

RASSEGNA TECNICA

La "Rassegna tecnica", vuole essere una libera tribuna di idee e, se del caso, saranno graditi chiarimenti in contraddittorio; pertanto le opinioni ed i giudizi espressi negli articoli e nelle rubriche fisse non impegnano in alcun modo la Società degli Ingegneri e degli Architetti in Torino

Esperienze di circolazione nel traforo del Gran San Bernardo

GIORGIO DARDANELLI, progettista e Direttore dei lavori del Traforo del Gran San Bernardo, dopo averne brevemente descritto le caratteristiche tecniche, confronta i criteri di progettazione degli impianti con le prime risultanze dell'esercizio della nuova galleria autostradale, comunicando i dati rilevati nei primi mesi. La relazione fu presentata al Simposio Internazionale sui Grandi Trafori, tenutosi a Genova nello scorso giugno.

Caratteristiche tecniche delle opere civili.

La galleria di valico con direzione nord-sud ha una lunghezza di mt. 5795, di cui mt. 2860 e cioè dall'imbocco sud al camino centrale sono stati eseguiti da parte Italiana.

L'imbocco sud è a quota 1875 m. s. l. m., l'imbocco nord a 1915 m. s. l. m.; il profilo presenta due pendenze: dell'1,69 % nel tronco

scuno, sotto i quali sono ricavate canalette a pelo libero per lo scarico delle acque. Il vano viabile presenta un'altezza utile di mt. 4,50.

La galleria è interamente rivestita in calcestruzzo con spessore dei piedritti e della calotta variabili da 60 a 80 cm. nel tronco italiano e di 30 cm. nel tronco svizzero in relazione alla diversa natura e consistenza delle rocce attraversate.

sono ricavate nicchie di servizio, profonde mt. 1,25 e larghe mt. 2,50. Speciali nicchie supplementari ogni 600 mt. circa sono destinate alle cabine di trasformazione degli impianti elettrici in galleria. Piazzuole per il ricovero o sosta eccezionale degli automezzi, della lunghezza di 48 mt., sono disposte ai due lati della carreggiata, in numero di 7 per tutta la galleria.

Sotto il piano stradale è realiz-

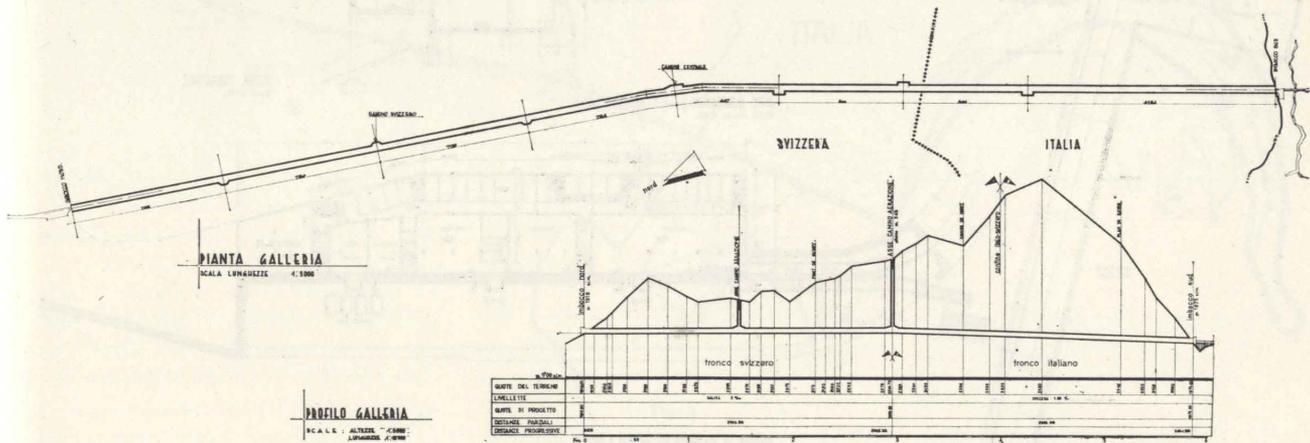


Fig. 1

italiano e del 0,3 % nel tronco svizzero con il colmo in corrispondenza del camino centrale (fig. 1).

La larghezza utile del vano viabile è di mt. 7,50; lateralmente sono ricavati due marciapiedi rialzati di larghezza 75 cm. cia-

Un solaio piano è costruito per tutta la lunghezza della galleria all'imposta della calotta; superiormente ad esso sono ricavati i canali longitudinali percorsi dall'aria sana e viziata, divisi tra loro da pareti verticali (fig. 2).

Ogni 240 mt. sul lato ad est,

zato un cunicolo in calcestruzzo in cui trovano sistemazione in vani separati un oleodotto ed i collettori di scarico all'esterno delle acque drenate.

La pavimentazione della galleria è in conglomerato bituminoso, con binder e tappeto di usura su

fondazione in battuto di conglomerato cementizio; essa presenta due distinte tendenze dalla mezzzeria verso i marciapiedi.

A metà galleria è ubicato un camino verticale per lo scarico dell'aria viziata, interamente rivestito in calcestruzzo avente il

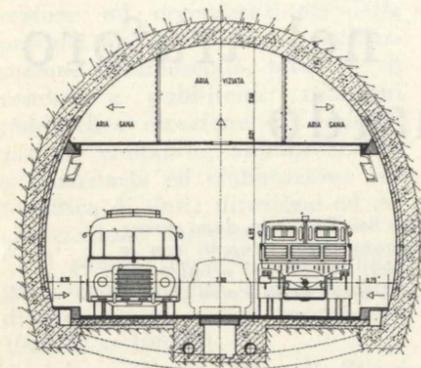


Fig. 2

diametro di mt. 4,80 ed un'altezza di mt. 370. Un secondo camino è stato realizzato a metà

del tronco svizzero, a 1500 mt. circa dall'imbocco nord, del diametro di mt. 4,25 ed altezza di mt. 210 (cfr. fig. 1).

Le centrali di ventilazione, sia di mandata che in aspirazione sono situate agli imbocchi e alle basi dei camini, allo stesso livello dei canali di ventilazione, cioè alla quota di imposta della calotta.

In prossimità dei due imbocchi sono ubicati i piazzali destinati ai controlli di frontiera ed ai servizi di galleria. Lo svolgimento dei controlli di frontiera, sia italiani che svizzeri (dogana e polizia), avviene con disposizione abbinata, richiedente un unico arresto degli automezzi prima del loro ingresso in galleria.

Date le sfavorevoli condizioni climatiche della zona, i piazzali sono coperti e chiusi lateralmente; il piazzale italiano è situato sulla sponda destra del

torrente S. Bernardo e collegato all'imbocco sud della galleria (ubicato sulla sponda sinistra del torrente stesso) mediante viadotto coperto e chiuso a monte per protezione della carreggiata dal vento e tormenta (fig. 3-4); il piazzale svizzero è invece ubicato nelle immediate adiacenze dell'imbocco nord della galleria.

Per il collegamento dell'imbocco sud e relativo piazzale doganale alla strada statale n. 27 Aosta-Gran S. Bernardo è stato costruito un raccordo autostradale di km. 10,300 con pendenza media del 3,75 %, munito di copertura in cemento armato per protezione dalle slavine e dall'innevamento, che si sviluppa con continuità per 6,5 km. (fig. 6). A valle dell'imbocco nord la strada cantonale di accesso è stata protetta da analoga copertura, in travi precomprese, per una lunghezza di km. 5,5.

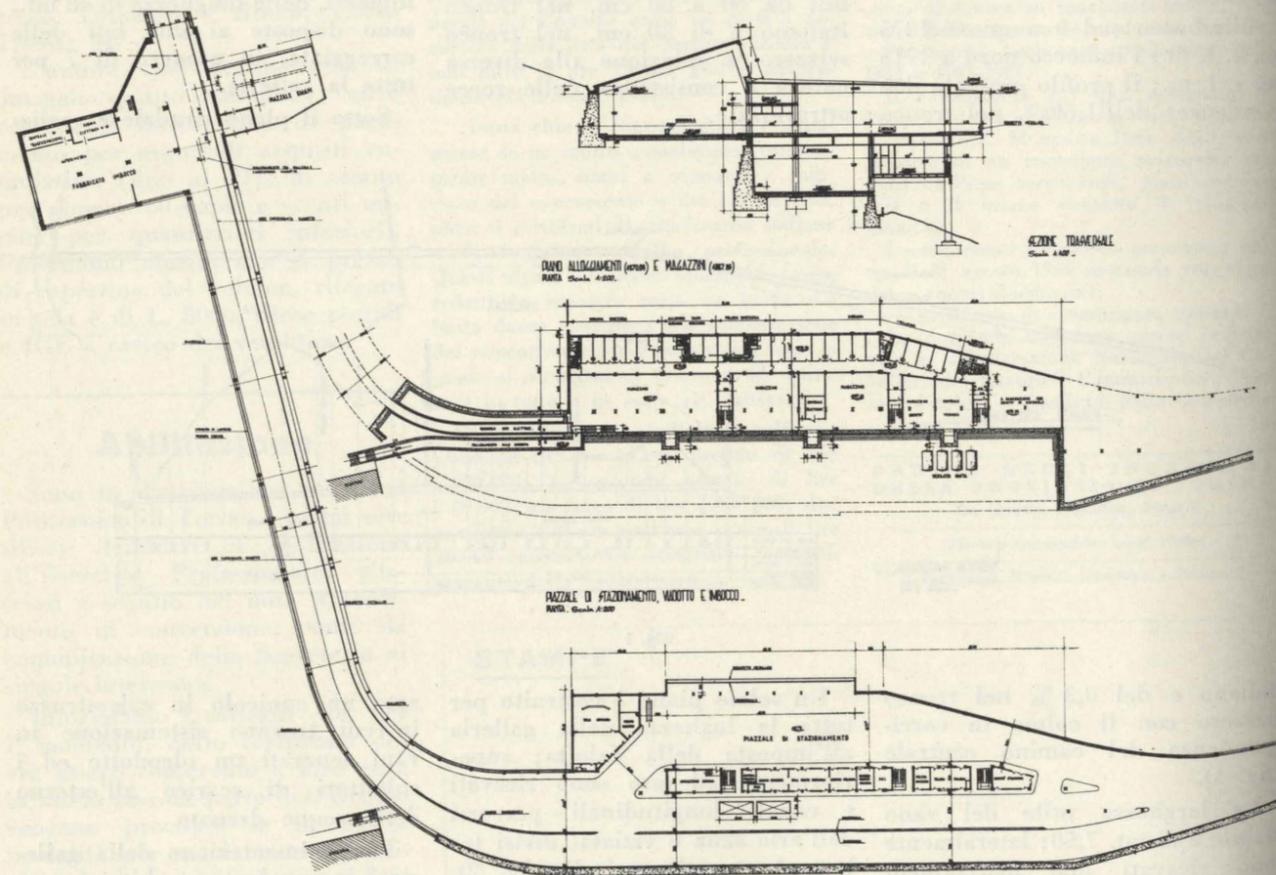


Fig. 3

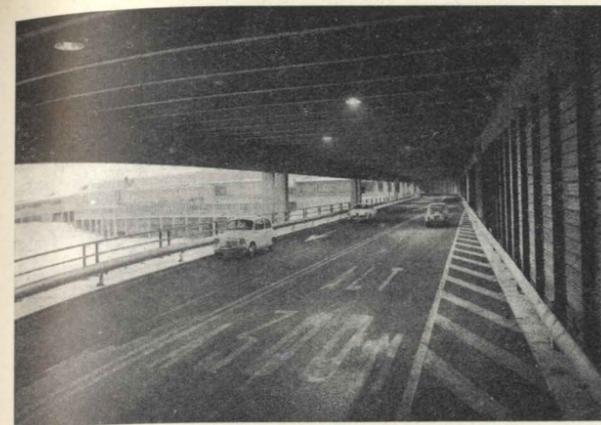


Fig. 4



Fig. 5

Caratteristiche tecniche degli impianti.

Illuminazione: L'impianto di illuminazione della galleria è costituito da 1525 corpi illuminanti, collocati ai due lati, immediatamente sotto il solaio di soffittatura, esternamente alla sagoma di utilizzazione (7,50 x 4,50) a 8 mt. di distanza l'uno dall'altro.

lux con accensione ridotta (figura 5).

Agli imbocchi della galleria i corpi illuminanti sono progressivamente riavvicinati in modo da ottenere nei primi 100 mt. un rinforzo dell'illuminazione nelle ore diurne ed evitare gli inconvenienti dovuti al brusco passaggio dalla luce esterna, sia pure

eseguiti dai quadri generali di comando nelle due sale di manovra, situate sui piazzali agli imbocchi; sugli stessi quadri sono riportate le segnalazioni di conferma.

Semafori: Lungo la galleria, ogni 600 mt. circa, sono disposti sui due lati semafori a luci verde e rossa per la disciplina del traf-



Fig. 6

Le armature sono costituite da coppie di tubi fluorescenti, da 40 W ciascuno, inseriti per circuiti indipendenti, in modo da poter dimezzare l'illuminamento con l'accensione di un solo tubo per ogni armatura.

Il livello luminoso medio, misurato sulla carreggiata è superiore ai 50 lux, riducibili a circa 30

indiretta per l'esistenza di copertura, a quella della galleria.

Lo schema di alimentazione delle lampade esclude che un tratto di galleria possa restare privo di illuminazione, anche nel caso che una cabina di trasformazione sia fuori servizio per cause accidentali o per manutenzione.

I comandi dei circuiti luce sono

fico. Il loro comando può essere eseguito per l'intera galleria, sia dalla sala di manovra del piazzale italiano che da quella svizzera, mentre le segnalazioni semaforiche sono visualizzate sui quadri di controllo delle due sale anzidette.

Conteggio del traffico: Otto pedane contatraffico, disposte sulla

carreggiata ai due imbocchi ed a metà galleria consentono di conoscere in ogni istante il numero di automezzi presenti nei due tronchi, riportando i valori differenziali sui quadri di controllo delle sale di manovra. Quando si superassero i valori fissati come limite, in relazione alla sicurezza della circolazione, una segnalazione di allarme, luminosa e acustica, avverte il personale di manovra nelle sale stesse perchè vengano immediatamente prese le misure previste per limitare il traffico.

Telefoni: Nelle nicchie di servizio della galleria, disposte ogni 240 mt., sono installati apparecchi telefonici, a disposizione del pubblico per chiamate di soccorso o comunicazioni in caso di emergenza; detti apparecchi mettono automaticamente in comunicazione con le due sale di manovra, dando ad esse segnalazione di

nicazione tra di loro e con gli uffici delle Società concessionarie mediante una terza rete telefonica, facente capo ad un centralino automatico.

Misurazione CO ed opacità: La quantità percentuale di ossido di carbonio presente in galleria è permanentemente tenuta sotto controllo da apparecchi di misura, distribuiti lungo la galleria nelle nicchie di servizio in numero otto complessivamente (figura 7).

Il funzionamento di tali apparecchi analizzatori si basa sul principio dello spettro caratteristico di assorbimento di raggi infrarossi da parte dei diversi gas.

Sul quadro di controllo della sala di manovra italiana sono in continuità segnalati e registrati i valori rilevati dai quattro appa-

nale addetto deve quindi provvedere immediatamente ad incrementare la ventilazione o limitare il traffico mediante i semafori.

Nelle stesse posizioni degli analizzatori del CO viene misurato il grado di opacità dell'atmosfera in galleria, mediante apparecchi disposti lateralmente a 3,50 mt. di altezza, in numero di 8 per tutta la galleria; convenzionalmente misurano la variazione di un segnale luminoso su di una fotocellula, essendo il segnale di intensità variabile con il grado di assorbimento dell'aria, attraversata per una lunghezza di 30 mt.

Analogamente a quanto esposto per la misura del CO, i valori rilevati dagli opacimetri sono segnalati e registrati nelle sale di manovra collo stesso criterio di

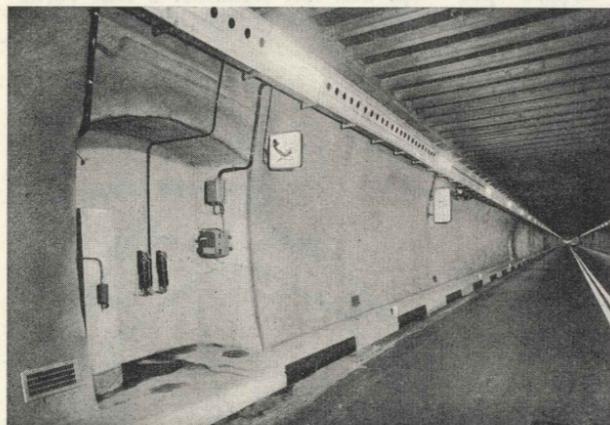


Fig. 7

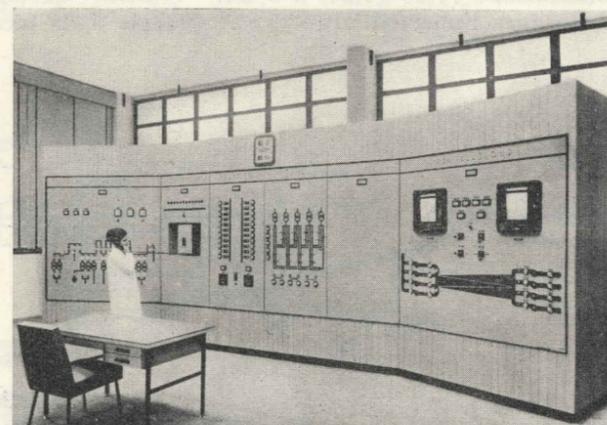


Fig. 8

allarme con la indicazione della posizione dell'apparecchio da cui giunge la chiamata: l'ubicazione di tali posti telefonici è indicata con insegne luminose riproducenti il cartello prescritto dal codice stradale.

Le sale di manovra ai due imbocchi e tutte le cabine elettriche della galleria sono connesse tra di loro mediante una rete telefonica « di servizio » con apparecchi selettivi, destinata al personale d'esercizio.

Gli uffici di Dogana e Polizia italiani e svizzeri sono in comu-

recchi installati nel tronco italiano e da quello successivo, già nel tronco svizzero.

Analogo criterio di sovrapposizione è adottato per la segnalazione sul quadro di controllo svizzero, che riceve pertanto le misure anche dell'ultimo analizzatore del tronco italiano.

Non appena uno di tali apparecchi di misura del CO rileva una concentrazione di ossido di carbonio superiore al 0,2 per mille, si ha una segnalazione luminosa ed acustica di allarme nella sala di manovra; il perso-

sovrapposizione; una segnalazione di allarme avverte il personale dell'eventuale superamento dei valori limiti ammessi.

Il progressivo inserimento dei ventilatori necessario in relazione al grado di inquinamento od offuscamento dell'aria in galleria, può avvenire, oltretutto manualmente, anche automaticamente su comando diretto degli apparecchi di rilevamento ogni qualvolta si raggiungono i limiti fissati come tollerabili e cioè 0,20 per mille per il CO ed una riduzione del 20 %

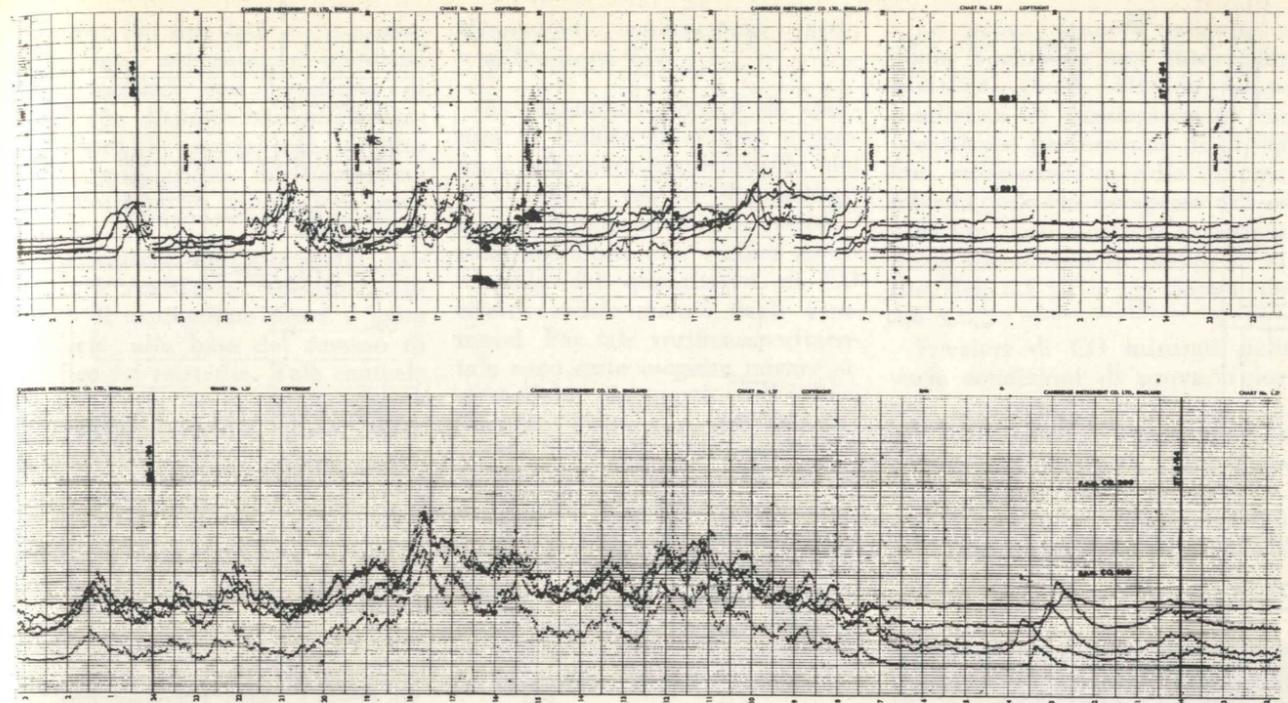


Fig. 9

per il fattore di trasmissione atmosferica.

I segnali delle apparecchiature per il rilevamento del CO e dell'opacità, previa amplificazione, vengono trasmessi a segnalatori elettronici (ubicati nei quadri di controllo), che esplorano ciclicamente, in un periodo di 30 secondi, i valori ricevuti dai diversi analizzatori ed opacimetri, tracciando per punti i relativi diagrammi (fig. 9).

Lo schema distributivo delle varie apparecchiature di misura, segnalamento ed allarme (fig. 10), permette di tenere sotto permanente controllo tutta la galleria; nelle sale di manovra, poste ai due imbocchi, è installato un quadro generale cui pervengono le varie misurazioni e segnalazioni e sul quale si effettua il comando di tutti gli impianti (figura 8).

Criteri adottati per il dimensionamento dell'impianto di ventilazione.

In sede di progetto esecutivo iniziale (elaborato nel 1957), si erano assunti a base del calcolo

di proporzionamento dell'impianto di ventilazione i seguenti dati, adottando un sistema di ventilazione di tipo trasversale:

— emissione di CO per automezzo (valore medio ponderale valutato teoricamente): 120 cmc/ml ad una velocità di 45 km/h in marcia ridotta; 85 cmc/ml in presa diretta a 60 km/h.

— concentrazione massima di CO ammessa in condizioni di traffico normale: 0,25 per mille.

— transito massimo orario consentito: rispettivamente di 250 automezzi complessivamente nei due sensi per una emissione di CO = 120 cmc/ml (con V = 45 km/h) e di 360 automezzi per una emissione di CO = 85 cmc/ml (con V = 60 km/h).

Ne derivava la necessità di introdurre ed estrarre 200 mc al secondo di aria per tutta la galleria e quindi 100 mc al secondo per i 2900 ml del tronco italiano.

Con tali criteri di dimensionamento dell'impianto di ventilazione, tollerando una concentrazione di CO del 0,4 per mille, in analoghe ipotesi e condizioni, era prevista la possibilità di ammet-

tere eccezionalmente un transito di circa 580 automezzi/ora.

Successivamente, in fase esecutiva, si ritenne opportuno ridurre al valore di 0,2 per mille la massima concentrazione di CO tollerata, portando a 300 mc/sec. il volume di aria introdotto ed estratto in tutta la galleria (di cui 150 per il tronco italiano), con la conseguente possibilità di consentire il transito nei due sensi rispettivamente di:

— 300 automezzi/ora con CO = 120 cmc/ml (V = 45 km/h).

— 440 automezzi/ora con CO = 85 cmc/ml (V = 60 km/h).

Vennero pertanto installate nel tronco italiano due batterie di 4 elettroventilatori ciascuna di tipo centrifugo, con portata di 37,5 mc/sec per macchina e prevalenza = 125 mm.

La centrale di ventilazione, situata all'imbocco italiano, immette, prelevandoli dall'esterno, 150 mc/sec di aria sana in due canali a sezione variabile ricavati in calotta della galleria. La distribuzione dell'aria sana in galleria avviene per tutta la lunghezza mediante canalette di derivazione

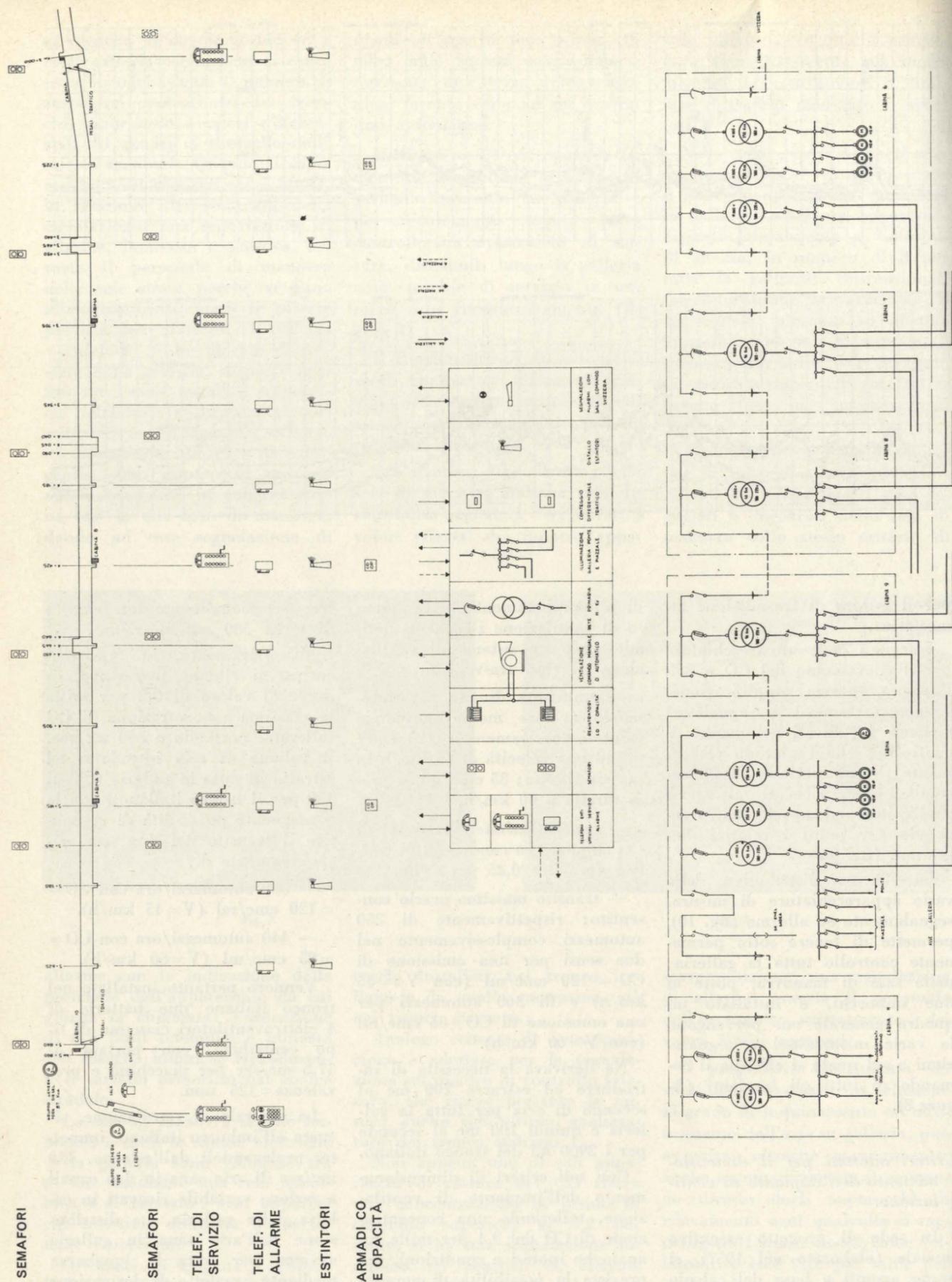


Fig. 10

disposte sui due lati, ad interasse di 6 mt., annegate nei piedritti e terminanti con bocchette di mandata, disposte immediatamente sopra i marciapiedi, munite di doppia griglia di regolazione con funzione di riduttori di pressione.

La ripresa dell'aria della galleria è realizzata con una centrale di aspirazione posta a metà galleria, alla base del camino di scarico ivi esistente. Tale centrale aspira l'aria da un canale ancora a sezione variabile, pure dispo-

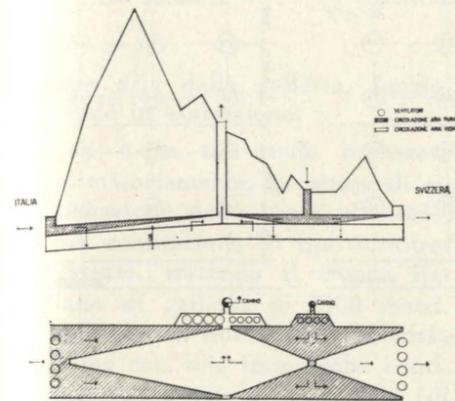


Fig. 11

sto in calotta, che riprende l'aria viziata dalla galleria mediante bocchette regolabili, aperte ogni 6 metri nel solaio delimitante inferiormente i canali di ventilazione.

Un diverso schema è stato adottato per il tronco svizzero data la possibilità di realizzare un secondo camino attraverso al quale si immette dall'esterno aria sana, distribuita e ripresa in galleria con modalità analoghe a quelle adottate e descritte per il tronco italiano.

L'espulsione all'esterno dell'aria viziata si realizza per il 50 % dal camino centrale e per il rimanente 50 % nelle adiacenze dell'imbocco nord.

L'impianto di ventilazione per l'intera galleria risulta schematicamente rappresentato dal grafico della fig. 11, mentre la fig. 12 riporta il coronamento terminale del camino di scarico realizzato a metà della galleria.

Misurazioni sperimentali dello sviluppo di CO.

Avvicinandosi l'epoca di apertura al traffico si ritenne opportuno effettuare un controllo dei dati assunti per il dimensionamento dell'impianto di ventilazione mediante una verifica sperimentale dei quantitativi di CO effettivamente emessi dagli automezzi. Per tale verifica sperimentale sono state eseguite misure sistematiche da parte dell'Ufficio Tecnico Vetture e dal Dipartimento Esperienze Autoveicoli della Soc. Fiat, dei volumi di gas di scarico e relative concentrazioni in CO, di un'autovettura Fiat di cilindrata 1500 cmc (mod. 116), ammettendo che la stessa rappresentasse con sufficiente approssimazione la media delle cilindrate percorrenti la galleria (1).

(1) Dall'esame delle statistiche dei transiti, suddivisi per categorie tariffarie, rilevate nel 1963 sull'autostrada Ceva-Savona risulta (anche con riferimento alle statistiche degli anni precedenti):

1) il traffico dei motocicli è pari al 3 % con incidenza che tende a diminuire rispetto agli anni precedenti;

2) il traffico pesante (autocarri ed autotreni) rappresenta circa il 10 % del traffico totale. È vero che un motore diesel ha una produzione di CO inferiori a quella della più piccola autovettura ma d'altra parte i gas di scarico dei diesel contengono notevoli quantità di CO₂ e di anidride solforosa, sviluppando fumi soprattutto a quota elevata; si conviene perciò di equiparare gli autocarri, per quanto concerne le esigenze di ventilazione, alle autovetture di cilindrata superiore ai 1500 cmc;

3) le autovetture nei rilievi sopraccitati sono raggruppate, secondo i cavalli fiscali italiani, in tre categorie: fino a 10 Cv - da 10 a 15 Cv - oltre 15 Cv. Di queste le prime due hanno tendenza a diminuire percentualmente a favore della terza.

In base ai rilievi esaminati e dalle suddette considerazioni, in sede di verifica dell'impianto di ventilazione del traforo del Gran S. Bernardo, si è ritenuto di poter suddividere il parco automezzi che interessa la galleria in tre gruppi con le seguenti incidenze:

- fino a 800 cmc di cilindrata 33 %
- da 800 a 1500 cmc 34 %
- oltre 1500 cmc e automezzi pesanti 33 %

A base del calcolo dell'impianto di ventilazione si sarebbe potuto perciò considerare come media una autovettura

Le prove vennero eseguite a quota Torino su una autovettura Fiat-1500 (mod. 116) in buone condizioni di funzionamento con precedente percorrenza di 25.000 km, realizzando in cella dinamometrica velocità comprese fra 10 e 80 km/h ed i carichi corrispondenti alla marcia in piano, in salita del 2,5 % e in discesa del 2,5 %.

I valori di CO misurati nelle varie condizioni di prova, riportati graficamente nella fig. 13, pur con notevoli dispersioni, si presentano compresi tra l'asse delle ascisse ed una curva da considerarsi quale diagramma delle emissioni massime effettive alle varie velocità.

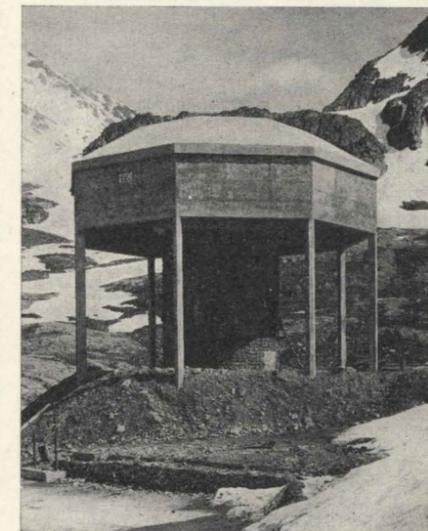


Fig. 12

Dallo stesso diagramma in particolare si rileva che le emissioni massime di CO alle velocità di 40-50-60 km/h risultano di 47-36-28 cmc/ml rispettivamente, pari a 31,4-30-28 litri/minuto primo (2).

di cilindrata 1100÷1200 cmc; per tenere conto della tendenza all'aumento delle cilindrate si è assunta in effetti quale vettura campione il modello FIAT tipo 116 di cilindrata effettiva 1481 cmc.

(2) Nel rapporto « Documentation et études » del « Comité Tunnels Routiers » presentato al XII Congresso Mondiale della Strada (Roma maggio 1964) si propone l'adozione di una emissione di CO, per V=55 km/h, di 30 litri/minuto primo per trafori in piano ad una altitudine di 170 mt. s.l.m.

Verifica del progetto dell'impianto di ventilazione.

Sulla scorta dei suddetti dati sperimentali di emissione del CO, venne rielaborato il calcolo di verifica dell'impianto di ventilazione, già realizzato secondo dati e criteri usati in progetto. Dato che il traffico del traforo del Gran S. Bernardo si sviluppa tra le quote 1875-1924-1915, ai valori massimi di produzione di CO, ricavati sperimentalmente a quota Torino, venne applicata una maggiorazione del 90%. Si considerò una velocità media di percorrenza del traforo di 50 km/h⁽³⁾.

VALORI DI CO EMESSI DA UN' AUTO 1900 FIAT
MISURATI A QUOTA 300 S.L.M.

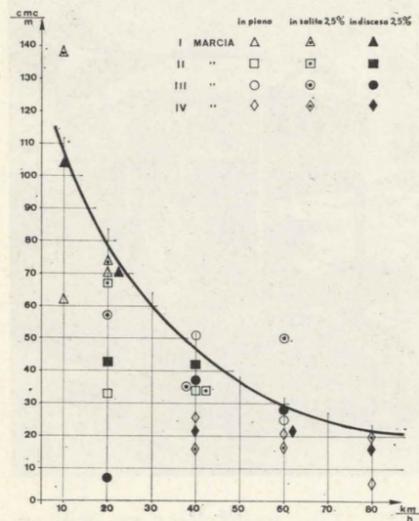


Fig. 13

Di conseguenza con l'immissione ed estrazione, per il tronco italiano di 2900 mt., di 150 mc/sec. d'aria e la condizione di non superare una concentrazione in CO del 0,2 per mille, ne è deri-

⁽³⁾ Tale maggiorazione del 90% per effetto di quota risponde alle raccomandazioni del già citato Rapporto del « Comité Tunnels Routiers », maggio 1964.

Si rileva tuttavia la mancanza di una conferma sperimentale di tale coefficiente di maggiorazione e pertanto sono state previste e sono attualmente in corso di esecuzione indagini e misure ad alta quota, analoghe a quelle effettuate a Torino e riportate nella fig. 13.

vata la possibilità di consentire una circolazione oraria di n. 550 automezzi.

Si è ritenuto opportuno considerare inoltre l'eventualità, di carattere del tutto eccezionale e teorico, della presenza su entram-

zione, nell'imminenza della data fissata per la apertura al traffico, si sono constatate deficienze nella tenuta delle pareti divisorie dei canali di ventilazione, tali da modificare il funzionamento dell'impianto previsto in progetto (cfr.

ILLUMINAMENTO (LUX) A 30cm. SUL PIANO STRADALE

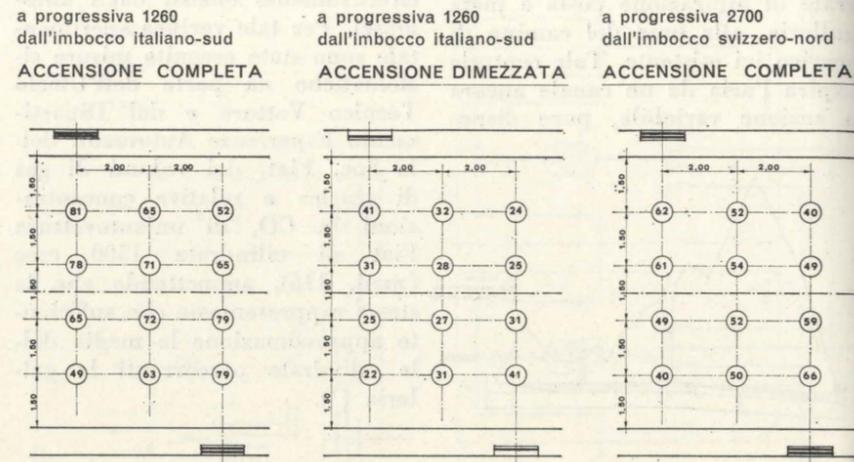


Fig. 14

be le corsie di colonne d'auto ferme con motore acceso. In proposito dagli stessi uffici tecnici della Fiat vennero eseguite determinazioni del CO emesso dalla autovettura già usata per le precedenti prove nelle condizioni di auto ferme con motore funzionante al minimo, sia a quota Torino che a quota 1300 s. l. m. (colle del Lys). Non sono state riscontrate differenze apprezzabili di emissione del CO in dipendenza della quota, variando la emissione stessa a secondo della regolazione del carburante da 2 a 5 litri/minuto primo.

Assumendo il valore massimo di 5 l/min e con automezzi incolonnati in continuità sulle due corsie ad intervallo di 10 mt., funzionando la ventilazione a pieno regime, si arriverebbe a realizzare una concentrazione del 0,3 per mille in ossido di carbonio.

Modifica di funzionamento della ventilazione.

Giunti alla fase di collaudo dell'impianto e di regolazione delle bocchette di mandata ed aspira-

zione (fig. 11 già citata); le deficienze di tenuta determinano passaggi diretti di aria tra i canali di mandata e di aspirazione escludendo parzialmente dal circuito il vano viabile dove si verifica la produzione di CO.

Nella impossibilità materiale, per ragioni di tempo, di provvedere ai lavori necessari a garantire la perfetta tenuta di tali pareti divisorie, si è fatto ricorso ad una provvisoria modifica dello schema di funzionamento dell'impianto di ventilazione, realizzando un setto trasversale dei 3 canali alla progressiva 1900.

I tre canali di ventilazione vengono in tal modo utilizzati per la mandata di aria sana nei primi 1900 metri di galleria, ed analogamente soltanto per l'aspirazione nella tratta residua. Pertanto nei primi 1900 metri tutte le bocchette, sia quelle a parete destinate all'immissione che quelle a soffitto per la ripresa, immettono in galleria aria sana; per contro nella seconda tratta le analoghe bocchette provvedono a ripren-

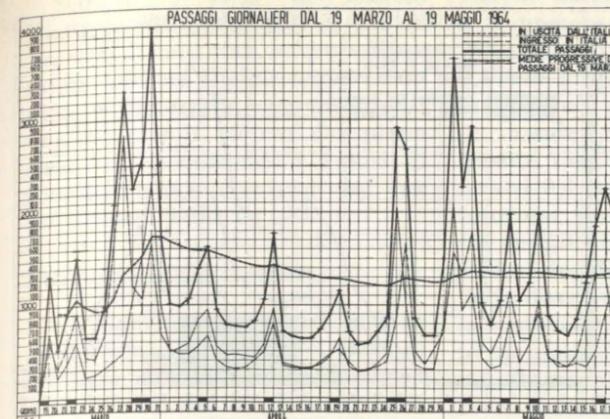


Fig. 15

dere aria dalla galleria, funzionando in aspirazione.

Si è in tal modo realizzata provvisoriamente, in attesa di sistemazione delle pareti divisorie, una ventilazione di tipo semitrasversale, restando il tronco italiano di galleria di 2900 metri, suddiviso in due tratte, di cui la prima con sola immissione continua d'aria sana e la seconda (di 960 metri) con sola estrazione continua di aria viziata.

Analoghe deficienze di tenuta delle pareti divisorie si sono verificate nel tronco svizzero, sia pure con minori conseguenze e varianti di funzionamento rispetto allo schema iniziale realizzato, causa la minore lunghezza dei canali per la presenza del camino di immissione intermedio (cfr. fig. 11), che rende necessaria una minore portata e prevalenza. Ne consegue che le deficienze di tenuta riscontrate nelle pareti verticali nel tronco svizzero alterano in minore misura le condizioni di funzionamento dell'impianto, per cui è stato possibile mantenere lo schema di ventilazione trasversale previsto, anche se con ridotta efficienza.

Prove di circolazione e relative misure.

Precedentemente all'apertura al traffico della galleria, sotto il controllo della Commissione Interna-

zionale di Sorveglianza, prevista dalla Convenzione Italo-Svizzera, sono state effettuate prove di circolazione intese a verificare il funzionamento delle varie apparecchiature di segnalazione e misura e l'efficienza dell'impianto di ventilazione nello schema provvisoriamente modificato.

Per tali prove sono state in pratica realizzate le più gravose condizioni di traffico che si sarebbero in seguito potute verificare o comunque tollerare in fase di esercizio, provvedendosi a far circolare in galleria un numero di automezzi (autovetture 87,5% - mezzi pesanti 12,5%) corrispondenti o superiori alla massima portata oraria tollerabile previamente calcolata di 550 automezzi/ora, pari a 32 automezzi alla velocità di 50 km/h presenti nel tronco italiano ed analogamente nel tronco svizzero.

Durante le stesse prove di circolazione sono state eseguite misure di controllo delle concentrazioni di CO e dell'opacità, oltrechè rilievi fotometrici per la verifica del grado e distribuzione dell'illuminazione da parte di laboratori ufficiali⁽⁴⁾.

⁽⁴⁾ Istituto di Chimica Generale ed Applicata del Politecnico di Torino (Direttore Prof. V. Cirilli); per le misure del CO.

Istituto Nazionale Elettrotecnico « Galileo Ferraris » di Torino, Rep. Fotometria (Direttore Prof. R. Deaglio); per le misure di opacità e illuminamento.

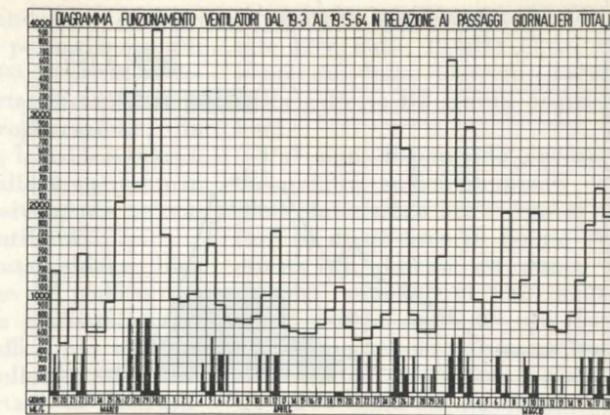


Fig. 16

Le conclusioni a cui sono giunti gli sperimentatori ufficiali nella determinazione del tenore in ossido di carbonio, provano che l'impianto di ventilazione nella versione provvisoriamente adottata è in grado di mantenere un tasso di inquinamento dell'ambiente galleria inferiore alla concentrazione massima prefissata del 0,2 per mille, non solo nelle condizioni di pieno regime di circolazione ma anche per intensità di traffico superiori.

Dal certificato di prova emesso dall'Istituto di Chimica Generale ed Applicata (n. 4210-D del 2-4-64) si rileva quanto segue. Un primo gruppo di prove è stato eseguito allo scopo di controllare di curve di taratura dei dosatori automatici di CO, compreso la relativa trasmissione dei dati alla cabina di comando ed il funzionamento dei segnali di allarme. Gli scarti tra i valori forniti dagli analizzatori e quelli delle analisi chimiche⁽⁵⁾ sono risultati inferiori al 10 (dieci) %.

Una prova di circolazione eseguita su tutta la galleria con un traffico uniforme di 500 macchine/ora per oltre due ore, essendo

⁽⁵⁾ Il metodo utilizzato per le determinazioni di CO consisteva nella ossidazione dell'ossido di carbonio ad anidride carbonica a mezzo di anidride iodica. L'anidride carbonica veniva assorbita con una soluzione di acqua di barite di titolo noto.

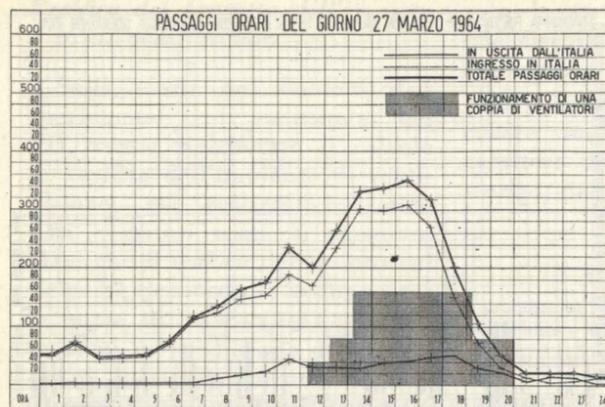


Fig. 17

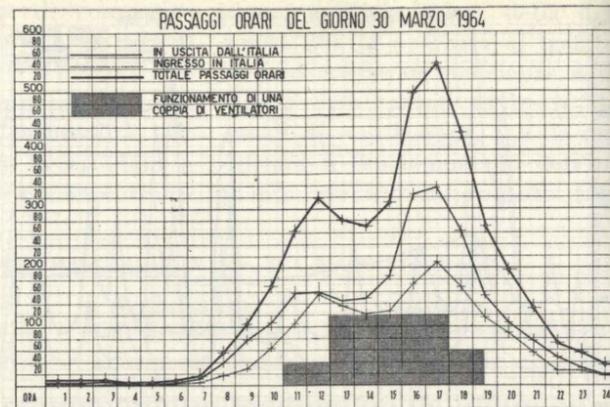


Fig. 18

in funzione la ventilazione forzata ha fornito i seguenti risultati:

vamente le quattro coppie di ventilatori del tronco italiano. Si

Analizzatori di CO n°	CO in p. p. m. indicati dagli analizzatori	CO in p. p. m. determinati per via analitica
tronco svizzero 1 (progr. 678)	180*	178
tronco svizzero 2 (progr. 1348)	70	78
tronco svizzero 3 (progr. 2041)	106	102
tronco svizzero 4 (progr. 2761)	100	98
tronco italiano 5 (progr. 3217)	120	110
tronco italiano 6 (progr. 3947)	110	112
tronco italiano 7 (progr. 4667)	62	68
tronco italiano 8 (progr. 5147)	60	63

Particolarmente significative sono state le prove di simulazione in condizioni eccezionali di emergenza, eseguite sia nel tronco italiano che nel tronco svizzero con le seguenti modalità:

1) nei pressi del segnalatore n. 6 (tronco italiano) sono state radunate 30 autovetture più quattro automezzi pesanti, mantenuti con motore acceso in folle ad elevato regime di giri, fino a raggiungere un tenore di ossido di carbonio largamente superiore al limite di sicurezza previsto e con impianto di ventilazione non funzionante. Raggiunto il quantitativo di 310 p. p. m. di CO si è provveduto ad inserire progressi-

(*) Il valore anomalo rilevato nei pressi dell'analizzatore n. 1 (tronco svizzero) è dovuto al fatto che gli automezzi potevano invertire la marcia con difficoltà nei pressi dell'analizzatore, risultando ivi un addensamento di traffico per la velocità ridotta.

è rilevato che, permanendo inalterata la causa di inquinamento sopra descritta, dopo circa 12 minuti primi il quantitativo di CO era ridotto a 200 p. p. m. e dopo 23 primi si avvicinava alle 100 p. p. m.

2) Nel tronco svizzero è stato realizzato un traffico pari a 720 automezzi/ora, fermando inoltre con motore acceso alcune autovetture nei pressi dell'analizzatore n. 4, con impianto di ventilazione non funzionante, fino al raggiungimento di 350 p. p. m. di CO. Messo in funzione l'impianto di ventilazione del tronco svizzero, il quantitativo di ossido di carbonio indicato dall'analizzatore n. 4 sempre mantenendo inalterate le condizioni di traffico, in 20 minuti primi si è stabilizzato sulle 150 p. p. m.

Il controllo del grado di opacità è stato eseguito dall'Istituto Elettrotecnico Nazionale « Galileo

Ferraris » mediante rilievi del fattore di trasmissione atmosferica su una base di 30 m., nelle condizioni di traffico realizzate per la determinazione dell'ossido di carbonio, riscontrando:

— In condizioni normali di traffico pari a 500 automezzi/ora e dopo un'ora di passaggi, con ventilazione funzionante, alle progressive 1260-2180-2640 a partire dall'imbocco sud, il fattore di trasmissione atmosferica presentava riduzioni variabili dall'8 al 18 %.

— In condizioni di eccezionale emergenza, addensando 30 automezzi fermi nei pressi dell'analizzatore n. 6 (tronco italiano) con motore acceso ad elevato regime di giri, non funzionando l'impianto di ventilazione, la riduzione del fattore di trasmissione è risultata del 28 %.

— Analogamente, in condizioni di traffico eccezionale pari a 720 automezzi/ora, nel tronco svizzero, non funzionando la ventilazione, il predetto fattore si è ridotto progressivamente raggiungendo dopo un'ora di circolazione il valore del 68 % (riduzione 32 %).

La riduzione massima consentita dalla concessione di esercizio è del 20 %, valore pertanto non raggiunto in condizioni di traffico normale con ventilazione funzionante.

Tali determinazioni sono servite per la taratura degli opacimetri e dei relativi apparecchi di registrazione e dispositivi di allarme, che entrano in funzione quando si raggiunge la riduzione del 20 %.

Sempre a cura dell'Istituto Elettrotecnico Nazionale « Galileo Ferraris » sono stati eseguiti rilievi fotometrici ad illuminazione completa e dimezzata, con misure ad una altezza di 30 cm dal piano stradale, riscontrando i valori di illuminamento riportati in lux sul grafico della fig. 14.

Rilevamento del traffico.

L'andamento della circolazione in galleria del 19 marzo, data di apertura al traffico, al 19 maggio 1964, risulta dal diagramma della fig. 15, in cui sono indicati i passaggi giornalieri separatamente per l'uscita e l'entrata in Italia, rilevati agli sbocchi sud e nord, ed il totale dei passaggi stessi, nonché le medie progressive calcolate a partire dal 19 marzo.

Le punte giornaliere di traffico si sono presentate ovviamente nei giorni festivi, raggiungendo un massimo di 3980 passaggi il 30 marzo 1964.

Nella fig. 16, che riporta ancora il diagramma dei passaggi giornalieri nel periodo considerato, sono indicati i periodi in cui è stato necessario far funzionare parzialmente o totalmente l'impianto di ventilazione; in effetti su 1488 ore di transito l'impianto stesso ha funzionato per 232 ore, con

- 1 coppia di ventilatori per ore 92
- 2 coppie di ventilatori per ore 88
- 3 coppie di ventilatori per ore 35
- 4 coppie di ventilatori per ore 17

Nei rimanenti periodi la venti-

lazione naturale è stata sufficiente a mantenere il tenore in CO inferiore non al 0,2 per mille ma al 0,1 per mille (100 p. p. m.), come si può accertare esaminando le bande di registrazione, in quanto raggiunta la concentrazione del 0,1 per mille si mettono in funzione progressivamente le varie coppie di ventilatori.

Per fornire una chiara idea della distribuzione del traffico nelle varie ore della giornata, e per le giornate di traffico più intenso, nei diagrammi delle fig. 17-18-19-20 è stata riportata la distribuzione oraria dei transiti in entrata, in uscita e totali relativi ai giorni 27/3 - 30/3 - 25/4 - 1/5 ponendo in evidenza, sugli stessi diagrammi, le ore di funzionamento delle varie coppie di ventilatori sul tronco italiano.

È da notare che i suddetti valori orari di transito riportati nei diagrammi delle fig. 17-18-19-20 sono stati rilevati dalle matrici dei biglietti di passaggio, sulle quali è segnata l'ora di emissione, e rispondono effettivamente alla distribuzione del traffico in galleria in quanto le biglietterie da ambo le parti sono situate nella immediata adiacenza dell'imbocco, anteriormente ai controlli di frontiera, per cui la distribuzione dei biglietti è regolata dal ritmo di svolgimento delle pratiche di dogana e polizia.

La portata oraria massima, per la quale è proporzionato l'impianto di ventilazione, si è verificata senza inconvenienti per qualche ora nelle giornate del 30/3 e dell'1/5, senza che sia stato necessario inserire totalmente i ventilatori.

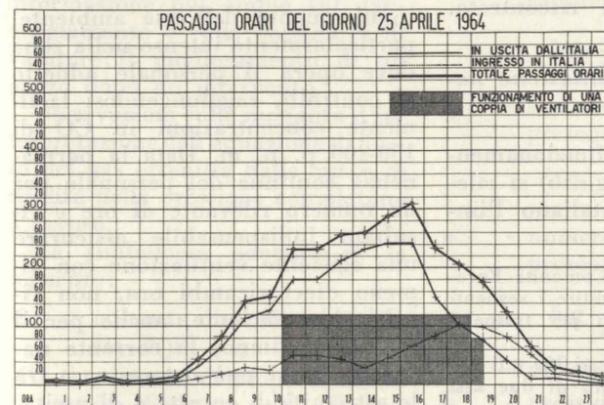


Fig. 19

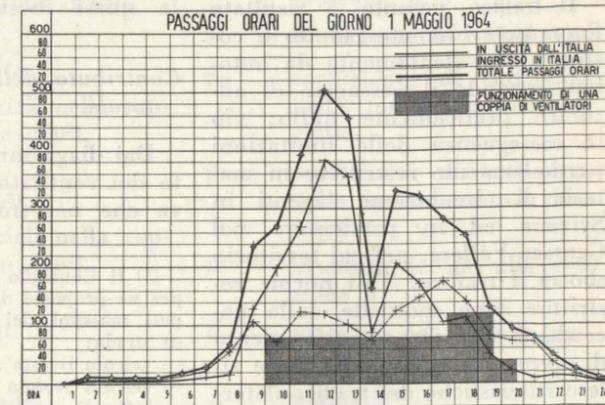


Fig. 20

Le punte orarie massime si presentano mediamente dalle 11 alle 12 e dalle 15 alle 17 in conseguenza della discreta distanza della galleria da grandi centri urbani.

Pur non disponendo ancora di un quadro sufficientemente completo del traffico attraverso al traforo su di un arco di tempo della durata di almeno un anno, già dai dati reperiti, si può dedurre che il traffico della 30ª ora risulta notevolmente elevato in rapporto alla media giornaliera, pari ad un terzo della media stessa, contro 1/6 generalmente riscontrato su strade a traffico normale. Tale elevato valore della « portata di punta normale » è da ritenersi dovuto all'effetto di regolazione determinato, non da limitazioni imposte dalla ventilazione, ma dal filtro creato dai controlli di frontiera.

Agli effetti della riscossione dei pedaggi sono state considerate nove categorie di automezzi, di cui la prima comprende i motocicli, le quattro successive le autovetture distinte per cilindrata (fino a 1000 - da 1000 a 1700 - da 1700 a 2400 - oltre 2400 cmc), mentre le quattro rimanenti sono riservate al traffico pesante (autobus ed autocarri con o senza rimorchio).

La rilevazione dei passaggi per le varie categorie di autovetture (eseguita con continuità ed in forma completa in quanto risultante dalle matrici dei biglietti emessi) per il periodo 19/3 - 19/5 è riportata nel diagramma della fig. 21. Dallo stesso diagramma risulta evidente la preminenza assoluta di autovetture

appartenenti alla terza categoria (54,7 %) cioè con cilindrata compresa tra 1000 e 1700 cmc. Tale rilievo conferma la rispondenza alla situazione effettiva della scelta fatta a suo tempo in sede di determinazione sperimentale del CO, adottando come automezzo campione una vettura di 1500 cmc.

La ripartizione dei passaggi to-

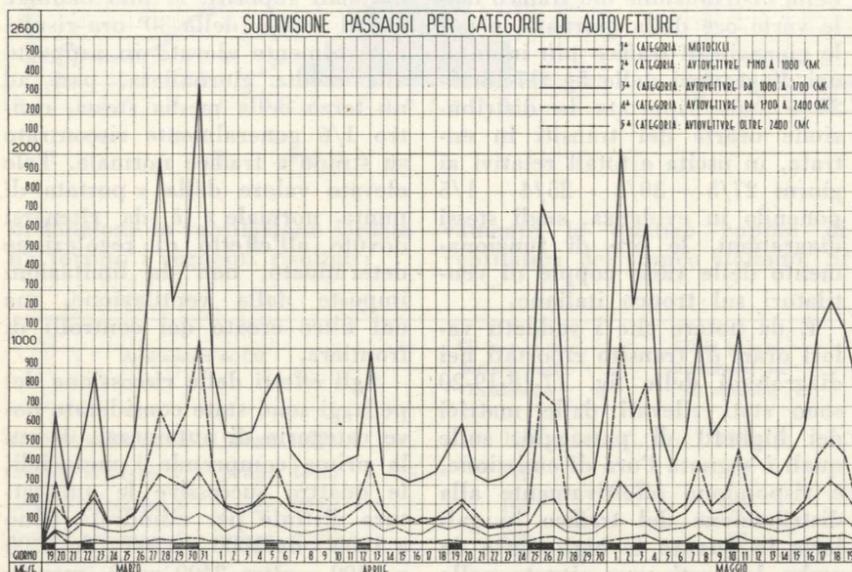


Fig. 21

tali tra le varie categorie considerate è risultata la seguente:

- motocicli 0,95 %
- autovetture fino a 1000 cmc 22,30 %
- autovetture da 1000 a 1700 cmc 54,7 %
- autovetture da 1700 a 2400 cmc 13,10 %
- autovetture oltre 2400 cmc 6,45 %
- automezzi pesanti (autobus ed autocarri) 2,50 %

Il traffico pesante è risultato finora notevolmente ridotto e costituito prevalentemente da autobus, restando il passaggio di autocarri praticamente nullo; ciò in conseguenza delle limitazioni particolarmente restrittive in materia di circolazione vigenti in Svizzera ed in particolare nel Cantone Vallese, nel cui territorio sbocca il traforo. Tali norme restrittive sono motivate dalla necessità di rinforzo con rifacimento di opere stradali per adeguarle alle caratteristiche del traffico determinato dalla nuova via di comunicazione internazionale.

Allo stato attuale, nel Cantone Vallese, i veicoli non devono superare complessivamente i seguenti pesi lordi:

- autocarri 130 q.li
- autocarri con rimorchio a 1 asse 180 q.li
- autocarri con rimorchio a 2 assi 200 q.li

Le norme vigenti nella maggior parte dei paesi europei e quelle

recentemente proposte dal Consiglio della Comunità Economica Europea (6) consentono invece il transito di automezzi con portata utile pressochè doppia di quella realizzabile osservando le norme cantonali.

È ovvio che la conseguente necessità di limitazioni o rotture di carico rende nell'attuale situazione antieconomico il passaggio di veicoli pesanti nel traforo del Gran S. Bernardo e ne spiega la quasi inesistenza riscontrata.

Contributo della ventilazione naturale.

Dai diagrammi di funzionamento dei ventilatori (fig. 16) si rileva che nel tronco italiano l'im-

(6) Il Consiglio della Comunità Europea ha proposto di consentire i seguenti pesi massimi dei veicoli per trasporti su strada:

- veicolo isolato a due assi 190 q.li
- veicolo isolato con più di due assi 160 q.li
- veicolo articolato 300 q.li
- autotreni 380 q.li.

pianto di ventilazione ha funzionato mediamente con due coppie di ventilatori per un totale di 232 ore su 1488, pari al 15,6 %. Per il rimanente tempo la ventilazione naturale è risultata sufficiente a mantenere una concentrazione di CO inferiore al 0,1 per mille ed una trasmissione atmosferica superiore al 90 %. Nel tronco italiano tale ventilazione naturale determina una corrente (con velocità misurate nel vano viabile di 2 ÷ 3 m/sec.) dall'imbocco sud al camino centrale, funzionando in aspirazione le bocchette a soffitto dalla progressiva 1900 alla base del camino, in cui si stabilisce un movimento d'aria verso l'alto per tiraggio naturale.

Mentre nel tronco italiano il funzionamento della ventilazione naturale risulta chiaramente definito nel senso suddetto, nel tronco svizzero il regime di corrente naturale si presenta variabile e meno efficacemente contribuisce al risanamento d'aria in galleria.

Tale differenza di comportamento è da attribuirsi all'ubicazione fabbricato servizi, immediatamente a contatto con l'imbocco nord, ed all'esistenza del secondo camino; in effetti i ventilatori del tronco svizzero sono stati finora mantenuti in funzione per un numero maggiore di ore rispetto al tronco italiano.

Una particolare necessità di ventilazione artificiale si presenta per i piazzali dove si svolgono i controlli di frontiera che, date le condizioni climatiche delle località ai due imbocchi, hanno dovuto essere coperti e chiusi lateralmente. Il notevole numero di automezzi in breve sosta con motore acceso provoca un sensibile inquinamento dell'aria ambiente, particolarmente intenso nella zona dove opera il personale addetto ai controlli, raggiungendosi facilmente concentrazioni in CO di 150-200 p. p. m. Data la permanenza continua del personale per un numero rilevante di ore è risultato indispensabile assicurare una efficiente ventilazione con almeno dieci ricambi ora, non risultando sufficiente, anche per il piazzale italiano, la corrente naturale che si può determinare tra le estremità di entrata e di uscita.

Giorgio Dardanelli

Nuovi contributi all'interpretazione delle curve di risalita dei pozzi in un giacimento di gas a raggio infinito

T. VAN GOLDFRACHT, G. GORINI, G. PERROTTI esaminano i possibili miglioramenti per l'interpretazione delle curve di risalita ottenute alla chiusura dei pozzi nei campi di idrocarburi gassosi. L'analisi, fatta con riferimento ad un giacimento di estensione infinita, consente di addivenire ad una valutazione più accurata sia dei danneggiamenti subiti dai pozzi che degli interventi eseguiti per migliorarne le condizioni di flusso.

SCOPO DEL LAVORO

Nella coltivazione dei giacimenti di idrocarburi la curva di risalita di pressione dopo la chiusura di un pozzo in produzione ha particolare importanza per la valutazione sia delle caratteristiche del mezzo poroso (roccia di giacimento) e dei fluidi, sia dei parametri dinamici che caratterizzano le condizioni di flusso.

Nel presente lavoro la curva di risalita è stata esaminata soltanto per pozzi a gas — di maggior interesse per i campi italiani — con lo scopo di migliorare l'attuale interpretazione, che è particolarmente difficile per mezzi porosi di bassa permeabilità.

L'equazione di flusso è stata utilizzata nella forma più generale, cioè considerando sia il flusso turbolento che il danneggiamento attorno al pozzo.

È stata fatta l'analisi della curva di risalita dei pozzi di un giacimento di gas a raggio infinito. Sono state inoltre esaminate le cadute di pressione dovute al flusso lineare e non lineare per la formazione danneggiata e sviluppate le tecniche dell'interpretazione delle caratteristiche del flusso attraverso due o più curve di risalita.

Il contributo portato dalle nuove considerazioni fatte riguarda una informazione più ampia sul danneggiamento e sulle possibilità di valutare il miglioramento di un pozzo dopo un intervento.

Osservazioni sulle modalità d'interpretazione dell'equazione di flusso del gas ottenuta dalle curve di risalita della pressione completano il lavoro.

La simbologia adottata è la seguente:

- A - costante di proporzionalità fra $\Delta(p^2)$ e q
- A' - costante di proporzionalità fra $\Delta(p^2)$ e q - nella formazione senza danneggiamento
- p - pressione
- \bar{p} - pressione media
- p_d - pressione al raggio di danneggiamento

- A_s - costante di proporzionalità fra $\Delta(p^2)$ e q - dovuta al danneggiamento
- B - costante di proporzionalità fra $\Delta(p^2)$ e q^2
- B' - costante di proporzionalità fra $\Delta(p^2)$ e q^2 - nella formazione senza danneggiamento
- B_s - costante di proporzionalità fra $\Delta(p^2)$ e q^2 - dovuta al danneggiamento
- B_D - costante di proporzionalità fra $\Delta(p^2)$ e q^2 - nella zona danneggiata
- B_{ND} - costante di proporzionalità fra $\Delta(p^2)$ e q^2 - nella zona non danneggiata
- C - costante di proporzionalità fra $\Delta(p^2)$ e q
- $C.F.$ - fattore di completamento
- h - spessore della formazione
- K - permeabilità della formazione
- K_D - permeabilità del mezzo poroso danneggiato
- K_{ND} - permeabilità del mezzo poroso non danneggiato
- m - pendenza della retta nella rappresentazione $\Delta(p^2)$, $\ln \frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t}$
- m' - pendenza della retta nella rappresentazione $\Delta(p^2)$, $\log \frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t}$
- n - numero di cicli nella rappresentazione $\Delta(p^2)$, $\ln \frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t}$
- n' - numero di cicli nella rappresentazione $\Delta(p^2)$, $\log \frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t}$
- $p_{f, \Delta t}$ - pressione dopo la chiusura del pozzo
- $p_{f, \Delta t=0} = p_{f, t_0}$ - pressione al pozzo al momento della chiusura
- $\Delta(p^2)$ - caduta di pressione
- q - portata
- r - raggio
- r_o - raggio di separazione tra la zona danneggiata e quella non danneggiata
- r_w - raggio del pozzo
- S - fattore di skin
- S_a - fattore di skin apparente
- S_r - fattore di skin reale
- $S.E.$ - skin effect (effetto pellicolare)
- t - tempo
- t_o - tempo di erogazione prima della chiusura del pozzo
- Δt - tempo misurato dalla chiusura del pozzo
- T - temperatura assoluta
- T_o - temperatura assoluta nelle condizioni di superficie
- z - fattore di deviazione dalla legge di stato dei gas perfetti
- \bar{z} - fattore di deviazione dalla legge di stato dei gas alla pressione \bar{p} .
- β - coefficiente di turbolenza
- β_D - coefficiente di turbolenza nella formazione danneggiata
- β_{ND} - coefficiente di turbolenza nella formazione non danneggiata
- μ - viscosità del gas alla pressione p
- $\bar{\mu}$ - viscosità del gas alla pressione \bar{p}
- \emptyset - porosità
- ρ_o - densità del gas in condizioni standard

INDICI

- D - danneggiamento
- ND - non danneggiamento
- L - lineare (regolare)
- NL - non lineare (turbolento)
- a - apparente
- r - reale
- si - statica iniziale
- f - fondo
- d - drenaggio
- - media

INTRODUZIONE

Il flusso del gas può essere governato dall'equazione:

$$\nabla p^2 = \frac{\mu \bar{z}}{Kp} \frac{\partial p^2}{\partial t} = \frac{1}{a} \frac{\partial p^2}{\partial t} \quad (1)$$

in base all'assunzione che il prodotto $\mu \bar{z}$ non presenta variazioni importanti con la pressione di giacimento e che la pressione media volumetrica è approssimativamente uguale alla pressione statica p_{si} .

Le soluzioni ottenute per i liquidi comprimibili possono quindi essere utilizzate anche per il gas e di conseguenza la sorgente puntiforme soddisfa l'equazione (1).

La relazione più generale che lega la variazione della pressione al tempo, per una produzione di gas $q = \text{cost}$ è data dalla relazione seguente (rappresentata nella figura 1):

$$p_{si}^2 - p_f^2 = \frac{q \bar{\mu} \bar{z} T p_0}{2\pi T_0 Kh} \left[2S + \ln \frac{at}{r_w^2} + 0,80907 \right] + Bq^2 \quad (2)$$

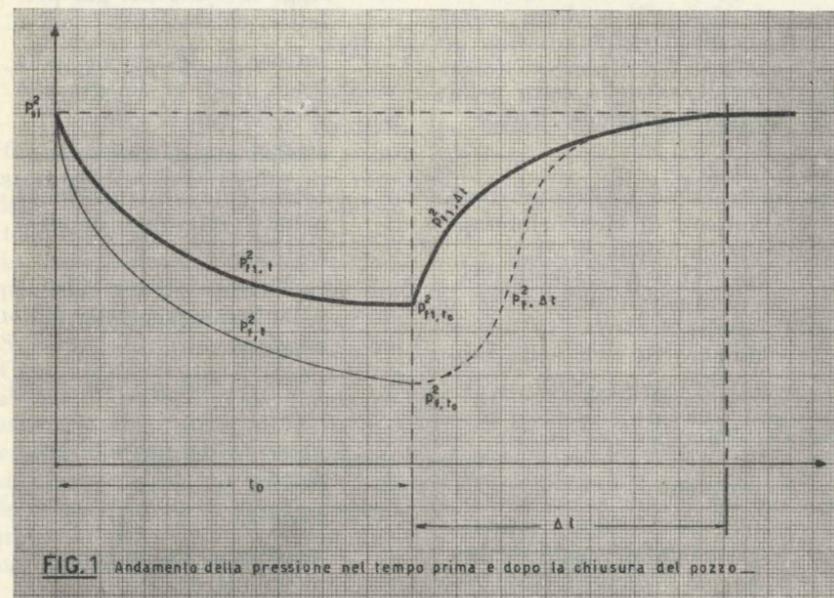


FIG. 1 Andamento della pressione nel tempo prima e dopo la chiusura del pozzo.

dove:

$$\frac{q \bar{\mu} \bar{z} T p_0}{2\pi T_0 Kh} = m \quad (3)$$

L'equazione (2) presenta una semplificazione non perfettamente corrispondente al fenomeno fisico del flusso. Infatti i termini $2mS$ e Bq^2 sono considerati indipendenti dal tempo; il che equivale ad ammettere che sia la perdita di carico lineare dovuta al danneggiamento ($2mS$) sia la perdita di carico (Bq^2) dovuta al fatto che il flusso non segue la legge di Darcy (nella formazione e nella zona danneggiata), sono concentrate al raggio del pozzo r_w [1,2,3]. Ciò si ripercuoterà sull'andamento della curva nei primi tempi dopo l'apertura ove il raggio di disturbo deve superare la zona danneggiata. Nei tempi successivi, dove si verifica in pratica la validità della formula (2), l'assunzione fatta può essere perfettamente accettata.

Se dopo un tempo t_0 il pozzo viene chiuso, la portata si annulla e dopo un tempo Δt dalla chiusura, applicando il principio della sovrapposizione degli effetti, la pressione nel pozzo può essere valutata dalla relazione:

$$p_{f,\Delta t}^2 = p_{si}^2 + m \ln \frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t} \quad (4)$$

che, espressa in logaritmi decimali, diventa:

$$p_{f,\Delta t}^2 = p_{si}^2 + m' \log \frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t} \quad (5)$$

ove

$$m' = \frac{2,3}{2\pi} \frac{q \bar{\mu} \bar{z} T p_0}{T_0 Kh} \quad (3')$$

Se il tempo dalla chiusura è $\Delta t \ll t_0$, la pressione al pozzo $p_{f,\Delta t}$ può essere espressa, con riferimento alla pressione al momento della chiusura p_{f,t_0} nella forma seguente:

$$p_{f,\Delta t}^2 = p_{f,t_0}^2 + m' \left[\log \Delta t + \log \frac{a}{r_w^2} + 0,352 + 0,859 S \right] + Bq^2 \quad (6)$$

Considerando come variabile soltanto il tempo Δt e considerando gli altri termini concentrati nei primi tempi dopo la chiusura del pozzo, risulta una variazione lineare fra la pressione quadratica $p_{f,\Delta t}^2$ ed il logaritmo del tempo, $\log \Delta t$:

$$p_{f,\Delta t}^2 = p_{f,t_0}^2 + m' \log \Delta t + \text{Cost} \quad (7)$$

Parte I - UTILIZZAZIONE ED INTERPRETAZIONE DELLA CURVA DI RISALITA

1. Rappresentazione della curva di risalita.

Durante la chiusura del pozzo si registrano le pressioni ed i tempi, che sono legati fra di loro con le relazioni (4) e (7). Il diagramma dell'equazione (5) è rappresentato in fig. 2 e quello dell'equazione (7) in fig. 3; in essi si trovano in ordinata le pressioni quadratiche ed in ascissa i tempi, in scala logaritmica.

Il diagramma $p_{f,\Delta t}^2, \log \frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t}$ (fig. 2) rappresenta i punti reali di una risalita. In genere, quando Δt è abbastanza grande e tale che i punti di pressione non sono più influenzati dal fenomeno di riempimento del pozzo e dalla zona danneggiata intorno al pozzo, i punti reali stanno su una retta formante l'angolo α' con l'asse delle ascisse, di pendenza quindi m' , misurata in $\frac{(\text{Kg/cm}^2)^2}{\text{ciclo}}$. Anche nel diagramma $p_{f,\Delta t}^2, \log \Delta t$ (fig. 3) i punti reali di una risalita dovrebbero stare analogamente su una retta di pendenza m' . Ciò si verifica quando Δt è abbastanza grande per superare le conseguenze dovute al riempimento del pozzo e al danneggiamento della forma-

zione ed abbastanza piccolo per essere trascurato rispetto a t_0 , ed essere valida quindi la equazione (7).

Il massimo valore di Δt utilizzabile per la rappresentazione lineare è $\Delta t = 0,1 t_0$. Per valori di $\Delta t > 0,1 t_0$ l'approssimazione sopradetta non è più accettabile e l'equazione (7) non rappresenta più il fenomeno fisico.

Nei riguardi della rappresentazione della curva di risalita merita osservare che:

— per essere più sicuri della retta di pendenza m' si devono rappresentare i risultati sui due diagrammi come in fig. 2 e 3;

— i risultati delle diverse risalite possono essere paragonabili se sono rappresentati come in fig. 3, perchè questa rappresentazione è indipendente dal tempo di erogazione t_0 .

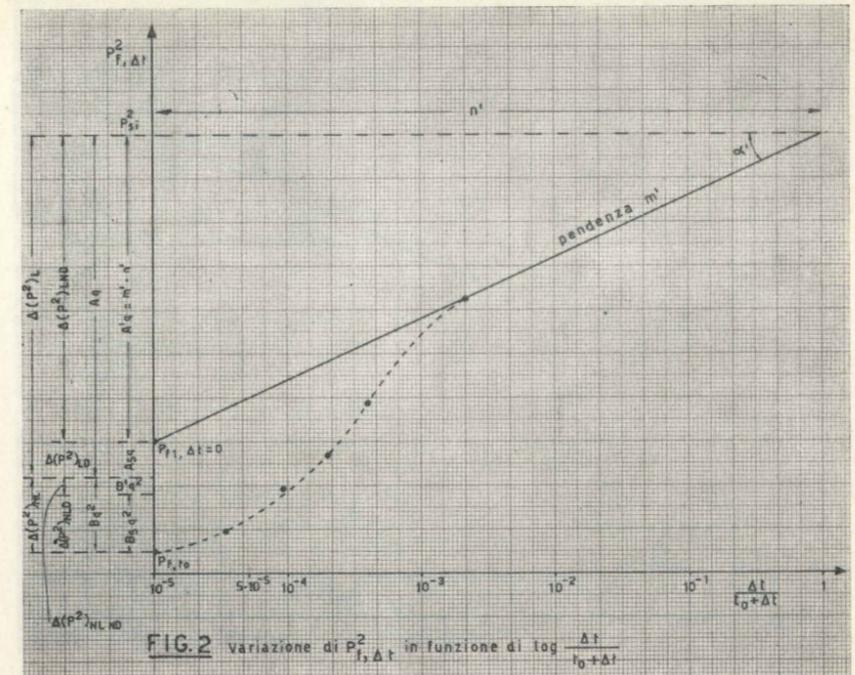


FIG. 2 variazione di $p_{f,\Delta t}^2$ in funzione di $\log \frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t}$

2. Determinazione dei parametri di base.

I parametri di base che caratterizzano il giacimento e che si possono ottenere da una curva di risalita sono:

2.1 - Pressione statica.

In base alla relazione (4) si vede che la pressione del pozzo arriva alla pressione statica quando il termine

$$m \ln \frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t} = 0$$

oppure quando

$$\frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t} = 1.$$

Nella rappresentazione di fig. 2 la pressione statica si può ottenere con l'estrapolazione della retta di pendenza m' , al valore di tempo

$$\frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t} = 1.$$

Un altro modo di determinare la pressione statica deriva dall'uguaglianza fra le pressioni differenziali

$$p_{si}^2 - p_f^2 = p_{f,\Delta t}^2 - p_{f,t_0}^2$$

dove il tempo dopo la chiusura Δt , deve essere uguale al tempo di erogazione

$$\Delta t = t_0$$

Nella rappresentazione di fig. 3 basterà estrapolare la pressione fino al tempo $\Delta t = t_0$ per leggere in ordinata la pressione statica.

Utilizzando i due metodi per determinare la pressione statica si ha una maggiore certezza sui valori della pendenza e sul valore del t_0 utilizzato nei calcoli.

2.2 - Pendenza della retta.

La pendenza m' rappresenta sempre un valore importante; essa può essere rilevata solo se non si confondono i punti influenzati e non influenzati del danneggiamento e del riempimento del pozzo.

Analogamente, con i due diagrammi di fig. 2 e 3, il valore di m' ottenuto è più accurato e si ha la possibilità di paragonare le due pendenze.

L'utilizzazione della rappresentazione $p_{f,\Delta t}^2, \log \Delta t$ permette anche di paragonare diverse curve di risalita perchè la propagazione del disturbo è indipendente dalla portata e quindi ad ogni tempo Δt si registra la pressione dovuta alla stessa zona interessata al flusso.

2.3 - Capacità produttiva della formazione, Kh .

La capacità produttiva Kh della formazione potrà essere facilmente dedotta valutando la pendenza m' della retta costruita. La capacità produttiva Kh potrà infatti essere valutata con la:

$$Kh = 0,366 \frac{T}{T_0} p_0 \frac{\bar{\mu} \bar{z}}{m'} q \quad (8)$$

Il prodotto $\bar{\mu} \bar{z}$ nell'equazione (8) deve essere ricavato in funzione della pressione media \bar{p} che deve essere stimata fuori dalla zona di danneggiamento ed in corrispondenza della parte retta della curva di risalita. Siccome essa è molto vicina alla pressione statica, senza commettere un errore molto importante si potrà assumere \bar{p} corrispondente a p_{si} .

2.4 - Permeabilità della formazione.

La permeabilità della formazione si ottiene facilmente con il rapporto:

$$K = \frac{Kh}{h}$$

in cui lo spessore h viene considerato come pay-netto.

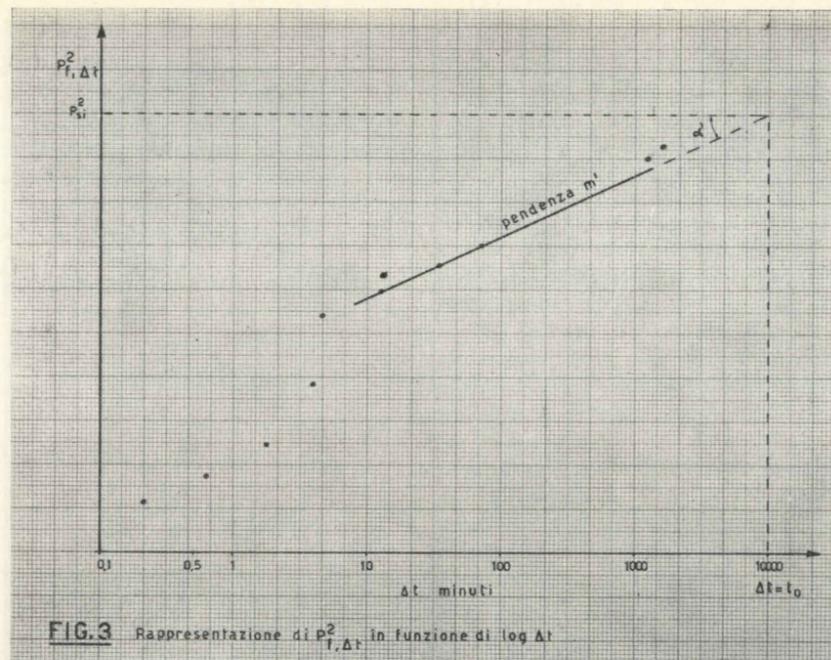
Un'attenzione particolare si deve dare al valore di h , perchè molte volte quando la formazione è separata da intercalazioni impermeabili, zone non aperte vengono considerate come produttive.

3 - Determinazione delle perdite di pressione.

Per produrre con una portata q si perde una energia totale di pressione (intesa come differenza quadratica di pressione) che può essere distinta in quattro parti:

1) Perdita di pressione per flusso lineare nella formazione senza danneggiamento:

$$\Delta(p^2)_{LND} = A'q \quad (9)$$



2) Perdita di pressione per flusso non lineare nella formazione senza danneggiamento:

$$\Delta(p^2)_{NLND} = B'q^2 \quad (9')$$

3) Perdita di pressione supplementare dovuta al danneggiamento per flusso lineare:

$$\Delta(p^2)_{LD} = A_s q \quad (10)$$

4) Perdita di pressione supplementare dovuta al danneggiamento per flusso non lineare:

$$\Delta(p^2)_{NLD} = B_s q^2 \quad (10')$$

La perdita di carico totale si potrà quindi scrivere:

$$\Delta(p^2) = \Delta(p^2)_{LND} + \Delta(p^2)_{NLND} + \Delta(p^2)_{LD} + \Delta(p^2)_{NLD} \quad (11)$$

oppure:

$$\Delta(p^2) = A'q + B'q^2 + A_s q + B_s q^2 \quad (11')$$

e, posto:

$$A = A' + A_s \quad \text{e} \quad B = B' + B_s,$$

$$\Delta(p^2) = Aq + Bq^2 = \Delta(p^2) + \Delta(p^2)_{NL} \quad (12)$$

che è l'equazione di flusso del pozzo.

Un'altra forma utile per avere la perdita di carico totale è data da:

$$\Delta(p^2) = \Delta(p^2)_{ND} + \Delta(p^2)_D \quad (13)$$

ove:

$$\Delta(p^2)_{ND} = \Delta(p^2)_{LND} + \Delta(p^2)_{NLND} = A'q + B'q^2 \quad (13')$$

$$\Delta(p^2)_D = \Delta(p^2)_{LD} + \Delta(p^2)_{NLD} = A_s q + B_s q^2 \quad (13'')$$

3.1 - Calcolo della perdita di pressione per flusso lineare nella formazione senza danneggiamento $\Delta(p^2)_{LND}$.

La perdita di carico $\Delta(p^2)_{LND} = A'q$ corrisponde alla perdita di carico come se tutta la formazione fino al pozzo non fosse danneggiata e il flusso fosse sempre lineare (validità della legge di Darcy). Il valore si ricava dalla curva di risalita con la formula:

$$\Delta(p^2)_{LND} = m' \cdot n' \quad (14)$$

oppure:

$$A'q = m' \cdot n' \quad (14')$$

ove m' è la pendenza della retta della risalita e n' rappresenta il numero di cicli, dato da:

$$n' = \log \frac{2,246 K p_{si} t_0}{\Phi \mu r_w^2}$$

Graficamente $\Delta(p^2)_{LND}$ può essere determinato prolungando la retta della risalita di n' cicli a partire dal valore $\frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t} = 1$. A questo punto si leggerà sull'ordinata il valore $p^2_{f, \Delta t=0}$ che è il quadrato della pressione che si avrebbe al pozzo se il flusso fosse lineare e non ci fosse danneggiamento:

$$\Delta(p^2)_{LND} = p^2_{si} - p^2_{f, \Delta t=0} \quad (14'')$$

3.2 - Calcolo della perdita di pressione per flusso non lineare nella

formazione senza danneggiamento $\Delta(p^2)_{NLND}$.

La relazione che lega la portata a questa perdita di pressione è:

$$\Delta(p^2)_{NLND} = B'q^2 \quad (15)$$

Il valore B' è dato dalla formula:

$$B' = \frac{\rho_0 \bar{z} T p_0}{2\pi^2 h^2 T_0 r_w} \beta_{ND} = \frac{\rho_0 K m' \beta_{ND}}{2,3 \pi h \mu r_w q} \quad (15')$$

ove β_{ND} è un fattore di turbolenza che si ricava dalla conoscenza della porosità Φ e della permeabilità K della formazione leggendo l'abaco di fig. 4.

È possibile ora ricostruire la perdita di carico totale nella formazione senza danneggiamento:

$$\Delta(p^2)_{ND} = m' \cdot n' + B'q^2 \quad (17)$$

A questo riguardo merita osservare che tale perdita di pressione totale può essere determinata utilizzando una curva di risalita. Infatti da una curva di risalita è possibile ricavare tutti i termini necessari per la determinazione di m' , n' e B' .

Il valore B' è indipendente da q per cui per valori diversi di q il prodotto $B'q^2$ rappresenta sempre la perdita di carico per il flusso non lineare in formazione.

Il termine $m'n'$ è invece definito per la portata a cui si riferisce m' . Il termine A' , indipendente dalla portata e introdotto nella (14'), si ricaverà dal rapporto:

$$A' = \frac{m' \cdot n'}{q_1} \quad (18)$$

ove q_1 è la portata a cui si riferisce m' .

In definitiva l'equazione di flusso della formazione senza danneggiamento sarà (vedi anche formula (13')):

$$\Delta(p^2)_{ND} = A'q + B'q^2 \quad (13')$$

ove:

$$A' \text{ è dato dalla (18)}$$

$$B' \text{ è dato dalla (15').}$$

Questa equazione sarà valida per qualunque valore di q e per i valori di pressione statica p_{si} e tempo di erogazione t_0 introdotti in n' .

3.3 - Calcolo della perdita di pressione per flusso lineare dovuta al danneggiamento $\Delta(p^2)_{LD}$.

Questa perdita di pressione è messa in evidenza nella formula (2) con il termine:

$$2mS = \frac{2}{2,3} m'S$$

D'altra parte per la (10) si potrà scrivere:

$$\Delta(p^2)_{LD} = A_s q = \frac{2}{2,3} m'S \quad (19)$$

la relazione è valida se la q scritta si riferisce alla portata q_1 con cui è stata calcolata m' .

Pertanto si può dedurre il coefficiente A_s come funzione di S :

$$A_s = \frac{2}{2,3} \frac{m'}{q_1} S \quad (20)$$

Il valore S (e quindi il valore A_s) non è però determinabile con una sola risalita in quanto non è conosciuta la situazione del pozzo nella zona danneggiata.

Come si vedrà in seguito A_s e S potranno essere determinati quando si conoscono due curve di risalita.

3.4 - Calcolo della perdita di pressione per flusso non lineare dovuta al danneggiamento $\Delta(p^2)_{NLD}$.

Questa perdita di pressione è data dalla formula (10'):

$$\Delta(p^2)_{NLD} = B_s q^2$$

ove B_s è una costante di proporzionalità che può essere anche scritta come

$$B_s = \frac{\rho_0 \bar{z} T p_0}{2\pi^2 h^2 T_0} (\beta_D - \beta_{ND}) \left[\frac{1}{r_w} - \frac{1}{r_0} \right] \quad (21)$$

Il valore B_s non si può determinare nella equazione (21) con una sola risalita poiché non si conoscono la permeabilità e la dimensione della zona danneggiata (da cui dipendono β_D e r_0).

Come si vedrà in seguito, B_s potrà essere determinato indirettamente dall'equazione complessiva

$$\Delta(p^2)_D = A_s q + B_s q^2 \quad (13'')$$

a condizione che si disponga di due curve di risalita per formare un sistema di due equazioni con due incognite, A_s e B_s .

D'altra parte, quando le permeabilità delle formazioni e della zona danneggiata sono elevate, i termini quadratici $B'q^2$ e $B_s q^2$ praticamente si annullano: conseguentemente in questo caso il flusso

risulta lineare e segue la legge di Darcy, per cui le equazioni (9), (9'), (10), (10') e (11') diventano:

$$\begin{aligned} \Delta(p^2)_{ND} &= A'q \\ \Delta(p^2)_D &= A_s q \\ \Delta(p^2) &= (A' + A_s)q \end{aligned} \quad (22)$$

e quindi basta una curva di risalita per ottenere i due parametri A' e A_s .

4 - Determinazione dei fattori che caratterizzano la formazione e le condizioni di flusso.

Per avere una indicazione sulle condizioni di flusso e per sapere se durante la vita produttiva di un pozzo le condizioni di flusso migliorano o peggiorano vengono utilizzati i seguenti parametri caratteristici:

— Fattore di completamento:

$$C.F. = \frac{\Delta(p^2)_{ND}}{\Delta(p^2)}; \quad (23)$$

— Fattore di skin (skin-effect o effetto pellicolare):

$$S.E. = \frac{\Delta(p^2)_D}{\Delta(p^2)} = 1 - C.F. \quad (24)$$

— Coefficiente di skin:

$$S = 1,15 A_s \frac{q_1}{m'}; \quad (20')$$

— Pseudo-indice di produttività:

$$\frac{\Delta(p^2)_D}{q} \quad (25)$$

4.1 - Fattore di completamento.

Secondo la presenza o l'assenza di flusso non-lineare, il valore $C.F.$ può avere forme diverse:

— quando il flusso non-lineare è assente:

$$C.F. = \frac{\Delta(p^2)_{LND}}{\Delta(p^2)_{LND} + \Delta(p^2)_{LD}} = \frac{A'q}{A'q + A_s q} \quad (26)$$

oppure:

$$C.F. = \frac{1}{1 + \frac{\Delta(p^2)_{LD}}{\Delta(p^2)_{LND}}} = \frac{1}{1 + \frac{A_s}{A'}}; \quad (26')$$

— quando il flusso non-lineare è presente:

$$C.F. = \frac{\Delta(p^2)_{LND} + \Delta(p^2)_{NLND}}{\Delta(p^2)} = \frac{A'q + B'q^2}{A'q + B'q^2 + A_s q + B_s q^2} \quad (27)$$

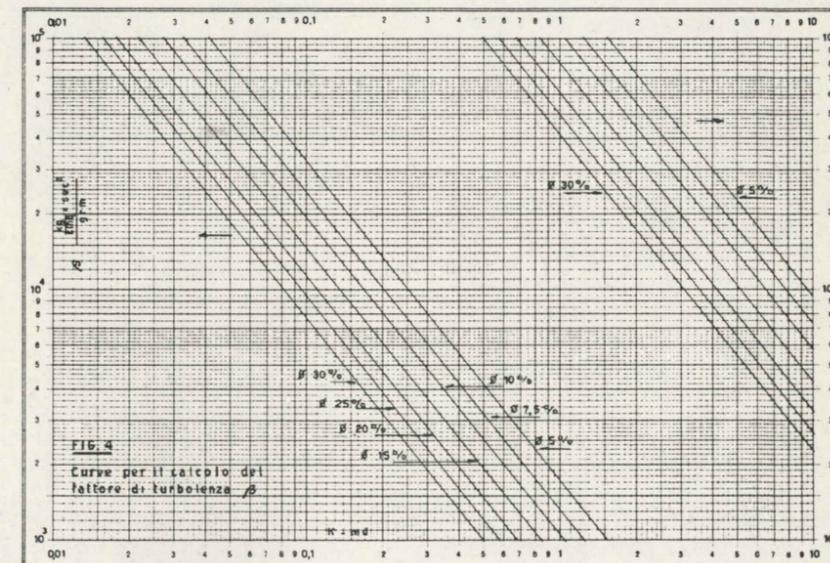
oppure:

$$C.F. = \frac{1}{1 + \frac{\Delta(p^2)_{LD} + \Delta(p^2)_{NLD}}{\Delta(p^2)_{LND} + \Delta(p^2)_{NLND}}} = \frac{1}{1 + \frac{A_s + B_s q}{A' + B'q}} \quad (27')$$

A questo punto è da osservare:

— Se il flusso è praticamente governato dalla legge di Darcy il fattore di completamento è indipendente del valore della portata (equazione 26') e può essere facilmente stabilito in base ad una curva di risalita.

— Quando nel mezzo poroso e nella zona danneggiata non possono essere trascurati i termini quadratici dell'equazione di flusso,



il valore del C.F. dipende dalla portata q (equazione 27'). Con i dati di una curva di risalita sarà possibile determinare solo il valore di C.F. relativo alla portata della prova, utilizzando la equazione 27 come espressa nella prima forma. Per determinare il fattore di completamento per valori di portata diversa occorrerà utilizzare l'equazione 27' conoscendo A_s e B_s con l'impiego di due curve di risalita o di una risalita ed una prova di portata.

Il valore del C.F. può essere minore, maggiore o uguale a 1, secondo le condizioni della permeabilità del mezzo poroso: $C.F. < 1$ quando la permeabilità attorno al pozzo K_D è minore di quella del resto del mezzo poroso K_{ND} . Infatti risulta che $S_r > 0$ e di conseguenza:

$$A_s > 0 \frac{A_s}{A'} > 0 \rightarrow 1 + \frac{A_s}{A'} > 1$$

(per mezzo poroso in cui vale solo la legge di Darcy) mentre in genere:

$$K_D < K_{ND}, \beta_D > \beta_{ND}$$

e (per l'equazione 21) $B_s > 0$; da cui:

$$1 + \frac{A_s + B_s q}{A' + B' q} > 1.$$

C.F. = 1 quando non si ha danneggiamento, per cui:

$$A_s = 0 \quad B_s = 0.$$

C.F. > 1 quando la permeabilità attorno al pozzo K_D è maggiore di quella K_{ND} del resto del mezzo poroso e di conseguenza:

$$A_s < 0; \frac{A_s}{A'} < 0 \rightarrow 1 + \frac{A_s}{A'} < 1$$

(per mezzo poroso in cui vale solo la legge di Darcy) mentre in generale:

$$K_D > K_{ND}, \beta_D < \beta_{ND}$$

e (per l'equazione 21) $B_s < 0$; da cui

$$1 + \frac{A_s + B_s q}{A' + B' q} < 1.$$

Nel corso della vita produttiva del pozzo si possono avere delle variazioni nelle condizioni di danneggiamento e nelle condizioni di flusso, per cui si hanno cambiamenti nelle costanti A', A_s, B', B_s .

Di conseguenza l'andamento del C.F. nelle nuove condizioni rispetto all'andamento iniziale si modificherà come è illustrato nella figura (9). Dall'andamento delle curve si può notare come sia però difficile interpretare indirettamente in modo giusto i cambiamenti avvenuti al pozzo utilizzando solo i valori di C.F.

4.2 - Fattore di skin (skin-effect).

Il fattore di skin sommato con il fattore di completamento dà un valore uguale a 1. Di conseguenza, le osservazioni fatte per il C.F. rimangono valide anche per il suo complemento S.E.:

— quando il flusso non-lineare è assente:

$$S.E. = \frac{\Delta(p^2)_{LD}}{\Delta(p^2)_{LND} + \Delta(p^2)_{LD}} = \frac{A_s q}{A' q + A_s q} \quad (28)$$

$$SE = \frac{1}{1 + \frac{\Delta(p^2)_{LND}}{\Delta(p^2)_{LD}}} = \frac{1}{1 + \frac{A'}{A_s}} \quad (28')$$

— quando il flusso non-lineare è presente:

$$S.E. = \frac{\Delta(p^2)_{LD} + \Delta(p^2)_{NLD}}{\Delta(p^2)} = \frac{A_s q + B_s q^2}{A' q + B' q^2 + A_s q + B_s q^2} = \frac{1}{\frac{A' + B' q}{A_s + B_s q} + 1} \quad (29)$$

Ovviamente le osservazioni sul fattore di completamento, riguardanti le interpretazioni fatte in presenza o assenza di un flusso non-lineare di filtrazione, rimangono valide anche per il fattore di skin.

4.3 - Coefficiente di skin S .

Il valore di S è composto da due valori di skin, uno reale (S_r) dovuto alla presenza di una permeabilità attorno al pozzo diversa da quella del mezzo poroso e un altro apparente (S_a), dovuto alle condizioni geometriche di flusso (penetrazione parziale del pozzo, apertura parziale dello strato, etc.) [4].

L'equazione di flusso può essere scritta nel seguente modo:

$$\Delta(p^2) = m' \cdot n' + 2 m' \left[\frac{K_{ND}}{K_D} - 1 \right]$$

$$\log \frac{r_0}{r_w} + \frac{2}{2,3} m' S_a + B q^2 \quad (30)$$

dove:

$$S_r = \left(\frac{K_{ND}}{K_D} - 1 \right) \log \frac{r_0}{r_w} \quad (31)$$

$$e \quad S = S_r + S_a \quad (32)$$

Il valore di S_a viene determinato in base alle condizioni geometriche di flusso, se quelle sono note; e il valore di S_r viene determinato in base ai valori della permeabilità delle due zone ed in base al raggio della zona danneggiata. Il valore S può essere ottenuto anche dall'equazione (20) in funzione del termine A_s :

$$S = \frac{2,3}{2} \cdot \frac{A_s}{m'} \cdot q \quad (33)$$

In merito alla determinazione di S valgono le seguenti osservazioni:

— La determinazione diretta dello skin (equazione 32), richiede una informazione esatta sulle condizioni di apertura del pozzo (necessario per S_a) ed una giusta valutazione di K_D e r_0 (necessaria per S_r). In genere le informazioni esatte su questi parametri sono impossibili.

— La determinazione indiretta del valore S è possibile tramite il termine A_s . Se non ci fosse una legge di flusso non-lineare A_s verrebbe determinato facilmente dalla risalita ma la presenza di una legge non-lineare di flusso richiede la utilizzazione di due risalite correlabili.

— Col metodo indiretto sarà in genere difficile stabilire, in modo esatto, quanto è il peso dello S , e dello S_a , ma un orientamento qualitativo si può avere, in ogni caso.

— Il valore dello S , può essere positivo o negativo secondo il valore del rapporto fra le due permeabilità.

Se $K_{ND} > K_D - S_r$ è positivo.

Se $K_{ND} < K_D - S_r$ è negativo.

— La difficoltà di distinguere S_r da S_a , rende difficile una chiara valutazione del miglioramento delle condizioni al pozzo, e molte volte quindi non si sa prendere una giusta decisione per indicare gli interventi più adatti.

4.4 - Pseudo-indice di produttività.

Questo indice è legato soltanto alla perdita di pressione dovuta al danneggiamento:

$$\frac{\Delta(p^2)_D}{q}$$

Quando sono stati ottenuti due pseudo-indici di produttività da due curve di risalita che non possono ritenersi paragonabili, questi si possono trovare nelle condizioni seguenti:

se $q_2 > q_1$	(1) $\left \frac{\Delta(p^2)_D}{q} \right _2 > \left \frac{\Delta(p^2)_D}{q} \right _1$	il danneggiamento è costante, oppure è peggiorato
	(2) $\left \frac{\Delta(p^2)_D}{q} \right _2 < \left \frac{\Delta(p^2)_D}{q} \right _1$	il danneggiamento è migliorato
se $q_2 < q_1$	(3) $\left \frac{\Delta(p^2)_D}{q} \right _2 > \left \frac{\Delta(p^2)_D}{q} \right _1$	il danneggiamento è peggiorato
	(4) $\left \frac{\Delta(p^2)_D}{q} \right _2 < \left \frac{\Delta(p^2)_D}{q} \right _1$	il danneggiamento è costante, oppure è migliorato

È interessante notare che se non è possibile ricostruire le equazioni di flusso in due diverse situazioni del pozzo, si può tuttavia avere una informazione precisa sulle condizioni di danneggiamento a condizione che i pseudo-indici di produttività si trovino nelle condizioni del caso 2) e 3).

Nelle altre condizioni sussiste sempre un motivo di incertezza ove il danneggiamento costante costituisce sempre un limite di interpretazione.

Parte II - UTILIZZAZIONE E INTERPRETAZIONE DI DUE CURVE DI RISALITA

Con due curve di risalita, purché esse soddisfino certe condizioni, si può ottenere una più completa informazione sui cambiamenti intervenuti nella formazione durante la vita produttiva e si può scrivere anche l'equazione di flusso.

1 - Condizioni necessarie per una interpretazione contemporanea di due curve di risalita.

Se si vuole determinare l'equazione di flusso di un pozzo a gas occorre avere almeno due curve di risalita eseguite con portate diverse ma in condizioni di pozzo comparabili.

Le condizioni necessarie per utilizzare due curve di risalita ai fini della ricerca dell'equazione di flusso sono:

1) Le portate sulle due prove siano diverse:

$$q_1 \neq q_2.$$

2) I valori di Kh trovati dalle due risalite siano uguali il che implica:

$$\frac{m'_1}{q_1} = \frac{m'_2}{q_2}$$

3) Le date in cui vengono eseguite le prove non siano molto distanti in modo tale che la pressione statica p_{si} possa considerarsi la stessa.

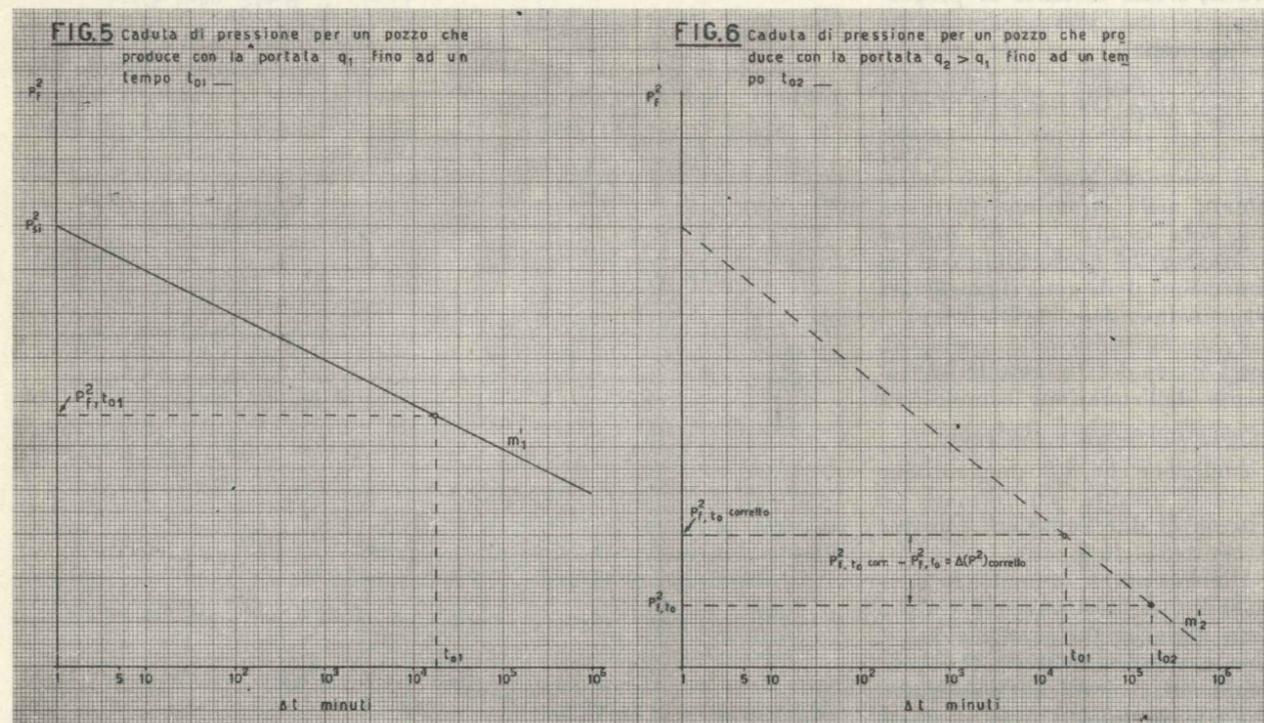
4) Il tempo di erogazione t_{01} della prima prova sia uguale al tempo di erogazione della seconda t_{02} :

$$t_{01} = t_{02}.$$

Se questa condizione non è verificata si potrà ricavare la pressione in erogazione al tempo $t_{02} = t_{01}$ tracciando su un diagramma $p_{j,t}^2 \log \Delta t$ la retta passante per $p_{j,t_{02}}^2$ e di pendenza m'_2 e quindi leggere $p_{j,t_{01}}^2$ corretto in corrispondenza del tempo t_{01} (vedi figg. 5 e 6).

La differenza $p_{si}^2 - p_{j,t_{01}}^2$ corretto = $\Delta(p^2)$ corretto sarà la caduta totale di pressione al tempo t_{01} e con portata q_2 .

5) Tra una curva di risalita e l'altra non dovranno essere stati eseguiti interventi o altre operazioni di stimolazione in modo tale



che si possa presumere che il danneggiamento sia rimasto invariato.

Ciò significa che:

$$S_1 = S_2.$$

Poichè non è possibile ricavare S indipendentemente dalle due risalite questa condizione dovrà essere ritenuta valida in base a obiettive condizioni sulla storia del pozzo fra le due prove.

Una indicazione importante che può indurre a considerare l'esistenza di questa condizione è che non si verifichi quanto indicato a proposito dello pseudo-indice di produttività nei casi 2 e 3 segnalati nel paragrafo 4.4 della Parte I.

Di fatto se si eseguiranno le prove a breve distanza di tempo e con valori di portata tali da eliminare qualsiasi inconveniente dovuto a battente di liquido in pozzo, si può pensare che il danneggiamento risulti costante.

2 - Determinazione delle costanti di danneggiamento A_s e B_s .

Come conseguenza delle condizioni 2, 3 e 4 poste nel paragrafo precedente dalle due curve di risalita risulteranno i valori A' e B' uguali.

[Vedi infatti equazioni (1) e (1')].

Dalle due risalite si potranno dedurre i pseudo-indici di produttività in base alle equazioni (22):

$$\frac{[\Delta(p^2)_D]_1}{q_1} = \frac{[\Delta(p^2)]_1 - [\Delta(p^2)_{ND}]_1}{q_1}$$

$$\frac{[\Delta(p^2)_D]_2}{q_2} = \frac{[\Delta(p^2)_{corr}]_2 - [\Delta(p^2)_{NDcorr}]_2}{q_2}$$

In base all'equazione (13'') si potrà quindi scrivere:

$$\frac{[\Delta(p^2)_D]_1}{q_1} = A_s + B_s q_1$$

$$\frac{[\Delta(p^2)_D]_2}{q_2} = A_s + B_s q_2$$

La variazione di $\frac{\Delta(p^2)_D}{q}$ con q risulta una retta di pendenza B_s avente il valore A_s per $q = 0$.

Ciò significa che, se si pongono in un diagramma $\frac{\Delta(p^2)_D}{q}$, q le coppie di valori trovati, si potrà tracciare una retta la cui pendenza corrisponde a B_s , mentre l'intersezione con l'asse delle ordinate determina l' A_s cercato (v. fig. 7).

3 - Utilizzazione delle costanti A_s e B_s .

In base alle due costanti possono essere determinati:

3.1 - Il coefficiente di skin S , con l'equazione (33) dove A_s è noto ed i rapporti $\frac{q_1}{m_1}$ o $\frac{q_2}{m_2}$ sono anch'essi noti.

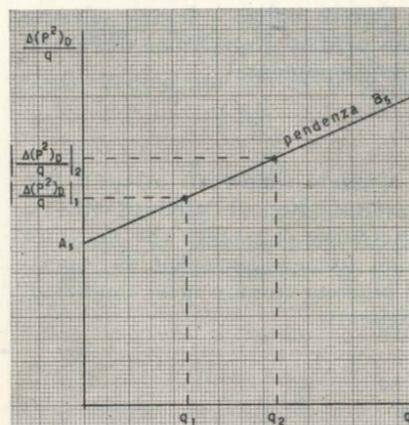


FIG. 7 Rappresentazione grafica per la determinazione della costante A_s e B_s .

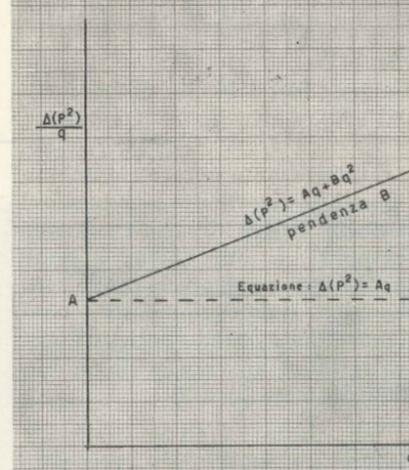


FIG. 8 Rappresentazione grafica dell'equazione di flusso.

3.2 - Le perdite di pressione lineare $\Delta(p^2)_L$ e non-lineare $\Delta(p^2)_{NL}$, risultanti dalle equazioni:

$$\Delta(p^2)_L = (A' + A_s) q = Aq$$

$$\Delta(p^2)_{NL} = (B' + B_s) q^2 = Bq^2.$$

3.3 - L'equazione di flusso:

$$\Delta(p^2) = Aq + Bq^2,$$

che può essere determinata e rappresentata graficamente come nella fig. 8.

Parte III - OSSERVAZIONI E INTERPRETAZIONI SU PIÙ DI DUE CURVE DI RISALITA.

Durante la vita produttiva di un pozzo, gli interventi eseguiti possono peggiorare e migliorare le condizioni reologiche. Ogni cambiamento porta ad un'altra equazione di flusso e gli effetti possono essere valutati tramite i fattori che caratterizzano la formazione e le condizioni di flusso.

1 - Fattori che caratterizzano la formazione.

1.1 - Fattori C.F. e S.E., come è stato già osservato (nella parte I, paragr. 4.1 e 4.2) caratterizzano una formazione se in essa il flusso non lineare è trascurabile.

Quando invece le perdite di pressione dovute alla non-linearità di flusso sono importanti, i fattori C.F. e S.E. dipendono dalla portata come in fig. 9, e diventa impossibile una interpretazione giusta sul miglioramento o peggioramento delle condizioni di un pozzo dopo l'intervento.

1.2 - Se $\frac{\Delta(p^2)_D}{q}$ si trova sulla retta, le condizioni sono rimaste costanti; se $\frac{\Delta(p^2)_D}{q}$ si trova sopra la retta, le condizioni sono peggiorate; se $\frac{\Delta(p^2)_D}{q}$ si trova sotto la retta, le condizioni sono migliorate.

Se si può costruire in un tempo diverso un'altra delle rappresentazioni $\frac{\Delta(p^2)_D}{q}$, q da cui ottenere nuovi valori A'_s e B'_s , si possono avere i seguenti risultati (vedi fig. 10):

— Se la retta ha valori $A'_s < A_s$ e $B'_s < B_s$ la formazione è migliorata.

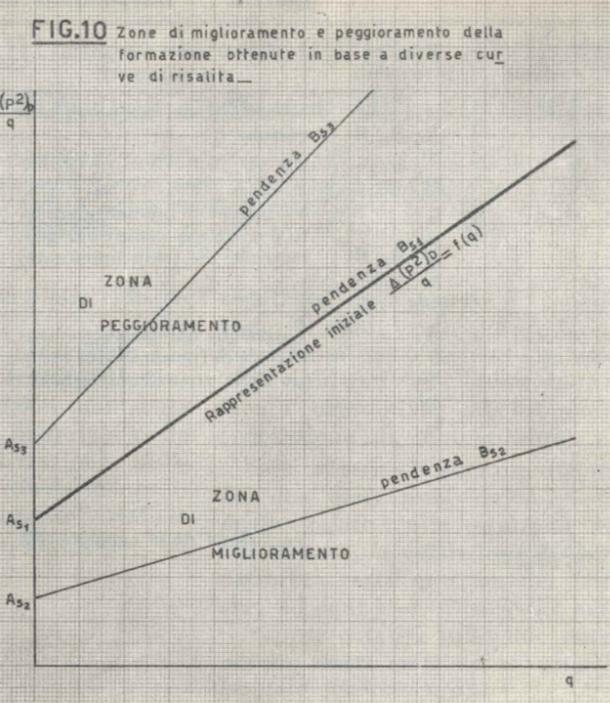
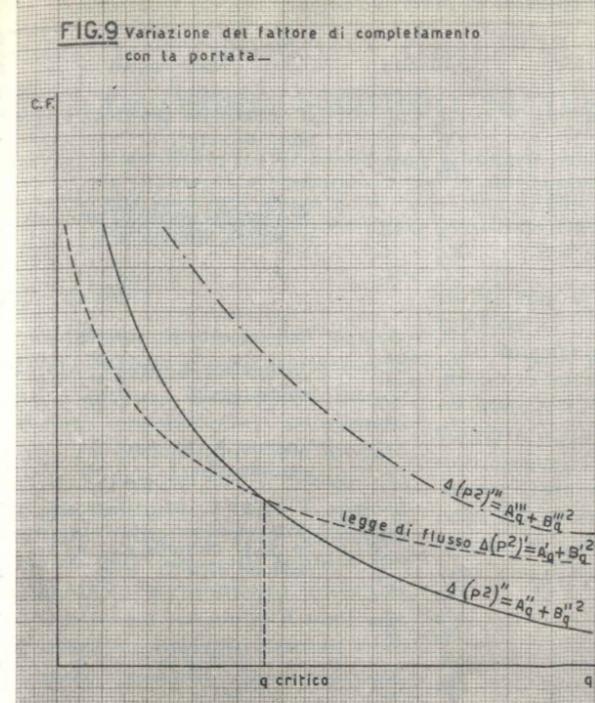
— Se la retta ha valori $A'_s > A_s$ e $B'_s > B_s$ la formazione è peggiorata.

2 - Equazioni di flusso.

L'equazione di flusso mostra il legame fra la perdita di pressione e la portata ai diversi momenti della vita produttiva del pozzo.

In assenza di un flusso non-lineare basta una unica risalita per determinare:

$$\Delta(p^2) = Aq.$$



Quando invece si verifica un flusso non-lineare di filtrazione si devono avere almeno due risalite per determinare l'equazione:

$$\Delta(p^2) = Aq + Bq^2.$$

Per eseguire la rappresentazione della equazione di flusso, come in fig. 8, si può scrivere:

$$\frac{\Delta(p^2)}{q} = A + Bq \quad (34)$$

Questa rappresentazione ha il vantaggio che l'equazione di flusso si trasforma in una retta.

Se il flusso segue praticamente soltanto la legge lineare di Darcy la retta risultante sarà una parallela all'asse delle ascisse.

Infine, in base alla formula: $\log[\Delta(p^2)] = \log q + \log(A + Bq)$, (35)

si può eseguire la rappresentazione in diagramma log-log (fig. 11).

In un diagramma di questo tipo, per $B = 0$ (flusso lineare) si ha una retta di pendenza 1; essa passa per il punto $q = 1, \Delta(p^2) = A$.

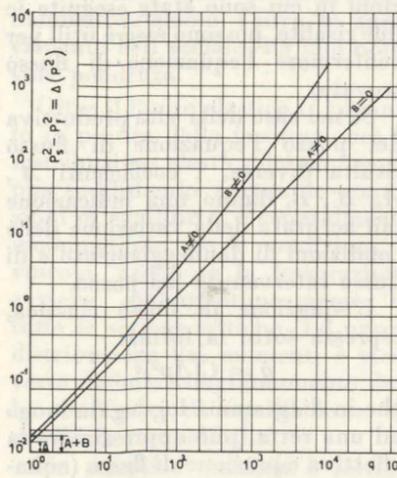
Per valori $B \neq 0$ la legge di flusso non sarà più rappresentata da una retta, ma da una curva.

Dalla equazione (34) si può osservare che la equazione di flusso può essere ricavata anche da una prova di portata con curva di risalita finale e da una seconda prova a portata diversa.

Le condizioni necessarie per l'uti-

lizzazione di dette prove sono le stesse stabilite quando si utilizzano due curve di risalita e precisamente le condizioni 1), 3), 4), 5) del paragrafo 1 della parte II.

In questo caso, si dovrà (dopo aver interpretato la curva di risalita e aver trovato $\Delta(p^2)_{LND} = A'q, \Delta(p^2)_{NLND} = B'q^2$) costruire l'equazione di flusso, come retta sul diagramma di fig. 8, utiliz-



zando le coppie di valori $\frac{\Delta(p^2)}{q}$, q ottenute dalle prove. In questo modo si troverà il valore A leggendo l'ordinata della retta per $q = 0$ e il valore B come pendenza della retta.

Come differenza si potrà ricavare A_s e B_s :

$$A_s = A - A'$$

$$B_s = B - B';$$

da questi si potranno poi ottenere tutti i fattori che caratterizzano la formazione e le condizioni di flusso descritti nel paragrafo 4) della parte I.

Se durante la vita produttiva del pozzo si costruiscono due equazioni di flusso aventi i coefficienti $A_1 \neq A_2$ e $B_1 \neq B_2$, si può eseguire una analisi abbastanza accurata delle variazioni intervenute.

Infatti da una analisi fatta sui termini che entrano nella equazione di flusso risulta:

il termine A è influenzato:

— dalla capacità produttiva

Kh (da cui dipende il rapporto $\frac{m}{q}$),

— dal tempo di erogazione t_0 (da cui dipende il numero di cicli n'),

— dalla permeabilità K (da cui pure dipende n'),

— dalle condizioni di danneggiamento (da cui dipende S),

— dalle condizioni di apertura del pozzo (da cui pure dipende S);

il termine B è influenzato:

— dalla permeabilità K della formazione,

— dallo spessore h della formazione,

TABELLA 1 - Interpretazione delle due equazioni di flusso successive.

Termini variabili	Termini invariabili	Causa della variazione dei parametri	S_e	Risulta	Osservazioni
A' n t_0	A_s B_s, B_s, B S m/q	Variazione del tempo di erogazione t_0	$t_{02} > t_{01}$	$n_2 > n_1$ $A_2 > A_1$ $A_2 > A_1$	A' è sempre positivo, maggiore di zero
A, A_s	t_0 A' B', B_s, B S_r m/q	Variazione del danneggiamento dovuto alle condizioni geometriche S_a (skin apparente)	$S_{a2} > S_{a1}$	$S_2 > S_1$ $A_{s2} > A_{s1}$ $A_2 > A_1$	S_a è sempre positivo; può avere valore minimo zero
A, A_s B, B_s S, S_r	A' B' S_a m/q t_0	Variazione del danneggiamento reale S_r (permeabilità e raggio della zona danneggiata)	$S_{r2} > S_{r1}$	$S_2 > S_1$ $A_{s2} > A_{s1}$ $A_2 > A_1$ $B_{s2} > B_{s1}$ $B_2 > B_1$	In ogni caso $A > 0$; $B > 0$ Quando $K_D < K_{ND}$ $\left\{ \begin{array}{l} S_r > 0 \\ A_s > 0 \\ B_s > 0 \end{array} \right.$ (colmataggio) Quando $K_{ND} < K_D$ $\left\{ \begin{array}{l} S_r < 0 \\ B_s < 0 \\ S < 0 \end{array} \right.$ (acidificazione) se $ S_r > S_a $
A', A B', B_s, B $\frac{m}{q}$	t_0 A_s	Variazione della capacità Kh	$h_2 > h_1$	$\frac{m_2}{q_2} < \frac{m_1}{q_1}$ $A'_2 < A'_1$ $A_2 < A_1$ $B'_2 < B'_1$ $B_{s2} < B_{s1}$ $B_2 < B_1$	Se $A_s =$ costante c'è una variazione di h

— dalle condizioni di danneggiamento (B_s).

Quando la seconda equazione di flusso è diversa dalla precedente le cause possono essere diverse e sono state riassunte in tabella 1.

CONCLUSIONI

1) Le due rappresentazioni grafiche $A(p^2)_{f,At}$, $\log \Delta t$ e $A(p^2)_{f,At}$, $\frac{\Delta t}{t_0 + \Delta t}$ permettono una migliore valutazione della pendenza m' e della pressione statica p_{si} .

2) Nella ricerca della pendenza si deve utilizzare sempre la pressione quadratica assoluta p_j^2 .

3) La pressione media volumetrica si deve scegliere sempre come approssimativamente uguale alla pressione statica p_{si} .

4) In assenza di un flusso non-lineare di filtrazione le costanti A', A_s, A sono ottenute da un diagramma di risalita.

5) In presenza di un flusso non-lineare di filtrazione i termini A', A_s, A, B', B_s, B richiedono due risalite in condizioni comparabili oppure una risalita e una misura di portata-pressione sempre in condizioni comparabili.

6) I fattori di completamento $C.F.$ e di skin $S.E.$ caratterizzano le condizioni di flusso soltanto se il flusso non lineare è assente. In

caso contrario, le variazioni dei fattori $C.F.$ e $S.E.$ con la portata impediscono una giusta interpretazione delle condizioni del pozzo.

7) L'equazione di flusso di un pozzo, completa e dettagliata, può essere scritta solo se si determinano i valori A', A_s, B', B_s ricavati da due risalite.

Alcune prove di portata-pressione, eseguite nelle stesse condizioni paragonabili con le condizioni in cui sono state eseguite le due risalite, possono essere utili per confermare l'equazione di flusso trovata.

Se nel caso della vita produttiva del pozzo l'equazione di flusso risulta diversa, i coefficienti A', A_s, B', B_s danno una indicazione più accurata della variazione delle condizioni di danneggiamento e di flusso intervenute nel pozzo.

L'equazione di flusso classica, espressa sotto la forma:

$$q = C(\Delta p^2)^n$$

che in diagramma log-log da luogo ad una retta, può approssimare la effettiva equazione di flusso (equazione (35)) soltanto in un intorno più o meno limitato di valori di q , prossimi a quelli utilizzati per la sua costruzione.

Per valori di q , al di fuori di detti limiti, si possono commettere errori importanti. Inoltre in detta equazione l'influenza delle carat-

teristiche della formazione e del danneggiamento agiscono contemporaneamente sia sulla costante C che su η (al contrario di quanto avviene per i valori A', A_s, B', B_s).

Pertanto se nel caso della vita produttiva del pozzo si trovano valori di C ed η diversi, non si può stabilire con esattezza a quali cause dette variazioni sono imputabili.

In definitiva l'equazione di flusso espressa come:

$$A(p^2) = (A' + A_s)q + (B' + B_s)q^2$$

rappresenta la forma più completa e dettagliata del flusso nei pozzi a gas.

T. Van Goldfracht, G. Gorini
G. Perrotti

BIBLIOGRAFIA

- [1] TEK M. - COATS K.: *The effect of turbulence on flow of natural gas through porous reservoir*; J.P.T., July 1962.
- [2] SMITH R. V.: *Unsteady-state gas flow into gas-wells*; J. P. T., November 1961.
- [3] SWIFT G. W. - KIEL O. G.: *The production of gas-well performance including the effect of non Darcy flow*, J. P. T., July 1962.
- [4] PERROTTI G. - VAN GOLDFRACHT T. - GALETTI D. e GORINI G.: *Influenza e valutazione della imperfezione idrodinamica dei pozzi nelle interpretazioni delle curve di risalita della pressione*, « Scuola in Azione » - E.N.I. n. 12, 1963.
- [5] KATZ D. L. - CORNELL D.: *Handbook of natural gas engineering*, Mc. Graw Hill, 1959.

Comportamento di travi continue in cemento armato dimensionate secondo la distribuzione elastica dei momenti

GIORGIO MACCHI mostra come la redistribuzione dei momenti nelle strutture iperstatiche avvenga anche se le strutture son dimensionate per la distribuzione di momenti flettenti prevista dalla teoria elastica; il calcolo anelastico appare quindi necessario in tutti i casi. Calcoli molto semplici permettono di prevedere il reale comportamento di strutture iperstatiche non troppo complesse, sia a rottura che al carico di servizio.

Introduzione.

La teoria dei materiali perfettamente elasto-plastici ha mostrato che strutture iperstatiche ideali possono raggiungere, all'aumentare dei carichi, un adattamento totale, raggiungere quindi il momento-limite in tutte le sezioni critiche. Questa proprietà, conseguenza dell'ipotesi di infinita deformabilità a momento costante, è stata estesa da molti Autori alle strutture in cemento armato o in cemento armato precompresso, mediante una idealizzazione bilineare della relazione momenti-curvature.

Su queste basi, alcuni progettisti hanno adottato metodi di progetto fondati sull'adattamento totale. Altri invece, convinti della buona precisione dei metodi di calcolo dei momenti di rottura delle singole sezioni, ma dubbiosi sulle possibilità di adattamento plastico delle strutture in calcestruzzo, preferiscono un « parziale » calcolo a rottura consistente nel calcolo a rottura delle singole sezioni ma la conservazione del diagramma elastico dei momenti lungo la struttura iperstatica.

Quest'ultima procedura implica la convinzione che una ridistribuzione dei momenti avvenga solo se la struttura è dimensionata senza rispettare le leggi dell'elasticità; in altri termini, si ammette implicitamente che una struttura dimensionata secondo la distribuzione elastica dei momenti raggiunga la rottura contemporaneamente in tutte le sezioni critiche senza alcuna variazione ai rapporti tra i momenti nelle diverse sezioni.

La stessa convinzione sembra essere alla base di una notevole parte del lavoro di ricerca che viene svolto in questo campo; lo scopo di molte ricerche è infatti quello di determinare l'entità del « trasferimento » di momento compa-

ribile con la « completa redistribuzione ».

In una memoria precedente [1] abbiamo incidentalmente mostrato come tali convinzioni non siano corrette quando il materiale reale non segue l'idealizzazione bilineare. Tale è particolarmente il caso del cemento armato e del cemento armato precompresso, infatti (fig. 1):

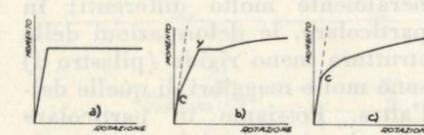


Fig. 1 - Diagramma momenti-rotazioni: a) relazione bilineare idealizzata; b) cemento armato; c) cemento armato precompresso.

— la fase elastica è molto limitata e seguita dalla « fase fessurata » (si vedrà in seguito come l'anelasticità in questa fase modifichi notevolmente la distribuzione dei momenti);

— il ramo finale del diagramma momenti-rotazioni (oltre lo snervamento dell'acciaio) ha una notevole pendenza.

Oltre il limite elastico C (definito in pratica dalla fessurazione) la distribuzione elastica dei momenti, pur soddisfacendo ancora le condizioni di equilibrio, è generalmente incompatibile con le condizioni di vincolo, anche se la fessurazione avviene contemporaneamente in tutte le sezioni critiche. La nuova distribuzione dei momenti è viceversa definita congiuntamente dalle condizioni di equilibrio e da quelle di compatibilità.

Un semplice esempio è fornito da un sistema consistente in due pilastri, incastrati alla base e collegati orizzontalmente alla sommità, soggetti ad una forza orizzontale (fig. 2). La sezione è rettangolare, e differisce solo per la diversa altezza h . Alla sommità dei due pilastri agiscono due forze incognite (X_1 ed X_2) la cui

risultante deve essere F (condizione di equilibrio); X_1 ed X_2 sono definite dal fatto che i pilastri sono obbligati allo stesso spostamento orizzontale alla sommità (condizione di compatibilità).

Se si effettua la sovrapposizione dei due diagrammi carico-spostamento relativi alle estremità dei due pilastri, la condizione di compatibilità resta espressa dal fatto che, ad ogni fase di carico, i punti rappresentativi sulle due curve devono essere sulla stessa verticale (uguale spostamento).

Fino al limite elastico C_2 i valori di X_1 ed X_2 sono proporzionali alla pendenza delle corrispondenti rette O_1C_1 e O_2C_2 (X_{10} ed X_{20}).

Se la distribuzione dell'armatura è simile nei due pilastri, la fessurazione avviene probabilmente nel pilastro 2 di maggior rigidezza (punto C_2) mentre il pilastro 1 è ancora elastico; ciò è dovuto al fatto che la ripartizione dei momenti è proporzionale al cubo h^3 dell'altezza della sezione, mentre la resistenza elastica è proporzionale solo ad h^2 . Questo fatto produce una prima redistribuzione dei momenti, valida fino al punto C_1 di fessurazione del primo pilastro.

Oltre il limite elastico C , si verifica facilmente che il rapporto $\frac{X_1}{X_2}$ potrebbe essere uguale al rapporto $\frac{X_{10}}{X_{20}}$ solo se le due curve potessero essere derivate l'una dall'altra mediante un'affinità geometrica (moltiplicando le ordinate per un fattore costante).

È ben noto che questa condizione, necessaria per la permanenza della distribuzione elastica dei momenti, non è generalmente soddisfatta, non solo per la già osservata differenza fra i punti C di fessurazione, ma anche per le seguenti ragioni:

— la pendenza del tratto OC

è proporzionale ad h^3 , mentre la pendenza del tratto CY è praticamente proporzionale ad h^4 se l'armatura è dimensionata a rottura secondo la distribuzione elastica dei momenti ⁽¹⁾; perciò le pendenze dei due tratti CY non stanno nello stesso rapporto delle pendenze dei tratti OC .

— in una generica struttura iperstatica le curve momenti-rotazioni delle varie sezioni critiche sono influenzate dalla differente estensione delle zone fessurate;

— nei pilastri soggetti a pressoflessione il maggiore o minore valore dello sforzo normale può sostanzialmente modificare la curva momento-rotazione (o forza-spostamento);

Per queste principali ragioni, la distribuzione dei momenti nella fase fessurata è generalmente differente dalla distribuzione elastica.

Con un ulteriore incremento di carico, lo snervamento dell'acciaio viene raggiunto nel pilastro 2 di maggior rigidezza.

Infatti, malgrado i punti Y_1 ed Y_2 abbiano ordinate proporzionali

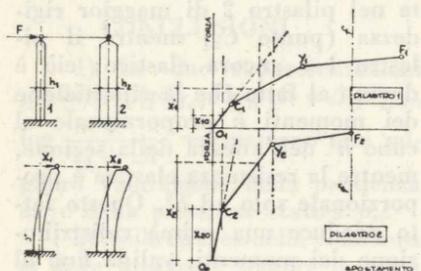


Fig. 2 - Sistema iperstatico semplice e diagrammi forza-spostamento dei due elementi del sistema; le rette verticali rappresentano sul diagramma la condizione di compatibilità.

ai momenti elastici (per il criterio adottato nella progettazione), essi non sono sulla stessa verticale. In un diagramma momento-curvatura, le ascisse dei due punti sarebbero praticamente proporzionali

⁽¹⁾ Infatti, nel primo tratto la pendenza è proporzionale al momento d'inerzia della sezione. Nel secondo tratto la pendenza è proporzionale a [2]:

$$A_a h^2 (1 - 2\omega) \left(1 - \frac{2}{3}\omega\right)$$

A_a essendo l'area di acciaio e ω la percentuale meccanica di armatura; A_a essendo praticamente proporzionale ad h^2 , e l'effetto di ω essendo molto piccolo, la pendenza è in pratica proporzionale ad h^4 .

all'altezza h delle due sezioni ⁽²⁾; il rapporto fra le ascisse dei punti Y non è esattamente lo stesso nel nostro diagramma (forza-spostamento), per effetto delle zone rimaste elastiche, ma in ogni caso le ascisse sono considerevolmente differenti. Possiamo quindi concludere che la distribuzione dei momenti è sensibilmente differente dalla distribuzione elastica anche quando viene raggiunto lo snervamento dell'acciaio.

Nel tratto finale YF del comportamento dei pilastri, le curve dipendono notevolmente dalla forma del diagramma sforzi-deformazioni dell'acciaio, dalla percentuale di armatura, dalla presenza eventuale dello sforzo normale; le curve dei due pilastri sono quindi generalmente molto differenti; in particolare, le deformazioni della struttura meno rigida (pilastro 1) sono molto maggiori di quelle dell'altra. Possiamo in particolare prevedere che la deformazione finale al punto F del pilastro 2, per la maggior percentuale di armatura, sarà sensibilmente minore della deformazione finale del pilastro 1.

Questo fatto, largamente dimostrato dalle esperienze, porta alla rottura del pilastro 2 in F_2 (la condizione di compatibilità essendo data dalla retta verticale f), mentre il pilastro 1 non ha ancora raggiunto il suo momento di rottura in F_1 . Se ne conclude che per tutta la fase anelastica, e in particolare a rottura, la distribuzione dei momenti è differente da quella elastica, malgrado quest'ultima sia stata assunta come base per il dimensionamento delle sezioni.

Questa conclusione può essere estesa a strutture iperstatiche più complesse, nelle quali le differenti forme delle sezioni, differenti percentuali di armatura, differenti diagrammi di carico, presenza dello sforzo normale, sono ulteriori ragioni per la mancanza di affinità nel comportamento delle varie sezioni critiche.

La conseguenza principale di

⁽²⁾ La curvatura è infatti il rapporto ϵ/y tra la deformazione unitaria e l'altezza dell'asse neutro; la deformazione unitaria ϵ allo snervamento essendo una caratteristica costante dell'acciaio usato, la curvatura è in pratica proporzionale all'altezza della sezione.

quanto si è dimostrato è che il metodo di dimensionamento basato sulla distribuzione elastica dei momenti non dà garanzie di sicurezza, poichè la rottura avviene in alcune sezioni critiche mentre le rimanenti non hanno ancora sviluppato il loro momento di rottura (messo in conto in progetto con l'ipotesi di rottura contemporanea). In altri termini, poichè la distribuzione elastica corrisponderebbe alla massima utilizzazione delle capacità di resistenza di tutte le sezioni critiche, la distribuzione reale, da essa differente, è necessariamente sfavorevole. In questo senso noi abbiamo scritto altre volte di un « effetto sfavorevole » della plasticità, con la conclusione ovvia della necessità di calcoli anelastici sufficientemente aderenti alla realtà.

Ci è sembrato molto utile tentare una prova sperimentale delle nostre conclusioni teoriche; i risultati delle esperienze descritte in seguito mostrano come il comportamento reale delle strutture in cemento armato coincida con quello previsto con i ragionamenti precedenti.

Purtroppo, allo scopo di ottenere una misura sicura ed obiettiva della distribuzione dei momenti (mediante misura delle reazioni), siamo stati obbligati a sperimentare strutture particolarmente semplici, quali le travi continue a tre campate. Per queste strutture è infatti molto facile stabilire delle semplici regole per un prudente dimensionamento anche partendo dalla distribuzione elastica dei momenti (per esempio, limitazione dei momenti-limite allo snervamento dell'acciaio ed adozione di percentuali di armatura non superiori a certi valori). Ma noi pensiamo che sia importante estendere le conclusioni teoriche a più complesse strutture, nelle quali la presenza di parti caratterizzate da relazioni momenti-rotazioni molto curve (per esempio elementi soggetti a pressoflessione) può condurre a rotture premature con una considerevole, e non facilmente prevedibile, riduzione della resistenza d'insieme. Il reale comportamento della struttura può invece essere seguito dai calcoli anelastici, come mostreremo in seguito.

Le verifiche sperimentali, effettuate presso l'Istituto di Scienza delle Costruzioni del Politecnico di Torino, sono state condotte su due travi continue e due travi di riferimento:

$CP1$ - trave continua a 3 campate (4,80 - 4,80 - 4,80 m.) provata con un carico concentrato al centro della campata intermedia;

$TP1$ - trave semplicemente appoggiata (3,00 m. di luce) riprodotte la zona di appoggio della trave continua $CP1$; provata con un carico concentrato;

$CQ1$ - trave continua a 3 campate (4,80 - 4,80 - 4,80 m.) provata con 4 carichi uguali disposti sulla campata centrale;

$TQ1$ - trave semplicemente appoggiata (3,00 m. di luce) riprodotte la zona di appoggio della trave continua $CQ1$; provata con un carico concentrato.

Le prove sulle travi semplicemente appoggiate $TP1$ e $TQ1$ hanno fornito diagrammi momenti-rotazioni sperimentali relativi alle zone di appoggio delle travi continue. I diagrammi momenti-rotazioni per il centro della campata intermedia sono stati analogamente determinati, per ciascuna delle travi continue, provando le campate laterali come semplicemente appoggiate, dopo la rottura della campata centrale (a questo scopo le campate laterali di $CP1$ e $CQ1$ avevano la medesima armatura della campata centrale). I dettagli delle travi e dei dispositivi di carico e di misura sono illustrati nella fig. 3 e in Appendice.

2) Trave continua $CP1$ - Momenti in fase anelastica - Ridistribuzione dei momenti in fase di fessurazione.

L'evoluzione degli effetti anelastici sulla distribuzione dei momenti può essere facilmente seguita sul diagramma che mostra i valori delle reazioni R misurate agli appoggi di estremità (fig. 7). I momenti sugli appoggi intermedi sono infatti proporzionali alle reazioni R , a meno del modesto e costante effetto del peso proprio.

Fino al carico di 4000 kg (inizio della fessurazione sugli appoggi) la relazione tra il carico P e la reazione R segue la linea retta della teoria elastica: $R=0,075 P$.

Ma, aumentando il carico, la relazione R/P devia considerevolmente dalla retta, mostrando una riduzione dei momenti di appoggio rispetto ai momenti di campata; tale riduzione è l'effetto statico delle deformazioni anelastiche apparse sugli appoggi mentre la campata centrale non è ancora fessurata ⁽³⁾.

Al carico di 10000 kg (53 % del carico di rottura) la ridistribuzione dei momenti è già considerevole: la reazione misurata è pari a 290 kg, in luogo del valore elastico di 450 kg.

Tenendo conto del peso pro-

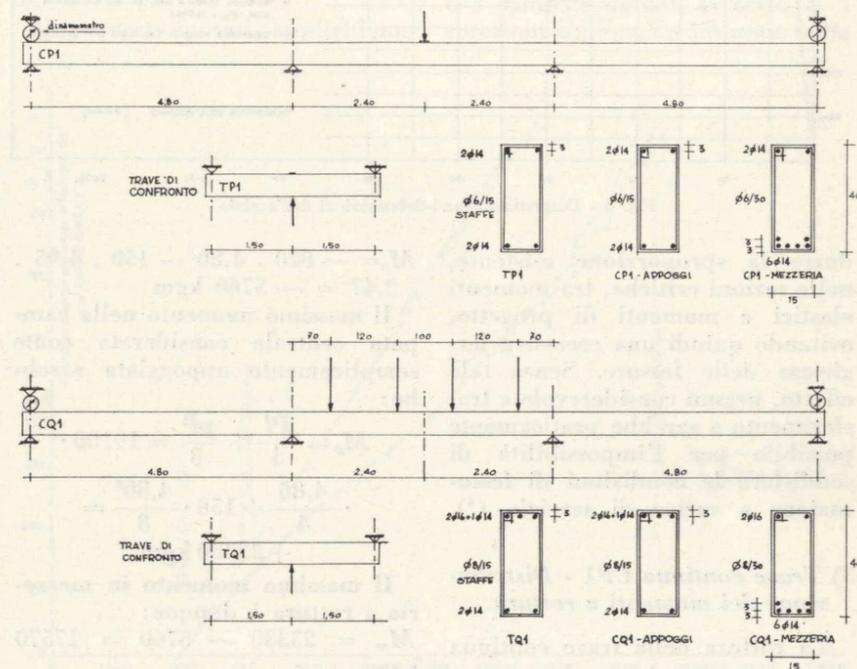


Fig. 3 - Caratteristiche delle travi sperimentali.

prio, il momento sull'appoggio intermedio può essere calcolato:

$$M_a = -290 \cdot 4,80 - 150 \cdot 4,95 \cdot 2,47 = -3220 \text{ kgm}$$

in luogo del momento elastico:

$$M_{a,el} = -0,360 \cdot 10000 - 345 = -3945 \text{ kgm.}$$

Il momento reale è quindi solo 81 % del momento elastico.

È importante osservare che una

⁽³⁾ La maggior resistenza della mezzeria nei riguardi della fessurazione sembra dovuta alla miglior distribuzione dell'armatura nella sezione; per la stessa ragione, nel successivo comportamento della trave, la deformazione anelastica è dovuta in mezzeria a molte fessure di larghezza limitata, mentre il numero delle fessure è in proporzione molto minore sugli appoggi.

ridistribuzione di questo ordine è stata prodotta da una fessurazione di entità generalmente ammessa a carico di servizio; ad un carico di 10000 kg infatti, la massima larghezza delle fessure era solo di 0,20 mm sugli appoggi e di 0,10 mm in campata.

Ad un carico di 14000 kg (74 % del carico di rottura) la reazione misurata era 490 kg in luogo del valore elastico di 750 kg; il momento sugli appoggi era il 77 % del momento elastico; tale ridistribuzione era dovuta a fessure di 0,3 mm di ampiezza massima.

Questa ridistribuzione in fase

fessurata sembra quindi essere molto importante malgrado le deformazioni anelastiche siano in questa fase molto piccole rispetto alle deformazioni-limite. Questo fatto può essere spiegato: ad ogni valore del carico, il rispetto della condizione di compatibilità causa una limitazione di rotazione sugli appoggi; ma la fase di fessurazione è rappresentata sui diagrammi momenti-rotazioni da una retta a forte pendenza (fig. 8 e 9), per cui una piccola differenza di rotazione può dar luogo a una notevole variazione di momento.

Ridistribuzioni dei momenti in fase di fessurazione sono state osservate anche in precedenti espe-

rienze su travi continue precomprese [3] ed abbiamo già messo in evidenza i loro vantaggi. Analoghi risultati sono stati ottenuti da Mattock [4].

Tali effetti sono particolarmente importanti quando il progetto è basato su di una distribuzione di momenti differente da quella elastica; in questo caso la ridistribuzione a carico di servizio può ri-

riportata nella fig. 10, e per essa non è stata introdotta alcuna ipotesi: il diagramma è infatti completamente definito dalla conoscenza del carico di rottura ($P = 19100$ kg) e delle reazioni degli appoggi estremi ($R = 820$ kg); entrambi sono stati misurati per mezzo di precisi dinamometri.

Tenendo conto del peso proprio, il momento sugli appoggi vale:

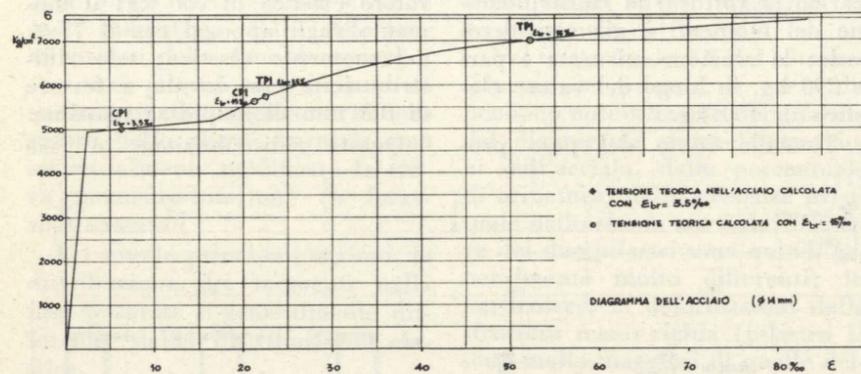


Fig. 4 - Diagramma sforzi-deformazioni dell'acciaio.

porre la sproporzione esistente, nelle sezioni critiche, tra momenti elastici e momenti di progetto, evitando quindi una eccessiva larghezza delle fessure. Senza tale effetto, nessun considerevole « trasferimento » sarebbe praticamente possibile per l'impossibilità di soddisfare le condizioni di fessurazione a carico di servizio (4).

3) Trave continua CP1 - Distribuzione dei momenti a rottura.

La rottura della trave continua si è verificata in mezzzeria, mentre una considerevole riserva di resistenza era ancora disponibile sugli appoggi intermedi. La distribuzione dei momenti a rottura è

(4) È inoltre interessante osservare che un dimensionamento a rottura con la distribuzione elastica dei momenti conduce ad un progetto corretto per il carico di servizio (nel senso della ordinaria teoria del cemento armato) solo se la percentuale di armatura e la sua distribuzione sono le stesse nelle diverse sezioni critiche. Nel caso della trave continua CP1, per esempio, la teoria ordinaria del cemento armato conduce ad una tensione di 2200 kg/cm^2 nell'acciaio sotto un carico di 7320 kg; tale carico potrebbe quindi considerarsi come il carico di servizio. Però, sotto lo stesso carico, la tensione nell'acciaio sugli appoggi sarebbe pari a 2880 kg/cm^2 . Di conseguenza le condizioni di fessurazione a carico di servizio non sarebbero soddisfatte senza ridistribuzione dei momenti.

$$M_a = -820 \cdot 4,80 - 150 \cdot 4,95 \cdot 2,47 = -5760 \text{ kgm}$$

Il massimo momento nella campata centrale considerata come semplicemente appoggiata sarebbe:

$$M_0 = \frac{Pl}{4} + \frac{pl^2}{8} = 19100 \cdot \frac{4,80}{4} + 150 \cdot \frac{4,80^2}{8} + 23330 \text{ kgm}$$

Il massimo momento in mezzzeria a rottura è dunque: $M_m = 23330 - 5760 = 17570$ kgm

Per valutare quanto la distribuzione reale dei momenti si sia allontanata da quella elastica, è necessario valutare la resistenza residua ancora esistente sugli appoggi. Ciò può essere ottenuto confrontando il momento M_a , misurato sugli appoggi, con il momento di rottura osservato sulla trave isostatica TP1, che riproduceva la sezione di appoggio della trave continua.

Il carico di rottura di TP1 è stato 10900 kg, ed il momento di rottura:

$$M_r = 8350 \text{ kgm (con il peso proprio)}$$

Conseguentemente, nella trave continua CP1 le sezioni di appoggio hanno sviluppato solo $\frac{5760}{8350} =$

$= 69\%$ della loro resistenza quando la rottura si è verificata in mezzzeria. Il rapporto di utilizzazione delle sezioni di appoggio può salire a 73% se si tiene conto di una probabile differenza di comportamento delle travi CP1 e TP1 malgrado l'identica sezione (differenza osservata allo snervamento dell'acciaio). Ma i valori numerici ottenuti nel nostro caso non rivestono in sé particolare significato: il risultato importante è la dimostrazione del fatto che le sezioni di appoggio sono state limitate a sviluppare solo una parte della loro resistenza, poichè lo sviluppo del loro momento di rottura avrebbe comportato rotazioni non compatibili con la massima rotazione possibile nella mezzzeria della campata centrale.

Nel nostro caso, l'ipotesi della rottura contemporanea delle tre sezioni critiche avrebbe condotto ad una sopravvalutazione dell'11% del carico di rottura (5).

4) Trave continua CP1 - Metodo delle rotazioni imposte applicato a rottura.

I risultati ottenuti potevano essere facilmente previsti con la teoria. Lo dimostreremo applicando il metodo delle « rotazioni imposte ».

Il metodo, basato sull'interpretazione generale dei fenomeni ane-

(5) Era nostra intenzione di realizzare la trave continua CP1 con sezioni critiche aventi momenti di rottura proporzionali ai momenti elastici, in modo di ottenere una struttura senza sproporzione. Questo risultato non è stato esattamente ottenuto. Il rapporto sperimentale tra le resistenze delle sezioni critiche è infatti risultato $\frac{17570}{8350} = 2,10$ mentre il rapporto tra i momenti elastici è $2,24$. Questa differenza del 7% tra progetto ed esperienza ha tuttavia un effetto trascurabile sul risultato pratico; infatti il rapporto a rottura tra il momento in mezzzeria ed il momento su appoggio è risultato, sulla trave continua: $\frac{17570}{5760} = 3,05$, valore sensibilmente maggiore sia di $2,10$ come di $2,24$.

Possiamo aggiungere che, secondo una opinione molto diffusa, la resistenza lievemente insufficiente della mezzzeria avrebbe dovuto essere compensata da un lieve trasferimento di momento agli appoggi; al contrario, la ridistribuzione ha agito in senso opposto, e con un considerevole effetto sfavorevole.

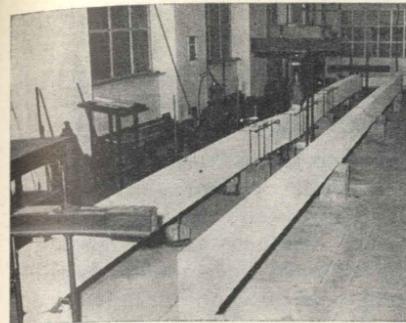


Fig. 5 - Le due travi continue CP1 e CQ1.

lastici dovuta al Colonnetti e sviluppata dal Levi, consiste nel considerare le rotazioni anelastiche come rotazioni artificialmente imposte nelle sezioni critiche delle strutture considerate ancora interamente elastiche.

Le rotazioni imposte danno luogo ad uno stato di coazione (in pratica un diagramma di momenti di ridistribuzione); la sovrapposizione di quest'ultimo e dei momenti elastici dovuti ai carichi conduce alla reale distribuzione dei momenti.

Nel caso attuale applicheremo il metodo al calcolo del carico di rottura della trave continua CP1, e supporremo di conoscere i seguenti dati delle varie sezioni critiche:

— il momento di rottura $M_r = 17570$ kgm della sezione critica in mezzzeria della campata centrale (può essere calcolato p. es. con la teoria del C.E.B.); la precisione è solo del $10 \div 15\%$ [5]; i valori sperimentali ottenuti nel nostro caso (campate laterali provate in semplice appoggio) variano infatti da 16300 a 18280 kgm.

— la relazione momento-rotazione della zona centrale (fig. 9; diagramma sperimentale ottenuto sulla travata sinistra; base di misura = 160 cm).

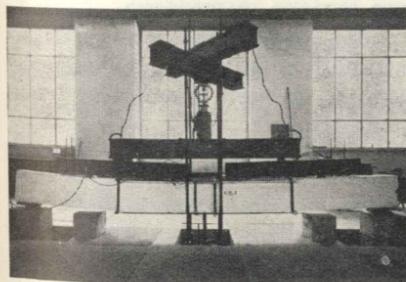


Fig. 6 - Dispositivo di carico e apparecchiatura di misura delle rotazioni sulla trave CQ1.

— il momento di rottura $M_r = 8350$ kgm delle sezioni critiche su appoggi (valore ottenuto sulla trave di confronto TP1).

— la relazione momento-rotazione della zona di appoggio (fig. 8; diagramma sperimentale ottenuto sulla trave di confronto TP1; base = 100 cm).

Supporremo che nei diagrammi delle figure 8 e 9 sia considerata tutta la rotazione anelastica: questa è una prima approssimazione; una ulteriore approssimazione è dovuta al fatto che la forma del diagramma dei momenti non è esattamente la stessa nella trave continua e nella trave di confronto.

Con queste ipotesi, applichiamo

$$P = \frac{17570 - 85}{0,840} = 20800 \text{ kg}$$

(il momento elastico è infatti $M = 0,840 P$).

Il momento sugli appoggi sarebbe, di conseguenza: $M_B = M_C = -0,360 \cdot 20800 - 345 = -7830$ kgm

Ma tali valori dei momenti (fig. 11) sarebbero in accordo con la condizione di compatibilità della deformazione solo se le conseguenti rotazioni anelastiche si compensassero esattamente le une con le altre. Si può dimostrare che in questo caso tale situazione non è compatibile.

Infatti, in una trave continua a 3 campate uguali, l'effetto di 3 rotazioni $\bar{\alpha}_E, \bar{\alpha}_B$ e $\bar{\alpha}_C$ imposte nella

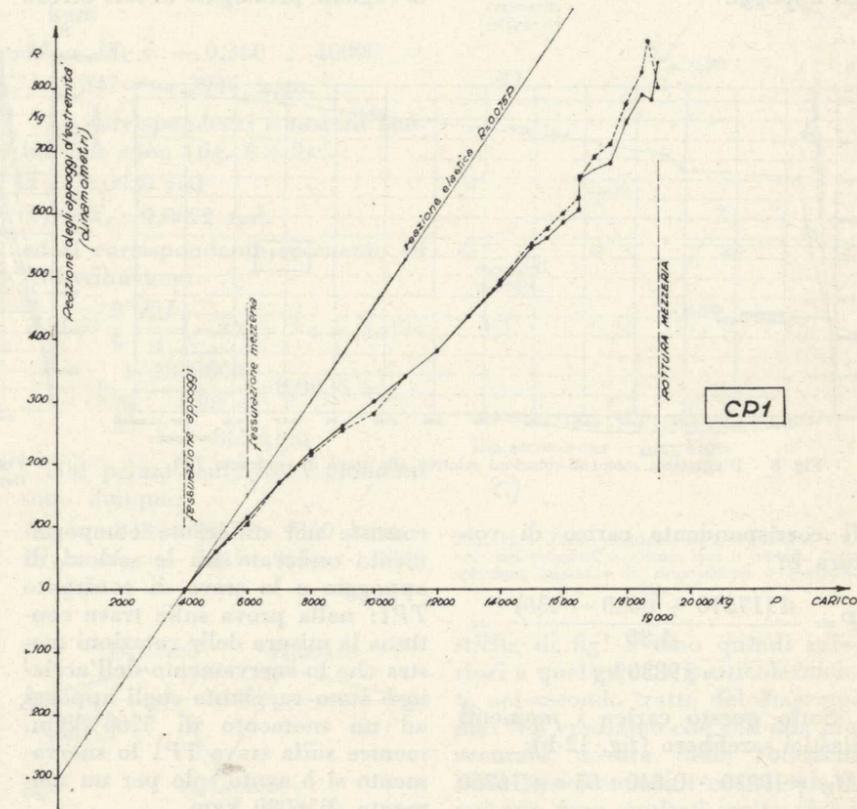


Fig. 7 - Reazioni misurate agli appoggi estremi della trave continua CP1.

il metodo delle rotazioni imposte. Come primo tentativo supporremo che la distribuzione elastica dei momenti rimanga invariata fino a rottura. Di conseguenza, essendo il momento di rottura della mezzzeria $M_E = 17570$ kgm, il carico di rottura P varrebbe (tenendo conto del peso proprio che dà luogo a un momento di 85 kgm in mezzzeria e -345 kgm sugli appoggi):

mezzzeria E e sugli appoggi B e C è un diagramma trapezoidale di momenti la cui altezza vale:

$$\Delta M = \frac{3}{5} \frac{EJ}{l} (-\bar{\alpha}_E + \bar{\alpha}_B + \bar{\alpha}_C)$$

(i segni delle rotazioni sono indicati nella fig. 11-b; EJ è la rigidezza elastica). I momenti assunti nella fig. 11-a corrispondono, sui diagrammi momenti-rotazioni, alle seguenti rotazioni anelastiche:

— mezzeria: $\bar{\alpha}_E = 0,071$ —
 — $0,011 = 0,060$ rad (fig. 9)
 — appoggi: $\bar{\alpha}_B = \bar{\alpha}_C = 0,109$ —
 — $0,007 = 0,102$ rad (fig. 8).

Considerate come rotazioni imposte alle sezioni critiche, tali rotazioni anelastiche causerebbero un momento di redistribuzione:

$$\Delta M = \frac{3 EJ}{5 l} (-0,060 + 0,102 + 0,102) = \frac{3 EJ}{5 l} 0,144 \neq 0$$

Le rotazioni anelastiche non si compensano, quindi la distribuzione di momenti della fig. 11-a non è compatibile. Al contrario, si ottiene la compatibilità se si suppone la rottura solo in mezzeria ed un momento di solo 6650 kgm sugli appoggi.

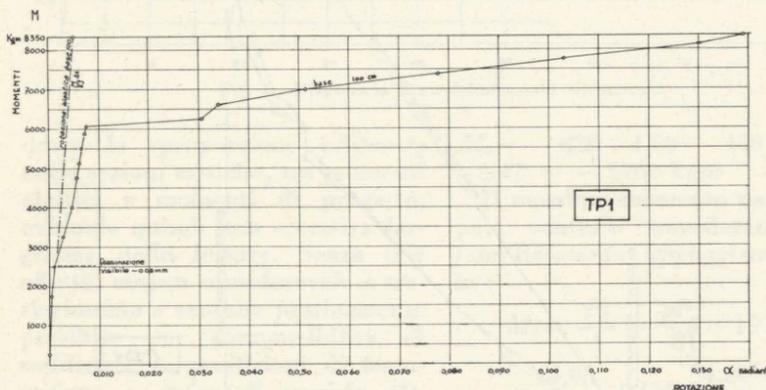


Fig. 8 - Diagramma momenti-rotazioni relativo alla trave di confronto TP1.

Il corrispondente carico di rottura è:

$$P = \frac{4(17570 + 6650 - 430)}{4,80} = 19830 \text{ kg}$$

Sotto questo carico i momenti elastici sarebbero (fig. 12-b):

$$M_E = 19830 \cdot 0,840 + 85 = +16750 \text{ kgm}$$

$$M_B = M_C = -0,360 \cdot 19830 - 345 = -7470 \text{ kgm.}$$

e le rotazioni anelastiche corrispondenti ai momenti reali della fig. 12-a (vedi diagrammi momenti-rotazioni):

$$\bar{\alpha}_E = 0,071 - 0,011 = 0,060 \text{ rad (fig. 9)}$$

$$\bar{\alpha}_B = \bar{\alpha}_C = 0,035 - 0,004 = 0,031 \text{ rad (fig. 8).}$$

L'effetto di tali rotazioni anela-

stiche considerate come rotazioni imposte è (fig. 12-c):⁽⁶⁾

$$\Delta M = \frac{3 EJ}{5 l} (-0,060 + 0,031 + 0,031) = + \frac{3 \cdot 2880000}{5 \cdot 4,80} \cdot 0,002 = +720 \text{ kgm} \cong +820 \text{ kgm}$$

La condizione di compatibilità è soddisfatta; infatti, nella fig. 12, sovrapponendo il diagramma elastico b) e il diagramma di redistribuzione c) si ottiene il diagramma a) supposto in partenza.

Il calcolo conduce quindi a prevedere un carico di rottura di 19830 kg in luogo di $P_r = 19100$ kg (errore del 4%) e ad un momento sugli appoggi di 6650 kgm in luogo di 5760 (errore 15%). Ma la ragione principale di tale errore

nella zona interessante il calcolo. Osserveremo inoltre che un piccolo valore di $(-\bar{\alpha}_E + \bar{\alpha}_B + \bar{\alpha}_C)$ da luogo ad un notevole momento di redistribuzione ΔM .

Questo fatto, dovuto alla piccolezza delle deformazioni elastiche che contrastano le rotazioni imposte, conduce alla conclusione che in molti casi, quando le rotazioni a rottura sono grandi rispetto alle deformazioni elastiche, le condizioni di compatibilità possono essere semplificate trascurando le deformazioni elastiche⁽⁷⁾; nel nostro caso la condizione sarebbe:

$$-\bar{\alpha}_E + \bar{\alpha}_B + \bar{\alpha}_C = 0$$

$$\bar{\alpha}_B = \bar{\alpha}_C = \frac{1}{2} \bar{\alpha}_E$$

Questa condizione di compati-

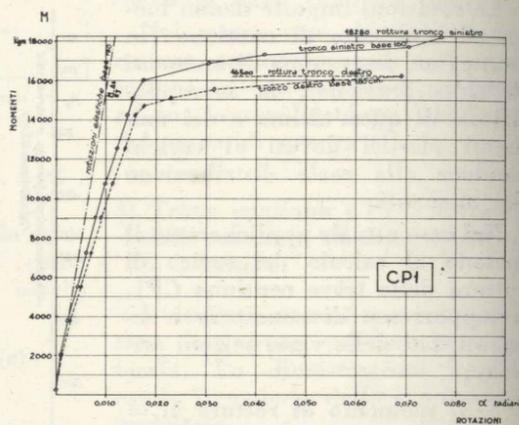


Fig. 9 - Diagramma momenti-rotazioni relativo alla zona di mezzeria della trave CPI.

consiste nel differente comportamento osservato tra le sezioni di appoggio e la trave di confronto TP1: nella prova sulla trave continua la misura delle rotazioni mostra che lo snervamento dell'acciaio è stato raggiunto sugli appoggi ad un momento di 5760 kgm, mentre sulla trave TP1 lo snervamento si è avuto solo per un momento di 6080 kgm.

Appare dunque chiaro che ragioni di errore sono da attendersi maggiormente per la difficoltà di valutare correttamente i momenti di rottura delle singole sezioni; gli errori nelle rotazioni sono di solito meno importanti, poichè la pendenza del diagramma momenti/rotazioni è piccola

⁽⁶⁾ $J = 0,80 \cdot 10^{-3} \text{ m}^4$; $E = 360000 \cdot 10^4 \text{ kg/m}^2$.
 $EJ = 2880000 \text{ kg/m}^2$; $l = 4,80 \text{ m}$.

lità semplificata mostra chiaramente che le sezioni di appoggio, malgrado la loro capacità di grandi rotazioni, sono limitate ad una rotazione pari alla metà della rotazione di rottura della sezione di mezzeria. Questa rotazione limitata, riportata sul diagramma momenti/rotazioni della sezione di appoggio (fig. 8), fornisce la corrispondente limitazione del momento di appoggio quando la rottura avviene in mezzeria.

Sulle tavole degli effetti delle rotazioni imposte (da noi compilate per un certo numero di semplici strutture, quali travi continue e portali [6]) questa limitazione della rotazione ad 1/2 è sempre presente quando il carico agisce su di una sola campata; la

⁽⁷⁾ Questo metodo è stato usato per la prima volta da Y. GUYON.

limitazione è diversa quando il carico agisce lungo tutta la trave (in alcuni casi non vi è limitazione). Non possiamo ancora dare regole generali su questa limitazione, ma le considerazioni teoriche e le esperienze sopra descritte sembrano mostrare che:

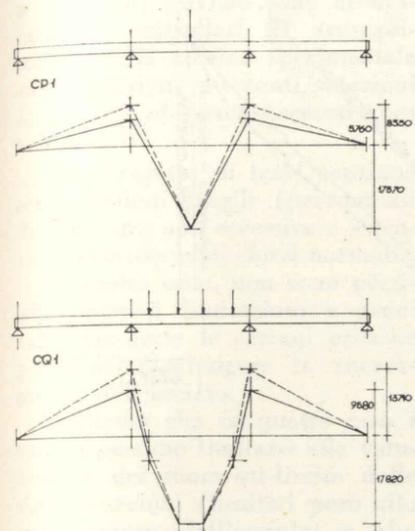


Fig. 10 - Diagrammi dei momenti delle travi continue alla rottura: a) tratto continuo i diagrammi reali, tratteggiati i diagrammi corrispondenti alla rottura contemporanea delle tre sezioni critiche.

— Se la percentuale di armatura è piccola in tutte le sezioni di una struttura, lo snervamento dell'acciaio viene probabilmente raggiunto in tutte le sezioni critiche; tuttavia, in qualche sezione critica l'«iperresistenza» può venir limitata dalle condizioni di compatibilità.

— Se la percentuale di armatura è elevata nella sezione di rottura (o la rotazione di rottura è limitata per altre ragioni, per esempio per la presenza di sforzo normale), la compatibilità della deformazione può limitare considerevolmente le altre sezioni critiche, che probabilmente non raggiungeranno lo snervamento dell'acciaio; in questo caso, poichè la pendenza del diagramma momenti/rotazioni è molto elevata nel secondo tratto, possono aversi delle notevoli limitazioni del carico di rottura (tuttavia, questo caso non è ancora stato controllato con l'esperienza).

5) Trave continua CP1 - Metodo delle rotazioni imposte applicato al carico di servizio.

Il metodo descritto è ugualmente utile a carico di servizio, per controllare che la fessurazione non sia eccessiva; in questo caso, naturalmente, le deformazioni elastiche non possono essere trascurate. Applicheremo il metodo alla ricerca della distribuzione dei momenti esistente sotto un carico $P = 10000$ kg. Useremo gli stessi diagrammi momenti/rotazioni considerati per il calcolo a rottura (fig. 8 e 9).

Consideriamo dapprima la distribuzione elastica dei momenti (fig. 13-a):

$$M_E = 0,840 \cdot 10000 + 85 = +8485 \text{ kgm}$$

$$M_B = M_C = -0,360 \cdot 10000 - 345 = -3945 \text{ kgm.}$$

Le corrispondenti rotazioni anelastiche sono (fig. 8 e 9):

$$\bar{\alpha}_E = 0,0020 \text{ rad}$$

$$\bar{\alpha}_B = \bar{\alpha}_C = 0,0022 \text{ rad.}$$

ed il corrispondente momento di redistribuzione:

$$\Delta M = \frac{3 EJ}{5 l} (-\bar{\alpha}_E + \bar{\alpha}_B + \bar{\alpha}_C) = + \frac{3 \cdot 2880000}{5 \cdot 4,80} \cdot 0,0024 = +865 \text{ kgm}$$

Nel primo tentativo i momenti sono dunque:

$$M_E = +8485 + 865 = +9350 \text{ kgm}$$

$$M_B = M_C = -3945 + 865 = -3080 \text{ kgm.}$$

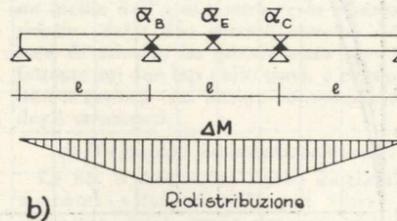
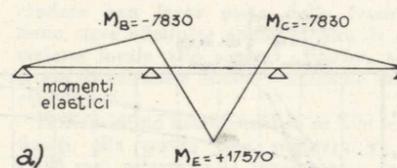


Fig. 11 - Trave continua CP1 a rottura. Prima ipotesi di calcolo: la disposizione non è compatibile.

Ma è necessaria una ulteriore correzione di questi primi valori, poichè le rotazioni $\bar{\alpha}$ devono corrispondere esattamente ai momenti reali. Il diagramma effettivo di redistribuzione è riportato nella figura 13-b e la sovrapposizione $a + b$ fornisce gli effettivi momenti per un carico di 10000 kg (fig. 13-c).

La redistribuzione calcolata è di 425 kgm, contro il valore misurato di 725; tale differenza è sostanzialmente dovuta al fatto che la base di misura di 100 cm non è stata sufficiente ad includere tutte le fessure apparse nella trave di confronto TP1; le rotazioni anela-

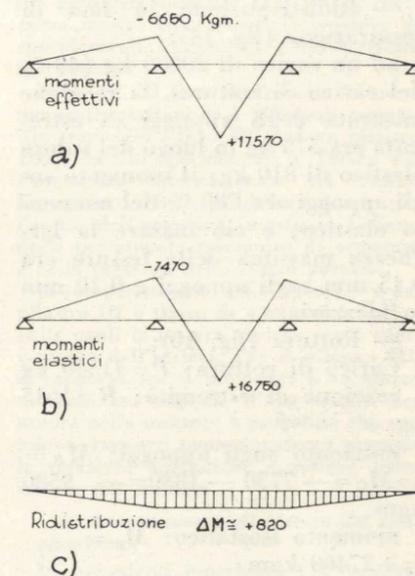


Fig. 12 - Trave continua CP1 a rottura. Calcolo dei momenti a rottura con il metodo delle rotazioni imposte: la disposizione è compatibile.

stiche di fig. 8 sono quindi inferiori a quelle reali, particolarmente nel secondo tratto del diagramma. Noi crediamo che con una più accurata misura delle rotazioni nella fase fessurata i nostri calcoli possano dare risultati molto vicini alla realtà.

6) Trave continua CQ1.

I risultati sopra esposti sono confermati dalle prove sulla trave CQ1. Quest'ultima è stata provata con 4 carichi uguali nella travata centrale, riproducendo così in pratica un carico uniforme.

La trave era dimensionata con momenti di rottura delle sezioni critiche proporzionali ai momenti

elastici (anche per CQ1 le sezioni di appoggio erano in realtà leggermente più resistenti di quanto previsto).

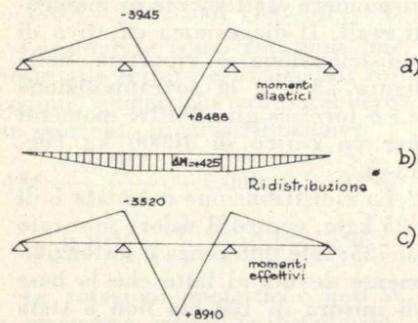


Fig. 13 - Trave continua CP1 a carico di servizio. Disposizione compatibile.

Ridistribuzione in fase di fessurazione (fig. 14):

ad un carico di 20000 kg (49 % del carico di rottura), la reazione misurata degli appoggi di estremità era 575 kg in luogo del valore elastico di 810 kg; il momento sugli appoggi era l'80 % del momento elastico; e ciò mentre la larghezza massima delle fessure era 0,15 mm sugli appoggi e 0,10 mm in mezzeria.

Rottura (fig. 10):

Carico di rottura: $P=41540$ kg
 reazione di estremità: $R=1615$ kg
 momento sugli appoggi: $M_B = M_C = -7750 - 1830 = -9580$ kgm

momento isostatico: $M_0 = +27400$ kgm
 momento in mezzeria: $M_E = +27400 - 9580 = +17820$ kgm
 momento di rottura della trave di confronto TQ1: $M_r = 13710$ kgm.

Nella trave continua, le sezioni di appoggio hanno quindi sviluppato solo $\frac{9580}{13710} = 70\%$ del loro momento di rottura.

L'ipotesi di rottura contemporanea delle 3 sezioni critiche avrebbe portato ad una sopravvalutazione del 15 % del carico di rottura.

7) Conclusioni.

È sperimentalmente provato che la necessità di compatibilità della deformazione può dar luogo a rotture locali in determinate sezioni critiche, e quindi provocare notevoli limitazioni in altre sezioni critiche, anche nel caso di strutture dimensionate per il diagramma

di momenti previsto dalla teoria elastica.

È d'altra parte dimostrato che notevoli ridistribuzioni di momenti possono essere provocate da modeste deformazioni anelastiche (in pratica, da fessurazioni usualmente ammesse a carico di servizio).

Abbiamo quindi una nuova pro-

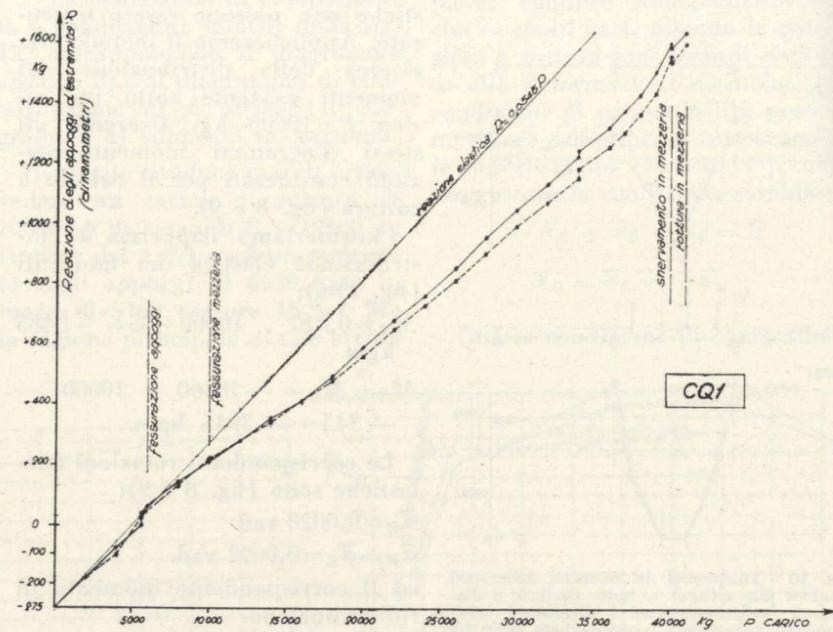


Fig. 14 - Trave continua CQ1. Reazioni misurate agli appoggi estremi.

va del principio espresso da A. L. Baker, [8] vale a dire che la distribuzione elastica dei momenti non è, per il cemento armato, una valida base per il dimensionamento, sia che si voglia ottenere un determinato fattore di sicurezza, sia che si vogliano controllare le condizioni a carico di servizio.

Noi concluderemo che il calcolo

a rottura delle singole sezioni e la distribuzione anelastica dei momenti sono due parti inseparabili del calcolo a rottura, e che l'adozione separata del primo senza il controllo della seconda può generalmente condurre alla sopravvalutazione delle capacità portanti delle strutture iperstatiche.

Dal punto di vista pratico intravediamo le seguenti possibilità:

a) Progetto di grandi strutture con un piccolo numero di incognite iperstatiche. In questo caso, l'importanza delle strutture e la considerevole economia che può ottenersi con una progettazione accurata giustificano l'adozione di metodi di verifica quale quello

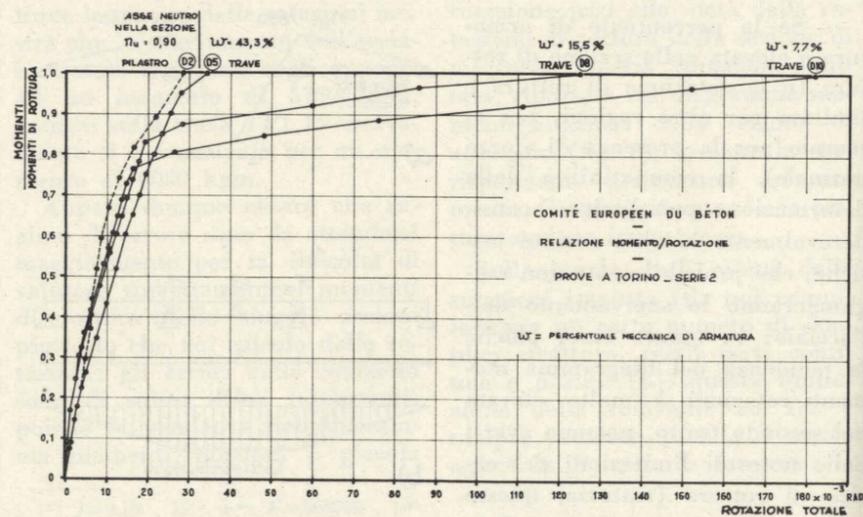


Fig. 15 - Diagrammi momenti-rotazioni relativi a 3 travi (D10 - D8 - D5) con differente percentuale di armatura, e al pilastro D2 soggetto a pressoflessione.

delle rotazioni imposte, prendendo in considerazione il reale comportamento sia a rottura che a carico di servizio.

In tal caso non esiste praticamente limite ai « trasferimenti » di momento tra appoggi e mezzerie, né all'adozione di sezioni fragili, poiché il coefficiente di sicurezza e la larghezza delle fessure a carico di servizio sono accuratamente controllati. Il proseguimento della ricerca sperimentale sulle relazioni momenti/rotazioni fornirà gli elementi necessari per tali calcoli.

b) Progetto di travi continue senza sezioni fragili (percentuali di armatura non eccessive e assenza di considerevoli sforzi normali).

In questo caso, non sono possibili notevoli limitazioni e generalmente tutte le sezioni critiche potranno raggiungere lo snervamento dell'acciaio.

Crediamo che in questo caso i calcoli possano limitarsi alla valutazione dei momenti-limite delle singole sezioni (limitati però allo snervamento dell'acciaio) e che sensibili « trasferimenti » si possano effettuare senza necessità di controllo della compatibilità.

c) Progetto di strutture complesse comprendenti sezioni fragili.

In questo caso rotture locali e sensibili limitazioni sono possibili, ma l'adozione dei metodi « esatti » è troppo complessa e in ogni caso non economica. Metodi di progetto semplificati sono stati proposti, ma non è provata la loro validità nel caso della presenza di sezioni fragili. Noi pensiamo tuttavia che un notevole numero di calcoli « esatti » effettuati con calcolatori elettronici, accompagnati da alcuni controlli sperimentali, potranno condurre a semplici regole di dimensionamento anche per tali strutture.

Giorgio Macchi

BIBLIOGRAFIA

- [1] G. MACCHI, « Moment redistribution beyond elastic limit and at failure in prestressed concrete beams », « Journal of Prestressed Concrete Institute », Sept. 1957.
- [2] Comité Européen du Béton, « Récommandations Pratiques » CR 4, 421, 1963.
- [3] G. MACCHI, « Etude expérimentale de poutres continues précontraintes dans le domaine plastique et à la rupture », « Fédération Internationale de la Précontrainte », Amsterdam 1955.

[4] A. H. MATTOCK, « Redistribution of design bending moments in reinforced concrete continuous beams », Proc. Inst. Civil Engineers n. 6314, 1959.

[5] MOENAERT-MASSONNET, « Calcul du béton armé à la rupture en flexion simple ou composée » A.I.P.C., 1960.

[6] G. MACCHI, Comité Européen du Béton, Bulletin n. 30.

F. LEONHARDT, « Spannbeton für die Praxis », 2ª Ed. pag. 490.

[7] G. MACCHI, « Etude jusqu'à rupture de la relation moment rotation dans les poutres précontraintes » Féder. Int. Précontrainte, Berlin 1958.

[8] A. L. L. BAKER, « Errors in elastic frame analysis due to inelasticity », Note for European Committee for Concrete, May 1961.

APPENDICE

a) Caratteristiche dei materiali

Calcestruzzo: CP1 - TP1 - resistenza cubica: 450 kg/cm².

CQ1 - TQ1 - resistenza cubica: 350 kg/cm².

Acciaio: acciaio nervato a durezza naturale:

Ø 14 mm: snervamento 4940 kg/cm² - rottura 7600 kg/cm².

Ø 16 mm: snervamento 4650 kg/cm² - rottura 7090 kg/cm².

il diagramma sforzi-deformazioni è riportato nella fig. 4.

b) Misura dei carichi e delle reazioni.

I carichi sono stati sempre ottenuti per mezzo di un solo martinetto e misurati con un anello dinamometrico di precisione. Le reazioni di appoggio delle travi continue sono state misurate con dinamometri idraulici e con una precisione controllata dell'1 %; i cedimenti dovuti alla deformazione dei dinamometri (molto piccoli in pratica) sono stati compensati con una vite ad ogni incremento di carico. La misura contemporanea del carico e delle reazioni ha consentito di conoscere la reale distribuzione dei momenti lungo la trave ad ogni fase di carico e a rottura.

c) Misura delle rotazioni.

Le rotazioni di ciascuna zona critica sono state misurate su basi tali da includere una larga parte delle fessure. Sono state effettuate anche misure di rotazione locale alle sezioni critiche, allo scopo di misurare la concentrazione della rotazione.

Il dispositivo usato consiste in due telai fissati alla trave; due comparatori al 1/100 mm misurano lo spostamento relativo delle estremità superiori e di quelle inferiori. Tali misure forniscono, allo stesso tempo, la media deformazione di compressione del calcestruzzo, la posizione media dell'asse neutro, e la rotazione relativa delle due sezioni estreme della base di misura. Le misure sono state effettuate sui due lati delle travi, e condotte fino a rottura con lettura contemporanea degli strumenti.

d) Diagrammi momenti-rotazioni.

La fig. 8 mostra un tipico diagramma momenti - rotazioni trilineare (trave di confronto TP1), quale descritto nell'Introduzione. Quando appare la prima fessura (30 % del carico di rottura) il diagramma devia dalla legge elastica (ini-

zio del secondo tratto); questa deviazione è utile per la redistribuzione a carico di servizio. Allo snervamento dell'acciaio il diagramma mostra una improvvisa deviazione, ma il terzo tratto non è orizzontale: anche a tensione costante nell'acciaio il momento cresce per l'aumento del braccio di leva; infine la trave sviluppa la sua « iperesistenza » mentre il diagramma segue da vicino il diagramma sforzi-deformazioni dell'acciaio.

Questo diagramma è tipico per sezioni a piccola percentuale di armatura (0,56 %). Nella fig. 9 (trave CP1) è invece mostrato un diagramma momenti-rotazioni per una percentuale di armatura piuttosto alta (1,7 %): lo snervamento dell'acciaio non è superato quando avviene la rottura, manca quindi la fase di « iperesistenza ».

Se la percentuale di armatura aumenta ulteriormente, oppure contemporaneamente alla flessione agisce uno sforzo normale, la rotazione massima diminuisce considerevolmente e la forma della curva mostra chiaramente il pericolo di considerevoli limitazioni nelle strutture iperstatiche.

Nella fig. 15 sono confrontate le curve momenti-rotazioni di 4 differenti sezioni. Tre travi (D5 - D8 - D10) ed un pilastro (D2), da noi sperimentati a Torino nel Programma Internazionale del Comité Européen du Béton, e differenti solo per l'entità dell'armatura, mostrano l'effetto della percentuale meccanica di armatura e della presenza dello sforzo normale.

Il comportamento della trave D5 e del pilastro D2 è tipico di « sezioni fragili », nelle quali la rottura avviene senza snervamento dell'acciaio. Per il pilastro D2, il rapporto tra il momento e lo sforzo normale era tale che l'asse neutro era ancora nella sezione; è probabile che con minori rapporti momento/sforzo normale le rotazioni anelastiche a rottura siano ancora più limitate.

e) Accorciamento di rottura del conglomerato.

In precedenti esperienze [7] su travi precomprese abbiamo osservato valori dell'accorciamento di rottura del conglomerato notevolmente superiori al valore $e_{br}=3,5\%$ adottato dal C.E.B. (valori di $e_{br}=6\div 13\%$).

Nelle attuali prove, sulla base di 25 cm, sono stati misurati i seguenti accorciamenti:

TP1	$e_{br}=19,2\%$
CP1 sinistra	15,9 %
CP1 destra	18,1 %
TQ1	18,6 %
CP1 centro	11,4 %

Introducendo nei calcoli un valore di $e_{br}=15\%$ e tenendo conto del reale diagramma sforzi-deformazioni dell'acciaio, abbiamo ottenuto valori dei momenti di rottura delle varie sezioni molto vicini ai valori sperimentali (a meno del $2\div +10\%$); al contrario, adottando $3,5\%$ abbiamo ottenuto momenti di rottura inferiori dell'11÷26 % rispetto ai valori sperimentali. Analogamente, una maggior precisione si è ottenuta nella previsione della posizione dell'asse neutro.

A nostro avviso, valori della deformazione unitaria del conglomerato superiori a $3,5\%$ dovranno essere introdotti almeno nel calcolo delle rotazioni-limiti delle sezioni critiche.

RUBRICA DEI BREVETTI

a cura di **FILIPPO JACOBACCI**

Brevetti recentemente pubblicati in Italia nel campo delle costruzioni

I - COSTRUZIONI PERMANENTI

A - *Costruzione di strade, di strade ferrate e di ponti.*

No. 636.688 - 8.6.1960, *Etablissements Richier*, « Rullo compressore automotore a pneumatici ».

No. 635.543 - 30.8.1960, *Heise Carl Hermann*, « Macchina a tagliare e mescolare per la preparazione di materiali bituminosi ».

No. 635.293 - 3.8.1960, *Société des Entreprises Buissiron*, « Giunto per costruzioni particolarmente per strade piste solai pavimentazioni e simili ».

No. 636.739 - 6.7.1960, *Baugesellschaft m.b.H. Konrad Beyer und Co.*, « Centina a sbalzo particolarmente per ponti ad arco ».

No. 636.597 - 10.9.1960, *Siemens Bauunion G.m.b.H.*, « Procedimento per la fabbricazione graduale di opere in muratura dotate di pareti di contorno di calcestruzzo inclinate e rastremate specie per pilastri di ponti ».

No. 635.770 - 6.9.1960, *Agfa A.G.*, « Apparecchiatura per il controllo del traffico munita di dispositivo per la registrazione di mancanze da parte degli utenti del traffico ».

No. 635.977 - 27.12.1958, *Brancolini Claudio*, « Dispositivo elettrico per regolare il traffico sulle strade ».

No. 637.373 - 28.4.1960, *Castellano Mario e De Luca Enrico*, « Telaietti metallici portanti cubetti di materiale vario e diversamente colorati specialmente indicati per la composizione duratura di tracciati di segnaletica orizzontale sui piani stradali ».

No. 635.855 - *Esposito Giuseppe*, « Coperture antiabbaglianti e antioscuranti per gli imbocchi delle gallerie ».

No. 635.454 - 2.9.1960, *Società Mosaico Estense Modena S.M.E.M.A.*, « Lastroni prefabbricati per la costituzione degli attraversamenti pedonali cosidetti a zebra e di altre segnalazioni stradali con superficie in materiale ceramico ».

No. 635.260 - 9.8.1960, *Sailav S.r.l.*, « Procedimento per la costruzione di gallerie subacquee ed elementi costruttivi ricavati dall'applicazione di detto procedimento ».

B - *Opere idrauliche e fondazioni.*

No. 635.218 - 8.8.1960, *Cinciripini Emilio*, « Lastro vibro compresse forate per il rivestimento di briglie in terra ».

No. 636.997 - 30.8.1960, *Electricité de France Service National*, « Perfezionamenti negli scaricatori automatici di fondo per ser. acqua d'alta montagna ».

No. 635.299 - 10.8.1960, *Georges Auguste Ferrand*, « Procedimento di fabbricazione di corpi cavi in acciaio particolarmente condotte o serbatoi in pressione ».

No. 637.309 - 1.10.1960, *George Grifin Edward, Di Marco Charles Peter e Di Marco Peter Michael*, « Chiatta di scarico di materiali vari in acqua ad esempio per la costruzione di fondazioni piloni e simili sott'acqua ».

No. 637.481 - *Fiat S.p.A. e Giovannetti macchine S.p.A.*, « Caricatore frontale con scarico anteriore per uso industriale e agricolo applicabile particolarmente a trattrici cingolate ».

C - *Adduzione di acqua e smaltimento delle acque luride.*

No. 636.752 - 16.7.1960, *Vindigni Ricca Giuseppe*, « Dispositivo per sollevamento d'acqua da pozzi di qualunque profondità mediante aria compressa da appositi motocompressori ».

No. 636.433 - 24.9.1960, *Friedrich Grohe Armaturenfabrik*, « Gruppo miscelatore per bagno e doccia ».

No. 635.507 - 9.8.1960, *Moeller Hans Guenter*, « Procedimento per la costruzione di cabine per docce e la loro esecuzione tecnica ».

No. 635.229 - 9.8.1960 - *Rotili Vittorio e Korompay*, « Dispositivo per interrompere automaticamente il flusso di acqua nelle fontanine pubbliche o nei rubinetti in genere ».

No. 637.086 - 12.9.1960, *American Sterilizer Company*, « Dispositivo per risciacquare padelle da letto ».

No. 636.983 - 6.8.1960, *Antonoli Francesco*, « Bocchettone di scarico per lavandini ed apparecchi sanitari in lamiera imbottita e stampata ».

No. 636.165 - 25.6.1960 - *Cappelletti Aristide e Bucher*, « Piletta scomponibile per cassetta sia da incasso che esterna ai gabinetti di decenza ».

No. 636.683 - 9.6.1960, *Dal Bo Ferruccio*, « Complesso di vasche prefabbricate per multipla decantazione di materie luride ».

No. 635.393 - 26.8.1960, *Maasberg Oscar*, « Procedimento e dispositivo per la pulitura dei canali per acque di rifiuto ».

D - *Fabbricati.*

No. 635.569 - 13.8.1960, *Domec Société à Responsabilité Limitée*, « Procedimento per la costruzione di edifici partendo dai piani superiori e mezzi per la sua realizzazione ».

No. 635.300 - 10.8.1960, *Fritz Homann A.G.*, « Procedimento e dispositivo per la fabbricazione di tavole per costruzioni leggere particolarmente adatte per isolamenti acustici ».

No. 636.354 - 25.8.1960, *Fuller Richard Buckminster*, « Sistema di costruzione edile comprendente una pluralità di colonne assoggettate a compressione discontinua particolarmente per costruzioni di vaste proporzioni ».

No. 637.281 - 30.9.1960, *Latscher Laska Eric C.*, « Piastra di costruzione con strato isolante intermedio ».

No. 635.270 - 2.8.1960, *Noli Pietro e Marioni Giuseppe*, « Procedimento per eseguire solai a travette prefabbricate e a blocchi di laterizio o simili sostenuti durante le operazioni di getto dalle travette ».

No. 635.358 - 26.8.1960, *Sbaraglia Gofredo*, « Carro ponte a travata rettilinea e centina mobile per la costruzione di volte a struttura mista in calcestruzzo armato e laterizi ».

No. 635.930 - 20.9.1960, *Silberkuhl Wilhelm Johannes Uwe Kasti e Haeussler Ernst*, « Sala per lavorazioni e o per immagazzinamento con mezzi di lavorazione, o di immagazzinamento ivi predisposti per soddisfare esigenze variabili ».

No. 636.378 - 22.9.1960, *Cattaneo Paolo*, « Piastrina di vetro variamente colorata particolarmente adatta per stanze da bagno cucine ospedali e per rivestimenti di pareti in genere ».

No. 636.205 - 19.9.1960, *Falsini Ferdinando*, « Sistema di congiunzione di elementi scomponibili di strutture portanti in genere ».

No. 636.995 - 30.8.1960, *Fritz Alois*, « Blocco di riempimento per solette miste in laterizio e cemento armato ».

No. 635.619 - 1.9.1960, *Ludowici Ludwig Franz*, « Procedimento e dispositivo per eliminare automaticamente l'eccesso di materiale nello stampaggio delle tegole per tetti ».

No. 636.904 - 16.3.1960, *Moralt August*, « Pannelli di legno per costruzioni varie in particolare pannelli costituiti da schegge frammenti trucioli ed elementi simili di legno e da sostanze leganti dei detti materiali e procedimento per la fabbricazione dei pannelli stessi ».

No. 635.877 - 10.9.1960, *Owens Corning Fiberglas Corporation*, « Metodo e apparecchio per l'applicazione di pellicole a corpi porosi come pannelli nastri e lastre porose e prodotti ottenuti ».

Direttore responsabile: **AUGUSTO CAVALLARI-MURAT**

Autorizzazione Tribunale di Torino, n. 41 del 19 Giugno 1948

STAMPERIA ARTISTICA NAZIONALE - TORINO