)$$

Därav fås:

$$\Delta t = t - t_0 = \frac{C}{2 \cdot \delta_b \cdot c_0} (T^2 - x_0^2) + \frac{C \cdot h}{\delta_1 \cdot c_0} (T - x_0) \quad (\text{VII.1})$$

Där Δt är resterande livslängd från det beläggningsläggs på [s]

Första termen på höger sida är resterande livslängd om ingen beläggning görs. Att så är fallet framgår av ekv (II.1) i karbonatiseringskapitlet. Andra termen på höger sida är beläggnings livstidsförlängande bidrag.

Ekv (VII.1) kan därför också skrivas:

$$\Delta t = \Delta t_{\text{obelagd}} + \Delta t_{\text{beläggning}} \quad (7.8)$$

Där $\Delta t_{\text{obelagd}}$ resp $\Delta t_{\text{beläggning}}$ är första resp. andra termen på höger sida av ekv (VII.1).

Genom division av ekv (VII.1) med $\Delta t_{\text{obelagd}}$, dvs med första termen på höger sida i ekv (VII.1), fås den relativa livslängden med och utan beläggning:

$$\frac{\Delta t}{\Delta t_{\text{obelagd}}} = 1 + \frac{2 \cdot \delta_b \cdot h}{\delta_1} \cdot \frac{(T - x_0)}{(T^2 - x_0^2)} \quad (7.9)$$

Insättning av relativa karbonatiseringdjupet vid beläggningstillfället enligt ekv (7.1) ger:

$$\frac{\Delta t}{\Delta t_{\text{obelagd}}} = 1 + \frac{2 \cdot \delta_b \cdot h}{\delta_1 \cdot T} \cdot \frac{1}{1 + \alpha} \quad (\text{VII.2})$$

Denna figur har plottats i Fig 7.2 för $T=25$ mm. Som synes kan mycket stora livslängdsökningar erhållas vid mycket täta skikt.

OBS 1: storheten $D_1=\delta_1/h$ är skiktets totala diffusionskoefficient och får sorten [m/s]. Oftast uttrycks tunna skikts diffusionstal med denna enhet.

OBS 2: I härledningen ovan förutsätts att betongens diffusivitet inte ändras efter beläggningen.

Detta är ett dubiöst antagande eftersom fuktillståndet i betongen torde påverkas av beläggningen; antingen blir betongen torrare, vilket ökar dess diffusivitet för CO_2 , eller också blir den fuktigare vilket minskar diffusiviteten. Så länge beläggningen är mycket tät spelar ev. förändringar i betongens diffusivitet begränsad roll. Man kan enkelt härleda ett uttryck för livslängden med förändrad betongdiffusivitet efter beläggningen. Det antas att betongens diffusivitet före beläggningen är $\delta_{b,f}$ och efter beläggningen δ_b . Härledningen är densamma ända fram till och med ekv (VII.1). För att få fram relativ livslängd med och utan beläggning divideras Ekv (VII.1) med följande uttryck, som skulle gälla om ingen beläggning använts:

$$\Delta t_{\text{obelagd}} = \frac{C}{2 \cdot \delta_{b,f} \cdot c_o} (T^2 - x_o^2) \quad (7.10)$$

Ekv (VII.2) ändras då till:

$$\frac{\Delta t}{\Delta t_{\text{obelagd}}} = \frac{\delta_{b,f}}{\delta_b} + \frac{2 \cdot \delta_{b,f} \cdot h}{\delta_1 \cdot T} \cdot \frac{1}{1 + \alpha} \quad (VII.3)$$

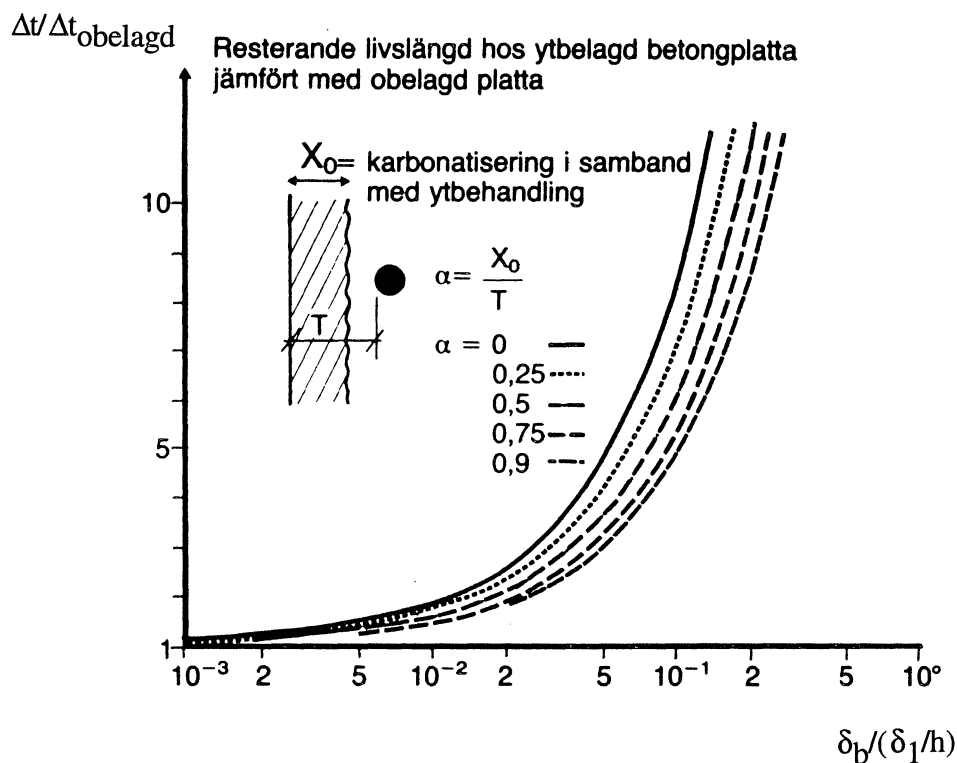


Fig 7.2: Plottning av ekv (VII.2). Figuren gäller för täcksiktet 25 mm och för olika karbonatiseringsdjup när beläggningen läggs på.

7.3 Kloridinitierad armeringskorrosion ("Tröskelvärdesinitierat angrepp")

Grundekvationen för beräkning av tiden till start av korrosion är diffusionsekvationen (1.5):

$$\frac{dc}{dt} = \delta_{b,eff} \cdot \frac{d^2c}{dx^2} \quad (1.5)$$

När betongen är belagd ändras randvillkoret vid betongytan, dvs lösningen till ekvationen blir inte densamma som för obelagd betong vilken visas i Fig 1.3.

Inverkan av beläggningen uttrycks genom ett övergångsmotstånd som definieras:

$$q_1 = \beta(c_1 - c_g) \quad (7.11)$$

Där q_1 är flödet över ytskiktet [$\text{mol}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$]

β är ytöverföringstalet [m/s]

c_1 är yttre kloridkoncentrationen utanför betongen [mol/m^3]

c_g är kloridkoncentrationen i fasgränsen mellan beläggning och betong [mol/m^3]

Av definitionen på ytöverföringstalet framgår att det uttrycker totala beläggningens genomsläpplighet för klorid. Sambandet mellan ytöverföringstalet och beläggningens materialets diffusivitet är:

$$\beta = \delta_1/h \quad (?)$$

Där δ_1 är beläggningens materialets kloriddiffusivitet [m^2/s]

h är beläggningens tjocklek [m]

Ytöverföringstalet kan tolkas som att det finns ett fiktivt betongskikt med tjockleken L_b vilket beskrivs av:

$$L_b = \delta_{b,eff}/\beta \quad (7.13)$$

Där $\delta_{b,eff}$ är betongens effektiva kloriddiffusivitet [m^2/s]

På avståndet L från gränsytan mellan betong och beläggning är kloridkoncentrationen lika med den yttre koncentrationen, c_1 . Inom det fiktiva skiktet är koncentrationsgradienten linjär och beskrivs av:

$$\left(\frac{dc}{dx}\right)_{x=0} = (c_g - c_1)/L_b = (c_g - c_1) \cdot \beta / \delta_{b,eff} \quad (VII.4)$$

Där $(dc/dx)_{x=0}$ är koncentrationsgradienten vid ytan [$\text{mol}/(\text{m}^3 \cdot \text{m})$]

Detta uttryck är randvillkor för lösningen till diffusionsekvationen (1.5).

I lösningen används det sk Biottalet som definieras:

$$B = \frac{\beta \cdot L_b}{\delta_{b,eff}} \quad (VII.5)$$

När beläggning saknas är $B=\infty$. När ytan är fullständigt klorid tät är $B=0$.

I lösningen ingår även "potentialen" U som den definierades i ekv (I.1), dvs:

$$U = \frac{c - c_1}{c_0 - c_1} \quad (\text{I.1a})$$

Där c är fria kloridkoncentrationen på djupet x efter tiden t [mol/m^3]
 c_1 är yttre kloridkoncentrationen [mol/m^3]
 c_0 är fria begynnelsekoncentrationen i betongen [mol/m^3]

I lösningen ingår även Fouriertalet vilket definieras som i ekv (I.2) för en skiva med halv-
oändlig utsträckning:

$$Fo = \frac{\delta_{b,eff} t}{(x/2)^2} \quad (\text{I.2})$$

Där x är avståndet från gränssytan mellan betong och beläggning [m].

Diffusionsekvationen (1.5) löses lämpligen numeriskt med användning av randvillkoret (VII.4).

7.4 Tillämpningsexempel. Karbonatisering

En betong har varit exponerad under 25 år. Under denna tid har karbonatiseringen nått djupet 22 mm. Täcksiktet är 27 mm. Bedöm resterande livslängd under följande förutsättningar:

- Ingen beläggning. Betongens diffusionstal för CO_2 är $4 \cdot 10^{-9}$ [m^2/s]
- En beläggning med totalt diffusionstal för CO_2 av $6 \cdot 10^{-8}$ [m/s] läggs på. Fukttillståndet hos betongen är oförändrat
- Dito men betongen blir något torrare efter beläggningen. Diffusiviteten för CO_2 antas öka med en faktor 5, till $2 \cdot 10^{-8}$ [m^2/s]

Lösning (a):

Resterande livslängd ges av; se ekv (VII.1) och även ekv (II.2) i karbonatiseringskapitlet:

$$\Delta t_{\text{obelagd}} = \frac{T^2 - x_0^2}{k^2}$$

Där k är en konstant som fås ur uppmätt karbonatiseringsdjup [$k^2 = C / (2 \cdot \delta_b \cdot c_0)$]:

$$x_0 = \text{Konst} \cdot \sqrt{t_0}$$

Dvs

$$k = 0,022 / (25 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600)^{1/2} = 7,83 \cdot 10^{-7} \text{ [m/s}^{1/2}\text{]}$$

Resterande livslängd är då:

$$\Delta t_{\text{obelagd}} = \frac{0,027^2 - 0,022^2}{(7,83 \cdot 10^{-7})^2} = 4 \cdot 10^8 \text{ s} = \mathbf{12,7 \text{ år}}$$

Lösning (b):

Storheten $\delta_1/h = 6 \cdot 10^{-8}$ [m/s] OBS sorten!

$$\alpha = 22/27 = 0,815$$

Resterande livslängd ges av ekv (VII.2):

$$\Delta t = 12,7 \left\{ 1 + \frac{2 \cdot 4 \cdot 10^{-9}}{6 \cdot 10^{-8} \cdot 0,027} \cdot \frac{1}{1+0,815} \right\} = 12,7(1+2,7) = \mathbf{47 \text{ år}}$$

Beläggningen ökar således livslängden med en faktor 3,7.

Lösning (c):

Livslängden fås av ekv (VII.3):

$$\Delta t = 12,7 \left\{ \frac{4 \cdot 10^{-9}}{2 \cdot 10^{-8}} + \frac{2 \cdot 4 \cdot 10^{-9}}{6 \cdot 10^{-8} \cdot 0,027} \cdot \frac{1}{1+0,815} \right\} = 12,7(0,2 + 2,7) = \mathbf{37 \text{ år}}$$

Om betongen torkar efter det beläggningen applicerats reduceras alltså beläggningens effekt rätt kraftigt; Den är ca 47 år om fuktillståndet inte ändras, men "enbart" 37 år om betongen blir torrare. Oavsett vilket fuktillstånd som uppnås kommer dock beläggningens livstidsförlängande effekt aldrig att bli mindre än $2,7 \cdot 13,7 = 34$ år.

OBS: Beräkningen förutsätter att beläggningen är tät hela tiden, dvs att den inte åldras negativt. Det är ytterst osannolikt att en polymerbeläggning har denna höga beständighet när den anbringas på betong med dess höga pH-värde.

8. Inre frostangrepp

8.1 Kritisk vattenhalt²⁵

Utgångspunkten för livslängdsberäkningen är att det existerar maximalt tillåtna, sk kritiska, fuktillstånd. En betong, som är fullständigt fuktisolerad så att fuktutbyte mellan betongen och omgivningen är omöjlig under frysnings-upptiningscykler, kan nämligen påvisas ha ett kritiskt fuktillstånd, vilket kan uttryckas som en kritisk vattenmättnadsgrad.

Vattenmättnadsgrad definieras:

$$S = \frac{w_e}{P} \quad (8.1)$$

Där w_e är vattenhalten i betongen [m^3/m^3]

P är totala porositeten [m^3/m^3]

Exempel på en bestämning av en kritisk vattenmättnadsgrad visas i Fig 8.1.

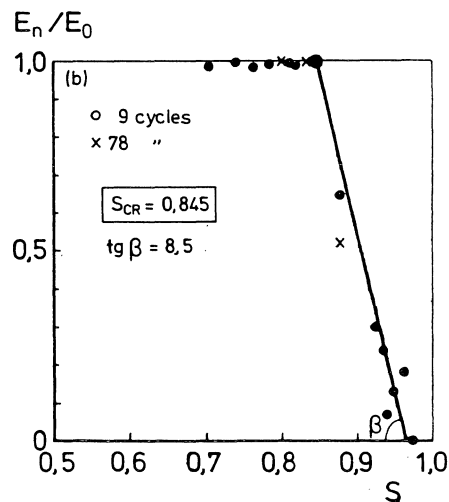


Fig 8.1: Exempel på en bestämning av kritisk vattenmättnadsgrad²⁶

Värdet på S_{kr} definierat som brytpunkten i ett diagram där skadeomfattningen plottas mot aktuellt värde på S i betongen vid frysning är i stort sett helt oberoende av antalet fryscyklar. S_{kr} är också i stort sett oberoende av fryshastigheten²⁷. Som mått på skada kan man använda hållfasthetsförlust, permanent expansion, eller E-modulförlust. Normalt -liksom i Fig 8.1- används den senare. Den bestäms då oftast genom mätning av egenfrekvens vid böjsvängning av en provkropp före och efter frysning. "Skada" definieras som relativ E-modul efter frysning.

Detta innebär att inga frostsador sker om $S < S_{kr}$ oavsett antalet fryscyklar. Vid $S > S_{kr}$ uppstår skador som ökar i omfattning ju flera fryscyklar som används och ju mera S i materialet överskrider S_{kr} . Följande approximativa uttryck har visat sig gälla för cementbruk

²⁸. Möjligen gäller det även för betong:

²⁵ Detta avsnitt bygger på arbete som utförts av författaren under ett flertal år. En relativt fyllig översikt över nedbrytningsmekanismer och filosofien bakom begreppet kritisk vattenmättnadsgrad finns i G. Fagerlund: "Frostangrepp-beskrivning av verkande mekanismer". Cementa, Danderyd, 1993.

²⁶ G Fagerlund: The influence of slag cement on the frost resistance of the hardened concrete. Cement- och Betonginstitutet. Rapport Fo 1.82, 1982.

²⁷ G. Fagerlund: Effect of the freezing rate on the frost resistance of concrete. Nordic Concrete Research, Publ. No 11, Oslo, 1992A.

²⁸ Analys baserad på försöksdata framtagna av Lars Rombén, Cement- och Betonginstitutet, 1973.

$$S < S_{kr}: \quad \text{Skada} = 0 \quad (8.2a)$$

$$S > S_{kr}: \quad \text{Skada} = K_N(S - S_{kr}) \quad (8.2b)$$

Där K_N är en "utmattningskoefficient" som beror på antalet fryscyklar med konstant S .

När "skada" uttrycks som relativ E-modul efter N cykler $-E_N/E_0$ - kan K_N antas ha följande utseende:

$$K_N = \frac{A \cdot N}{B + N} \quad (8.3)$$

Där N är antalet fryscyklar
 A och B är konstanter

A är en utmattningsgräns, dvs oavsett antalet fryscyklar kan K_N inte överstiga A . Noggranna mätningar på cementbruk ger värdena $A \approx 1,2$, $B \approx 4$.

8.2 Bestämning av kritisk vattenhalt

S_{kr} , liksom koefficienterna A och B , kan bestämmas *experimentellt*.

S_{kr} kan också beräknas *teoretiskt* enligt följande.

S_{kr} motsvarar i stort sett alltid att en viss mängd av luftporerna i betongen måste vara vattenfyllda. Sådan vattenfyllning sker när betongen lagras under lång tid i vatten. Exempel visas i Fig 8.2. Som synes inaktiveras luftporerna tämligen snabbt. Detta beror på att luft drivs ur och ersätts med vatten.

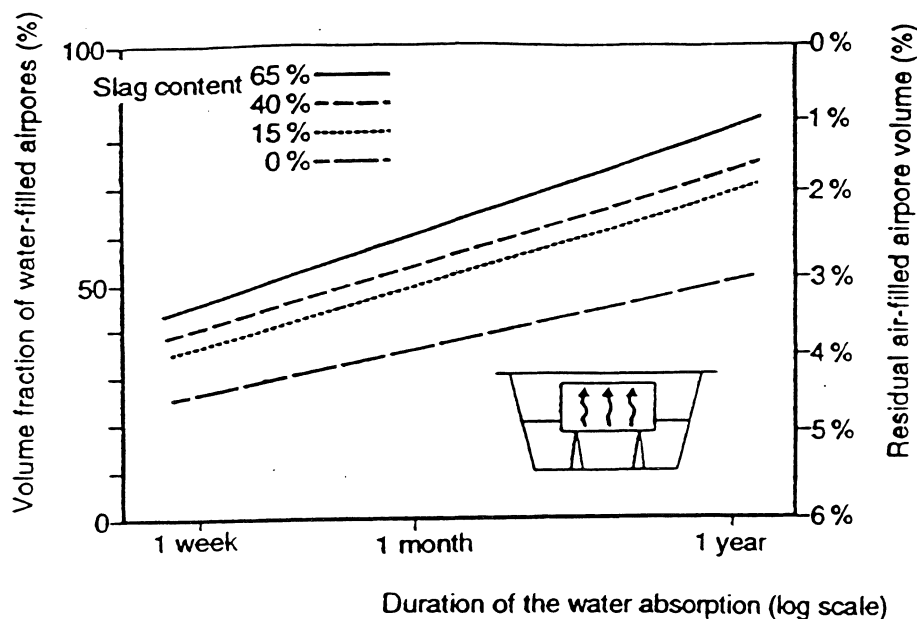


Fig 8.2: Exempel på vattenabsorption i luftporsystemet hos betonger tillverkade med olika cementtyper.²⁹

²⁹ G Fagerlund: The influence of slag cement on the frost resistance of the hardened concrete. Cement- och Betonginstitutet. Rapport Fo 1.82, 1982.

Det är rimligt att anta att en mindre por vattenfylls före en stor³⁰. Genom vattenabsorptionen kommer lufthalten att gradvis minska. Resterande lufthalt -dvs verkligen luftfyllda porer- kan beräknas enligt:

$$a_r = \int_{r_w}^{r_{\max}} f(r) \cdot (4/3) \cdot \pi \cdot r^3 \cdot dr \quad (8.4)$$

Där a_r är resterande mängd luftfyllda porer [m^3/m^3 betong]
 $f(r)$ är frekvensfunktionen för luftporer (dvs antalet porer med radien r) [antal/ m^3]
 r är porradien [m]
 r_{\max} är radien hos den största luftporen [m]
 r_w är radien hos den största vattenfyllda (minsta luftfyllda) poren [m]

Totala mantelarean hos alla luftfyllda porer är:

$$A_r = \int_{r_w}^{r_{\max}} f(r) \cdot 4 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot dr \quad (8.5)$$

Där A_r är total mantelarea hos alla luftfyllda porer [m^2/m^3 betong].

Man kan därefter beräkna den specifika arean hos en sorts medelpor enligt:

$$\alpha_r = A_r/a_r \quad (8.6)$$

Där α_r är specifika arean hos en por som definierar "medelporen" av alla luftfyllda porer [m^2/m^3 por]

Om man nu hypotetiskt tänker sig att S gradvis ökas i betongen så kommer a_r och A_r att gradvis minska. Minskningen är emellertid snabbare hos A_r än hos a_r . Därför kommer specifika arean α_r att också minska. (Detta är naturligtvis självklart eftersom den genomsnittliga luftfyllda porens storlek ökar med ökande vattenabsorption. Specifika arean α_r är nämligen omvänt proportionell mot medelporstorleken; $\alpha_r = 3/r_m$ där r_m är medelstorleken hos luftfyllda porer).

Konsekvensen av vattenfyllningen blir att medelavståndet mellan porer som fortfarande är luftfyllda också minskar. Man kan beräkna medelavståndet på många olika sätt. Det mest använda är genom Powers avståndsfaktor som förutsätter att alla luftporer befinner sig i ett regelbundet

kubiskt gitter och att de alla är lika stora varvid storleken bestäms av α_r . Modellen visas i Fig 8.3. Powers avståndsfaktor definieras som avståndet mellan hörnet på den kub som omger luftporen och dennas periferi:

Rent geometriskt gäller då följande uttryck för "resterande" avståndsfaktor L_r :

³⁰ G. Fagerlund: The long-time water absorption in the air-pore structure of concrete. Avd byggnadsmaterial, LTH, Rapport TVBM-3051, 1993.

$$L_T = \frac{3}{\alpha_T} \left\{ 1,4[V_p/a_T + 1]^{1/3} - 1 \right\} \quad (8.7)$$

Där L_T är den avståndsfaktor som gäller vid en vattenabsorption som motsvarar a_T [m]
 V_p är andelen cementpasta exklusive luftporerna [m^3/m^3 betong]

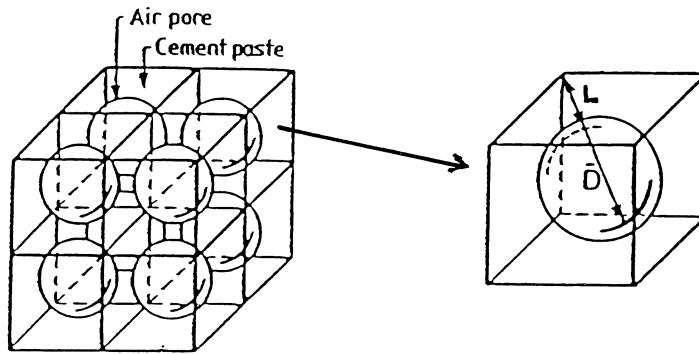


Fig 8.3: Definition av Powers avståndsfaktor.

Teoretiskt kan man visa att det bör existera maximalt tillåtna, kritiska, avstånd mellan luftfyllda porer. Denna sk kritiska avståndsfaktor, L_{kr} , är troligen av storleksordningen 0,35 - 0,40 mm men är också beroende av betongtypen. När vattenuppfyllningen är så stor att $L_T = L_{kr}$ erhålls den kritiska vattenabsorptionen. Resterande lufthalt och specifika area uppnår då värdena a_{kr} resp α_{kr} .

Kritisk vattenabsorption i luftporerna kan uttryckas som en kritisk volym vattenfyllda luftporer, $a_{w,kr}$:

$$a_{w,kr} = a_0 - a_{kr} \quad (8.8)$$

Där $a_{w,kr}$ är den volym vattenfyllda luftporer som motsvarar S_{kr} [m^3/m^3]
 a_0 är total lufthalt innan absorptionen startade [m^3/m^3]
 a_{kr} är den resterande lufthalt som gäller vid S_{kr} [m^3/m^3]

Ur $a_{w,kr}$ kan S_{kr} beräknas:

$$S_{kr} = \frac{P_g + P_k + a_{w,kr}}{P} = \frac{P - a_{kr}}{P} \quad (8.9)$$

Där P_g är gelporositeten [m^3/m^3]
 P_k är kapillärporositeten [m^3/m^3]

Formeln förutsätter att gel- och kapillärporerna fylls momentant när betongen utsätts för vatten. Detta är ett rimligt antagande som lätt verifieras vid experimentella mätningar.

I stället för en total kritisk vattenmättnadsgrad för hela betongen, S_{kr} , kan man använda en kritisk vattenfyllnadsgrad hos luftporsystemet, $S_{a,kr}$. Denna definieras:

$$S_{a,kr} = \frac{w_{a,kr}}{a_0} = 1 - \frac{a_{kr}}{a_0} \quad (8.10)$$

Sambandet mella S_{kr} och $S_{a,kr}$ är:

$$S_{kr} = 1 + \frac{a_0 \cdot (1 - S_{a,kr})}{P} \quad (8.11)$$

Exempel på förändringar i lufthalt och specifik area hos två olika typer av luftporsystem visas i Fig 8.4 och 8.5. Data för dessa båda luftporsystem tabelleras också i Bilaga 3 och 4.

Figurerna och tabellerna baseras på frekvensfunktioner för luftporer av följande två typer:

a) Exponentialfunktion:

$$f(r) = k_1 \cdot \ln b / b^r \quad (8.12)$$

Där k_1 är en konstant som enbart beror på studerad betongvolym (k är tex 1000 gånger högre när 1 m^3 betong betraktas än när 1 liter betong betraktas)
 b är en koefficient som uttrycker luftporsystemets finhet

b) Potensfunktion

$$f(r) = k_2 \cdot \{1/r^c - 1/r_{\max}^c\} \quad (8.13)$$

Där k_2 är en konstant med samma funktion som k_1
 c är en koefficient som uttrycker luftporsystemets finhet
 r_{\max} är radien hos den största luftporen [m]

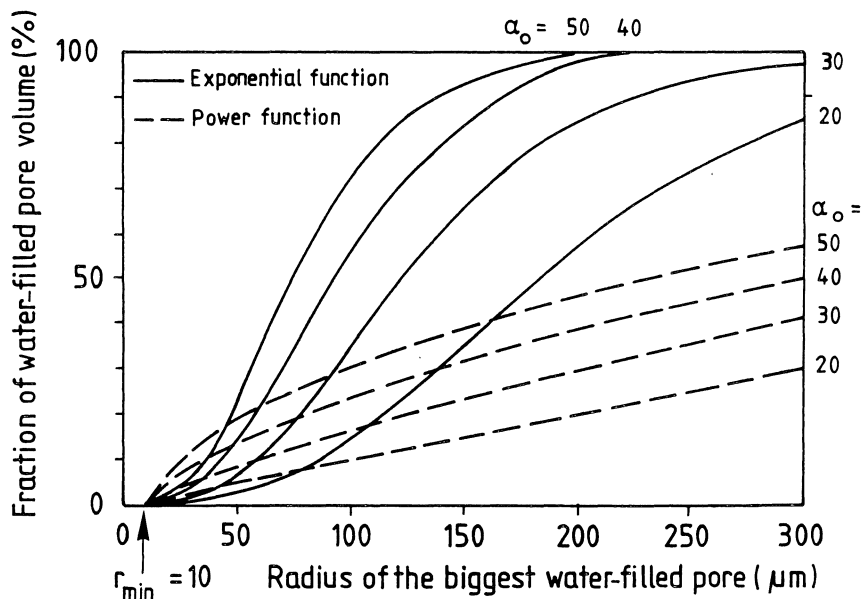


Fig 8.4: Inverkan av en gradvis vattenuppfyllning av luftporsystemet på resterande lufthalt.

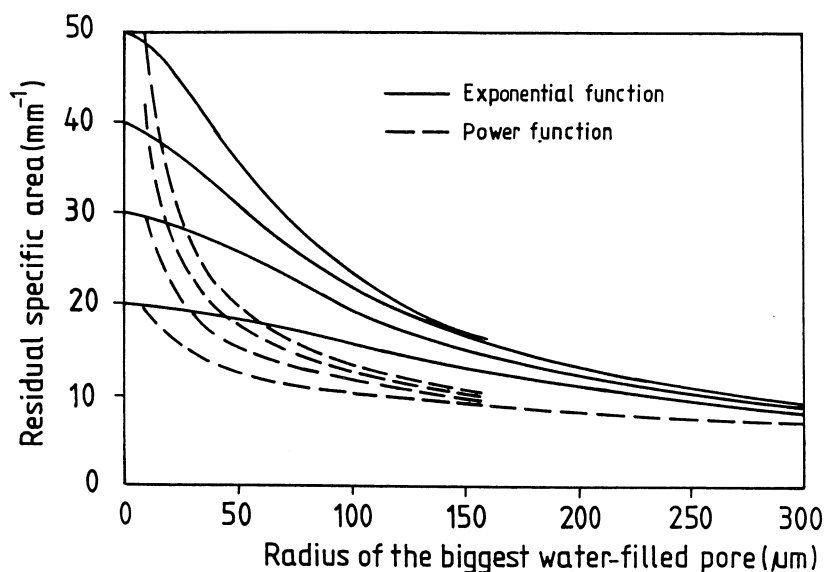


Fig 8.5: Inverkan av en gradvis vattenuppfyllning av luftporsystemet på resterande specifika area.

8.3 Livslängden före uppkomst av frostsador

När betongen används i sin naturliga miljö kommer den att ta upp fukt. Denna kan uttryckas genom den aktuella vattenmättnadsgraden; S_{akt} vilken gäller för betongen som helhet, eller genom $S_{a,akt}$ som enbart gäller luftporsystemet. När S_{akt} överstiger S_{kr} över ett visst område av betongen samtidigt som denna fryser kommer betongen att frostsadas i detta område.

Som framgår av Fig 8.1 och ekv (8.2) uppstår omfattande skada redan vid enstaka fryscykler när $S_{akt} > S_{kr}$. Ju mera S_{kr} överskrids, desto större blir skadan; se ekv (8.2). Detta innebär att man, om man vill vara på säkra sidan, kan fastställa livslängden till den tidpunkt när S_{akt} för första gången överskrider S_{kr} , dvs kriteriet för livslängd är:

$$S_{akt}(t) = S_{kr} \quad (\text{VIII.1})$$

Eller:

$$S_{a,akt}(t) = S_{a,kr} \quad (\text{VIII.2})$$

Där $S_{akt}(t)$ är aktuella vattenmättnadsgraden i betongen vid tiden t räknad från betongkonstruktionens tillkomst.

$S_{a,akt}(t)$ är aktuell vattenfyllnadsgrad hos *luftporsystemet* vid tiden t

För att man skall kunna beräkna livslängden måste man således veta hur S_{akt} utvecklas i tiden. Eftersom detta är omöjligt kan man i stället använda sig av vattenabsorptionen hos en tunn skiva av betongen som ligger konstant nedsänkt i vatten, eller som suger vatten konstant från en fri vattenyta. Det senare fallet behandlas här. Man får därvid en kapillär vattenmätt-

nadsgrad som ser ut som visas i Fig 8.6. Först ökar S_{kap} proportionellt mot kvadratroten ur tiden. Detta stadium motsvarar att vattenfronten gradvis stiger i provkroppen. När vattenfronten når överytan på provet avstannar absorptionen tvärt. Denna knickpunkt i vattenabsorptionskurvan motsvarar att gel- och kapillärporer (samt luftporer < ca 5 μm) är helt vattenfyllda:

$$S_{kap,k} = \frac{P_g + P_k}{P} \quad (8.14)$$

Där $S_{kap,k}$ motsvarar "knickpunktsabsorptionen"

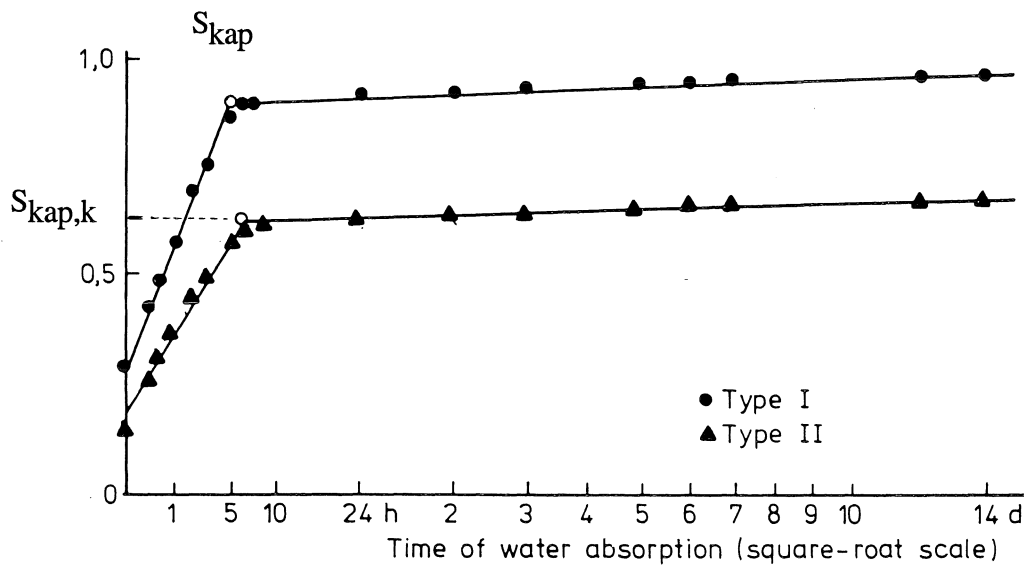


Fig 8.6: Exempel på vattenabsorptionskurvor vid kapillär uppsugning.

Vid sugtider som är längre än "knickepunktstiden" sker en långsam vattenabsorption i luftporsystemet. Denna beror på att luft som är innesluten i luftporer löser sig i omgivande porvatten och därefter diffunderar till större luftporer och slutligen till betongytan. Denna process är ytterst långsam³¹. Approximativt gäller att den mängd luft (kg) som löser sig per tidsenhet är oberoende av luftporens storlek. Därför gäller att tiden som erfordras för att fullständigt vattenfylla en luftpor är:

$$t = (4/3) \cdot \pi \cdot r^3 \cdot \rho_0 / q \quad (8.15)$$

Där t är tiden det tar att helt vattenfylla en por med radien r [s]

ρ_0 är luftens densitet vid atmosfärstryck [1,25 kg/m³ vid +10°C]

q är diffusionshastigheten hos löst luft genom vattenmättad cementpasta från en liten por till en näraliggande större por [kg/s]

q beror i princip på koncentrationen av löst luft. Denna är enligt Henrys lag direkt proportionell mot lufttrycket. Detta är emellertid enligt Laplaces lag omvänt proportionellt mot luftporens radie. Mycket approximativa beräkningar baserade på att medelavståndet mellan luftporer är direkt proportionellt mot porradien ger följande värde på q :

³¹ G. Fagerlund: The long-time water absorption in the air-pore structure of concrete. Avd byggnadsmaterial, LTH, Rapport TVBM-3051, 1993.

$$q \approx 5,6 \cdot 10^{-7} \cdot \delta_1 \quad (8.16)$$

Där δ_1 är diffusiviteten för löst luft [m^2/s]

δ_1 är $2 \cdot 10^{-9}$ för löst luft i fritt vatten. För löst luft i cementpasta torde δ_1 vara av storleksordningen 10^{-11} à 10^{-12} m^2/s .

Ekv (8.15) kan nu efter insättning av ekv (8.16) skrivas:

$$t = (4/3) \cdot \pi \cdot r^3 \cdot 1,25 / (5,6 \cdot 10^{-7} \cdot \delta_1) \quad (8.17)$$

Dvs:

$$t = 9,35 \cdot 10^6 \cdot r^3 / \delta_1 \quad [s] \quad (\text{VIII.3})$$

Detta uttryck kan användas för beräkning av den tid det tar att fylla en por med storleken r_w . Denna radie används sedan för att beräkna värdet på S_{kr} enligt teorien som angavs ovan.

En teoretisk analys av vattenabsorptionen i ett porsystem som beskrivs av frekvensfunktionerna (8.12) och (8.13) har genomförts³². Den visar att S_{kap} kan beskrivas av ett uttryck av följande typ:

$$S_{kap}(t) = a + b \cdot t^c \quad (\text{VIII.4})$$

Där a , b och c är koefficienter som är individuella för varje betong.

* a är nästan exakt lika med knickpunktsabsorptionen, dvs:

$$a \approx S_{kap,k} \quad (8.18)$$

Vilket innebär att a motsvarar den vattenmättnadsgrad då alla gel- och kapillärporer (samt vissa mycket små luftporer) är vattenfyllda.

* b beror huvudsakligen på diffusiviteten för löst luft, δ_1 . Ju högre diffusivitet, desto högre värde på b , dvs desto snabbare sker vattenabsorptionen i luftporerna.

* c beror huvudsakligen på luftporstrukturen, dvs på luftporernas finhet och fördelning. Den exponentiella porfördelningen -ekv (8.12)- ger tex mycket snabbare vattenabsorption än potensfördelningen -ekv (8.13). C är ofta av storleksordningen 0,3-0,5 dvs hastigheten hos vattenabsorptionen i luftporerna avtar med tiden.

Koefficienterna a , b och c bestäms lämpligen med vattenabsorptionsförsök. S_{kap} extrapoleras framåt i tiden med ekv (VIII.4).

Man kan nu använda kännedomen om värdet på S_{kr} och kännedomen om kapillärsugnings-egenskaperna för att beräkna livslängden. Två möjligheter är tänkbara:

³² G. Fagerlund: The long-time water absorption in the air-pore structure of concrete. Avd byggnadsmaterial, LTH, Rapport TVBM-3051, 1993.

- 1: Vattenabsorptionen i verkligheten är så liten, dvs den kontinuerliga vattenabsorptionstiden så kort, att S_{kr} aldrig uppnås. Då gäller:

$$S_{akt} < S_{kr} \quad (8.19)$$

$$\text{Livslängden} = \infty \quad (\text{VIII.5})$$

- 2: Betongen befinner sig i så fuktig miljö att den kan anses ständigt suga vatten. Då gäller:

$$S_{akt}(t_{liv}) = S_{kr} \quad (8.20)$$

$$\text{Livslängden} = \left\{ \frac{S_{kr} - a}{b} \right\}^{1/c} \quad (\text{VIII.6})$$

8.4 Beräkning av livslängden vid känd luftporfördelning och lufthalt

Beräkningsmetoden, som anges här är mycket osäker, av följande skäl:

- 1: Kunskapen om den verkliga kritiska avståndsfaktorn hos olika betongtyper är mycket bristfällig. Värdet 0,35 à 0,40 mm kan användas mycket överslagsmässigt³³.
- 2: Sambandet mellan absorptionstid och porradie är mycket osäkert. Bla bygger det på att lika mycket luft diffunderar per tidsenhet från varje luftpor oavsett dennas storlek.
- 3: Antagandet att en liten por alltid vattenfylls innan en större por är vattenfylld är visserligen termodynamiskt rimligt men kan icke desto mindre vara felaktigt i många fall.
- 4: Det förutsätts att en luftpor kan fungera som en fullgod recipient för undanpressat vatten ända tills den är fullständigt vattenfylld. I verkligheten kommer en por att bli inaktiv redan tidigare eftersom den resterande luftvolymen är mindre än det överskottsvatten som pressas undan från cementpastan i omgivningen när denna fryser.

Beräkningsgången är följande:

- 1: Bestäm luftporfördelningen, tex genom bildanalys av ett planslipat prov. Fördelningen uttrycks om möjligt med ett analytiskt uttryck, tex enligt ekv (8.12) eller (8.13).
- 2: Antag en viss livslängd, $t_{liv,1}$.
- 3: Beräkna med ekv (VIII.3) motsvarande radie på den största vattenfyllda poren, r_w .
- 4: Beräkna med ekv (8.4) resterande lufthalt, a_r som motsvarar r_w .
- 5: Beräkna med ekv (8.5) resterande porarea A_r som motsvarar r_w .
- 6: Beräkna med ekv (8.6) resterande specifika area α_r som motsvarar r_w .
- 7: Beräkna med ekv (8.7) resterande avståndsfaktor L_r som motsvarar r_w .
- 8: Jämför beräknat värde på L_r med den kritiska avståndsfaktorn L_{kr} .

³³ G. Fagerlund: The critical spacing factor. Avd byggnadsmaterial, LTH, Rapport TVBM-7058, 1993.

- 9: Om $L_r > L_{kr}$ väljs en kortare livslängd, $t_{liv,2}$. Om $L_r < L_{kr}$ väljs en längre livslängd. Sedan genomförs beräkningen på nytt med den nya livslängden. Beräkningen upprepas tills dess beräknat $L_r = L_{kr}$.

8.5 Erforderlig lufthalt för viss önskad livslängd

Detta är omvändningen till beräkningen ovan. Enda skillnaden är att vi nu inte känner luftporfördelningen eftersom betongen ännu ej är tillverkad. Vi måste därför anta att den har ett visst utseende. Därvid kan det vara lämpligt att tex använda standardfördelningarna i Ekv (8.12) och (8.13).

Varje yttre miljö och varje vattenabsorptionstid t motsvarar en viss vattenabsorption i luftporsystemet, dvs en viss storlek r_w på den största vattenfyllda poren. Relationen mellan vattenabsorptionstid t och porradie r_w ges av ekv (VIII.3).

Storleken på den största vattenfyllda poren bestämmer i sin tur lufthalten a_r och specifika arean α_r på det ännu ej vattenfyllda luftporsystemet. Relationen mellan r_w och a_r resp α_r fås ur ekv (8.4) resp (8.6). Dessa är tabellerade i BILAGA 3 och 4.

Det gäller nu att ha en så hög total lufthalt a_o att den resterande lufthalten a_r är så hög att den kritiska avståndsfaktorn L_{kr} inte överskrids. Denna kritiska lufthalt betecknas a_{kr} . Sambandet mellan a_r , α_r och L_r fås ur ekv (8.7). Härur kan a_{kr} beräknas eftersom α_r och L_{kr} är kända:

$$a_{kr} = \frac{V_p}{0,364(L_{kr} \cdot \alpha_r / 3 + 1)^3 - 1} \quad (8.21)$$

Lägsta tillåtna lufthalt är:

$$(a_o)_{\min} = a_w + a_{kr} \quad (VIII.7)$$

Där a_{kr} är den lufthalt som exakt motsvarar att resterande avståndsfaktor, $L_r = L_{kr}$

Beräkningen sker på följande sätt i kronologisk ordning:

- 1: r_w beräknas ur ekv (VIII.3) med t utbytt mot önskad livslängd t_{liv} .
- 2: Porfördelningen antas ha ett visst utseende.
- 3: a_r samt relationen $\beta = a_w/a_o = 1 - a_r/a_o$ beräknas med ekv (8.4) för $r=r_w$. Vid beräkning av a_r används r_w som undre integrationsgräns. Vid beräkning av a_o -den totala lufthalten hos det "torra" luftporsystemet- används radien hos den minsta luftporen r_{\min} som undre integrationsgräns. För de båda typfunktionerna (8.12) och (8.13) fås relationen $\beta = a_w/a_o$ direkt ur Fig 8.4 eller Bilagor 3 och 4.
- 4: Ur β beräknas mängden vattenfyllda porer:

$$a_w = \beta \cdot (a_o)_{\min} \quad (8.22)$$

5: A_T beräknas med ekv (8.5).

6: α_T beräknas ur a_T och A_T med ekv (8.6). För de båda specialfallen exponentialfunktion och potensfunktion enligt ekv (8.12) och (8.13) fås α_T direkt ur Fig 8.5 resp. BILAGOR 3 och 4 för olika initialvärden på α för det totalt "torra" luftposystemet.

7: a_{kr} beräknas ur ekv (8.21) med insatta värden på α_T och L_{kr} .

8: Ur ekv (VIII.7) fås:

$$(a_o)_{\min} = \beta(a_o)_{\min} + a_{kr} \quad (8.23)$$

Dvs

$$(a_o)_{\min} = \frac{a_{kr}}{1 - \beta} \quad (VIII.8)$$

8.6 Resterande livslängd hos redan frostskadad konstruktion

Man kan tänka sig att en konstruktion redan är skadad eftersom S_{akt} har överskridit S_{kr} vid något eller flera tillfällen. Genom en tillståndsanalys finner man att skadan är acceptabel men man önskar få reda på hur lång tid det tar innan skadan är så stor att konstruktionen måste repareras. En approximativ metodik för en sådan prognos har utvecklats³⁴

Man kan särskilja tre fall beroende på hur fuktig omgivande miljö är:

1: *Betongen är enbart temporärt exponerad för fritt vatten.
Fuktförhållandena inne i betongen kommer inte att ändras i framtiden*

Detta innebär att S_{akt} inte kommer att öka. Man torde utan risk kunna hävda att "utmattningsgränsen" enligt ekv (8.2) uppnåtts för länge sedan. Följaktligen kommer inte heller någon ytterligare skada att kunna ske. Därför gäller:

Skada efter tiden t = Skada vid inspektionstillfället

Dvs:

Resterande livslängd är mycket hög

2: *Betongen är enbart temporärt exponerad för fritt vatten.
Det inre fukttillståndet kommer att gradvis öka på grund av insugning mellan olika fryscyklar*

En teoretisk analys av vattenabsorptionen i betong visar att denna i stort sett är direkt proportionell mot kvadratroten ur diffusiviteten för löst luft. Varje fryscykel ger en viss skadeökning eftersom fukttillståndet har antagits öka mellan varje cykel. Därför är det rimligt att anta att diffusiviteten ökar för varje fryscykel. Approximativt antas ökningen vara proportionell mot kvadratroten ur antalet cykler. Detta innebär att S_{akt} kan skrivas:

³⁴ G. Fagerlund: Frost damage on concrete. Estimation of the future deterioration. Avd byggnadsmaterial, LTH, Rapport TVBM-3067.

$$S_{akt} = S_{kr} + \alpha \cdot N^{1/2} \quad (8.24)$$

Där α är en koefficient som beror på hur stor ökning i diffusivitet som sker för varje fryscykel.

Ekvationen förutsätter att S_{kr} överskreds redan vid första fryscykeln.

Genom användning av "skadeekvationen" (8.2) med insatt ekv (8.3) för utmattningskoefficienten, K_N fås:

$$D_t = \frac{A \cdot N}{B + N} \cdot \alpha \cdot N^{1/2} = \frac{A \cdot \alpha \cdot N^{3/2}}{B + N} \quad (8.25)$$

Antalet fryscyklar antas vara detsamma varje år. Därför kan N ersättas med exponeringstiden t :

$$N = \beta \cdot t \quad (8.26)$$

Där β är antalet fryscyklar per år.

Insättning i ekv (8.25) ger följande "skadeekvation":

$$D_t = \frac{A \cdot \alpha \cdot (\beta \cdot t)^{3/2}}{B + \beta \cdot t} \quad (8.27)$$

Där $A \approx 1,2$.

För långa tider kan B försummas ($B \approx 4$ jämfört med $\beta \cdot t > 100$). Då övergår ekv (8.27) till ett rent kvadratrotsuttryck:

$$D_t \approx A \cdot \alpha \cdot (\beta \cdot t)^{1/2} \quad (\text{VIII.9})$$

Antag att max tillåten frostskada är D_{max} . Total livslängd blir då:

$$t_{liv} = \frac{D_{max}^2}{(A \cdot \alpha)^2 \cdot \beta} \quad (\text{VIII.10})$$

Resterande livslängd blir:

$$\text{Resterande livslängd} = t_{liv} - t_0 \quad (\text{VIII.11})$$

Konstanten α kan utvärderas med hjälp av ekv (8.27) ur observationer av skadegraden vid inspektionstillfället. Följande uttryck används:

$$\alpha = \frac{D_0 \cdot (B + \beta \cdot t_0)}{A(\beta \cdot t_0)^{3/2}} \approx \frac{D_0}{1,2(\beta \cdot t)^{1/2}} \quad (8.28)$$

Där D_0 är frostskadans storlek vid "inspektionstiden" t_0 [år].
 $A \approx 1,2$. Se ekv (8.3) ovan.

OBS: Värdet på β påverkar inte värdet på α särskilt mycket. Normalt värde på β torde vara ca 50, dvs varje år inträffar ca 50 fryscyklar, vilka är tillräckligt kraftiga för att kunna skada betongen.

3: *Betongen är ständigt exponerad för fritt vatten.*

Det inre fukttillståndet kommer att gradvis öka även mellan olika fryscyklar

Som visats ovan -ekv (VIII.4)- kan vattenabsorptionen vid kontinuerlig vattenlagring beskrivas enligt:

$$S_{\text{act}} = S_{\text{kr}} + b \cdot t^c \approx S_{\text{kr}} + b \cdot t^{1/2} \quad (8.29)$$

Exponenten 1/2 är på säkra sidan. Normalt är exponenten något lägre.

Varje fryscykel kommer att medföra en ytterligare ökning av diffusiviteten för löst luft. Enligt vad som beskrevs ovan -ekv (8.24)- kan denna effekt antas vara proportionell mot kvadratroten ur antalet fryscyklar. Följaktligen kan S_{akt} uttryckas:

$$S_{\text{akt}} = S_{\text{kr}} + b \cdot t^{1/2} \cdot \alpha \cdot N^{1/2} = S_{\text{kr}} + \varepsilon \cdot (t \cdot N)^{1/2} \quad (8.30)$$

Där $\varepsilon = b \cdot \alpha$ är en koefficient som är olika för varje betong

S_{kr} antas uppnås redan vid första frysningen därför kan skadeekvationen (8.2) skrivas:

$$D_t = K_N \cdot \varepsilon \cdot (t \cdot N)^{1/2} \quad (8.31)$$

Eller, efter insättning av uttrycket för K_N ; ekv (8.3):

$$D_t = \frac{A \cdot N}{B + N} \cdot \varepsilon \cdot (t \cdot N)^{1/2} = \frac{A \cdot \varepsilon \cdot t^{1/2} \cdot N^{3/2}}{B + N} \quad (8.32)$$

Efter insättning av ekv (8.26) över antalet fryscyklar per år fås:

$$D_t = \frac{A \cdot \varepsilon \cdot \beta^{3/2} \cdot t^2}{B + \beta \cdot t} \quad (8.33)$$

Eftersom B kan försummas fås:

$$D_t = A \cdot \varepsilon \cdot \beta^{1/2} \cdot t \quad (\text{VIII.12})$$

Total livslängd blir:

$$t_{\text{liv}} = \frac{D_{\text{max}}}{A \cdot \varepsilon \cdot \beta^{1/2}} \quad (\text{VIII.13})$$

Resterande livslängd blir:

$$\text{Resterande livslängd} = t_{\text{liv}} - t_0 \quad (\text{VIII.14})$$

Konstanten ϵ kan utvärderas med hjälp av ekv (8.33) ur observationer av skadegraden vid inspektionstillfället. Följande uttryck används:

$$\epsilon = \frac{D_0 \cdot (B + \beta \cdot t_0)}{A \cdot \beta^{3/2} \cdot t_0^2} \approx \frac{D_0}{1,2 \cdot \beta^{1/2} \cdot t_0} \quad (8.34)$$

Där D_0 är frostskaadans storlek vid tiden t_0 [år].
 $A \approx 1,2$. Se ekv (8.3) ovan.

8.7 Tillämpningsexempel

8.7.1 Livslängd beräknad ur vattenabsorptionsdata

Exempel 1:

En betong har en gelporositet+kapillärporositet av 15,1%.

Lufthalten är 3,6%.

Totalporositeten är därför $15,1 + 3,6 = 18,7\%$.

Knickpunktsabsorptionen är då ca $15,1/18,7 = 0,81$.

Ett vattenabsorptionsprov visar att S_{kap} kan beskrivas av uttrycket:

$$S_{\text{kap}} = 0,81 + 0,009 \cdot t^{0,36} \text{ där } t \text{ är i dygn.}$$

Frysförsök visar att betongen har $S_{\text{kr}} = 0,87$.

Beräkna den potentiella livslängden.

Lösning:

Ekv (VIII.6) används.

$$t_{\text{liv}} = \{(0,89 - 0,81)/0,009\}^{1/0,36} = 432 \text{ dygn}$$

Exempel 2:

Samma betong men lufthalten har ökat till 6,5%, dvs totalporositeten ökar till $15,1 + 6,5 = 21,6\%$

Knickpunktsabsorptionen är nu $15,1/21,6 = 0,70$.

Vattenabsorptionsförsöket ger följande resultat: $S_{\text{kap}} = 0,70 + 0,026 \cdot t^{0,45}$

Frysförsök ger $S_{\text{kr}} = 0,82$.

Beräkna livslängden.

Lösning:

$$t_{\text{liv}} = \{(0,82-0,70)/0,026\}^{1/0,45} = 30 \text{ dygn}$$

Livslängden blir lägre trots den högre lufthalten vilket beror på att den ökade lufthalten lett till en snabbare vattenabsorption (tex genom att luftporsystemet har blivit instabilt genom användning av olämpliga luftporbildare).

8.7.2 Livslängd baserad på luftpordata

Betrakta en betong med följande egenskaper:

- 1: Cementpastahalt (exkl. luftporer): $V_p=30\%$
- 2: Kritisk avståndsfaktor: $L_{kr}=0,40 \text{ mm}$.
- 3: Diffusivitet för löst luft: $\delta=10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$.
- 4: Luftporsystemet bestäms av följande potensuttryck:

$$f(r) = K\{1/r^c - 1/r_{\text{max}}^c\}$$

Där, c bestäms av att specifika arean för det totala luftporsystemet är 30 mm^{-1}

$$r_{\text{max}} = 1000 \mu\text{m}$$

$$r_{\text{min}} = 10 \mu\text{m}$$

- 5: Lufthalt: $a_o=5,4\%$

Beräkna livslängden om betongen hela tiden lagras i vatten.

Lösning:

Antagande 1:

$$r_{w,1} = 100 \mu\text{m}$$

Enligt BILAGA 4 motsvarar detta för ett luftporsystem med $\alpha_o=30 \text{ mm}^{-1}$:

$$\alpha_r = 11,6 \text{ mm}^{-1}$$

$$a_w/a_o = 0,17 \quad \text{Dvs } a_r/a_o = 0,83$$

$$\therefore a_r=0,83 \cdot 5,4 = 4,5\%$$

Detta ger följande avståndsfaktor:

$$L_r = (3/11,6)\{1,4(30/4,5+1)^{1/3}-1\} = 0,45 \text{ mm}$$

Dvs, $L_r > L_{kr}$

Antagande 2:

$$r_{w,1} = 70 \mu\text{m}$$

Enligt BILAGA 4 motsvarar detta:

$$\alpha_r = 13,5 \text{ mm}^{-1}$$

$$a_w/a_o = 0,12 \quad \text{Dvs } a_r/a_o = 0,88$$

$$\therefore a_r = 0,88 \cdot 5,4 = 4,8\%$$

Detta ger följande avståndsfaktor:

$$L_r = (3/13,5) \{ 1,4(30/4,8+1)^{1/3} - 1 \} = 0,38 \text{ mm}$$

Dvs, $L_r < L_{kr}$

Rak interpolation mellan de båda beräknade L_r -värdena följande värde på r_w för $L_r=0,40$ mm:

$$r_w = 78 \mu\text{m}$$

Livslängden fås ur ekv (VIII.3):

$$t_{liv} = 9,35 \cdot 10^6 \cdot (78 \cdot 10^{-6})^3 / 10^{-12} = 4,4 \cdot 10^6 \text{ s} = \mathbf{51 \text{ dygn}}$$

8.7.3 Beräkning av luftbehov för given livslängd

Exempel 1: Exponentiell luftporfördelning

Betrakta en betong med följande karakteristika:

- 1: $V_{ct}=0,40$
- 2: Cementhalt 420 kg/m^3
- 3: Kritisk avståndsfaktor $0,40 \text{ mm}$
- 4: Betongens naturliga fuktillstånd motsvarar 200 dygn kontinuerlig vattenlagring
- 5: Diffusiviteten för löst luft $\delta=10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$
- 6: Luftporfördelningen kan beskrivas med en exponentiell porfördelning enligt ekv (8.12)
- 7: Specifika arean hos totala luftporsystemet är 30 mm^{-1}

Beräkna erforderligt luftbehov

Lösning:

Cementpastahalten är:

$$V_p = 0,32 \cdot 420 + 0,40 \cdot 420 = 302 \text{ liter/m}^3 = 30,2 \%$$

Ekv (VIII.3) ger följande värde på största vattenfyllda por:

$$r_w = \left\{ \frac{200 \cdot 24 \cdot 3600 \cdot 10^{-12}}{9,35 \cdot 10^6} \right\}^{1/3} = 1,24 \cdot 10^{-4} \text{ m} = 124 \text{ } \mu\text{m}$$

Enligt BILAGA 3 ger detta:

$$\alpha_r = 17,5 \text{ mm}^{-1}$$

$$\beta = a_w / (a_o)_{\min} = 0,50$$

Kritisk lufthalt är enligt ekv (8.21):

$$a_{kr} = 30,2 / \{0,364(17,5 \cdot 0,40/3 + 1)^3 - 1\} = 2,4\%$$

Erforderlig lufthalt blir enligt ekv (VIII.8):

$$(a_o)_{\min} = 2,4 / (1 - 0,50) = 4,8 \%$$

Exempel 2: Luftporfördelning enligt potensfunktion

Exakt samma betong som i exempel 1 men luftporfördelningen kan beskrivas med en porfördelning enligt ekv (8.13)

Beräkna erforderligt luftbehov

Lösning:

Enligt BILAGA 4 ger $r_w = 124 \text{ } \mu\text{m}$:

$$\alpha_r = 10,5 \text{ mm}^{-1}$$

$$\beta = a_w / (a_o)_{\min} = 0,20$$

Kritisk lufthalt är enligt ekv (8.21):

$$a_{kr} = 30,2 / \{0,364(10,5 \cdot 0,40/3 + 1)^3 - 1\} = 7,5 \%$$

Erforderlig lufthalt blir enligt ekv (VIII.8):

$$(a_o)_{\min} = 7,5 / (1 - 0,20) = 9,4 \%$$

En förändring av porstorleksfördelningen innebär således en stor ändring i erforderlig lufthalt. Detta sker trots att specifika arean definierad enligt ekv (8.6) är oförändrad.

8.7.4 Beräkning av resterande livslängd hos en skadad konstruktion

Måttligt fuktig miljö

En betong som exponerats under 30 år för en miljö som är måttligt fuktig, dvs fuktiga perioder följs av torra, bedöms ha fått frostskador som motsvarar 20% hållfasthetsförlust.

Antalet

fryscyklar per år är ca 50. Beräkningar visar att en hållfasthetsförlust av 30% skulle kunna accepteras utan risk. Bedöm resterande livslängd.

Lösning:

Koefficienten α är:

$$\alpha = \frac{D_0}{1,2(\beta \cdot t)^{1/2}} \approx \frac{20}{1,2(50 \cdot 30)^{1/2}} = 0,43$$

Resterande livslängd blir då:

$$\text{Resterande livslängd} = \frac{D_{\max}^2}{(A \cdot \alpha)^2 \cdot \beta} - 30 = \frac{30^2}{(1,2 \cdot 0,43)^2 \cdot 50} - 30 = 38 \text{ år}$$

OBS: Om antalet fryscyklar per år är 100 skulle resterande livslängd i stället bli 39 år, dvs valet av antalet fryscyklar är av liten betydelse.

Mycket fuktig miljö

En betong som exponerats under 30 år för en miljö som är mycket fuktig, dvs betongen står i ständig kontakt med vatten, bedöms ha fått frostskador som motsvarar 20% hållfasthetsförlust. Antalet fryscyklar per år är ca 50. Beräkningar visar att en hållfasthetsförlust av 30% skulle kunna accepteras utan risk. Bedöm resterande livslängd.

Lösning:

Koefficienten ε är:

$$\varepsilon = \frac{D_0}{1,2 \cdot \beta^{1/2} \cdot t_0} = \frac{20}{1,2 \cdot 50^{1/2} \cdot 30} = 0,079$$

Resterande livslängd blir då:

$$\text{Resterande livslängd} = \frac{D_{\max}}{A \cdot \varepsilon \cdot \beta^{1/2}} - t_0 = \frac{30}{1,2 \cdot 0,079 \cdot 50^{1/2}} - 30 = 15 \text{ år}$$

Dvs, i den fuktigare miljön mer än halveras resterande livslängden.

OBS: Om antalet fryscyklar per år är 100 skulle resterande livslängd fortfarande bli 15 år, dvs valet av antalet fryscyklar har ingen betydelse.

9. Yttre frostangrepp - saltavskalning

9.1 Avskalningsförlopp

Saltavskalning är en yterosion som förorsakas av frysning i närvaro av svaga lösningar av tösalt eller havsvatten. Avskalningen ökar normalt med antalet fryscyklar, N . Sambandet mellan antalet fryscyklar och total avskalning kan skrivas:

$$S_{\text{tot}} = K \cdot N^k \quad (9.1)$$

Där S_{tot} är total avskalning [kg/m^2]
 N är antalet "farliga" fryscyklar
 K är en materialberoende koefficient
 k är en "accelerationsfaktor"

Med "farlig fryscykel" avses en fryscykel som är fuktig nog och har tillräckligt låg temperatur för att ge skada. Översiktligt kan man anta att avskalningen ökar progressivt med sänkt frystemperatur enligt:

$$S \approx \text{konst} \cdot |\theta_{\text{min}}|^2 \quad (9.2)$$

Där S är avskalning vid en cykel [kg/m^2]
 θ_{min} är lägsta frystemperatur [$^{\circ}\text{C}$]

Detta innebär att en enda fryscykel till -25°C motsvarar ca 10 cykler vid -8°C .

Frostskador sker normalt enbart i cementpastafasen eftersom denna är den enda porösa fasen i betongen. Så småningom undermineras emellertid små sand- och gruskorn varför avskalningen kan antas ske primärt i cementbruksfasen. Efter stor avskalning undermineras även grövre sandkorn och enstaka stenar. Detta gör att avskalningskurvan får ett ojämnt utseende. Sett över en längre tidsperiod kan emellertid en mera kontinuerlig avskalningskurva identifieras; se Fig 9.1.

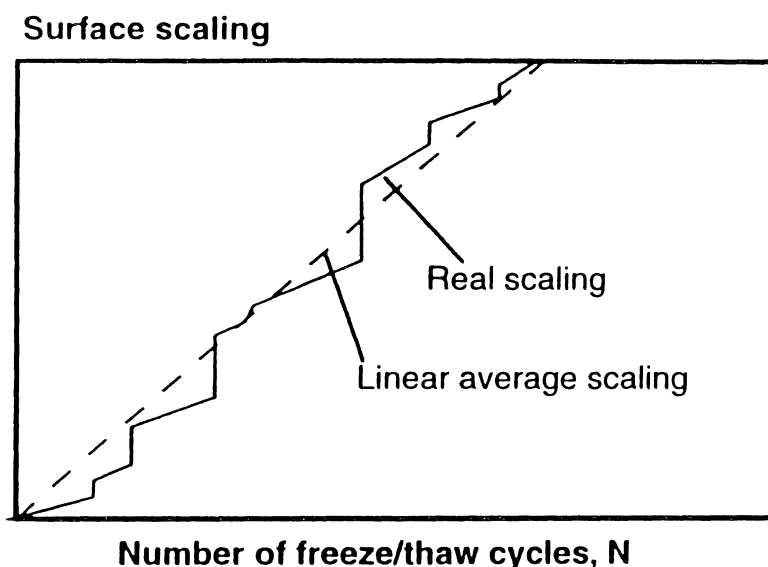


Fig 9.1: Avskalningsförlopp. Verkligt och idealiserat.

Vikt förlusten S kan i princip översättas till ett avskalningsdjup. Följande samband används:

$$d = S_{\text{tot}}/\gamma = S_{\text{tot}}/2000 \quad (9.3)$$

Där d är avskalningsdjupet [m]

γ är cementbrukets skrymdensitet [$\approx 2000 \text{ kg/m}^3$]

Man kan tänka sig tre olika typer av avskalning; se Fig 9.2:

- 1: Retarderad ($k < 1$)
- 2: Linjär ($k = 1$)
- 3: Accelererad ($k > 1$)

Accelererad avskalning är ett tecken på mycket dålig saltfrostbeständighet. Därför är den ointressant för en extrapolation. Redan efter få år är betongen så hårt avskalad att den måste repareras. Därför beaktas enbart linjär och retarderad avskalning.

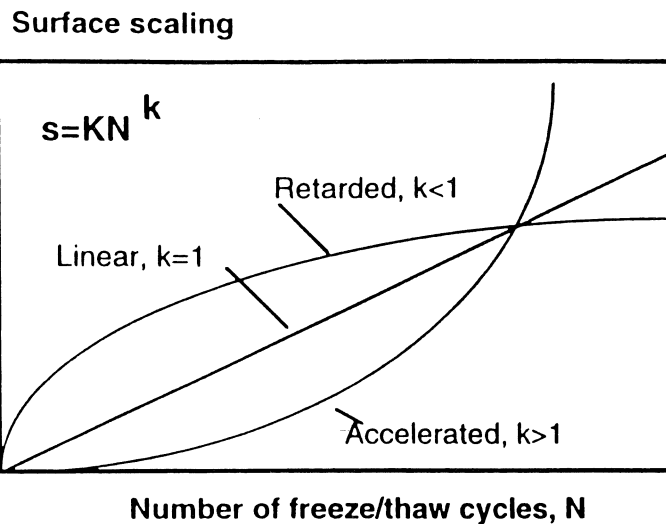


Fig 9.2: Olika typer av avskalningsförlopp.

Homogen betong- Linjär avskalning:

När betongen är homogen och det yttre klimatet inte ändras kan man anta att den verkliga avskalningskurvan i genomsnitt är linjär; se Fig 9.3. Därför kan den totala avskalningen efter tiden t antas vara:

$$S_{\text{tot}} = K \cdot t \quad (9.1a)$$

Inhomogen betong-retarderad avskalning

Själva betongytan kan skilja sig från betongens egenskaper på några mm eller cm djup från ytan. Orsaken kan vara:

- 1: Vattenseparation och bruksseparation.
- 2: Lägre lufthalt
- 3: Sämre fukthårdning

Samtliga dessa defekter hos ytan medför att avskalningen blir större hos denna än hos betongens inre delar. Följaktligen kommer avskalningshastigheten att gradvis minska trots att de yttre klimatförhållandena är oförändrade.

Den totala avskalningen beskrivs av:

$$S_{\text{tot}} = K \cdot t^k \quad (9.1b)$$

Där $k < 1$

9.2 Bedömning av livslängd-linjär avskalning

Tyvärr finns det ingen möjlighet att på basis av dagens kunskap förutse avskalningshastigheten hos en betong. Enda sättet att göra en någorlunda kvalificerad gissning är att genomföra en avskalningstest i laboratoriet.

Testen bör vara så realistisk som möjligt, dvs inte vara alltför accelererad. Antag att testen genomförs med n cykler ner till temperaturen θ_{min} . Antag samtidigt att det ekvivalenta antalet fryscyklar per år i den verkliga miljön är n_{ekv} . Man kan då använda följande mycket approximativa uttryck för att förutse avskalningsförloppet i den verkliga miljön:

$$S_{\text{tot}} = \frac{S_n}{n} \cdot n_{\text{ekv}} \cdot t \quad (9.4)$$

Där S_{tot} är verklig avskalning efter t år i verklig miljö [kg/m^2]
 S_n är total avskalning efter n cykler i laboratoriet [kg/m^2]
 n är antalet fryscyklar i labförsöket
 n_{ekv} är det antal fryscyklar i verklig miljö som motsvarar den typ av fryscykel som användes i labförsöket [antal cykler/år]
 t exponeringstiden i verklig miljö [år]

För beräkning av n_{ekv} används ekv (9.2).

(Exempel: 500 cykler med -5°C , 100 cykler med -8°C , 40 cykler med -12°C , 15 cykler med -20°C ger $n_{\text{ekv}} = 500 \cdot (5/20)^2 + 100(8/20)^2 + 40(12/20)^2 + 15(20/20)^2 = 77$ fryscyklar i labförsöket om detta sker vid lägsta temperatur -20°C)

Normalt efterfrågas avskalningsdjupet d . Detta fås efter insättning av S_{tot} enligt ekv (9.1) i ekv (9.4). Antag att maximalt tillåten avskalning är d_{max} . Då fås följande livslängd:

$$t_{\text{liv}} = \frac{2000 \cdot n}{S_n \cdot n_{\text{ekv}}} \cdot d_{\text{max}} \quad (\text{IX.1})$$

9.3 Resterande livslängd

Om det är möjligt att bedöma verkligt avskalningsdjup hos en konstruktion kan man i princip göra en extrapolation av det framtida avskalningsförloppet; se Fig 9.4.

Linjär avskalning:

Avskalningsförloppet antas följa ett linjärt samband enligt ekv (9.1a). Den totala avskalningen är då:

$$d_{\text{tot}} = \frac{d_0}{t_0} \cdot t \quad (9.5)$$

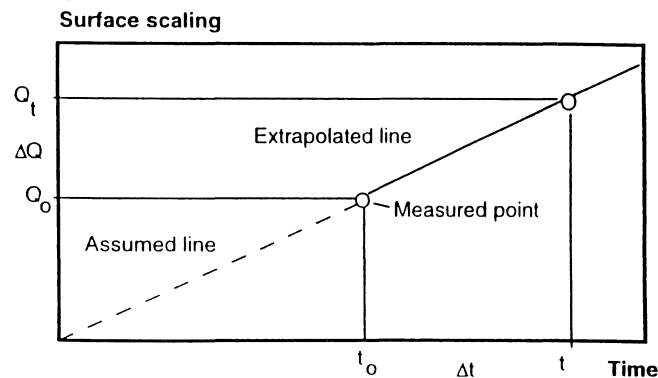
Där d_0 är bedömt totalt avskalningsdjup vid inspektionstillfället [m]
 t_0 är konstruktionens ålder vid inspektionstillfället [år]

Maximalt tillåtet avskalningsdjup är d_{max} . Resterande livslängd är då:

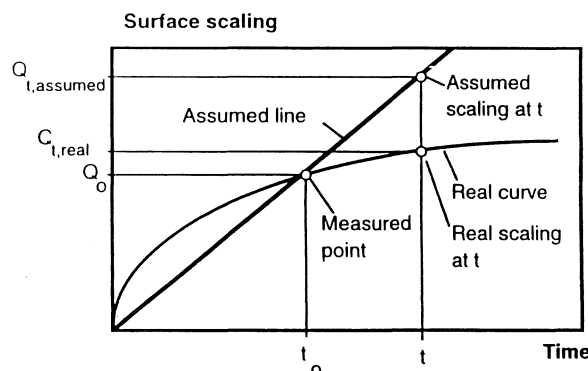
$$\text{Resterande livslängd} = \left\{ \frac{d_{\text{max}}}{d_0} - 1 \right\} \cdot t_0 \quad (\text{IX.2})$$

Retarderad avskalning:

I verkligheten kan avskalningen vara retarderad. Detta kan man emellertid inte veta vid inspektionstillfället. Följaktligen får man en underskattning av livslängden om en linjär extrapolation enligt ekv (9.1a) görs; se Fig 9.5. Av säkerhetsskäl bör man dock trots allt göra en linjär extrapolation.



9.4: Extrapolation av ett linjärt avskalningsförlopp.



9.5: Felbedömning vid linjär extrapolation av ett retarderat avskalningsförlopp.

9.4 Tillämpningsexempel

9.4.1 Livslängdsbedömning baserad på en saltfrostprovning

En betong provas i laboratoriet. Antalet fryscyklar är 56 och lägsta temperatur vid varje fryscykel är -22°C . Total avskalning är $0,9 \text{ kg/m}^2$.

I verkligheten kommer betongen att utsättas för följande fryscyklar under ett normalår:

- 18°C: 5 cykler
- 15°C: 12 cykler
- 10°C: 20 cykler
- 7°C: 35 cykler
- 3°C: 100 cykler

Max tillåtet avskalningsdjup är 10 mm. Bedöm livslängden.

Lösning:

$$n_{\text{ekv}} = 5(18/22)^2 + 12(15/22)^2 + 20(10/22)^2 + 35(7/22)^2 + 100(3/22)^2 = 18 \text{ [cykler/år]}$$

Livslängden blir:

$$t_{\text{liv}} = \frac{2000 \cdot 56}{0,9 \cdot 18} \cdot 0,01 = \mathbf{69 \text{ år}}$$

9.4.2 Resterande livslängd

En betong bedöms ha en avskalning av 9 mm efter 12 år. Max tillåtet avskalningsdjup är 15 mm. Bedöm resterande livslängd.

Lösning:

Resterande livslängd är:

$$\text{Resterande livslängd} \geq (0,015/0,009 - 1) \cdot 12 = \mathbf{8 \text{ år}}$$

10. Synergi mellan olika angreppstyper

En viss typ av angrepp kan öppna vägen för en annan typ. Exempel är alkalikiselsyrareaktion som kan öppna vägen för inre frostangrepp³⁵; inre frostangrepp som kan öppna vägen för urlakning, och andra inre kemiska angrepp; ytavskalning som kan reducera livslängden med avseende på armeringskorrosion. Enbart den senare typen av synergieffekt behandlas eftersom den är relativt lätt att behandla teoretiskt³⁶.

9.1 Inverkan av ytavskalning på armeringskorrosion. Teori

När ytan gradvis skalas av på grund av saltfrostangrepp kommer täckskiktet att minska varvid tiden till start av korrosion förkortas.

Vid linjär ytavskalning gäller följande erosionshastighet:

$$x_e = C_e \cdot t \quad (10.1)$$

Där x_e är erosionsdjupet vid tiden t [m]
 C_e är en materialkoefficient [m/s]
 t är betongens ålder [s]

Ekvationen kan också skrivas:

$$dx_e/dt = C_e \quad (10.2)$$

Ekvationen förutsätter att ingen förändring sker i yttre klimat under konstruktionens livstid.

Inträngningsdjupet hos tröskelvärde för start av korrosion eller för karbonatiseringsfronten beskrivs av:

$$x_c = C_c \cdot t^{1/2} \quad (10.3)$$

Där x_c är inträngningsdjupet vid tiden t [m]
 C_c är en materialkoefficient [m/s^{1/2}]
 t är konstruktionens ålder [s]

Ekvationen kan också skrivas:

$$dx_c/dt = C_c/2 \cdot t^{-1/2} \quad (10.4)$$

Detta är den differentialekvation som styr inträngningen om ytavskalning inte funnes.

Ekvationen kan också skrivas:

$$x_c \cdot (dx_c/dt) = C_c^2/2 \quad (10.5)$$

³⁵ J. Trägård, B. Lagerblad: Influence of ASR expansion on the frost resistance of concrete. Manuskript från Cement- och Betonginstitutet, 1994.

³⁶ G Fagerlund, G. Somerville, K. Tuutti: The residual service life of concrete exposed to the combined effect of frost attack and reinforcement corrosion. Int. Conf. "Concrete across Borders", Odense, June 22-25, 1994.

Exakt lösning:

När ytavskalning enligt ekv (10.1) finns gäller följande differentialekvation för inträngningen:

$$(x - C_e \cdot t) \cdot (dx_c/dt) = C_c^2/2 \quad (\text{X.1})$$

Detta uttryck kan lätt lösas numeriskt när de båda koefficienterna C_e och C_c är kända. Livslängden ges av den tid när $x_c = T$ där T är täcksiktet..

Approximativ lösning

En enklare lösning på osäkra sidan är följande:

Genom att sätta erosionshastigheten dx_e/dt enligt ekv (10.2) lika med inträngningshastigheten dx_c/dt enligt ekv (10.4) fås den tid t^* när de båda hastigheterna är lika.

$$t^* = [C_c/(2 \cdot C_e)]^2 \quad (10.6)$$

Inträngningsdjupet är då:

$$x_c^* = C_c \cdot t^{*1/2} \quad (10.7)$$

Efter denna tidpunkt är inträngningshastigheten konstant och beskrivs av ekv (10.2). Total inträngningsdjup vid $t > t^*$ beskrivs alltså av:

$$t \approx t^* + (x_c - x_c^*)/C_e \quad (10.8)$$

Dvs, Livslängden blir:

$$t_{\text{liv}} \approx t^* + (T - x_c^*)/C_e \quad (\text{X.2})$$

Där T är täcksiktet [m]

10.1.2 Tillämpningsexempel

En betong utsätts för en yterosion som beskrivs av $C_e = 5 \cdot 10^{-4}$ [m/år]

Inträngningshastigheten av tröskelnivån för start av kloridkorrosion är $C_c = 3 \cdot 10^{-3}$ [m/år^{1/2}]

Täcksiktet är 30 mm.

Beräkna livslängden till start av armeringskorrosion.

- (a) Exakt
- (b) approximativt.

Lösning (a):

Följande differentialekvation gäller:

$$(x_c - 5 \cdot 10^{-4} \cdot t) \cdot (dx_c/dt) = (3 \cdot 10^{-3})^2/2$$

Där t uttrycks i år.

Resultatet av beräkningen visas i Fig 10.1 tillsammans med ekv (10.3) som skulle gälla om det inte fanns någon erosion.

Livslängden blir:

Med erosion : 43 år
Utan erosion: 100 år

Lösning (b):

Tiden t^* och djupet x_c^* blir:

$$t^* = (3 \cdot 10^{-3} / 2 \cdot 5 \cdot 10^{-4})^2 = 9 \text{ år}$$

$$x_c^* = 3 \cdot 10^{-3} \cdot 9^{1/2} = 0,009 \text{ m}$$

Livslängden blir:

$$t_{\text{liv}} = 9 + (0,030 + 0,009) / 5 \cdot 10^{-4} = 51 \text{ år}$$

Den approximativa metoden ger alltså något för hög livslängd.

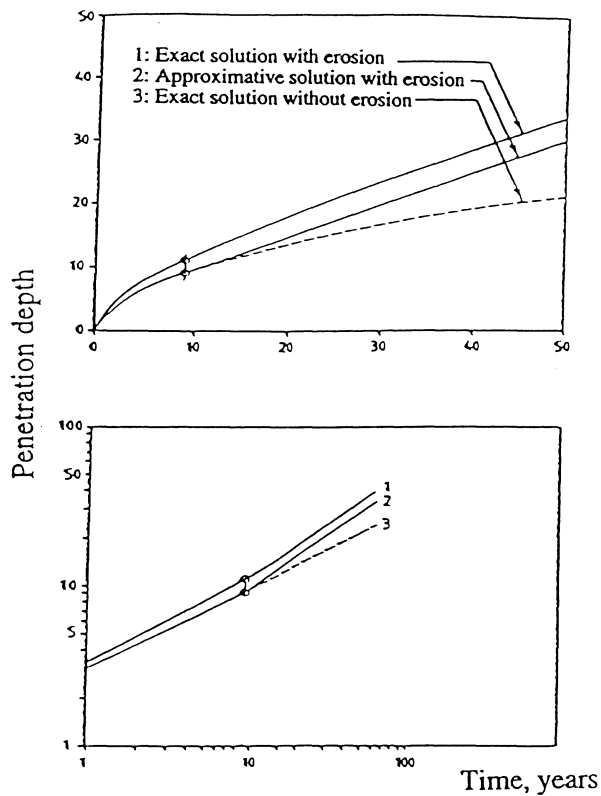


Fig 10.1: Lösning av exemplet ovan.

11. Bedömning av livslängd ur ett accelererat försök

11.1 Allmänt

Huvudprincipen vid en livslängdsberäkning är att man utgår från materialdata som bestämts med icke-accelererade försök, tex diffusionskoefficienter för de olika processer som är hastighetsbestämmande. I vissa fall kan det emellertid vara av intresse att snabbt få fram ett mått på den allmänna beständigheten genom att utsätta provet för accelererad påverkan. Accelerationen kan bestå av:

- 1: Ökning av temperaturen
- 2: Ökning av koncentrationen hos angripande medium
- 3: Ökning av omsättningshastigheten hos angripande medium
- 4: Ökning av angreppsytan hos betongen
- 5: Kombination av två eller flera av metoderna 1: - 4:

Sådan acceleration kan medföra en del problem:

- 1: Temperaturresponsen för reaktionen (uttryckt genom aktiveringsenergin) felbedöms
- 2: Koncentrationsökning och temperaturhöjning ger förändring i nedbrytningsprocessen. Ett exempel på detta visas i Fig 2.4. Ökning av den yttre koldioxidhalten ger en onaturlig karbonatiseringsprofil.

Konsekvensen kan bli att livslängden felbedöms. Felen kan vara av olika typ:

- 1: Tidsskalan i försöket måste kunna översättas till en verklig tidsskala i naturlig miljö. Dvs en visst angreppsnivå i testen, som där inträffar efter tiden t_{test} , kommer i verkligheten att inträffa efter t_{verklig} . Denna översättning mellan olika tidsskalor är förenad med stor osäkerhet.
- 2: I testen kan rangordningen mellan olika betonger bli annorlunda än i verkligheten. Man riskerar därför att välja material med kortare livslängd än det material man förkastar.
- 3: I testen kanske alla betonger blir starkt skadade eftersom man överskrider en tröskelnivå för start av nedbrytning. I verkligheten nås aldrig denna nivå. Man riskerar då att förkasta material som hade fungerat väl i verkligheten.

Fortsättningsvis ges några exempel på enkla principer för tolkning av ett accelererat försök.

11.2 Höjd temperaturnivå

Många kemiska processer, men även diffusion, är termiskt aktiverade. Reaktionshastigheten bestäms av:

$$v_T = k \cdot e^{-E/R \cdot T} \quad (11.1)$$

- Där
- v_T är reaktionshastigheten vid temperaturen T
 - k är en hastighetsbestämmande koefficient
 - E är aktiveringsenergin för processen i fråga [J/mol]
 - R är allmänna gaskonstanten [J/(mol·grad)]
 - T är absoluta temperaturen [°K]

Detta innebär att relativa reaktionshastigheten vid de båda temperaturena T₁ resp T₂ är:

$$v_{T_1}/v_{T_2} = e^{\{(E/R)(1/T_2 - 1/T_1)\}} \quad (11.2)$$

Genom mätning av nedbrytningshastigheten i ett accelererat försök vid temperaturen T_2 kan nedbrytningshastigheten vid den naturliga temperaturen T_1 beräknas. Tiden i verklig miljö till en given reaktionsnivå beräknas ur följande uttryck:

$$t_{\text{verklig}} = t_{\text{test}} \cdot \frac{v_{\text{test}}}{v_{\text{verklig}}} = t_{\text{test}} \cdot e^{\{(E/R)(1/T_1 - 1/T_2)\}} \quad (\text{XI.1})$$

Där t_{verklig} är nedbryningstiden i naturen till en viss nedbrytningsnivå

t_{test} är nedbryningstiden i testen till samma nedbrytningsnivå

v_{test} är nedbrytningshastigheten i testen

v_{verklig} är nedbrytningshastigheten i verkligheten

T_1 är temperaturen i verkligheten [$^{\circ}\text{K}$]

T_2 är temperaturen vid provningen [$^{\circ}\text{K}$]

Aktiveringsenergin kan bestämmas genom att nedbrytningsförloppet studeras vid två olika accelererade temperaturer. E kan sedan beräknas ur ekv (11.2) formulerad enligt följande:

$$E = R \cdot \ln(v_{T_1}/v_{T_2}) \cdot \frac{T_1 \cdot T_2}{T_1 - T_2} \quad (11.3)$$

Alternativt kan E beräknas ur en sk Arrheniusplot. Ekv (11.1) kan nämligen formuleras:

$$\ln v_T = \ln k - \frac{E}{R} \cdot \frac{1}{T} \quad (11.4)$$

Dvs, plottar man logaritmen av reaktionshastigheten mot $1/T$ fås en rät linje. Aktiveringsenergin fås ur lutningen på linjen.

Under ideala förhållanden är E en konstant varvid Arrheniusplotten är rätlinjig. I många fall varierar E med temperaturnivån. Detta visas av att Arrheniusplotten visar ett krökt samband. *Det är då viktigt att ta hänsyn till den variabla aktiveringsenergin om inte extrapolationen till normala temperaturer skall bli felaktig.*

11.3 Ökad koncentration

Reaktionshastigheten hos en kemisk process bestäms ofta av ett uttryck av följande typ:

$$dc/dt = -k \cdot [c] \quad (11.5)$$

Där dc/dt är reaktionshastigheten, omsättningshastigheten hos angripande ämne

[tex mol/(m³·s)]

k är en proportionalitetskoefficient

[c] är koncentrationen av angripande ämne [tex mol/m³]

Uttrycket förutsätter att koncentrationen av reagerande ämne inne i betongen inte påverkas av förändringen av yttre koncentration av aggressivt ämne.

Koncentrationen av angripande ämne är konstant under testen:

Om koncentrationen på något sätt kan hållas konstant, $[c]=\text{konst}$, fås alltså följande relativa reaktionshastighet mellan verklig exponering och exponering i testen:

$$\frac{(dc/dt)_{\text{verklig}}}{(dc/dt)_{\text{test}}} = \frac{[c_{\text{verklig}}]}{[c_{\text{test}}]} \quad (11.6)$$

Verklig exponeringstid fram till en viss förstörelsegrads blir:

$$t_{\text{verklig}} = t_{\text{test}} \cdot \frac{v_{\text{test}}}{v_{\text{verklig}}} = t_{\text{test}} \cdot \frac{[c_{\text{test}}]}{[c_{\text{verklig}}]} \quad (\text{XI.2})$$

Mängden av angripande ämne är konstant under testen:

Antag att den totala mängden angripande ämne är konstant. Då kommer koncentrationen av detta att gradvis minska. Koncentrationen vid ett given tidpunkt fås genom separering och integrering av ekv (11.5):

$$\int_{[c_0]}^{[c]} (1/[c]) \cdot dc = \int_0^t k \cdot dt \quad (11.7)$$

Där $[c_0]$ är begynnelsekoncentrationen vid $t=0$ [$\text{mol}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$]

Integration ger:

$$[c] = [c_0] \cdot e^{-k \cdot t} \quad (11.8)$$

Dvs tiden för att nå en viss reaktionsgrad uttryckt genom ett konstant värde på koncentrationsminskningen uttrycks av:

$$\Delta[c] = [c_0] \cdot (1 - e^{-k \cdot t}) \quad (11.9)$$

Där $\Delta[c]$ är en konstant minskning av koncentrationen hos angripande ämne

Dvs erforderlig tid för att åstadkomma minskningen $\Delta[c]$ är:

$$t = -\frac{1}{k} \cdot \ln \left\{ 1 - \frac{\Delta[c]}{[c_0]} \right\} \quad (11.10)$$

Erforderlig tid för att nå samma förstörelsegrad i verkligheten som vid en provning blir då:

$$t_{\text{verklig}} = t_{\text{test}} \cdot \frac{\ln\{1 - \Delta[c]/[c_0]_{\text{verklig}}\}}{\ln\{1 - \Delta[c_0]_{\text{test}}\}} \quad (\text{XI.3})$$

11.4 Acceleration genom ökad omsättningshastighet

I många fall begränsas nedbrytningshastigheten vid ett kemiskt angrepp av att tillförseln av angripande ämne är begränsad. Detta kan tex gälla ett betongfundament eller betongrör i marken där angreppshastigheten begränsas av att tillförseln av aggressivt ämne, tex syra eller sulfat, begränsas av markens låga permeabilitet. I och med att betongen "förbrukar" en viss mängd aggressivt ämne kommer yttre koncentrationen av detta ämne att bli lägre än om ingen reaktion funnits. Detta innebär att angreppshastigheten i verkligheten blir betydligt lägre än vad som motsvarar markens potentiella aggressivitet. Om man vid ett labförsök inte beaktar detta utan utsätter provet för en koncentration som motsvarar den potentiella koncentrationen, utan beaktande av den begränsade omsättningshastigheten hos det aggressiva ämnen, fås en feluppskattning av den verkliga angreppshastigheten.

Detta fall kan i princip behandlas på samma sätt som effekten av ökande koncentration enligt avsnitt 11.3 ovan. I detta fall används enbart ekv (XI.2):

$$t_{\text{verklig}} = t_{\text{test}} \cdot \frac{[c_{\text{test}}]}{[c_{\text{verklig}}]} \quad (\text{XI.2})$$

Där $[c_{\text{verklig}}]$ är den koncentration som betongen utsätts för efter det att hänsyn tagits till att reaktionen minskar koncentrationen av det aggressiva ämnet på grund av att omsättningshastigheten är begränsad. $[c_{\text{verklig}}]$ kan i princip beräknas genom att man jämför reaktionshastigheten, dvs bortförandet av aggressivt ämne, med transporthastigheten av aggressivt ämne i marken, dvs tillförsel av aggressivt ämne. Tillförseln blir avgörande när följande relation gäller:

$$dA_{\text{tillförsel}}/dt = dA_{\text{reaktion}}/dt \quad (11.11)$$

Där A är mängden aggressivt ämne $[\text{mol}/\text{m}^2]$

Nedan behandlas enbart fallet surt angrepp; se avsnitt 4. Inre kemiskt angrepp kan behandlas på analogt sätt.

Tillförsel av aggressivt ämne antas bestämmas av vattenflödet utanför konstruktionen. Diffusionen i stillastående vatten antas inte vara hastighetsbestämmande. Tillförseln är då:

$$dA_{\text{tillförsel}}/dt = q_w \cdot [c_w]/1000 \quad (11.11)$$

Där $A_{\text{tillförsel}}$ är tillförd mängd A $[\text{mol}/\text{m}^2]$
 q_w är vattenflödet fram till betongytan $[\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})]$
 $[c_w]$ är vattnets syrakoncentration $[\text{mol}/\text{m}^3]$
 1000 [antal liter/ m^3]

Vattenflödet beskrivs av (Jfr ekv (6.2):

$$q_w = B \cdot dP/dz \quad (11.12)$$

Där B är permeabilitetskoefficienten $[\text{s}]$
 dP/dz är tryckgradienten $[\text{Pa}/\text{m}]$
 z är lägeskoordinaten från betongytan in i marken $[\text{m}]$

Dvs tillförseln är:

$$dA_{\text{tillförsel}}/dt = B \cdot [c_w] \cdot (dP/dz) \cdot (1/1000) \quad (11.13)$$

Reagerat aggressivt ämne beskrivs av (Jfr ekv (4.1):

$$dA_{\text{reagerat}}/dt = \delta \cdot [c_{\text{verklig}}] / x_r \quad (11.14)$$

Där A_{reagerat} är reagerad mängd A [mol/m²]
 δ är diffusionskoefficienten för aggressivt ämne inne i betongen [m²/s]
 $[c_{\text{verklig}}]$ är koncentrationen av aggressivt ämne vid betongytan [mol/m³]
 x_r är djupet från betongytan till reaktionsfronten [m]

Insättning av ekv (11.13) och (11.14) i (11.11) ger:

$$\frac{[c_{\text{verklig}}]}{[c_w]} = \frac{B}{\delta} \cdot \frac{dP}{dz} \cdot \frac{1}{1000} \cdot x_r \quad (11.15)$$

Dvs, drivande ytkoncentration beror på relativa transportkoefficienten B/δ och på tryckgradienten för vattenflöde dP/dx . Ju större vattenflöde fram till betongytan, dvs ju högre värde på B och/eller dP/dx , desto närmare kommer ytkoncentrationen vattnets potentiella aggressivitet $[c_w]$.

Som synes blir ytkoncentrationen dessutom högre ju längre in i betongen reaktionsfronten befinner sig, vilket naturligtvis beror på att flödet inne i betongen då blir alltmer dominant över yttre flödet fram till betongytan.

Ekv (11.15) kan användas som randvillkor för surt angrepp. Ekv (IV.1) som styr reaktionen för surt angrepp utan erosion modifieras då till:

$$x = \frac{m}{s} \cdot \frac{B \cdot (dP/dz)}{M \cdot 1000} \cdot [c_w] \cdot t \quad (XI.4)$$

Där m är i reaktionen deltagande antal mol betong
 s dito syra
 M är mängden reagerbart material i betongen [mol/m³]

Dvs, reaktionsdjupet blir direkt proportionellt mot tiden. Hastigheten bestäms inte av diffusiunen inne i betongen utan av vattenflödet i marken uttryckt genom $B \cdot (dP/dz)$. Reaktionshastigheten fås genom derivering av (XI.4):

$$dx/dt = \frac{m}{s} \cdot \frac{B \cdot (dP/dz)}{M \cdot 1000} \cdot [c_w] \quad (11.16)$$

Angreppshastigheten kan emellertid aldrig bli högre än den som ges av ekv (IV.1), vilken med nuvarande beteckningar skrivs:

$$x = \left\{ \frac{m}{s} \cdot \frac{2 \cdot \delta \cdot [c_w]}{M} \right\}^{1/2} \cdot t^{1/2} \quad (11.17) \approx (IV.1)$$

Dvs reaktionshastigheten vid fullständig tillgång till syra vid betongytan är:

$$dx/dt = \left\{ \frac{m}{s} \cdot \frac{\delta \cdot [c_w]}{2 \cdot M} \right\}^{1/2} \cdot t^{-1/2} \quad (11.18)$$

Eller enligt ekv (IV.2):

$$dx/dt = k/(2 \cdot t^{1/2}) \quad (11.19)$$

Där k är konstanten framför $t^{1/2}$ i ekv (IV.1) ovan.

10.5 Acceleration genom ökad angreppsytta

Genom att man krossar eller mal betongen ökar man angreppsytan. Därmed ökas angreppshastigheten av ett kemiskt angrepp. För enkelhetens skull behandlas enbart det sura angreppet. Andra kemiska angrepp kan behandlas på analogt sätt.

Betrakta en sfärisk materialpartikel med radie R; Fig 11.1. Angreppet har vid tidpunkten t nått djupet x. Inflödet av syra under tidsintervallet dt beskrivs i analogi med ekv (4.1) av:

$$dS' \approx \frac{\delta_s \cdot 4 \cdot \pi \cdot (R-x)^2 \cdot c_o}{x} \cdot dt \quad (11.20)$$

Där dS' är intransporterad syramängd i kornet [mol]
 δ_s är diffusionskoefficienten för syra [m^2/s]
 R är kornets radie [m]
 x är angreppszonens djup från kornets yta [m]
 c_o är yttre syrakoncentration [mol/m^3]
 dt är tidsintervallret [s]

OBS: Denna ekvation är något förenklad eftersom diffusionstvärsnittet på sträckan x antas vara konstant lika med $4 \cdot \pi \cdot (R-x)^2$. I verkligheten ökar det gradvis från $4 \cdot \pi \cdot R^2$ till detta värde.

Reagerad mängd betong under samma tidsintervall är:

$$dM = M \cdot 4 \cdot \pi \cdot (R-x)^2 \cdot dx \quad (11.21)$$

Där dM är upplöst materialmängd [mol]
 M är mängden reagerbart material [mol/m^3]
 dx är ökningen av angreppsdjupet under tiden dt [m]

Relationen mellan dS' och dM är densamma som härleddes i avsnitt 4; se ekv (4.5):

$$dS' = (s/m) \cdot dM \quad (4.5)$$

Där s är antal i reaktionen deltagande mol syra
 m är i reaktionen deltagande mängd material

Kombination av ekv (11.20), (11.21) och (4.5) samt integration från $x=0$ till $x=x$ och från $t=0$ till $t=t$ ger:

$$x \approx \left\{ \frac{m}{s} \cdot \frac{2 \cdot \delta_s \cdot c_0}{M} \right\}^{1/2} \cdot t^{1/2} \quad (11.22) = (IV.1)$$

Detta är exakt samma ekvation som ekv (IV.1). Angreppsdjupet är således i stort sett oberoende av kornstorleken.

Andel upplöst totalvolym efter en viss tid t är:

$$\frac{V_{\text{angripen}}}{V_{\text{total}}} = \frac{(4/3) \cdot \pi \cdot R^3 - (4/3) \cdot \pi (R-x)^3}{(4/3) \cdot \pi \cdot R^3} \quad (11.23)$$

Eller:

$$\frac{V_{\text{angripen}}}{V_{\text{total}}} = 1 - (1-x/R)^3 \quad (XI.5)$$

Dvs ju mindre korn, desto större andel upplöst betong. Detta innebär att om man krossar betongen och utsätter delarna för syraangrepp med konstant koncentration (syran förnyas allteftersom reaktionen pågår) så kommer mera reaktion att ske än om betongbiten testats intakt. Ofta mäts angreppsgraden i ett laboratorietest genom syraförbrukningen. Denna blir alltså större när betongen testas i krossad form.

OBS: Ekv (XI.5) kan inte användas för plana provkroppar eftersom $R=0$ för dessa, dvs angreppsgraden skulle vara 0 trots att provet är angripet. Orsaken till detta fel är det förenklade antagandet i ekv (11.20) för diffusion i en sfär att diffusionstvärsnittet är konstant medan det i själva verket gradvis minskar.

Ett annat sätt att öka ytan i ett prov är att tillverka en plan skiva med stor utsträckning. Denna angrips till samma djup x oberoende av utstäckningen. Ekv (XI.5) modifieras nu till:

$$\frac{V_{\text{angripen}}}{V_{\text{total}}} = 2 \cdot x/D \quad (IX.6)$$

Där D är skivans tjocklek [m]

11.6 Tillämpningsexempel

11.6.1 Acceleration genom ökad temperatur

Exempel 1:

En beständighetsprovning görs vid $+40^\circ\text{C}$ och vid $+80^\circ\text{C}$. Erforderlig tid för att nå en viss förstörelsegrad är 4 månader resp 2 veckor.

Vad är trolig livslängd till samma förstörelsegrad i naturlig miljö där temperaturen är $+8^\circ\text{C}$?

Lösning:

$$v_{+80}/v_{+40} = 16/2 = 8$$

Ur hastighetsrelationen beräknas aktiveringsenergien:

$$8 = e^{\{(E/R) \cdot (1/(273+40) - 1/(273+80))\}}$$

Dvs

$$E/R = 5774 \text{ [}^\circ\text{K]}$$

Reaktionshastigheten vid +8°C beräknas:.

$$v_{+8}/v_{+40} = e^{\{5744(1/273+40) - 1/(273+40)\}} = 0,124$$

Dvs, erforderlig tid vid +8°C är:

$$t_{+8} = 16/0,124 = 129 \text{ veckor} = \mathbf{2,5 \text{ år}}$$

Exempel 2:

Samma som exempel 1 men medeltemperaturen +8°C sammansätts av 6 månader vid -4°C och 6 månader vid +20°C.

Lösning:

Hastigheten vid +20°C är

$$v_{+20}/v_{+40} = e^{\{5744(1/(273+40) - 1/(273+20))\}} = 0,286$$

Hastigheten vid -4°C är:

$$v_{-4}/v_{+40} = e^{\{5744(1/(273+40) - 1/(273+40))\}} = 0,050$$

Medelhastigheten under året är:

$$v_{\text{medel}} = (0,286+0,050)/2 = 0,168$$

Dvs, erforderlig tid i naturlig miljö är:

$$t_{+8} = 16/0,168 = 95 \text{ veckor} = \mathbf{1,8 \text{ år}}$$

Jämförelse mellan de båda exemplen visar att man i princip måste ta hänsyn till temperaturvariationer. Detta beror på att temperaturresponsen hos reaktionen inte är linjär.

11.6.2 Acceleration genom ökad koncentration

Exempel 1:

Ett betongprov utsätts för en viss fix mängd av en aggressiv lösning som är 10 gånger starkare än i naturen där den är 5 [mol/m³]. Lösningen förnyas alltså inte under försöket. Max tillåten skada uppnås när 2 [mol/m³] förbrukats. Detta tar 2,5 månader.

Bedöm livslängden under naturlig exponering.

Lösning:

Koncentrationen i testen är:

$$[c]_{\text{test}} = 10 \cdot 5 = 50 \text{ [mol/m}^3\text{]}$$

Livslängden blir enligt ekv (XI.3):

$$t_{\text{verklig}} = 2,5 \cdot \frac{\ln\{1-2/5\}}{\ln\{1-2/50\}} = \mathbf{14 \text{ månader}}$$

Exempel 2:

Samma accelerationsgrad (10) och tolerabla mängd reagerande syra som i Exempel 1 (2 mol/m³) men verklig koncentration i naturen är 4 gånger högre, 20 [mol/m³].

Lösning:

Mängd aggressivt ämne i testen är:

$$10 \cdot 20 = 200 \text{ [mol/m}^3\text{]}$$

Livslängden blir enligt ekv (XI.3):

$$t_{\text{verklig}} = 2,5 \cdot \frac{\ln\{1-2/20\}}{\ln\{1-2/200\}} = \mathbf{26 \text{ månader}}$$

Exempel 3:

Samma tolerabla reagerande mängd och samma koncentration i naturen som i exempel 1 men accelerationsgrad 20.

Lösning:

Koncentrationen i testen är:

$$[c]_{\text{test}} = 20 \cdot 5 = 100 \text{ [mol/m}^3\text{]}$$

Livslängden blir enligt ekv (XI.3):

$$t_{\text{verklig}} = 2,5 \cdot \frac{\ln\{1-2/5\}}{\ln\{1-2/100\}} = \mathbf{27 \text{ månader}}$$

En jämförelse mellan exempel 1 och 3 visar således att verklig livslängd är i stort sett proportionell mot accelerationsgraden. Detta är rimligt eftersom normalt enbart små reagerande mängder tolereras innan betongen är förstörd, dvs yttre koncentrationen är i stort sett konstant. Skillnaden mellan ekv (XI.2) och (XI.3) är därför ofta liten.

11.6.3 Acceleration genom ökad omsättnings hastighet

En betongkonstruktion befinner sig i mark där vattnet har en syrakoncentration av 150 mol/m^3 . Markens permeabilitetskoefficient är $5 \cdot 10^{-10} \text{ s}$ och vattenflödet bestäms av en hydraulisk gradient av $0,05 \text{ m vattenpelare per m}$. Mängden reaktivt material är 6000 mol/m^3 . Reaktionen är sådan att en mol syra reagerar med två mol betong.

Betongen provas i laboratoriet i en ständigt förnyad lösning av samma styrka som syrakoncentrationen i marken. Efter 6 månaders provning är angreppsdjupet 10 mm . Livslängden antas vara slut när 20 mm förbrukats.

(a) Beräkna livslängden vid samma miljö som i provet.

(b) Beräkna livslängden i den verkliga miljön.

Lösning (a):

Exponeringstiden 6 månader = $6 \cdot 30 \cdot 24 \cdot 3600 = 1,56 \cdot 10^7$ sekunder.

Ekv (IV.1) ger:

$$0,01 = \left\{ \frac{2}{1} \cdot \frac{2 \cdot \delta \cdot 150}{6000} \right\}^{1/2} \cdot (1,56 \cdot 10^7)^{1/2}$$

Detta ger följande diffusionskoefficient:

$$\delta = 6,4 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$$

Ekv (IV.1) ger:

$$0,01 = k_1 \cdot (1,56 \cdot 10^7)^{1/2}$$

Dvs:

$$k_1 = 2,53 \cdot 10^{-6} \text{ [m} \cdot \text{s}^{-1/2}]$$

Ekv (IV.1) ger följande livslängd:

$$0,020 = 2,53 \cdot 10^{-6} \cdot t_{\text{liv}}^{1/2}$$

Dvs:

$$t_{\text{liv}} = 6,1 \cdot 10^7 \text{ sek} = \mathbf{2 \text{ år}}$$

Reaktionshastigheten just när t_{liv} uppnås är:

$$dx/dt = k_1 / (2 \cdot t^{1/2}) = 2,53 \cdot 10^{-6} / \{2 \cdot (6,1 \cdot 10^7)^{1/2}\} = 1,6 \cdot 10^{-10} \text{ m/s}$$

Lösning (b):

Tryckgradienten dP/dx är:

$$dP/dx = 0,05 \cdot 10^4 / 1 = 500 \text{ Pa/m}$$

Den konstanta reaktionshastigheten är enligt ekv (11.16):

$$dx/dt = \frac{2}{1} \cdot \frac{5 \cdot 10^{-10} \cdot 500}{6000 \cdot 1000} \cdot 150 = 1,25 \cdot 10^{-11} \text{ m/s}$$

Dvs, hastigheten är mindre än i labförsöket, vilket innebär att tillflödet av syra till betongytan är hastighetsbestämmande. Livslängden fås då ur ekv (XI.4):

$$0,020 = \frac{2}{1} \cdot \frac{5 \cdot 10^{-10} \cdot 500}{6000 \cdot 1000} \cdot 150 \cdot t_{liv}$$

Dvs, livslängden blir:

$$t_{liv} = 1,6 \cdot 10^9 \text{ sek} = \mathbf{51 \text{ år}}$$

Markens låga permeabilitet har således förlängt livslängden med en faktor 25 jämfört med en livslängdsberäkning baserad på ett labprov med fullständig omsättning på aggressiv syra.

11.6.4 Acceleration genom ökad exponeringsyta

Provmaterialet är krossat:

Ett cementbruk krossas till granuler med ungefärlig storlek 10 mm. Efter 6 månaders exponering för en viss syra visar syraförbrukningen att 40% av betongvolymen lösts upp.

(a) Bedöm angreppsdjupet.

(b) Hur stor andel av betongen skulle ha förstörts om betongens tvärsnittsmått varit 20 cm?

Lösning (a):

Kornradien är ca 5 mm

Ekv (XI.5) ger:

$$0,40 = 1 - (1 - x/0,005)^3$$

Dvs:

$$\mathbf{x \approx 8 \text{ mm}}$$

Lösning (b):

”Radien” (halva tvärsnittsmåttet) är 100 mm.

$$V_{angripen}/V_{total} = 1 - (1 - 0,8/100)^3 = 0,024 = \mathbf{2,4 \%}$$

Provmaterialet är en tunn platta:

Samma cementbruk som ovan provas genom att en platta med 10 mm tjocklek sänks ner i syran. Syraförbrukningen visar liksom tidigare att 40% av bruket är upplöst.

Beräkna angreppsdjupet.

Lösning:

Ekv (XI.6) ger:

$$0,4=2(x/10)$$

Dvs:

$$\mathbf{x = 2 \text{ mm}}$$

Jämförelse mellan de båda exemplen visar att även provkroppsformen och inte enbart tvärsnittstorleken har betydelse för tolkningen av resultatet.

12. Stokastisk livslängdsberäkning

Alla analyser som genomförts ovan av olika angreppstyper, baseras på ett deterministiskt betraktelsesätt, dvs alla materialdata och alla miljödata antas ha väldefinierade värden. Följaktligen blir förstörelseprocessen och livslängden entydigt bestämd. I verkligheten är alla i beräkningen ingående data förenade med högre eller lägre grad av osäkerhet. Detta innebär att den ur dessa data beräknade nedbrytningsprocessen och livslängden blir osäker. Principen för ett tänkbart sätt att angripa detta problem, där osäkerheter beaktas, illustreras med exemplen frostbeständighet och armeringskorrosion. Ytterligare information om stokastiska livslängdsberäkningar och om koppling mellan livslängdsberäkningar och ekonomiska konsekvenser av ett materialval kan hämtas i ³⁷.

12.1 Frostbeständighet

Antag att vi vill beräkna livslängden med avseende på inre frostangrepp. Denna bestäms av följande båda storheter; se kapitel 8:

- 1: "Materialegenskapen" kritisk vattenmättnadsgrad, S_{kr}
- 2: "Miljöegenskapen" aktuell vattenmättnadsgrad, S_{akt}

Livslängden bestäms av villkoret:

$$t = t_{liv} \quad \text{när} \quad S_{kr,t} < S_{akt,t} \quad (12.1)$$

Där beteckningarna $S_{kr,t}$ och $S_{akt,t}$ antyder att båda dessa parametrar är tidsvariabla.

S_{kr} bestäms av ett flertal faktorer som är huvudsakligen materialberoende:

- 1: Lufthalten
- 2: Luftporfördelningens utseende
- 3: Processen för inaktivering av luftporsystemet när detta gradvis vattenfylls
- 4: Den kritiska avståndsfaktorn

Man kan inte utesluta att samtliga dessa faktorer är delvis tidsberoende. Man kan inte heller utesluta att vissa S_{kr} -bestämmande faktorer är miljöberoende, tex värdet på den kritiska sanna avståndsfaktorn. Detta innebär att S_{kr} troligen får ett visst tidsberoende; se Fig 12.1. Eftersom så många osäkra materialegenskaper bestämmer S_{kr} är dess värde dessutom behäftat med en viss osäkerhet. Frekvenskurvan för S_{kr} -fördelningen vid olika tidpunkter visas i Fig 12.2.

S_{akt} bestäms av ett flertal faktorer, som är såväl materialberoende som klimatberoende:

- 1: Luftporfördelningens utseende
- 2: Diffusiviteten för löst luft i porsystemet
- 3: Yttre klimatets "fuktkarakteristika", främst frekvensen och varaktigheten av mycket höga fukttillstånd

³⁷ A.J.M. Siemes, A.C.W.M. Vrouwenfelder, A. van den Beukel: Durability of buildings. A reliability analysis. Heron, 1985(30):3.

Även S_{akt} blir därför i hög grad tidsberoende; se Fig 12.1. Spridningen i S_{akt} -värdet är stort, vilket framgår av frekvenskurvan för S_{akt} i Fig 12.2. I denna inkluderas inverkan på S_{akt} av betongåldern. Klimatet däremot antas vara detsamma under betongens hela livstid, dvs samma variation i S_{akt} förorsakad av variation i yttre fuktillstånd antas existera under betongens hela livstid. (OBS: i vissa fall kan betongen ta upp vatten kontinuerligt under hela sin livstid, dvs inga torkperioder förekommer. I detta fall bestäms S_{akt} huvudsakligen av materialfaktorerna 1: och 2: ovan varvid ett kraftigt åldersberoende hos S_{akt} finns; Se Fig 12.3.)

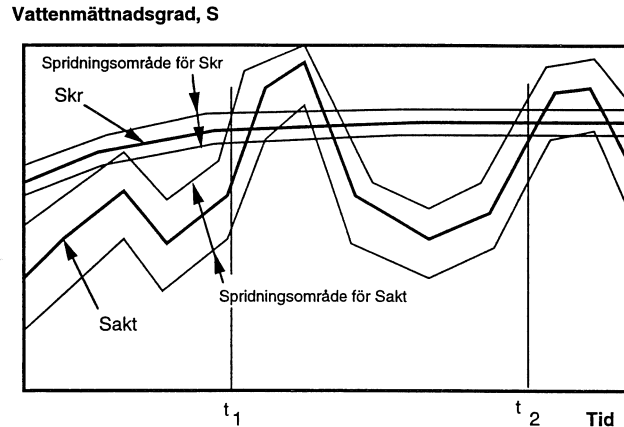


Fig 12.1: Tidsvariationen hos S_{kr} och S_{akt} . Medelvärden och spridningsområden (text uttryckta som dubbla standardavvikelsen.)

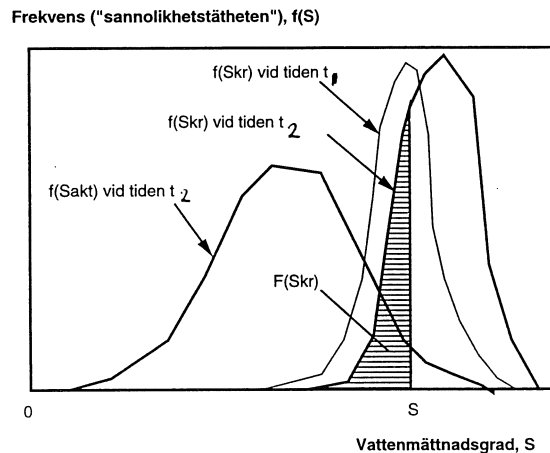


Fig 12.2: Frekvensfunktioner över S_{kr} vid två tidpunkter, t_1 och t_2 , samt över S_{akt} vid en tidpunkt, t_2 . Definition av fördelningsfunktionen för S_{kr} vid tiden t_2 .

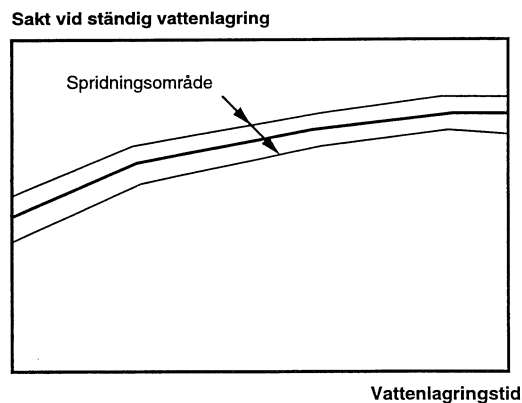


Fig 12.3: Tidsvariationen hos S_{akt} vid kontinuerlig vattenlagring. Medelvärde och spridning.

Eftersom såväl S_{kr} som S_{akt} är osäkra och tidsvariabla kommer sannolikheten att villkor (12.1) uppfylls att vara osäkert och tidsberoende, dvs livslängden är behäftad med en viss osäkerhet.

Sannolikheten för att S_{akt} skall överskrida S_{kr} vid en viss tidpunkt, t , bestäms av villkoret:

$$P\{S_{kr} < S_{akt}\} = \int_0^1 F(S_{kr,t}) \cdot f(S_{akt,t}) \cdot dS \quad (\text{XII.1})$$

Där $P\{S_{kr} < S_{akt}\}$ är sannolikheten för "brott" (överskriden livslängd), $0 \leq P \leq 1$

$F(S_{kr,t})$ är fördelningsfunktionen för S_{kr} vid tiden t

$f(S_{akt,t})$ är frekvensfunktionen för S_{akt} vid tiden t

dS är ett intervall i vattenmättnadsgraden S

$F(S_{kr,t})$ är arean under frekvenskurvan $f(S_{kr,t})$ mellan 0 och S ; se Fig 12.2. Dvs, relationen mellan $F(S)$ och $f(S)$ är:

$$F(S) = \int_0^S f(S) \cdot dS \quad \text{och} \quad f(S) = \frac{dF(S)}{dS} \quad (12.2)$$

Analysen enligt ekv (XII.1) måste upprepas för ökande tidpunkter, t . På så sätt fås en tidsfördelning för brottsannolikheten, dvs sannolikheten för att frostsador skall inträffa. En sådan kurva visas schematiskt i Fig 12.4. "Livslängden" kan definieras som den tid som motsvarar att "brottsannolikheten" överstiger ett visst värde, tex 25% eller något annat värde.

En stokastisk beräkning förutsätter alltså att frekvenskurvan för lasten, dvs i detta fall S_{akt} och fördelningsfunktionen för bärförmågan, dvs i det aktuella fallet S_{kr} , är kända. I princip kan de bestämmas experimentellt, varvid man får en uppfsttning om de båda funktionerna ur den aktuella försöksspridningen. Alternativt, beräknas fördelningsfunktionen ur kunskap om vilka faktorer som bestämmer last resp. bärförmåga, och fördelningsfunktionerna för dessa faktorer. För S_{akt} fås tex följande uttryck enligt ekv (VIII.4) i det fall betongen kontinuerligt, utan torkperioder, kan ta upp fukt:

$$S_{akt,t} = a + b \cdot t^c \quad (\text{VIII.4})$$

Där a , b och c är stokastiska variabler, $a(x)$, $b(y)$ och $c(z)$, dvs:

$$S_{akt,t} = a(x) + b(y) \cdot t^{c(z)} \quad (12.3)$$

Om dessa tre frekvensfunktioner $-a(x)$, $b(y)$, $c(z)$ - är kända kan frekvensfunktionen $f(S_{akt,t})$ beräknas.

I resonemanget ovan ansågs brottkriteriet kunna beskrivas av ekv (12.1). I och med att detta uppfylls anses konstruktionen vara förbrukad. I andra beständighetsfall måste brottvärdet överskridas ett flertal gånger innan livslängden uppnås. Detta gäller tex saltavskalning på grund av frost. Detta komplicerar den stokastiska behandlingen något, men samma principer som ovan kan användas.

12.2 Karbonatisering

I många beständighetsfall avgörs livslängden av diffusion. Detta gäller tex karbonatisering. Denna beskrivs av ekv (II.1):

$$x(t) = [2 \cdot \delta \cdot c_0 / C]^{1/2} \cdot t^{1/2} \quad (\text{II.1})$$

Där $x(t)$ är karboniseringsdjupet
 c_0 är yttre CO_2 -koncentration
 δ är diffusionskoefficienten för CO_2
 C är mängden karboniseringsbart material i betongen

Samtliga parametrar är stokastiska variabler; $\delta(u)$, $c_0(v)$, $C(w)$. Diffusiviteten δ bestäms även av fuktillståndet i täcksiktet, Φ , vilket i sig själv är en stokastisk variabel, $\Phi(t)$:

$$x(t) = \{2 \cdot \delta\{u[\Phi(t)]\} \cdot c_0(v) / C(w)\}^{1/2} \cdot t^{1/2} \quad (12.4)$$

Karboniseringsdjupet $x(t)$ vid en viss tidpunkt, t , blir alltså en stokastisk variabel som kan uttryckas med en frekvensfunktion $f[x(t)]$.

Även täcksiktet T är en stokastisk variabel. Denna är tidsberoende.

Livslängden antas för enkelhetens skull definieras av korrosionsstarten, dvs av att $x(t)=T$. Då gäller följande uttryck för sannolikheten för att livslängden uppnåtts:

$$P\{T < x\} = \int_0^{\infty} F(T) \cdot f[x(t)] \cdot dx \quad (\text{XII.2})$$

Där $P\{T < x\}$ är sannolikheten för "brott" (överskriden livslängd), $0 \leq P \leq 1$
 $F(T)$ är fördelningsfunktionen för täcksiktet
 $f[x(t)]$ är frekvensfunktionen för karboniseringsdjupet vid tiden t

Genom att man analyserar brottrisker vid olika tidpunkter får man en sannolikhetsfördelning för livslängden: se Fig 12.4.

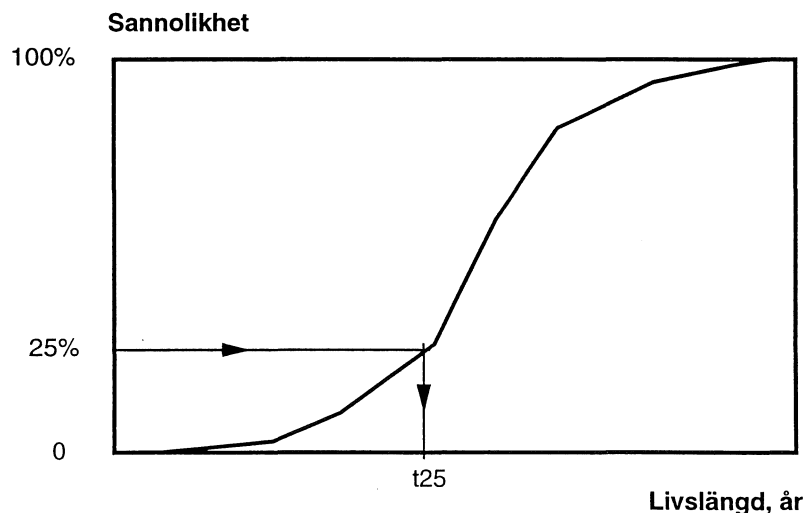


Fig 12.4: Sannolikhetsfördelning över livslängden. t_{25} är den livslängd som underskrids med 25% sannolikhet.

BILAGA 1: Felfunktionen, erf ξ

$$(\operatorname{erfc}\xi = 1 - \operatorname{erf}\xi)$$

| ξ | erf ξ |
|-------|-----------|
| 0 | 0 |
| 0,05 | 0,0564 |
| 0,10 | 0,1125 |
| 0,15 | 0,1680 |
| 0,20 | 0,2227 |
| 0,25 | 0,2763 |
| 0,30 | 0,3286 |
| 0,35 | 0,3794 |
| 0,40 | 0,4284 |
| 0,45 | 0,4755 |
| 0,50 | 0,5205 |
| 0,55 | 0,5633 |
| 0,60 | 0,6039 |
| 0,65 | 0,6420 |
| 0,70 | 0,6778 |
| 0,75 | 0,7116 |
| 0,80 | 0,7421 |
| 0,85 | 0,7707 |
| 0,90 | 0,7969 |
| 0,95 | 0,8209 |
| 1,00 | 0,8427 |
| 1,10 | 0,8802 |
| 1,20 | 0,9103 |
| 1,30 | 0,9340 |
| 1,40 | 0,9523 |
| 1,50 | 0,9661 |
| 1,60 | 0,9763 |
| 1,70 | 0,9838 |
| 1,80 | 0,9891 |
| 1,90 | 0,9928 |
| 2,00 | 0,9953 |
| 2,50 | 0,9996 |
| 3,00 | 0,99998 |

En mera generell teoretisk lösning till diffusionsekvationen i vilken såväl diffusionskoefficienten som yttre kloridkoncentrationen är tidsberoende ges i : Leif Mejlbro: The Complete Solution of Fick's Second Law of Diffusion with Time-Dependent Diffusion Coefficient and Surface Concentration. Tryckt i, P. Sandberg (redaktör), "Durability of Concrete in Saline Environment". Cementa AB, Uppsala 1996. I lösningen ingår erf.

BILAGA 2

Transportkoefficienter som funktion av relativ fuktighet

1. Kloridtransport

Kloridtransportkoefficienten antas vara direkt proportionell mot mängden kapillärvatten:

$$\delta = K \cdot w_c \quad (\text{B.1})$$

Där δ är kloridtransportkoefficienten [m^2/s]
 K är en konstant
 w_c är mängden kapillärvatten [kg]

Mängden kapillärvatten definieras något oegentligt som totala mängden förångningsbart vatten reducerat med det vatten som ryms i gelporerna, om dessa vore fyllda:

$$w_c/C = w_e/C - w_g/C \quad (\text{B.2})$$

Där C är cementhalten [kg]
 w_e är mängden förångningsbart vatten [kg]
 w_g är mängden vatten i helt fyllda gelporer [kg]

w_e fås ur betongens sorptionsisotermer. Enbart desorptionsisotermer används i fortsättningen. Beträffande isotermer, se L-O Nilsson: Kapitlet Fukt och Betong i Betonghandbok, Del Material. w_g beräknas enligt följande formel ur G Fagerlund: Kapitlet Struktur och Strukturutveckling i Betonghandbok, Del Material:

$$w_g = 0,20 \cdot \alpha \cdot C \quad (\text{B.3})$$

Där α är hydratationsgraden

Värden enligt Tabell B.1 gäller då för w_c och $w_c/w_{c,1}$ där $w_{c,1}$ är mängden kapillärvatten i helt vattenmättad betong.

Tabell B.1: Kapillärvatten

| rf | vct=0,60 ¹⁾ | | | vct=0,50 ¹⁾ | | | vct=0,40 ²⁾ | | |
|-----|------------------------|---------|---------------|------------------------|---------|---------------|------------------------|---------|---------------|
| | w_e/C | w_c/C | $w_c/w_{c,1}$ | w_e/C | w_c/C | $w_c/w_{c,1}$ | w_e/C | w_c/C | $w_c/w_{c,1}$ |
| 0,5 | 0,15 | 0 | 0 | 0,13 | 0 | 0 | 0,12 | 0 | 0 |
| 0,6 | 0,18 | 0,02 | 0,07 | 0,16 | 0 | 0 | 0,14 | 0,02 | 0,12 |
| 0,7 | 0,21 | 0,05 | 0,17 | 0,20 | 0,04 | 0,21 | 0,17 | 0,05 | 0,29 |
| 0,8 | 0,25 | 0,09 | 0,31 | 0,23 | 0,07 | 0,34 | 0,19 | 0,07 | 0,41 |
| 0,9 | 0,33 | 0,17 | 0,59 | 0,28 | 0,12 | 0,63 | 0,22 | 0,10 | 0,59 |
| 1,0 | 0,45 | 0,29 | 1 | 0,35 | 0,19 | 1 | 0,29 | 0,17 | 1 |

1) hydratationsgrad 0,8. 2) Hydratationsgrad 0,6

Data enligt tabellen plottas i Fig B.1.

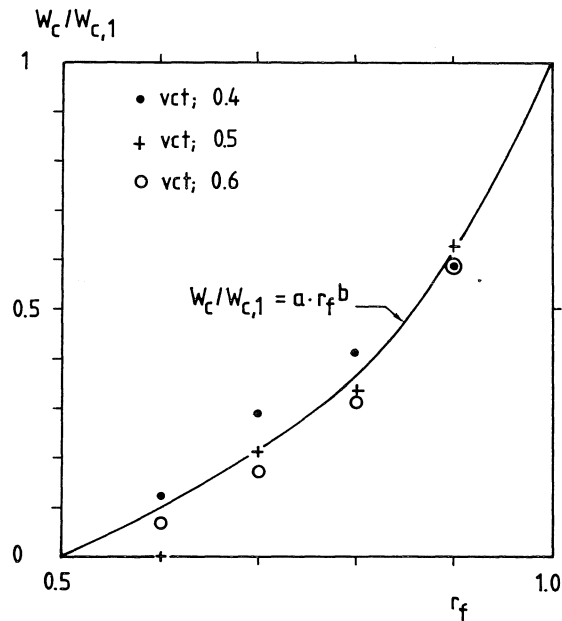


Fig B.1: Plottning av data enligt Tabell B.1.

Enligt denna figur kan följande uttryck tillämpas:

$$w_c/w_{c,1} = r_f^b \quad (\text{B.4})$$

Följande värden erhålls på exponenten b :

$$\begin{aligned} vct=0,6: & \quad b=5,0 \\ vct=0,7: & \quad b=4,4 \\ vct=0,4: & \quad b=3,4 \end{aligned}$$

Dvs b kan uttryckas:

$$b \approx 0,2 + 8 \cdot vct \quad (\text{B.5})$$

Dvs

$$w_c/w_{c,1} = r_f^{(0,2+8 \cdot vct)} \quad (\text{B.6})$$

Men $w_{c,1}$ motsvarar total kapillärporvolym. Därför gäller:

$$w_{c,1} = \frac{vct - 0,39 \cdot \alpha}{vct + 0,32} \quad (\text{B.7})$$

Insättning av detta uttryck och användning av ekv (B.1) ger:

$$\delta_{rf} = K \cdot \frac{vct - 0,39 \cdot \alpha}{vct + 0,32} \cdot r_f^{(0,2+8 \cdot vct)} \quad (\text{B.8})$$

Där δ_{rf} är kloriddiffusiviteten vid relativa fuktigheten r_f [m^2/s]

Parametern $K \cdot (vct - 0,39 \cdot \alpha) / (vct + 0,32)$ är diffusionskonstanten i vattenmättad betong. Ekvationen kan därför också skrivas:

$$\delta_{rf} = \delta_1 \cdot rf^{(0,2 + 8 \cdot vct)} \quad (\text{B.9})$$

Där δ_1 är kloriddiffusionskoefficienten i vattenmättad betong [m^2/s]

δ_1 är lätt att bestämma experimentellt genom uppmätning av kloridprofilen hos en betong som varit helt nedsänkt i kloridlösning under viss tid; se kapitel 1.3.

Exempel:

Antag att kloriddiffusionskoefficienten i helt vattenmättad betong är $5 \cdot 10^{-12}$ [m^2/s]. $vct = 0,40$. Vad är diffusionskoefficienten vid 80% rf?

Lösning:

$$\delta_{0,8} = 5 \cdot 10^{-12} \cdot 0,8^{(0,2 + 8 \cdot 0,4)} = 2,3 \cdot 10^{-12} \text{ [m}^2/\text{s]}$$

OBS: En annan, och kanske bättre, lösning är att anta att det tex enbart är de två innersta adsorberade vattenskikten som inte deltar i kloridtransporten. Detta leder till ett något annorlunda rf-beroende. Vid beräkningen skall w_g i ekv (B.2) bytas mot volymen av dessa adsorberade skikt. Denna fås ur den sk gelisotermen: Se G. Fagerlund: Kapitlet Struktur och Strukturutveckling i Betonghandbok, Del Material.

2. Gastransport (Koldioxid och syre)

I Fig 2.3 visas syretransportdata för några OPC-betonger och slaggcementbetonger. För två OPC-betonger och två slaggcementbetonger gäller data enligt Tabell B.2.

Tabell B.2: Transportkoefficienter för syrgas genom betong konditionerad till olika rf; K. Tuutti: Corrosion in steel in concrete. CBI, Research Fo 4.82, 1982.

| Cement- typ | vct | Transportkoefficient $\delta \cdot 10^8$ [m^2/s] | | | $\delta_1 / \delta_{0,5}$ ¹⁾ |
|------------------------|------|--|-----------|-----------|---|
| | | rf | | | |
| | | 0,5 | 0,8 | 1,0 | |
| OPC | 0,42 | 1,5 | 0,2-0,5 | 0,03 | 0,02 |
| | 0,72 | 9,9 | 3,3-3,5 | 0,03-0,04 | 0,004 |
| Slaggcem. 65% slagg | 0,40 | 0,6-1,5 | 0,05-0,10 | 0,05-0,10 | 0,07 |
| | 0,70 | 4,8 | 0,9-1,9 | 0,06 | 0,0125 |
| Medelvärde: | | | | | 0,03 |

1) Relationen mellan diffusionskoefficienten vid 100% rf och 50% rf.

Värdena plottas i Fig B.2.

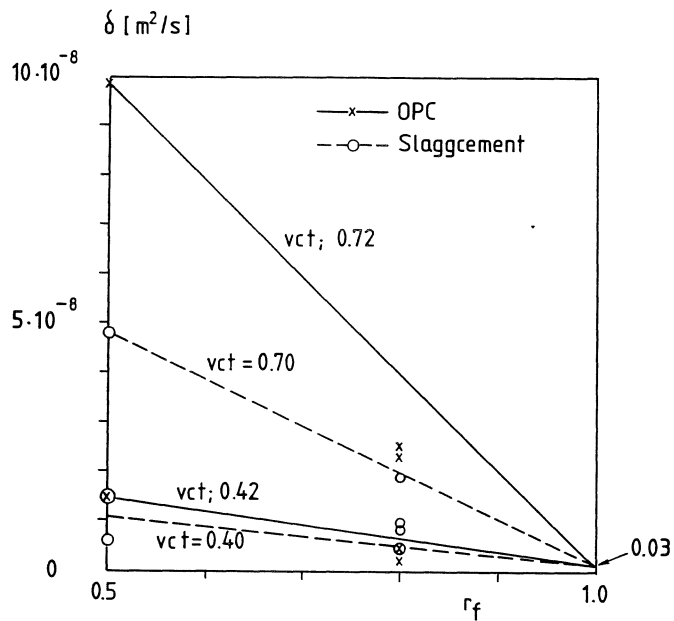


Fig B.2: Plottning av data enligt Tabell B.2.

Relationen mellan diffusionskoefficient och r_f är nästan linjär. Följande uttryck kan användas

$$\delta_{r_f}/\delta_{0,5} \approx 2 - 1,97 \cdot r_f \quad (\text{B.10})$$

Diffusionskoefficienten vid 50% r_f kan beskrivas av:

$$\delta_{0,5} = a \cdot vct^b \quad (\text{B2.11})$$

Där a och b är koefficienter

Följande regressionskoefficienter gäller:

OPC:

$$\delta_{0,5} = 3,1 \cdot 10^{-7} \cdot vct^{3,5}$$

Slaggcement:

$$\delta_{0,5} = 1,3 \cdot 10^{-7} \cdot vct^{2,7}$$

Diffusionskoefficienten kan därför skrivas:

$$\delta_{r_f} \approx a \cdot vct^3 \{2 - 1,97 \cdot r_f\} \quad (\text{B2.12})$$

Där $a \approx 1 \cdot 10^{-7}$ à $3 \cdot 10^{-7}$ [m^2/s]

BILAGA 3

Inverkan av vattenabsorption i luftporsystemet på resterande lufthalt och specifik area

Luftporfördelningen beskriven med en exponentialfunktion:

$$f(r) = k_1 \cdot \ln b / b^r$$

| α_0 (mm ⁻¹) | r_w (mm) | α_r (mm ⁻¹) | $b = a_w / a_0$ |
|-----------------------------------|---------------|-----------------------------------|-----------------|
| 20 | 50 | 18,6 | 0,018 |
| | 70 | 17,5 | 0,052 |
| | 100 | 15,7 | 0,140 |
| | 120 | 14,6 | 0,216 |
| | 150 | 13,0 | 0,346 |
| | 175 | 11,9 | 0,456 |
| | 200 | 10,9 | 0,559 |
| 30 | 50 | 25,7 | 0,063 |
| | 70 | 23,1 | 0,156 |
| | 100 | 19,5 | 0,343 |
| | 120 | 17,8 | 0,482 |
| | 150 | 15,1 | 0,646 |
| | 175 | 13,6 | 0,758 |
| 40 | 50 | 31,2 | 0,136 |
| | 70 | 26,9 | 0,296 |
| | 100 | 21,8 | 0,575 |
| | 120 | 19,3 | 0,691 |
| | 150 | 16,3 | 0,838 |
| 50 | 50 | 35,5 | 0,230 |
| | 70 | 29,6 | 0,445 |
| | 100 | 23,6 | 0,718 |
| | 120 | 20,4 | 0,835 |

BILAGA 4

Inverkan av vattenabsorption i luftporsystemet på resterande lufthalt och specifik area

Luftporfördelningen beskriven med en potensfunktion:

$$f(r) = k_2 \{1/r^c - 1/r_{\max}^c\}$$

| α_0 (mm ⁻¹) | r_w (μm) | α_r (mm ⁻¹) | $b=a_w/a_0$ |
|-----------------------------------|----------------------------|-----------------------------------|-------------|
| 20 | 20 | 16,5 | 0,011 |
| | 50 | 12,9 | 0,044 |
| | 70 | 11,6 | 0,065 |
| | 100 | 10,4 | 0,097 |
| | 120 | 9,7 | 0,118 |
| | 150 | 9,0 | 0,149 |
| | 175 | 8,5 | 0,175 |
| | 200 | 8,1 | 0,201 |
| | 300 | 6,9 | 0,303 |
| | 350 | 6,5 | 0,354 |
| 30 | 20 | 22,3 | 0,026 |
| | 50 | 15,5 | 0,086 |
| | 70 | 13,5 | 0,120 |
| | 100 | 11,6 | 0,166 |
| | 120 | 10,7 | 0,195 |
| | 150 | 9,7 | 0,235 |
| | 175 | 9,1 | 0,266 |
| | 200 | 8,6 | 0,296 |
| | 300 | 7,1 | 0,407 |
| | 350 | 6,6 | 0,501 |
| 40 | 20 | 28,2 | 0,047 |
| | 50 | 17,9 | 0,137 |
| | 70 | 15,1 | 0,183 |
| | 100 | 12,6 | 0,240 |
| | 120 | 11,5 | 0,274 |
| | 150 | 10,3 | 0,319 |
| | 175 | 9,6 | 0,354 |
| | 200 | 8,9 | 0,386 |
| | 300 | 7,3 | 0,497 |
| | 350 | 6,8 | 0,546 |
| 50 | 20 | 33,8 | 0,068 |
| | 50 | 19,9 | 0,189 |
| | 70 | 16,4 | 0,243 |
| | 100 | 13,1 | 0,309 |
| | 120 | 12,8 | 0,346 |
| | 150 | 10,8 | 0,394 |
| | 175 | 9,9 | 0,429 |
| | 200 | 9,2 | 0,462 |
| | 300 | 7,4 | 0,570 |