SydTek

OVERHEDERE I KRAFTVÆRKSKEDLER OG DERES TERMISKE BELASTNING

Kjeld Borggreen

SydTek AB, Stora Varvsgatan 14, SE-211 19 Malmö
Tlf.: 040 34 89 44, mobil: 070 78 30 242
E-mail: sydtek@telia.com
www.sydtek.se

Indledning

Udgangspunktet for dimensionering af overhedere i kraftværkskedler har hidtil været præget af en formalistisk fremgangsmåde. Derfor overlever visse typer overhedere kraftværket (dvs. er overdimensionerede), mens andre typer havarerer lang tid før planlagt (dvs. er underdimensionerede). Man antager eksempelvis ved dimensioneringen, at der i middel optages samme varmemængde over hele overhederens overflade, at røggassen og dampen på samme trin i overhederen har samme temperatur og hastighed, og at overhederens parallelt løbende rør alle har samme modstandstal (samme tryktab for dampen). Virkelighedens verden er langt fra det her beskrevne. I praksis vil man derfor være nødsaget til at udføre tilstandskontrol af overhederen lang tid før, den beregnede levetid er opbrugt, for at lokalisere de kraftigst belastede områder og beregne restlevetiden i samme områder.

Beregning af restlevetiden i forbindelse med en generel levetidsforlængelse for hele kedlen eller blot for overhedersektionerne, eventuelt ud over den beregnede levetid, kan også have aktualitet. Igen skal her de kritiske steder i overhederen udpeges ved en tilstandskontrol, og omfanget af nedbrydningen i disse punkter samt i overhederen generelt skal fastlægges.

Det er håbet, at gennemgangen i det følgende kan give viden og inspiration til at foretage den omtalte tilstandskontrol på rationel måde, ligesom den kan danne grundlag for en diskussion af tilstandskontrollens praktiske gennemførelse.

Funktion og udformning af overhedere

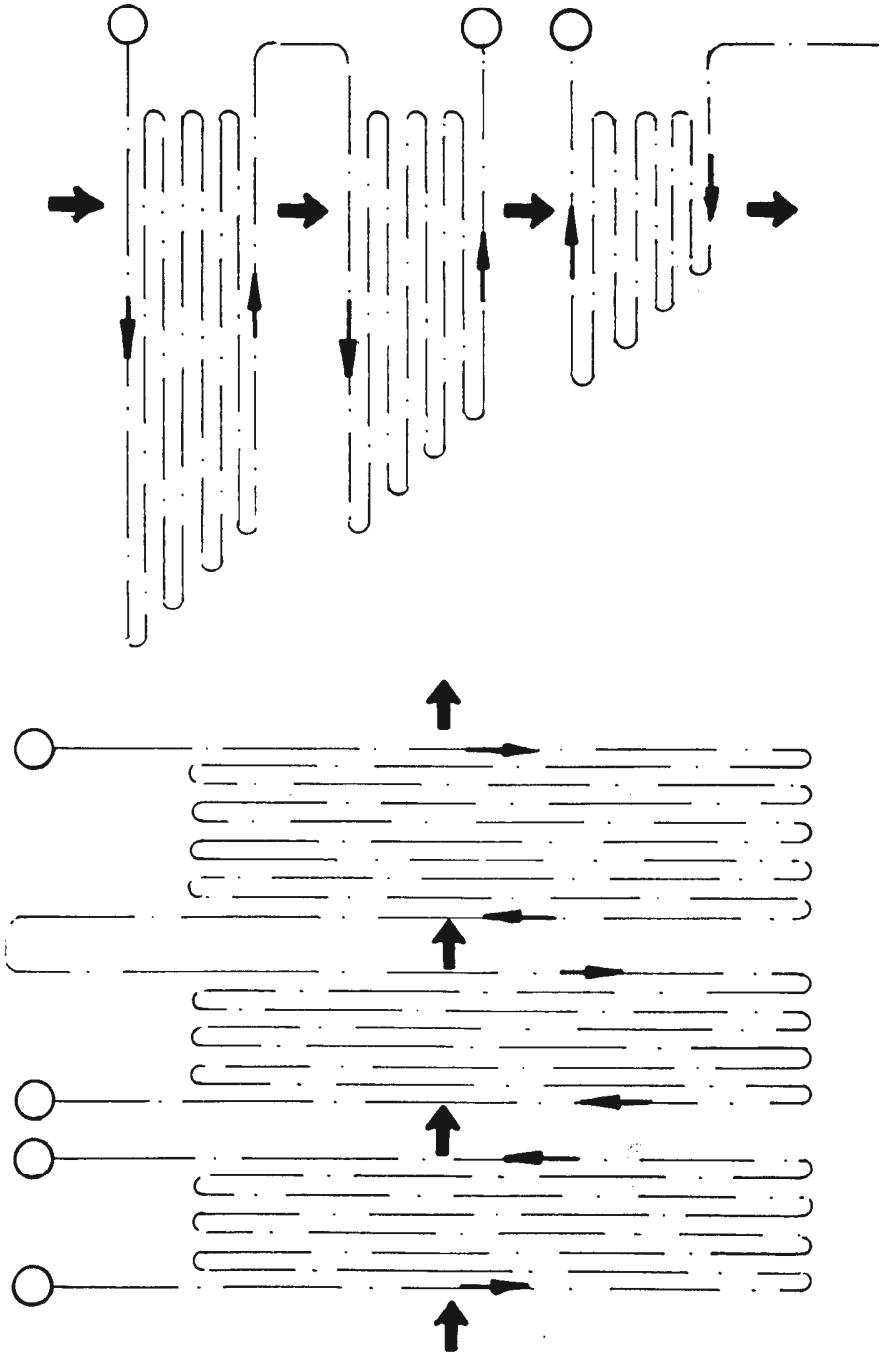
Overhedere optager varme ved både stråling og konvektion. I moderne kraftværkskedler optages nær ved 50% af den termiske effekt ved stråling, hvilket stiller særlige krav til konstruktion og materialevalg.

Af hensyn til kedlens reguleringsevne er det i øvrigt en fordel, at en overheder optager varme både ved stråling og konvektion. Dette skyldes, at varmeoverføringen ved stråling tiltager langsomt med stigende kedelbelastning, og varmeoverføringen ved konvektionen tiltager hurtigt ved stigende kedelbelastning. Er varmeoptaget en kombination af stråling og konvektion, opnås en udjævning af damptemperaturens lastafhængighed. Samtidig kan overhederen gøres mindre, end hvis den udelukkende fungerer ved konvektion.

Overhedere, der fortrinsvis fungerer ved stråling og i mindre grad ved konvektion, kaldes ***strålingsoverhedere***. Denne type overheder kan være udformet som en plan væg i fyrrummet - såkaldte ***paneler*** - eller som et åbent system af parallelle rørvægge, der hænger ned fra toppen af fyrrummet - såkaldte ***skot***.

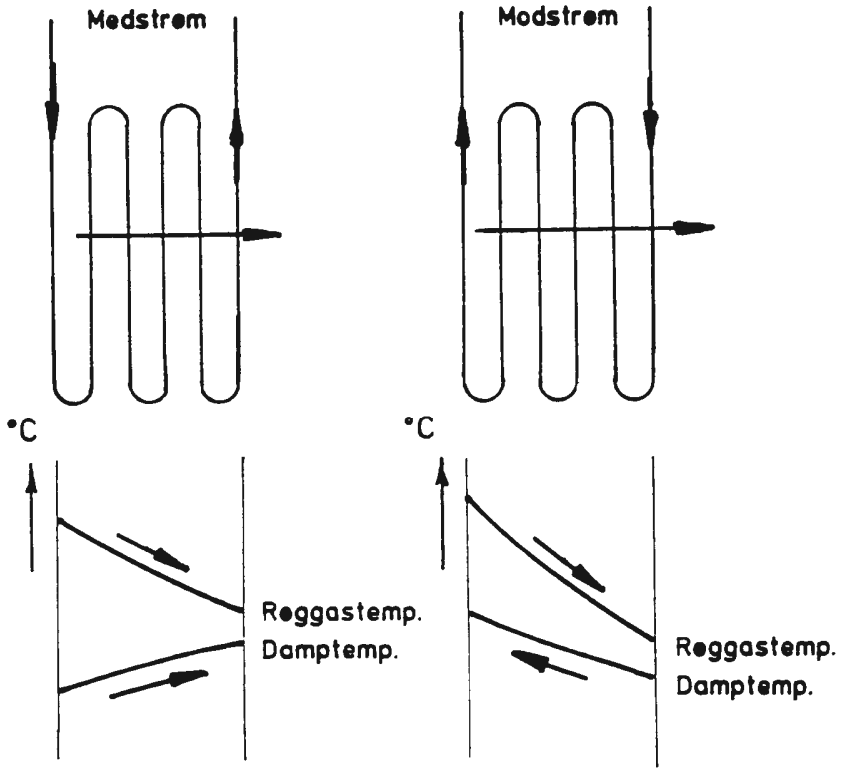
I øvrigt udformes overhedere generelt som lodret hængende sektioner eller som vandret liggende sektioner. Dette er illustreret i figur 1.

Der er både fordele og ulemper ved de to nævnte typer overhedere. De lodret hængende overhedere er konstruktionsmæssigt lette at anbringe i kedlen, og ofte hænger de direkte i skotsamlekasserne. Desuden er de delvist selvrensende for løstsiddende ydre belægninger. En ulempe er, at denne type overheder ikke kan drænes, hvilket er af betydning under opstart, og at de kan stoppe til i bunden med neddrysset, afskallet magnetitbelægning. De vandret liggende overhedere er lette at dræne, men til gengæld er ophængningen af dem vanskelig, og de kan let opsamle flyveaske m.m.



Figur 1.
Principskitse af lodret hængende, henholdsvis vandret liggende overheder-sektioner.

Dampen kan gennemløbe overhederen enten i ***medstrøm*** eller i ***modstrøm*** som illustreret i figur 2.



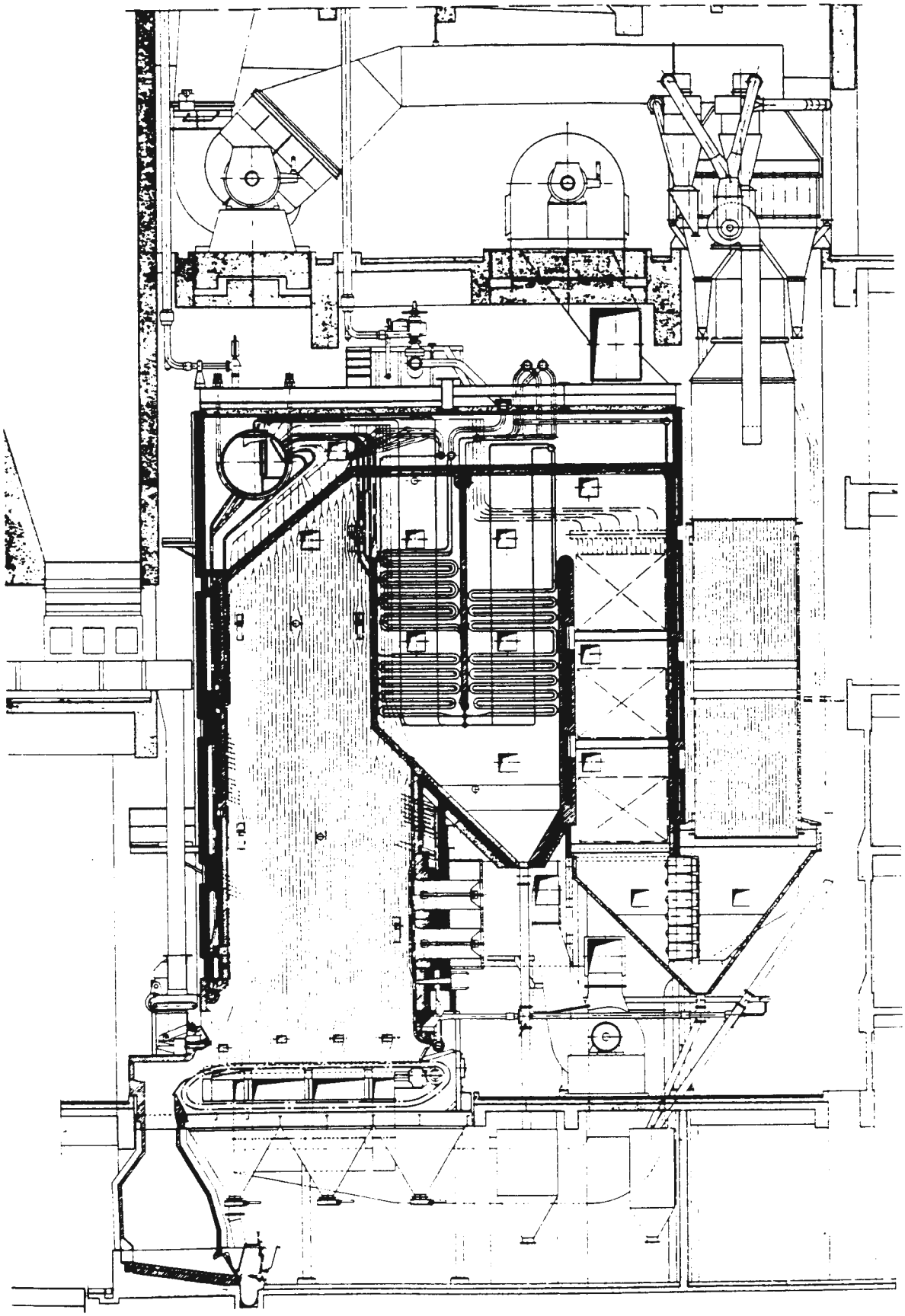
Figur 2.
Principskitse af en medstrømsoverheder og en modstrømsoverheder. I medstrøm bliver varmeoptaget mindre end i modstrøm, men til gengæld bliver metaltemperaturen i det forreste rør mindre ved medstrøm end ved modstrøm.

Medstrømsoverhederen anvendes, hvor dampen og/eller røggassen har en høj temperatur. Ved medstrømsoverhedning bliver metaltemperaturen i rørene lavere end ved modstrømsoverhedning. Den første overheder, som røggassen møder, er derfor som regel en medstrømsoverheder, og det vil i praksis ofte være højtryksoverhederen, der giver dampen dens sluttemperatur.

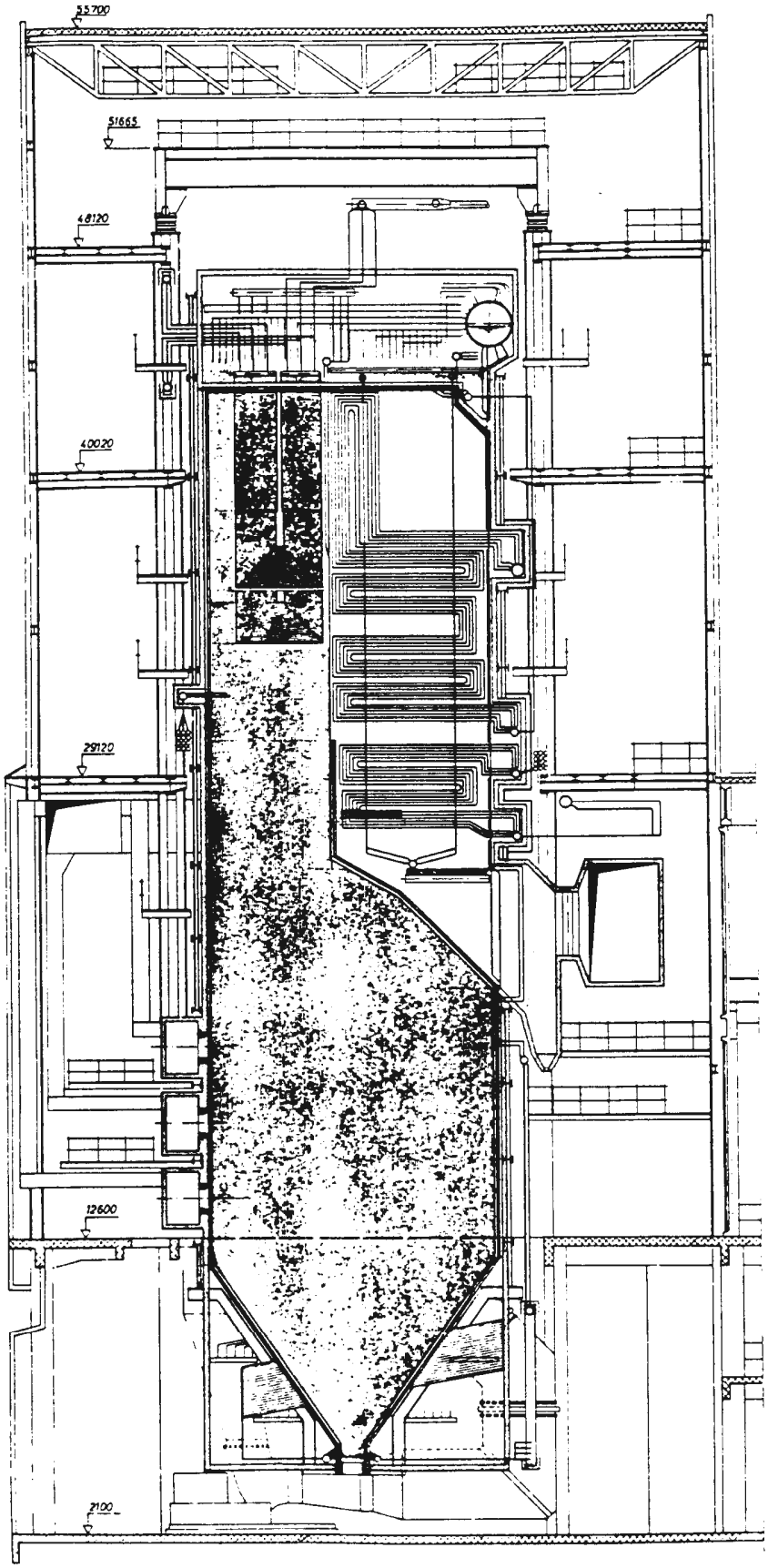
Modstrømsoverhederen optager en større varmemængde fra røggassen end medstrømsoverhederen, hvorfor modstrømsoverheder anvendes længere tilbage i røggasstrømmen, f.eks. til overophedning af mellemtryksdampen.

Figur 3 viser eksempler på kedler med paneloverhedere, med hængende skot-overheder og med vandret liggende overhedere. Både strålingsoverhedere og konvektionsoverhedere er vist i eksemplerne.

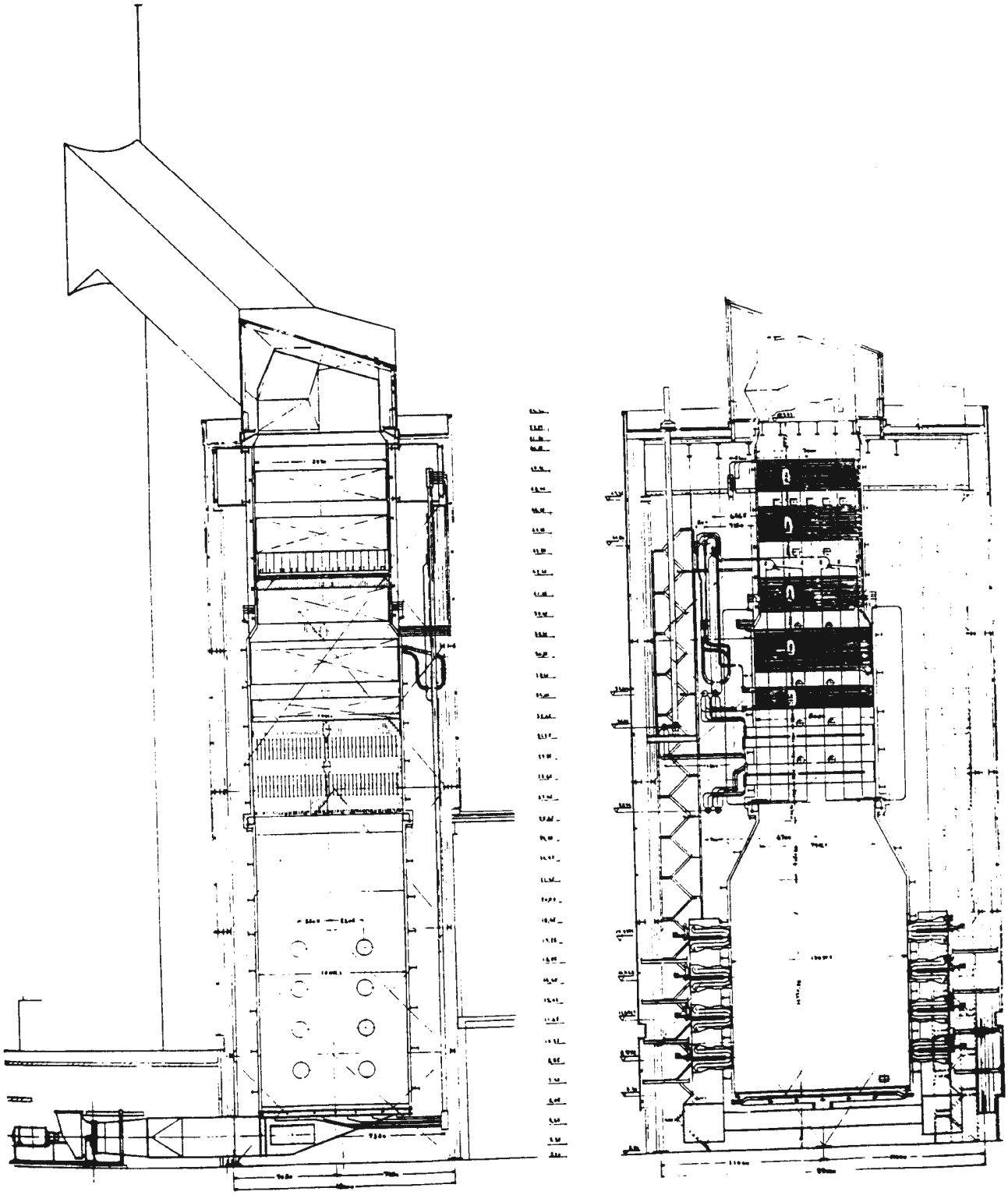
For en mere detaljeret gennemgang af overhederkonstruktioner og deres funktion henvises der til Kursushæfte nr. 10 fra Danske Elværkers Forening (1973).



Figur 3a.
Eksempler på kedler med forskellige typer overhedere.
H.C. Ørsted Værket, sektion 2: Strålingsoverheder af paneltypen i fyrrummets loft samt vandret liggende slutoverheder i andet træk.



Figur 3b.
Eksempler på kedler med forskellige typer overhedere.
Vendsysselværket, blok 1: 1-slags skotoverheder hængende direkte i fyrrummet.



Figur 3c.
Eksempler på kedler med forskellige typer overhedere.
Kyndbyværket, blok 21 og 22: Tårnkedel med vandret liggende 1-slags overheder.

Overhederens termiske belastning

Den termiske belastning af en overheder og mere specifikt af rørvæggen i de enkelte positioner i overhederen er afhængig af en række faktorer:

- Dampens afgangstemperatur
- Skottets placering i fyrrummet
- Skottets konstruktion
- Rørets placering i skottet
- Rørdimensionen og materialevalget

Dertil kommer effekten af dannelsen af indvendige og udvendige lag af korrosionsprodukter, slagger, aske m.m., der er mindst lige så vigtigt, men som vil blive omtalt under kapitlet om strålingsoverhedere.

Den følgende gennemgang af de enkelte bidrag til temperaturstigningen i lokale punkter i overhederen er inspireret af Driftsteknisk Publikation nr. 26 fra Danske Elværkers kursusudvalg (1981).

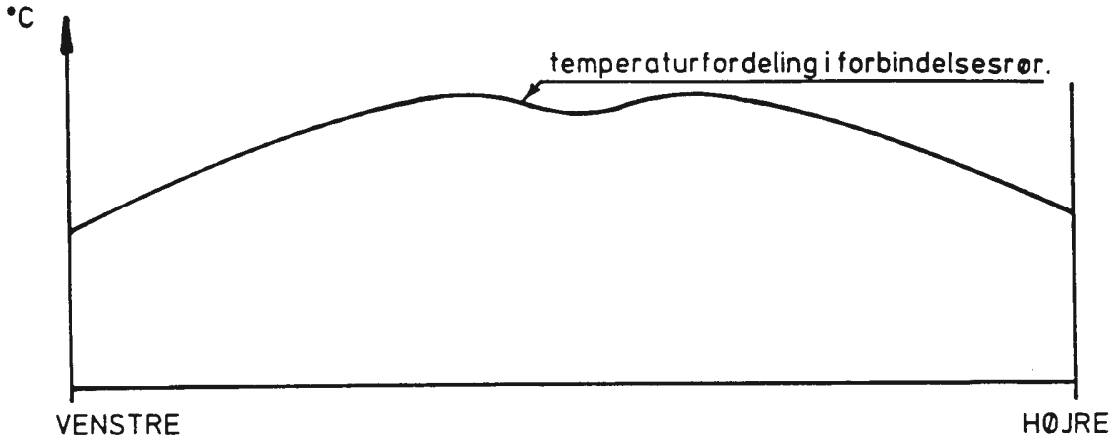
Dampens afgangstemperatur

Dampens afgangstemperatur bestemmes af den sidste overheder, efter at dampen fra de forskellige rør og skot i overhederen er blevet blandet. Damptemperaturen i de enkelte rør kan derfor afvige meget fra afgangstemperaturen på grund af afvigelser i rørenes lysning, længde, antal bøjninger m.m.

I ældre kraftværkskedler er friskdamptemperaturen typisk 520 - 540°C, og i nye overkritiske kedler når damptemperaturen helt op på 580 - 600°C. Rørene i slutoverhederen kan være udlagt til en middel rørvægstemperatur, der f.eks. er 35°C højere end friskdamptemperaturen, men i praksis kan langt højere metaltemperaturer forekomme.

Skottets placering i fyrrummet

Afgangstemperaturen fra de forskellige skot afhænger af deres placering i forhold til bredden af fyrrummet. Ofte opnår man en temperaturprofil, der ligner "mågevinger" som vist i figur 4.



Figur 4.
Temperaturfordelingen i dampen på tværs af kedlen målt i forbindelsesrørene mellem skotsamlekasserne og afgangssamlekassen.

Skævheden i temperaturfordelingen skyldes ujævn temperaturfordeling i kedlen og mindre varmeoptag i skottene tæt ved kedelvæggene. Konstruktionsmæssigt kan temperaturprofilen udjævnes ved at dele overhederen op i flere parallelle strenge med hver sin temperaturregulering i form af indsprøjtningskøler eller ved ombytning af de forskellige strenge. Yderligere udjævning kan foretages ved indsætning af blændere i forbindelsesrørene til de lavest belastede skot.

Kendskab til temperaturprofilen på afgangssiden af en overheder er en uvurderlig hjælp, når overhederens tilstand skal vurderes, og specielt når de stærkest belastede rør skal udpeges for videre undersøgelser, f.eks. i forbindelse med udtagning af rørprøver. Eventuelt kan disse rør udpeges ved en ren visuel inspektion, hvis varmepåvirkningen af disse kan ses på den ydre belægning af korrosionsprodukter eller på deformationer i rørene.

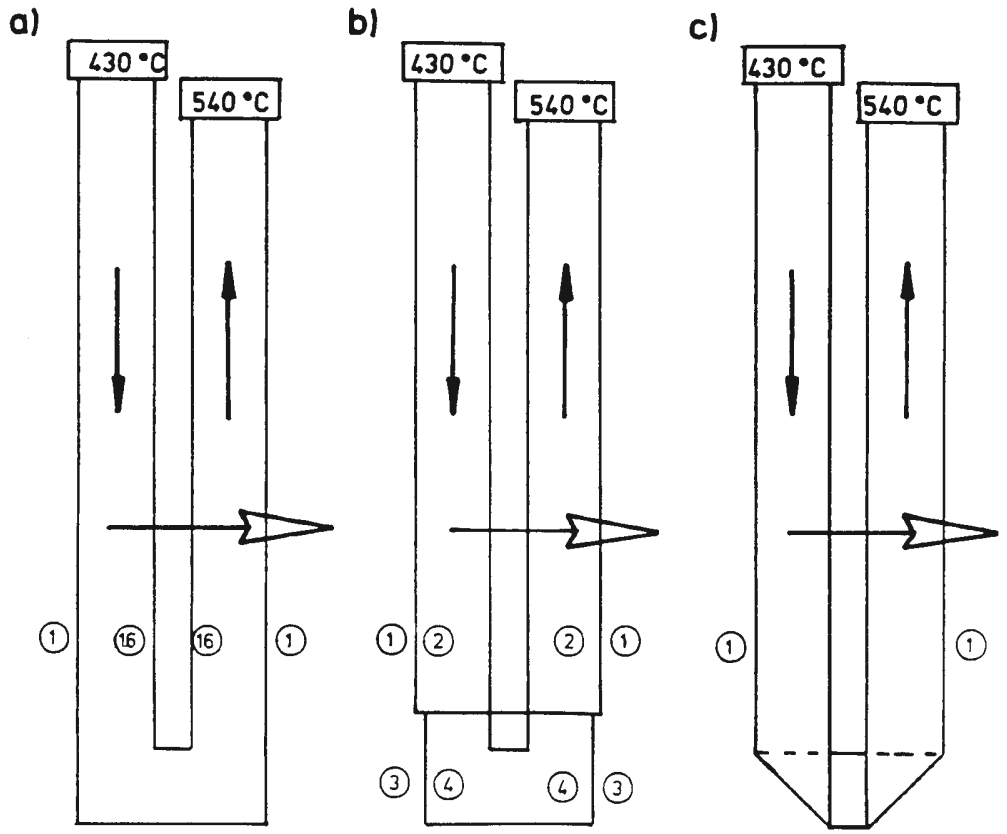
Skottets konstruktion

Skottet kan være udformet som et simpelt ufoldet skot på et slag, som vist i figur 5. Det forreste rør vil her optage den største varmemængde samtidig med, at det har den største længde og dermed den mindste dampgennemstrømning. Rør nr. 1 vil derfor blive det, der producere damp med den højeste temperatur, som vist i figur 6.

Lader man de to første rør i skottet være kortere end de øvrige, opnår man et godt kompromis i temperaturfordelingen, samtidig med at rør nr. 1 og 2 kan benyttes til at låse de øvrige rør i skottet. Det vil nu være rør nr. 3, der bliver det kraftigst påvirkede rør, og som producerer damp med den højeste temperatur.

Udføres skottet som et foldet skot, vil der ske en stor udjævning af temperaturen, da alle rørene nu bliver lige lange og dampgennemstrømningen ligeligt fordelt.

Generelt kan man sige, at jo flere rør, der findes i skottet, jo større bliver temperaturforskellen rørene imellem.

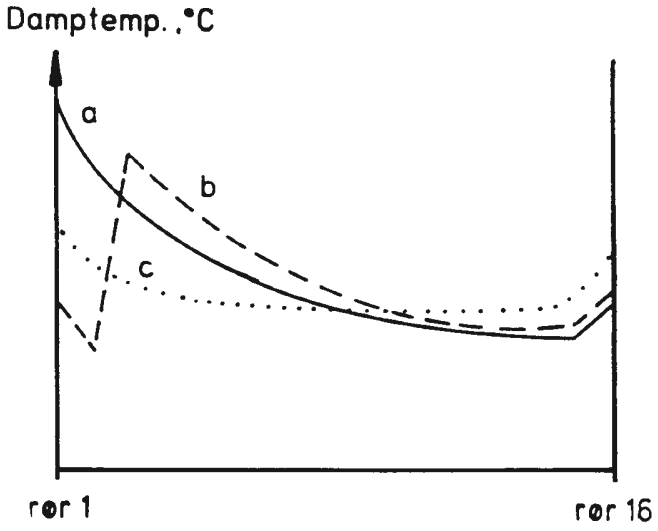


Figur 5. Principskitse af skottyper.

a. Ufoldet 1-slagsskot

b. Ufoldet 1-slagsskot med afkortede førerrør

c. Foldet 1-slagsskot



Figur 6.
Temperaturprofil fra første til sidste rør i et 1-slagsskot. Profilerne gælder for skottyperne vist i figur 5.

Rørets placering i skottet

Det første rør i et skot er det, der optager den største varmemængde ved konvektion, da røret møder den varmeste røggas. Samtidig bidrager strålingen kraftigt til varmeoptaget i netop det første rør, specielt hvis dette sidder tæt ved fyrrummet. Når et rør i et skot optager mere varme end de øvrige, stiger temperaturen, og dampen udvider sig. Derved mindskes mængden af gennemstrømmende damp, og rørvægstemperaturen stiger yderligere. Denne lokale temperaturstigning er derfor selvforstærkende.

Ved en tilstandskontrol af overhederen er det formålstjenligt at vurdere tilstanden af det forreste skotrør, og særligt hvis dette har fuld længde. Specielt bør undersøgelsen koncentrere sig om området nærmest fyrrummet. I dette område bidrager både konvektion, stråling og nedsat dampgennemstrømning til en høj rørvægstemperatur. Det omtalte kritiske område eller punkt falder ofte sammen med en bøjning i den nederste del af skottet og kan derfor yderligere lide af tilstopning fra nedfaldne magnetitskaller.

Rørdimension og rørmateriale

Rørdimensionen har betydning for varmeoptaget og for den højeste metaltemperatur, der netop opnås ved den udvendige overflade af røret. Temperaturdifferencen Δt over rørvæggen afhænger af rørets udvendige og indvendige diameter, d_u og d_i, rørvæggens tykkelse s, varmeledningsevnen λ og varmefluxen q på følgende simple måde:

$$\Delta t = (q/\lambda) \cdot d_u \cdot \ln (d_u/d_i) = (q/\lambda) (d_i + 2s) \ln (1 + 2s/d_i)$$

Temperaturen ved den udvendige overflade stiger altså med varmefluxen, med rørdiameteren og med rørvæggens tykkelse.

For mellemoverhederen gælder det specielt, at trykfaldet i denne ønskes lavt af hensyn til kedlens virkningsgrad. Derved bliver varmeovergangstallet på dampsiden lavt og rørvægstemperaturen tilsvarende høj. Mellemoverhederen placeres derfor langt tilbage i kedlen, hvor varmepåvirkningen er lav. Dette medfører desværre en dårlig karakteristik for overhederen, idet temperaturreguleringsevnen generelt, og som funktion af kedelbelastningen specielt, bliver for ringe. Mellemoverhederens rør vil derfor være særlig følsomme for lokal overophedning med rørsprængning til følge.

Varmeledningen i rørvæggen er udover rørvæggens tykkelse også afhængig af rørmaterialet. Generelt kan man sige, at jo højere legeret et stål er, jo dårligere leder det varmen, og jo højere bliver temperaturen ved den ydre overflade af røret. Derudover har austenitiske stål dårligere varmeledningsevne end ferritiske, men austenitiske stål benyttes alligevel til slutoverhedere i nyere kraftværkskedler på grund af deres gode modstand mod højtemperaturkorrosion.

I tabel 1 er angivet legeringsindholdet, varmeledningsevnen og ækvivalent godstykkelse for en given krybestyrke for en række stål, der benyttes til overhedere.

Ståltype ifølge DIN	Totalt indhold af legeringselementer %	Varmeledningsevne ved 600°C λ W/m · K	Krybebrudstyrke ved 600°C $\sigma_{B/200.000/600}$ N/mm^2	Min. godstykkelse ved 600°C ŝ mm	Temp.differens over rørvæg Δt %	Middel metaltemp. 535°C + Δt °C
St 35.8	1	37	-	-	Ikke brugbar	Ikke brugbar
13 CrMo 4 4	2	36	17	7,9	160	590
10 CrMo 9 10*	5	33	28	4,8*	100*	570*
X 12 CrMo 9 1	11	29	32	4,2	98	570
X 20 CrMoV 12 1	15	26	48	2,8	71	560
X 6 CrNiMo 17 13	34	22	106	1,3	38	545

* Som udgangspunkt antages et mellemoverhederrør af 10 CrMo 9 10 med dimensionen d_i x s = 43 x 4,8 mm dimensioneret for 200.000 timers krybebrudtid ved en antaget metaltemperatur, der er 35°C over damptemperaturen. Damptemperatur 535°C og damptryk 50 bar.

Tabel 1.
Oversigt over en række krybefaste stål og deres varmeledningsevne. 200.000 timers krybebrudstyrken ved 600°C er angivet. Med udgangspunkt i et mellemoverhederrør med dimensionen d_i x s = 43 x 4,8 mm er min. godstykkelsen ved 600°C angivet. Middel metaltemperaturen er skønnet groft. Overfladetemperaturen er højere end middel metaltemperaturen (Mannesmann Röhrenwerke, 1987).

Overhederens kritiske områder

Med de ovenfor nævnte bidrag til afvigelser i metaltemperaturen fra den "ideelle værdi" (svarende til højtryksdampens afgangstemperatur plus et beskedent tillæg) in mente kan de kritiske områder for en given overheder relativt let udpeges. I disse områder vil den største nedbrydning af overhederrørene ske i form af:

- Udvendig røggaskorrosion og flyveaskeerosion med godstykkelsesreduktion til følge
- Indvendig magnetitdannelse med forhøjet metaltemperatur til følge
- Termisk nedbrydning af stålet med sfæroidisering og styrkereduktion til følge
- Krybning med rørsprængning til følge

Ønsker man en vurdering af overhederens tilstand og resterende levetid, bør der blandt andet udføres undersøgelse på materiale (udtaget eller in situ) i de kritiske områder. Derved kan fremtidige rørsprængninger forudsiges og eventuelt forhindres ved anvendelse af passende og korrekte tiltag.

Belastning af forreste rør i skotoverhederen

I det foregående kapitel blev der redegjort for mange af de bidrag til en lokal forøgelse af metaltemperaturen, som påvirker en generel overhederkonstruktion. Størrelsen af bidragene og den samlede temperaturstigning i det kraftigst belastede rørs varmeste punkt blev dog ikke nævnt. Reelt forekommende temperaturer vil blive forsøgt beskrevet i det følgende.

Med udgangspunkt i beregninger foretaget af R. Frank (1985) af belastningen af det forreste rør i en skotoverheder i en eksisterende kraftværkskedel vil den termiske påvirkning af det kraftigst påvirkede rør (førerrøret) blive beskrevet. Målte driftsforhold for den eksisterende overheder vil blive anvendt til at

fastsætte realistiske metaltemperaturer og reelt forekommende temperaturfordelinger langs rørets omkreds.

Dimensionen af overhederen og rørene samt de vigtigste driftsdata for kedlen målt ved det forreste rør på overhederen er angivet i tabel 2.

		60% belastning	100% belastning
Dampleverance	t/h	70	115
(minimum leverance 60 t/h)			
Damptryk	bar	12	25
Damptemperaturer for overhederen (glidetryksdrift)			
Tilgang (beregnet)	°C	350	350
Afgang (beregnet)	°C	535	535
Driftsforhold ved det kritiske område på overhederen			
Røggastemperatur	°C	900 - 930	900 - 930
Damptemperatur	°C	540 - 570	540 - 570
Røggashastighed	m/s	10	19
Damphastighed	m/s	20,9 - 21,7	20,9 - 21,7

Overhederens konstruktion

Antal rør: 16 skot á 12 rør = 192 parallelt gennemstrømmede rør

Rørdimension: d_u x s = 44,5 x 3,2 mm

Rørmateriale: 10 CrMo 9 10 ifølge DIN 17175

Tabel 2.
Tekniske data til beregning af den termiske belastning af det hårdest belastede punkt i førerrøret i skotoverhederen omtalt i teksten (R. Frank, 1985).

Konvektion og stråling

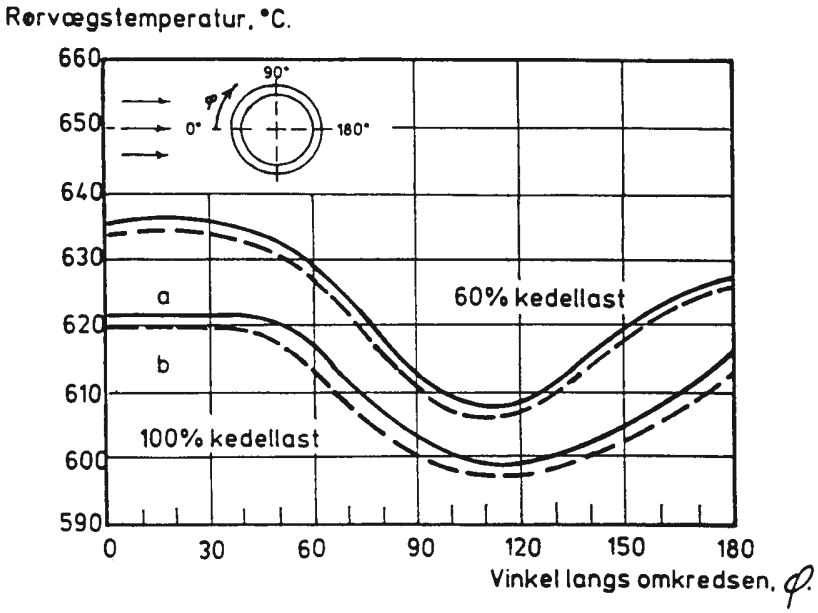
Med udgangspunkt i overhederrørenes dimension og driftsforholdene på det kritiske sted på førerrøret (fundet ved rørsprængning efter 30.000 timers drift) blev temperaturfordelingen i et snit i røret beregnet.

Ved en konvektiv påvirkning vil temperaturen i rørvæggen afhænge af positionen på omkredsen i forhold til røggasretningen på en helt særlig måde. Dette er vist for det aktuelle overhederrør for to lasttilfælde i figur 7.

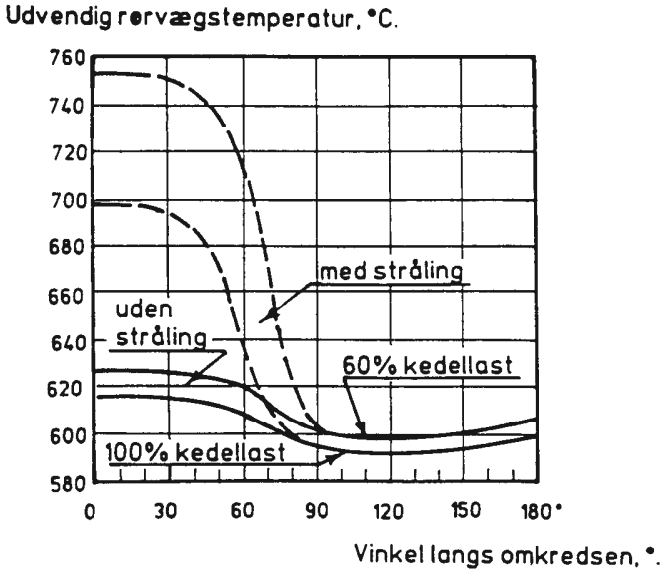
Det er bemærkelsesværdigt, hvor stor temperaturdifferens der er mellem frontpunktet (0°-punktet), hvor den højeste temperatur optræder, og 110°-punktet, hvor den laveste temperatur optræder. Temperaturforskellen mellem disse to punkter er her ca. 25°C. Lastændringen fra 100% til 60% har også en stor effekt, her 9 - 14°C langs hele omkredsen. Temperaturfaldet over rørvæggen er af helt underordnet betydning.

Strålingen fra fyrrummet og fra den omkringliggende gas påvirker udelukkende frontpartiet af røret. Strålingens indflydelse og den samlede indflydelse af konvektion og stråling er vist for det aktuelle overhederrør i figur 8. Også her er vist tilfældene 60% og 100% last.

Strålingen hæver overfladetemperaturen i rørets front med 80 - 120°C i forhold til den temperatur, røret ville få, hvis kun konvektionsbidraget blev medregnet. Bemærkelsesværdigt er her den voldsomme temperaturstigning både som følge af strålingsbidraget og som følge af lastsænkningen. Der er derfor mange gode grunde til, at det forreste rør i en skotoverheder bliver ødelagt lang tid før de øvrige rør og derfor kræver særlig opmærksomhed ved en tilstandskontrol.



Figur 7.
Temperaturprofilen for rørvægstemperaturen langs omkredsen af et konvektivt belastet overhederrør.
a. Ved udvendig side af rørvæggen
b. Ved indvendig side af rørvæggen.
Røggastemperatur: 930°C, damptemperatur: 570°C.



Figur 8.
Indflydelsen af strålingen på metaltemperaturen ved den udvendige side af rørvæggen af et overhederrør.
Røggastemperatur: 930°C, damptemperatur: 570°C.

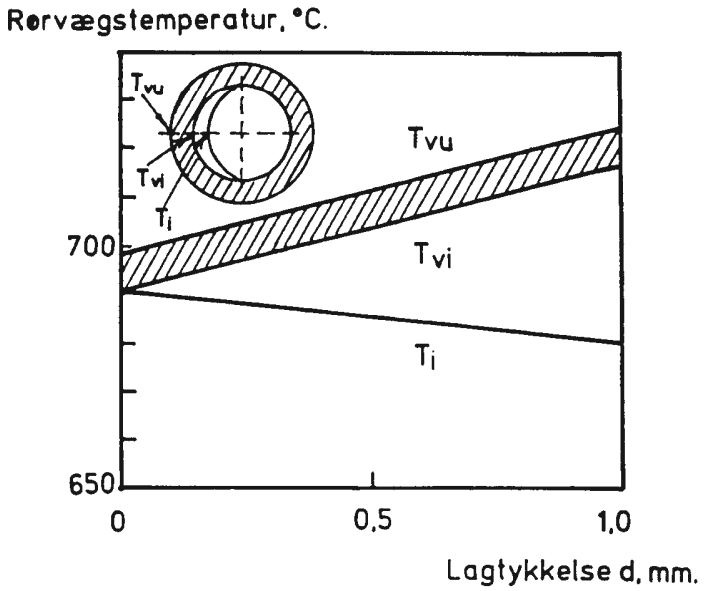
Belægninger af korrosionsprodukter

De høje metaltemperaturer, der optræder i visse af overhederrørene, medfører en kraftig stigning i dannelseshastigheden af indvendige magnetitbelægninger og udvendige lag af korrosionsprodukter fra højtemperaturkorrosionen. Disse belægninger leder ikke varmen nær så godt som stål og vil derfor have en tydeligt isolerende effekt. Eksempelvis er den termiske ledningsevne af kompakt magnetit kun 1/10 af ståls termiske ledningsevne. Porøst magnetit og flyveaskebelægninger har endnu mindre varmeledningsevne.

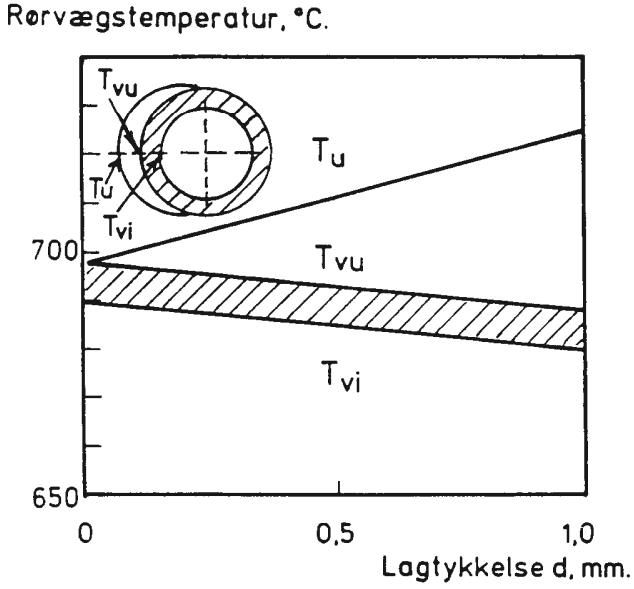
Dannelsen af belægninger af korrosionsprodukter er mest udpræget i frontområdet af overhederrørene, hvor korrosionshastigheden er højest. Dannelsen af indvendigt magnetit vil hæve rørvægstemperaturen, mens dannelsen af et udvendigt lag af korrosionsprodukter vil sænke rørvægstemperaturen. Figur 9 og 10 viser effekten af indvendige, henholdsvis udvendige lag med tykkelser op til 1 mm. Disse beregninger er ligeledes foretaget af R. Frank (1985).

I praksis vokser det udvendige lag af korrosionsprodukter meget hurtigere end magnetitlaget. Derved falder rørvægstemperaturen til et konstant niveau, hvor det holder sig under det meste af driftstiden. Temperaturen er dog i det her omtalte tilfælde så høj, at højtemperaturkorrosionen til stadighed vil foregå. I praksis skete der i det omtalte tilfælde rørsprængning i overhederens førerrør allerede efter 30.000 timers drift.

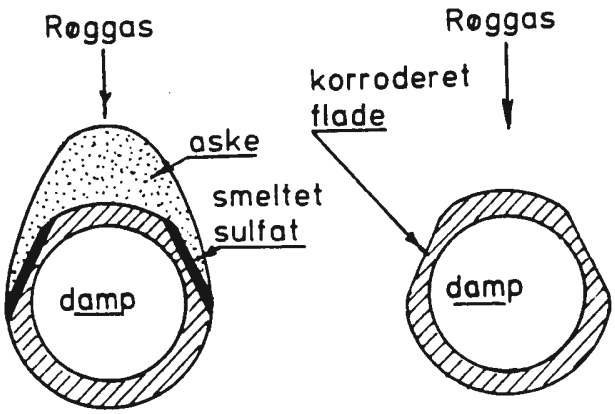
Skønt de her fremførte teoretiske overvejelser viser, at rørene bliver kraftigst termisk belastet i frontpunktet og dermed også burde tyndes kraftigst der, er virkeligheden noget andet. I praksis vil 45°-punktet være mest udsat for korrosion. Dette forhold skyldes dannelse af store belægninger af isolerende flyveaske i frontpunktet som vist i figur 11. Godstykkelsesmåling af overhederrør i forbindelse med en tilstandskontrol bør derfor omfatte hele forpartiet af røret og ikke kun frontpunktet.



Figur 9.
Rørvægstemperaturen i frontpunktet af et overhederrør vist som funktion af tykkelsen af det indvendige lag af magnetit.
Røggastemperatur: 930°C, damptemperatur: 570°C.



Figur 10.
Rørvægstemperaturen i frontpunktet af et overhederrør vist som funktion af tykkelsen af det udvendige lag af korrosionsprodukter.
Røggastemperatur: 930°C, damptemperatur: 570°C.



Figur 11.
Typisk udseende af tværsnittet af et overhederrør. Skønt den kraftigste temperaturpåvirkning sker i frontpunktet, isolerer askelaget så meget, at højtemperaturkorrosionen i praksis finder sted i 45°-punktet.

Dimensionering af overhederrør

Dimensionering og restlevetidsberegning af overhedere er et ofte overset emne. Dette skyldes uden tvivl, at flere komplicerede mekanismer er involveret i den driftsbetingede belastning: Røggaskorrosion, magnetitdannelse, afskalning, krybning og termisk nedbrydning af mikrostrukturen. Kun de færreste fagfolk dækker alle disse fagområder og vil derfor ofte mangle en vigtig brik i løsningen af f.eks. et havari af en overheder.

I det følgende skal kun tre af de omtalte nedbrydningsmekanismer omtales, nemlig krybning, højtemperaturkorrosion og magnetitdannelse. Oven i købet vil disse mekanismer kun blive behandlet på rent formelt grundlag. En restlevetidsvurdering kræver en dybere indsigt i disse fænomener. Gennemgangen vil alligevel give et godt indblik i de specielle forhold, der gælder for overhedere i deres levetid.

Krybepåvirkningen

Krybning er en tidsafhængig og blivende deformation, der opstår i metalliske materialer, når de trækbelastes ved høje temperaturer. For stål har krybning i praksis kun relevans ved temperaturer over 450°C, men optræder til gengæld ved spændinger langt under flydespændingen. En prøvestav vil ved krybebelastning langsomt blive længere, og efter en tid vil der ske indsnøring, og staven vil bryde i stykker. Tilsvarende vil et rør udsat for et indre overtryk ved krybning langsomt øge sin diameter, og godstykkelsen vil blive mindre, hvorefter røret vil sprænges ved et langsgående brud.

I praksis er krybebrudtiden for et bestemt materiale ved en bestemt temperatur den samme for en prøvestav og et rør, hvis trækspændingen og ringspændingen er den samme. Man kan derfor benytte brudtider målt på prøvestave til dimensionering af overhederrør. I praksis benyttes spændingen for krybebrud efter 200.000 timer ved en given temperatur til dimensionering. Krybebrudspændingen for brud efter 10.000 timer, 100.000 timer og 200.000 timer findes tabellagt for en række gængse ståltyper i materialestandarderne, f.eks. DIN 17175 og DIN 17459.

Krybebrudtiden t_{brud} er stærkt afhængig af spændingen σ og den absolutte temperatur T på følgende måde:

$$t_{brud}^{-1} \propto \sigma^n \exp(-Q_{krybebrud}/RT)$$

$$n \approx 3 - 7$$

$$Q_{krybebrud} \approx Q_{selvdiff.} \quad \text{(aktiveringsenergien for selvdiffusion)}$$

$$R = 8{,}314 \text{ J/mol K}$$

Nortons eksponent n og aktiveringsenergien for krybebrud $Q_{krybebrud}$ må i hvert enkelt tilfælde beregnes fra tabelværdierne for krybebrudstyrken. Ovenstående ligning kan derefter benyttes til interpolation eller ekstrapolation af krybebrudstyrken eller andre krybestyrkeparametre. API RP 530 angiver som en af de få

standarder værdier for Nortons eksponent n. Disse værdier må kun benyttes i forbindelse med de tilhørende krybebrudspændinger.

Kedelrør, og herunder overhederrør, bliver normalt dimensioneret efter minimumværdien for 200.000 timers krybebrudstyrken ved damptemperaturen med et temperaturtillæg på 35°C (konvektion) eller 50°C (stråling + konvektion), jfr. TRD 300 og 301 eller DIN 2413.

Som sammenligningsspænding anvendes ringspændingen beregnet ud fra rørets middel diameter $d_m = ½ (d_i + d_u) = d_i + s$ under forudsætning af, at $d_u/d_i \leq 2{,}0$. Minimumgodstykkelsen $\check{s}_o$ på grund af trykket p bliver da

$$\check{s}_o = \frac{d_i \cdot p}{2\sigma_{till.} - p} = \frac{d_u \cdot p}{2\sigma_{till.} + p}$$

$$\sigma_{till.} = \check{\sigma}_{B/200.000/\Theta} = 0{,}8 \cdot \bar{\sigma}_{B/200.000/\Theta}$$

$$\Theta = T_{damp.} + \text{temperaturtillæg (35°C eller 50°C)}$$

Den endelige godstykkelse s_o indeholder desuden et tillæg c_1 til kompensation for de fremstillingsbetingede godstykkelsesvariationer og et tillæg c_2 til kompensation for korrosionen. c_1 fremgår af DIN 17175 og er normalt 10% af s_o for sømløse rør, og c_2 = 1 mm for ferritiske stål. Praktiske erfaringer viser, at korrosionshastigheden i overhedere i kulfyrede kedler er ca. 0,2 mm pr. år. Korrosionstillægget c_2 vil da ofte være brugt efter blot 5 års drift, hvorefter der forbruges levetid hurtigere end antaget i beregningerne.

Benyttes de normale regler for rørdimensionering vil der efter få år kun være den sikkerhed tilbage, som temperaturtillægget på 35°C, henholdsvis 50°C giver. Som tidligere demonstreret kan dette tillæg for visse dele af overhederen overhovedet ikke kompensere for korrosionen ved de faktisk optrædende temperaturer. Overhederrør vil derfor ikke blive nedbrudt ved krybning, som de er dimensioneret for, men af højtemperaturkorrosion, som de ikke er dimen-

sioneret for. Krybning vil først foregå i den sidste del af rørets levetid, hvor rørvæggen er blevet meget tynd, og ringspændingen derfor er steget kraftigt. Det endelige brud på røret vil naturligvis foregå ved krybning.

Man vil i praksis opleve, at overhederrør påvirkes med en meget lav spænding i langt den største del af levetiden, og at stålet derfor ikke i dette tidsrum nedbrydes nævneværdigt ved krybning. Først når højtemperaturkorrosionen typisk har halveret godstykkelsen og dermed har fordoblet ringspændingen, begynder krybning at få indflydelse i stadigt stigende omfang.

Korrosionspåvirkningen

I det følgende skal der gives en analytisk fremstilling af materialetabet i rørvæggen af overhederen på grund af korrosion, og de anvendte konstanter er blot typiske for en kulfyret kedel. Aktuelle konstanter afhænger af mange faktorer og skal måles, beregnes eller blot skønnes i hvert enkelt tilfælde.

Materialetabet d i rørvæggen på dampsiden, henholdsvis på røggassiden kan beskrives ved en parabolsk funktion, henholdsvis en næsten lineær funktion, (P.-H. Effertz og H. Meisel 1971, P.-H. Effertz og D.Wiume 1977 og 1979):

Damp: $d^2_{damp} = k_{damp}(T) \cdot t$

$\log k_{damp} = -9856/T + 5{,}20$

Røggas: $d^{1.096}_{røgg.} = k_{røgg.}(T) \cdot t$

$\log k_{røgg.} = -3125/T + 0{,}56$

Disse ligninger, og specielt konstanterne som indgår i dem, skal benyttes med stor varsomhed, idet røggaskorrosionen afhænger meget af brændselstype, forbrændingsteknik, overhedernes placering, kedelkonstruktionen og meget mere.

Korrigeres det førnævnte udtryk for minimum godstykkelsen $\check{s}_o$ for udvendig og indvendig korrosion ved brug af ovennævnte korrosionsudtryk, får man følgende korrigerede minimum godstykkelse $\check{s}_{o\ korr.}$:

$$\check{s}_{o\ korr.} = \frac{d_i \cdot p + d_{damp}\,(2\sigma_{till.} + p)}{2\sigma_{till.} - p} + d_{røgg.}$$

$$= \frac{d_i \cdot p + (k_{damp} \cdot t)^{1/2}\,(2\sigma_{till.} + p)}{2\sigma_{till.} - p} + (k_{røgg.} \cdot t)^{1/1,096}$$

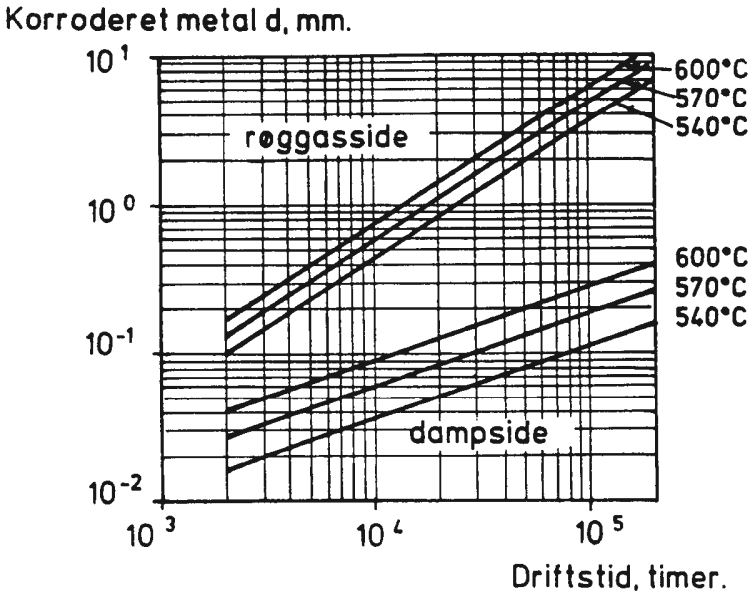
$$s_o = \check{s}_{o\ korr.} + c_1$$

Overhederrør, der dimensioneres korrekt med hensyn til korrosionstillægget ved anvendelse af ovennævnte udtryk, vil derfor opnå en godstykkelse, der er væsentligt over den godstykkelse, som opnås med standardtillægget $c_1 + c_2 \approx 0{,}1 \cdot \check{s}_o + 1$ mm. Dette forhold vil blive illustreret ved et regneeksempel i det følgende afsnit.

Kombineret krybning og korrosion

Med udgangspunkt i beregninger udført af L. Hagn (1987) af rørene i en mellemoverheder udsat for både krybning og korrosion vil det korrekte korrosionstillæg i det følgende blive forsøgt beregnet. Der vil i første omgang kun blive taget hensyn til varmeoverførsel ved konvektion, men dernæst også til strålingens betydning.

Eksemplet omhandler overhederrør af 10 CrMo 9 10 ifølge DIN 17175 med en indre diameter d_i = 43 mm. Damptrykket og damptemperaturen er 50 bar, henholdsvis 535°C. Hvis der kun tages hensyn til konvektion, skal røret ifølge TRD 300 dimensioneres efter en metaltemperatur på 535°C + 35°C = 570°C. I figur 12 er vist den tilknyttede udvendige og indvendige korrosion inden for de 200.000 timer, som overhederen er dimensioneret til at holde.



Figur 12.
Godstykkelsestabet på røggassiden og dampsiden af et overhederrør af 10 CrMo 9 10 vist som funktion af driftstemperaturen og driftstiden.

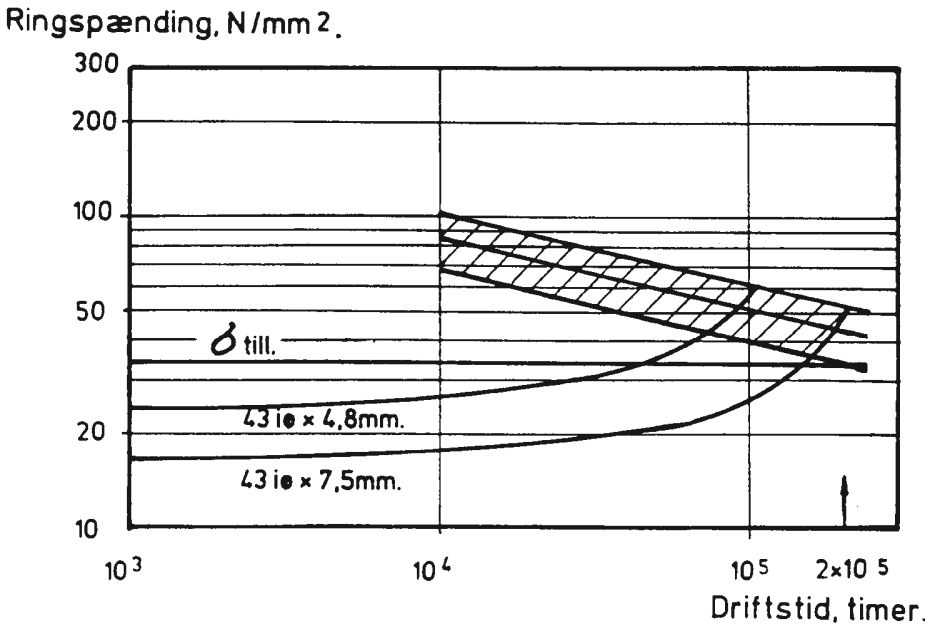
Korrekt beregnet med hensyn til krybning ved 570°C ifølge TRD 301 bliver minimum godstykkelsen af røret $\check{s}_o$ = 3,4 mm. Godstykkelsestillægget $c_1 + c_2$ = 1,4 mm. Tages der ydermere hensyn til den faktiske højtemperaturkorrosion ved 570°C bliver rørets korrigerede dimension d_i x s = 43 x 7,5 mm, hvilket vil sige, at godstykkelsestillægget $c_1 + c_2$ = 4,1 mm. Resultatet af beregningerne er vist i tabel 3.

Af tabellen bemærker man, at levetiden af rørene udlagt efter TRD er under 100.000 timer, hvis der kun tages hensyn til konvektionsbidraget. Er der i den korrekt dimensionerede overheder eventuelt områder, der ikke er udsat for nævneværdig højtemperaturkorrosion, bliver krybebrudtiden imidlertid større end 300.000 timer.

Betingelser for dimensioneringen	Rørdimension d_i x s mm	Godstykkelses-tillæg $c_1 + c_2$ mm	Dimensione-rings-temperatur θ °C	Tilladelig spænding $\sigma_{till.} = 0{,}8 \cdot \bar{\sigma}_{B/200.000/\theta}$ N/mm²	Begyndelses-spænding $\sigma_{beg.}$ N/mm²	Beregnet middel-levetid timer	Relativt temperaturfald over rørvæggen ΔT %
Krybning alene	43 x 3,4	0	570	34	34	200.000	70
TRD 301 og konvek-tion alene	43 x 4,8	1,4	570	34	25	96.000	100
Korrigeret for høj-temperaturkorrosion, konvektion alene	43 x 7,5	4,1	570	34	17	200.000	160
Korrigeret for høj-temperaturkorrosion, konvektion + stråling	43 x 12	7,7	585	28	12	200.000	280

Tabel 3.
Dimensioneringsværdier for mellemoverhederrør af 10 CrMo 9 10 omtalt i teksten.
Damptryk og Damptemperatur er 50 bar, henholdsvis 535°C. (L. Hagn 1987).

I figur 13 er vist spændingsændringen i rørvæggen som funktion af tiden og godstykkelsesreduktionen på grund af højtemperaturkorrosionen. Krybebrudstyrken for 10 CrMo 9 10 og tilhørende spredningskurve (± 20% af $\bar{\sigma}_B$) ved 570°C er også angivet. Rørets levetid er opbrugt, når spændingskurven møder spredningsbåndet. De første rørsprængninger kan forventes, når nederste del af spredningsbåndet nås, mens alle rørene i overhederen vil være sprængt, når spændingskurven møder øverste del af spredningsbåndet.



Figur 13.
Levetidsdiagram for et mellemoverhederrør af 10 CrMo 9 10 påvirket af krybning og højtemperaturkorrosion. Diagrammet omfatter kun én temperatur (570°C).

De her viste beregninger gælder for rør, der er røgbestrøgne, dvs. kun påvirket af konvektion. Tages der også hensyn til indstråling, der først og fremmest påvirker det første rør i mellemoverhederen, bliver godstykkelsestillægget til højtemperaturkorrosion endnu større, som vist i tabel 3. I det her viste tilfælde bliver dimensioneringstemperaturen 535°C + 50°C = 585°C, og korrosionstillægget på godstykkelsen bliver 7,7 mm. Af hensyn til krybestyrken ved 585°C

skal minimum godstykkelsen være 4,3 mm. Den nødvendige dimension af førerrøret bliver derfor d_i x s = 43 x 12 mm.

I praksis kan den ekstra godstykkelse, der er nødvendig for højtemperaturkorrosionen, vanskeliggøre varmeoptaget og temperaturreguleringen i overhederen samtidig med, at det skaber nye problemer for fremstilling, samling og ophæng af skottene. I praksis må man derfor leve med, at overhederrør har en levetid, der er kortere end den, de formelt er dimensioneret til. Overhederrør må derfor stadigvæk betragtes som komponenter, der skal overvåges ved gentaget tilstandskontrol og udskiftes flere gange i løbet af kedlens levetid.

Restlevetidsbestemmelse

Metoder til restlevetidsbestemmelse for overhederrør baserer sig oftest på de formelle sammenhænge, der er beskrevet i det foregående. Det er nødvendigt at kende hastigheden af højtemperaturkorrosionen, krybestyrken af det aktuelle stål og den aktuelle rørdimension på undersøgelsestidspunktet. Derudover skal dampens tryk og temperatur i det aktuelle rør kendes. Magnetitdannelseshastigheden er af underordnet betydning, men studiet af magnetitlagets tykkelse vil alligevel kunne bidrage med vigtig information om indvendige overfladetemperaturer og vandkvalitet m.m.

For at krybestyrken kan vurderes, må metaltemperaturen bestemmes ret nøjagtigt. Med udgangspunkt i damptemperaturen, temperaturtillægget, magnetitlagets tykkelse, mikrostrukturen m.m. kan metaltemperaturen ofte skønnes ret nøjagtigt. I sjældne tilfælde er en egentlig metaltemperatur blevet målt. I praksis vil temperaturdifferencen over rørvæggen sætte grænsen for nøjagtigheden for bedømmelsen af metaltemperaturen.

Højtemperaturkorrosionen antages normalt at være en lineær funktion af tiden. Hastigheden udtrykkes som godstykkelsestabet i mm/år eller mm/10.000 timer. Ved at sammenligne den aktuelle rørdimension på undersøgelsestidspunktet

med rørdimensionen ved idriftsættelsen kan middel korrosionshastigheden let findes. Det er derfor vigtigt at måle rørdimensionen af det ubrugte rør før idriftsættelse, f.eks. ved at gemme rørprøver fra anlægget. Alternativt må den oprindelige rørdimension skønnes ud fra den nominelle dimension evt. suppleret med godstykkelsesmålinger på områder af overhederen, hvor korrosionen ikke er udpræget, f.eks. i det døde rum ved skotsamlekasserne. Løbende godstykkelsesmålinger kan også anvendes til bedømmelse af korrosionshastigheden.

Middel krybestyrken af rørmaterialet kan findes ud fra materialestandarderne. Alternativt skal der udføres krybeprøvning ved brug af miniatureemner af udtaget rørmateriale. Det skal her pointeres, at langvarig overophedning af stålet under drift kan medføre store forandringer i mikrostrukturen med tilhørende fald i krybestyrken. Mikrostrukturundersøgelser og hårdhedsmålinger af udtaget materiale kan delvist klarlægge sådanne forandringer.

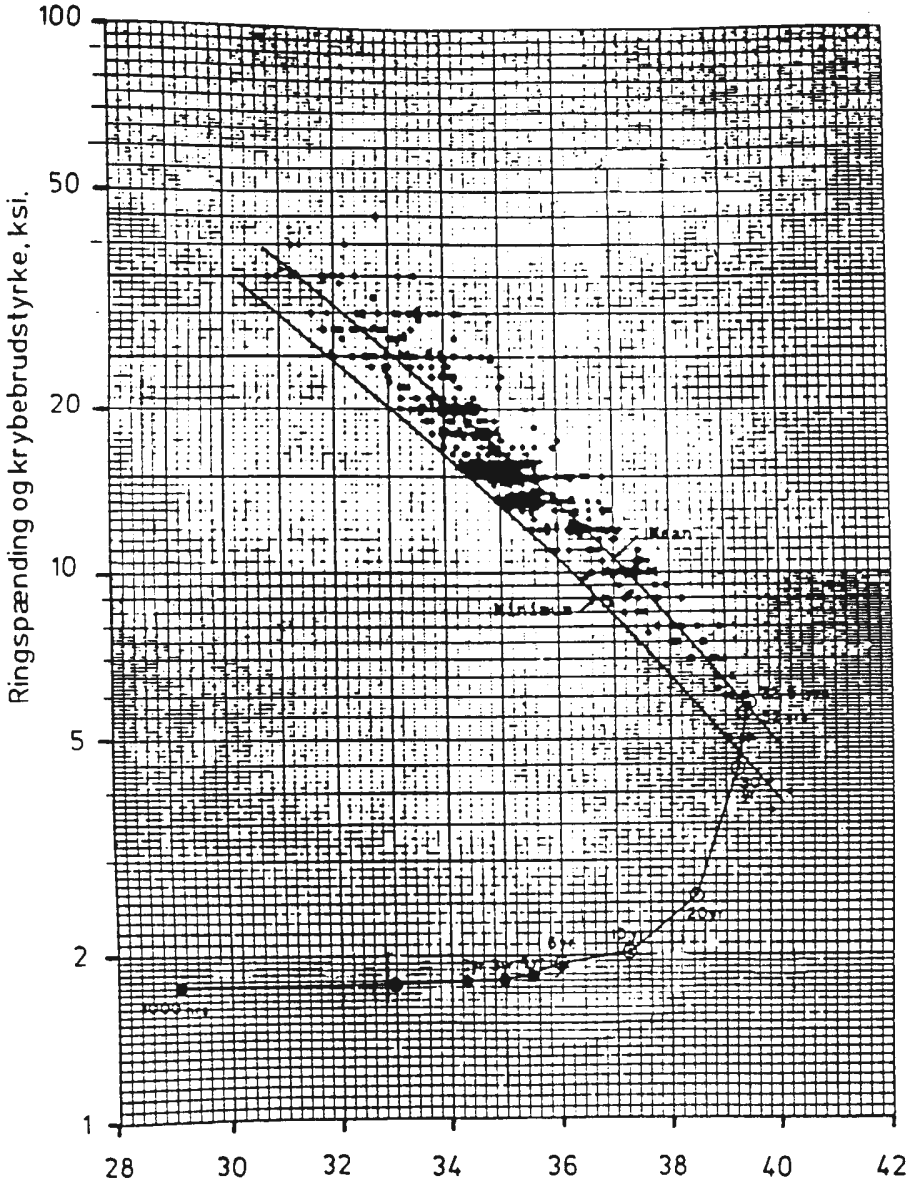
Krybebrudstyrken af et stål som funktion af brudtiden og temperaturen præsenteres bedst ved brug af en tid-temperatur-parameter. Ofte anvendes Larson-Miller-parameteren PLM = T(C + logt), hvor T er temperaturen i Kelvin, t er krybebrudtiden i timer, og C er en konstant med en værdi på 15 - 25 afhængigt af ståltypen. API RP 530 (1988) angiver krybebrudstyrker for en lang række overhederstål på denne måde. Et eksempel på restlevetidsberegning ved benyttelse af Larson-Miller-parameteren er vist i figur 14 (EPRI, 1988).

I figuren er spredningsbåndet for stålets krybebrudstyrke indtegnet som funktion af PLM = T(20 + logt). Spændingskurven for overhederrøret er beregnet eller målt og er ligeledes indtegnet som funktion af PLM. Krydspunktet mellem spredningsbåndet og spændingskurven angiver levetiden eller restlevetiden. Fordelen ved den her viste metode er, at ændringer foretaget i driftstemperaturen i løbet af perioden kan indpasses uden problemer. Sammenlign i øvrigt med den mindre elegante metode vist i figur 13.

Restlevetidsberegningen omtalt ovenfor kræver ikke, at udgangspunktet for godstykkelsen og dermed spændingen er kendt. Beregningen kan foretages på

et vilkårligt tidspunkt i levetiden på baggrund af de målte resterende godstykkelser, blot rørvægstemperaturen og korrosionshastigheden er kendt.

FORCE Institutterne råder over programmer baseret på nævnte metode til beregning af restlevetider af overhederrør udsat for krybning og højtemperaturkorrosion.



Figur 14.

Levetidsdiagram for et overhederrør påvirket af krybning og højtemperaturkorrosion. Den aktuelle ringspænding og krybebrudspænding er vist som funktion af tid-temperatur-parameteren PLM = T(20 + log t), hvor T er driftstemperaturen i Kelvin, og t er driftstiden i timer. Diagrammet kan benyttes for alle tænkelige driftstemperaturer (EPRI, 1988).

Materialer til overhedere

Det vil være formålstjenligt at afslutte gennemgangen af overhederkonstruktioner og deres påvirkning under drift med en oversigt over de oftest anvendte stål til sømløse overhederrør. Der skal specielt lægges vægt på højtemperaturstyrken, herunder krybebrudstyrken, og på bestandigheden mod højtemperaturkorrosion.

Materialer til overhedere i kraftværkskedler inddeles normalt i fem grupper:

- Lavt legerede ferritiske stål (<5% legeringsindhold)
- Højt legerede ferritiske stål (>5% legeringsindhold)
- Martensitiske rustfrie stål (>9% Cr)
- Austenitiske rustfrie stål (>12% Cr)
- Jern-krom-nikkellegeringer (<50% Fe, <50% Ni)

Derudover bør også nævnes koekstruderede rør (også kaldet kompoundrør, engelsk: composite tubes), der består af et krybestærke rør med en tyk, udvendig korrosionsbestandig belægning.

Til kraftværksbrug er stål fra de fire første grupper af størst interesse og udbredelse, hvorfor de vil blive gennemgået gruppevis. Den femte materialegruppe indeholder de såkaldte Incoloy typer, der reelt hverken er stål eller nikkellegeringer. Specielt kendt er her Incoloy 800H eller blot Alloy 800H, der indeholder 32% Ni, 21% Cr og 46% Fe. Der skal i øvrigt henvises til Mannesmann Röhrenwerke (1988), American Petroleum Institute (1988), DIN 17175 (1979) og DIN 17459 (1988).

I tabel 4 og 5 er angivet de mest anvendte stål til overhedere, og der vil i det følgende blive refereret til disse to tabeller. Tabel 4 indeholder nogle ofte benyttede betegnelser for stålene samt deres kemiske sammensætning. Tabel 5 indeholder stålenes mekaniske egenskaber og korrosionsmæssige egenskaber.

Lavt legerede ferritiske stål

Til denne gruppe hører stål med 1 - 3%Cr og 0,5 - 1% Mo. Stålene er normaliserede (luftafkølede efter opløsningsglødningen), men anløbes alligevel for at opnå god sejhed ved stuetemperatur. Både flydespændingen og trækstyrken er relativt høje ca. 300 N/mm^2, henholdsvis 440 - 600 N/mm^2. Krybestyrken er høj, men stålenes anvendelsesområde begrænses meget af den lave skalningstemperatur på 560 - 590°C, der skyldes det lave indhold af krom. Kortvarig overophedning til temperaturer over ca. 780°C vil ændre mikrostrukturen meget.

Gruppen af lavt legerede ferritiske stål er den mest anvendte til slutoverhedere i kraftværkskedler med damptemperaturer under 540°C og damptryk under 200 bar. Desuden anvendes stålene til sekundæroverhedere og mellemoverhedere.

Højt legerede ferritiske stål

Til denne gruppe hører stål med 9 - 12% Cr og 0,5 - 1% Mo. Stålene kan leveres i hærdet og anløben tilstand eller i blødglødet tilstand. I den førstnævnte legeringstilstand vil stålene have martensitisk mikrostruktur, høj flydespænding og høj trækstyrke. I den sidstnævnte legeringstilstand vil stålene have ferritisk mikrostruktur, relativ lav flydespænding og relativ lav trækstyrke. I blødglødet tilstand er krybestyrken ikke særlig høj, men stålene er til gengæld modstandsdygtige mod brint ved høje temperaturer og tryk. De blødglødede stål anvendes derfor ofte til petrokemiske anlæg. Skalningstemperaturen er høj 630 - 700°C, og bestandigheden mod højtemperaturkorrosion er ligeledes god, begge dele på grund af det høje kromindhold.

Til overhedere i kraftværkskedler benyttes i denne gruppe af stål næsten udelukkende X 12 CrMo 9 1 eller den ækvivalente X 9 CrMo 9 1. Denne ståltype anvendes, hvor damptemperaturen er relativt høj (ca. 540°C), men hvor damp-

trykket er relativt lavt (under 200 bar), dvs. til højtryksoverhedere i ældre kedeltyper og til primæroverhedere og mellemoverhedere i nyere kedeltyper.

Martensitiske rustfrie stål

Til denne gruppe hører stål med 9 - 12% Cr, 1 - 2% Mo, V, Nb og W. I tabellerne er kun nævnt et enkelt stål, skønt der findes flere i denne gruppe. De martensitiske stål lufthærdes og anløbes ved en relativt høj temperatur (120 - 150°C over brugstemperaturen). Den resulterende meget homogene mikrostruktur giver en høj flydespænding og trækstyrke selv op til høje temperaturer samtidig med, at krybestyrken er fremragende. Det høje kromindhold giver gode korrosionsegenskaber op til 750°C. Ved overophedning til over 820°C kan der ske alvorlige forandringer af mikrostrukturen, hvorved krybestyrken halveres, eller der kan ske genhærdning.

De martensitiske stål anvendes i stor udstrækning til højtryksoverhedere i moderne kraftværkskedler og til primæroverhedere og mellemoverhedere i overkritiske kedler.

Austenitiske rustfrie stål

Til denne gruppe hører stål med 15 - 25% Cr, 10 - 20% Ni, 0 - 3% Mo, V, Nb og N_2. Der findes et utal af austenitiske rustfrie stål, der er anvendelige til overhedere, og kun nogle enkelte er vist i tabellerne. Stålene er specielt udviklet til ikke at danne sprøde faser under drift samtidig med, at de har særdeles gode krybeegenskaber på grund af den austenitiske mikrostruktur og på grund af udskillelse af mikrokarbider. Stålene kan ikke hærdes og leveres derfor blot i opløsningsglødet tilstand. Flydespændingen og trækstyrken er altid lav for denne gruppe af stål, men krybestyrken er høj og kan fastholdes til temperaturer over 700°C.

De generelle korrosionsegenskaber ved høje temperaturer er meget gode, og skalningstemperaturen er så høj som 880°C på grund af det meget høje kromindhold. Generelt har stålene stabil mikrostruktur i hele temperaturområdet, men en undtagelse er det særligt udviklede stål X 8 CrNiMoVNb 16 13, der har tendens til dannelse af sprøde faser over 650°C samtidig med, at det har særdeles høj krybestyrke under denne temperatur. Dette stål skal derfor anvendes med forsigtighed.

De austenitiske stål har i mange år været anvendt som gode alternativer til andre typer stål til højtryksoverhedere. Den lave korrosionshastighed giver store materialebesparelser, og varmeovergangen i rørene bliver trods alt god, da lagene af korrosionsprodukter forbliver tynde. Ulempen ved stål fra denne gruppe er deres høje pris og deres tendens til kloridinduceret spændingskorrosion. Kontrol med kedelvandskvaliteten er af afgørende betydning, når der anvendes austentitiske overhedere.

DIN betegnelse	DIN Werkstoff-Nr.	ASTM ell. AISI betegnelse	Sandvik betegnelse	Legeringsindhold C %	Si %	Mn %	Cr %	Ni %	Mo %	Andet %
				Lavt legerede ferritiske stål						
13 CrMo 4 4	1.7335	P11/T11	HT51	0,10-0,18	0,10-0,35	0,4-0,7	0,7-1,1		0,45-0,65	
10 CrMo 9 10	1.7380	P22/T22	HT8	0,08-0,15	≤0,5	0,4-0,7	2,0-2,5		0,9-1,2	
				Højt legerede ferritiske stål						
12 CrMo 19 5	1.7362	P5/T5	HT3	0,08-0,15	0,3-0,5	0,3-0,6	4,0-6,0		0,45-0,65	
X 12 CrMo 9 1	1.7386	P9/T9	HT7	0,07-0,15	0,3-1,0	0,3-0,6	8,0-10,0		0,9-1,1	
				Martensitiske rustfrie stål						
X 20 CrMoV 12 1	1.4922	422	HT91	0,17-0,23	≤0,5	≤1,0	10,0-12,5	0,3-0,8	0,8-1,2	V: 0,25-0,35
				Austenitiske rustfrit stål						
X 6 CrNi 18 11	1.4948	304		0,04-0,08	≤0,75	≤2,0	17,0-19,0	10,0-12,0	0,5	
X 6 CrNiMo 17 13	1.4919	316	7R60	0,04-0,08	≤0,75	≤2,0	16,0-18,0	12,0-14,0	2,0-2,5	
X 6 CrNiNb 18 10	1.4550	347	8R40	<0,08	0,45	1,8	17,5	11,5		Nb: 10 x %C ≤ 1,2
X 8 CrNiMoVNb 16 13	1.4988			0,04-0,10	0,3-0,6	≤1,5	15,5-17,5	12,5-14,5	1,1-1,5	V: 0,60-0,85 Nb: 10 x %C ≤1,2 N_2: 0,06-0,14

Tabel 4.
Nogle typiske krybefaste stål til overhedere i kraftværker.
(Mannesmann Röhrenwerke, 1988, American Petroleum Institute, 1988, DIN 17175, 1979 og DIN 17459, 1988).

DIN Werkstoff-Nr.	Řc N/mm²	Rm N/mm²	$\sigma_{B/100.000}$ 500°C N/mm²	$\sigma_{B/100.000}$ 600°C N/mm²	$\sigma_{B/100.000}$ 700°C N/mm²	Højeste anvendelsestemperatur °C	Skalningstemperatur °C	Kritisk temperatur °C
				Lavt legerede ferritiske stål				
1.7335	290	440-590	137			550	570	780
1.7380	280	450-600	135	34		580	600	800
				Højt legerede ferritiske stål				
1.7362	275	470-640	90	24		600	630	820
1.7386	390	590-740	170	38		630	700	820
				Martensitiske rustfrie stål				
1.4922	490	690-840	235	59		650	750	820
				Austenitiske rustfrie stål				
1.4948	185	500-700	192	89	28	800	880	
1.4919	205	490-690		120	34	800	880	
1.4550	205	510-690		108	34	800	880	
1.4988	255	540-740		172	50	650	880	650

Tabel 5.
Mekaniske egenskaber og skalningstemperatur af samme stål som omtalt i tabel 4.
(Mannesmann Röhrenwerke, 1988, American Petroleum Institute, 1988, DIN 17175, 1979 og DIN 17459, 1988).

Henvisninger

L. Hagn.
Restlebensdauerabschätzung von Überhitzerrohren unter Berücksichtigung gleichzeitiger Kriech- und Hochtemperaturkorrosions-Beanspruchung. Der Maschinenschaden, 1987, vol. 60, hæfte 3, p. 139 - 142.

R. Frank.
Durch Strahlungsüberhitzung ausgelöste Hochetemperaturkorrosion an Führungsrohren von Schottenüberhitzern. Der Maschinenschaden, 1985, vol. 58, hæfte 5, p. 194 - 200.

P.-H. Effertz, D. Wiume.
Mechanismen und Schadenformen der Hochtemperaturkorrosion an Überhitzerrohren schwerölgefeuerter Dampferzeuger. Der Maschinenschaden, 1979, vol. 59, hæfte 6, p. 201 - 210.

P.-H. Effertz, D. Wiume.
Mechanismen und Schadenformen der Hochtemperaturkorrosion an Überhitzerrohren steinkohlenbefeuerter Grosskessel. Der Maschinenschaden, 1977, vol. 50, hæfte 3, p. 93 - 108.

P.-H. Effertz, H. Meisel.
Verzunderung warmfester Stähle in Hochdruckdampf nach langen Betriebszeiten. Der Maschinenschaden, 1971, vol. 44, hæfte 1, p. 14 - 20.

Danske Elværkers Kursusudvalg for Kraftværksteknikere.
Driftteknisk Publikation nr. 26: "Forhold vedrørende skotoverhederskader", Dansk Kedelforening, 1981.

Danske Elværkers Forening, Kursusudvalg for Kraftværksteknikere.
Kursushæfte nr. 10: "Kedler-kedeltyper", Dansk Kedelforening, 1973.

EPRI.
CS-5564, Research Project 2253-5: "Remaining Life Assessment of Superheater and Reheater Tubes", Final Report, maj 1988.

American Petroleum Institute.
API Recommended Practice 530: "Calculation of Heater-Tube Thickness in Petroleum Refineries", Third edition, September 1988.

Mannesmann Röhrenwerke.
"Rohre aus warmfesten und hochwarmfesten Stählen - Werkstoffblätter". Düsseldorf, 1988.

DIN 17459 - 1972.
Stahlrohre - Berechnung der Wanddicke gegen Innendruck.

DIN 17175 - 1979.
Nahtlose Rohre am warmfesten Stählen.

DIN 17459 - 1988.
Nahtlose kreisförmige Rohre aus hochwarmfesten austenitischen Stählen.

TRD 300 - 1975.
Festigkeitsberechnung von Dampfkesseln.

TRD 301 - 1979.
Zylinderschalen unter innerem Überdruck.